

JAERI - M
89-208

受動的安全性を高めた加圧水炉
S P W R の概念設計

1989年12月

新型炉検討特別チーム

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

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1989

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 いばらき印刷機

受動的安全性を高めた加圧水炉 SPWR の概念設計

日本原子力研究所東海研究所原子炉工学部
新型炉検討特別チーム

(1989年11月13日受理)

新概念の一体型加圧水炉，SPWR（システム一体型加圧水炉）の概念設計を行った。この炉は制御棒駆動機構を持たず，代わりに硼酸水の入ったポイズンタンクを原子炉容器に内蔵する。ポイズンタンクと1次水上部のインターフェースとして3基の水圧作動弁が設けられる。1100 MWt の SPWR 2 基を原子炉建屋に収容した 700 MWe の発電プラントについて検討した。即ち，炉心，原子炉本体（原子炉容器，蒸気発生器，主循環ポンプ，加圧器，ポイズンタンク，ならびにインテグレーション），プラントシステム（主系統，補助系統），レイアウト，建設工法，運転と保守，安全関連機器，動特性，経済性，ならびに研究開発課題。受動的安全性についても検討した。

設計研究参加者

原子炉工学部新型炉検討特別チーム

迫 淳 (設計の総括)
高野 秀機 (炉心核特性)
朝日 義郎 (動特性解析コード)

IHI

(設計協力: 原子炉本体, プラントシステム, プラント配置計画, 建設工法)

小田 順朗
石川 克巳
宮口 治衛
藤沢 博美
中村平一郎
金沢 孝

ニュークリア・データ

(設計協力: プラントシステム補助系統, 原子炉制御系, 経済性)

桑野 信一
中野 泰行
木村 圭一

JAIS

(設計協力: 炉心核特性, 動特性)

松原 邦彦
金子 邦男
斎藤 純
内田 裕二

岸川特殊バルブ

(設計協力: 水圧作動弁, 緊急開放弁)

川内 与一
山岸 一行
磯崎 義典
広木健一郎
桑原 誠

Conceptual Design of SPWR, a PWR with Enhanced Passive Safety

Advanced Reactor Assessment Team
Department of Reactor Engineering
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received November 13, 1989)

A conceptual design has been carried out on a new type of integrated pressurized water reactor, SPWR (System-integrated PWR). This reactor installs a poison tank (borated water filled) in the reactor vessel instead of control rod drive system. Three hydraulic pressure valves are installed as the upper interface between the poison tank and primary coolant. A 700MWe power plant with twin 1100MWt SPWRs which are installed in a reactor building has been studied. Design and analysis have been made on the reactor core, reactor (reactor vessel, steam generator, main circulating pump, pressurizer, poison tank and their integration), plant systems (main and sub systems), layout, construction scheme, operation and maintenance, safety related components, reactor dynamics, economics and R&D needs. Passive safety features are also studied.

Keywords: Conceptual Design, New Concept Reactor, Light Water Reactor, PWR, Next Generation Power Reactor, Passive Safety

Members of Design Group

(Advanced Reactor Assessment Team)

K. Sako, H. Takano, Y. Asahi, J. Oda^{*1}, K. Ishikawa^{*1}, H. Miyaguchi^{*1},
H. Fujisawa^{*1}, H. Nakamura^{*1}, T. Kanazawa^{*1}, S. Kuwahara^{*2}, Y. Nakano^{*2},
K. Kimura^{*2}, K. Matsubara^{*3}, K. Kaneko^{*3}, J. Saito^{*3}, Y. Uchida^{*3},
Y. Kawauchi^{*4}, K. Yamagishi^{*4}, Y. Isozaki^{*4}, K. Hiroki^{*4}, M. Kuwahara^{*4}

*1: IHI (Ishikawajima-Harima Heavy Industries, Co. Ltd.)

*2: NDC (Nuclear Data Corp.)

*3: JAIS (Japan Information Service Ltd.)

*4: Kishikawa Special Valve Co. Ltd.

目 次

序 文	1
I. SPWR の概念とその特徴	3
1. 概 要	3
1.1 設計条件ならびに目標	3
1.2 設計の基本的な考え方	3
2. SPWR の概念	4
2.1 SPWR の基本概念	4
2.2 SPWR の代表的なオプション	4
2.3 SPWR 代表案の選定	4
3. SPWR の構造的な特徴	5
3.1 SPWR 系列炉共通の構造的な特徴	5
3.2 SPWR 代表案の構造的な特徴	6
4. SPWR 代表案の運転方法ならびに安全系の特徴	7
4.1 運転方法の特徴	7
4.2 安全設計上の特徴	8
5. SPWR の将来展望	8
6. SPWR の独自性 (特徴)	9
II. SPWR (代表案) の概念設計	14
1. 概 要	14
2. 炉心および燃料集合体	20
2.1 炉心	20
2.2 燃料集合体	20
2.3 炉心の熱的安全余裕	21
2.4 炉心の核特性	22
2.5 中性子束分布	23
3. 原子炉容器	33
3.1 概 要	33
3.2 設計条件	33
3.3 構造検討	33
3.4 製 作 性	42
3.5 供用期間中検査	42
3.6 技術的課題	44
3.7 実現性評価	45
4. 蒸気発生器	52
4.1 概 要	52

4.2	設計条件	52
4.3	構造検討	54
4.4	製作性	58
4.5	供用期間中検査	58
4.6	技術的課題	59
4.7	実現性評価	59
5.	主循環ポンプ	78
5.1	概要	78
5.2	ポンプ性能	78
5.3	ポンプの構造に関する検討	78
5.4	ポンプ軸封装置の構造に関する検討	79
5.5	技術的課題	80
5.6	実現性評価	81
6.	プラントシステム（主系統）	86
6.1	概要	86
6.2	原子炉主冷却系（主蒸気・給水系）の検討	86
7.	プラントシステム（補助系統）	93
7.1	概要	93
7.2	補助系統の特徴	93
7.3	原子炉補助設備	94
8.	原子炉制御系ならびに安全保護系	108
8.1	概要	108
8.2	蒸気発生器制御系	108
8.3	原子炉制御系	108
8.4	安全保護系	109
9.	安全関連機器	117
9.1	概要	117
9.2	水圧作動弁（受動停止系）	117
9.3	緊急開放弁（能動停止系）	121
9.4	下部インターフェース	123
10.	保守・点検計画	140
10.1	概要	140
10.2	点検方法（やや具体的な説明）	140
11.	燃料交換	143
11.1	概要	143
11.2	燃料交換手順	143
11.3	炉内マニピュレータ（概念）	143
11.4	検討課題	143

12. プラント配置計画	146
12.1 概 要	146
12.2 原子炉格納容器の基本仕様の検討	146
12.3 原子炉建屋ならびに機器配置の検討	149
12.4 全体配置の検討	150
13. 建設工法	178
13.1 概 要	178
13.2 原子炉構成機器の重量	178
13.3 原子炉本体の組立て手順	178
13.4 原子炉本体の輸送	179
13.5 原子炉容器吊り込み要領	180
13.6 建設工程	180
14. 経済性評価	189
14.1 概 要	189
14.2 コスト評価の範囲	189
14.3 コスト評価の方法	189
14.4 コスト評価	191
15. 動特性解析 (要約)	197
15.1 過渡解析	197
15.2 事故解析	197
15.3 解析結果の概要	198
Ⅲ. 動特性解析	199
1. 概 要	199
1.1 解析の目的	199
1.2 解析内容の要約	199
2. 計算モデル	200
2.1 使用コードの概要 (THYDE-W)	200
2.2 計算モデル	201
2.3 入力データ	202
3. 過渡解析	210
3.1 負荷遮断解析	210
3.2 負荷変動追従性解析	214
4. 事故解析	236
4.1 主循環ポンプ瞬時トリップ事故解析	236
4.2 全電源喪失事故解析	240
4.3 1次系配管破断事故解析	245
4.4 1次冷却水ボロン希釈事故解析	251
謝 辞	322

Contents

Introduction	1
I. Concept of SPWR and the features	3
1. General	3
1.1 Design conditions and the target	3
1.2 Basic ideology of design study	3
2. Concept of SPWR	4
2.1 Basic concept of SPWR	4
2.2 Typical SPWR options	4
2.3 Selection of the reference concept of SPWR	4
3. Structural features of SPWR	5
3.1 Common structural features of SPWR options	5
3.2 Structural features of the reference type SPWR	6
4. Operational feature of the reference type SPWR	7
4.1 Operational features	7
4.2 Safety design features	8
5. Future aspect of SPWR	8
6. Originality of SPWR	9
II. Conceptual design of SPWR (reference type)	14
1. General	14
2. Reactor core and fuel assembly	20
2.1 Core	20
2.2 Fuel assembly	20
2.3 Thermal safety margin of core	21
2.4 Core neutronics	22
2.5 Neutron flux distribution	23
3. Reactor pressure vessel	33
3.1 General	33
3.2 Design conditions	33
3.3 Structure design	33
3.4 Fabricability	42
3.5 In-service inspection	42
3.6 R&D items	44
3.7 Feasibility assessment	45
4. Steam generator	52
4.1 General	52
4.2 Design conditions	52

4.3	Structure design	54
4.4	Fabricability	58
4.5	In-service inspection	58
4.6	R&D items	59
4.7	Feasibility assessment	59
5.	Main circulating pump	78
5.1	General	78
5.2	Pump characteristics	78
5.3	Structure design	78
5.4	Pump seal mechanism	79
5.5	R&D items	80
5.6	Feasibility assessment	81
6.	Plant system (Main system)	86
6.1	General	86
6.2	Main cooling system	86
7.	Plant system (Auxiliary system)	93
7.1	General	93
7.2	Features of auxiliary system	93
7.3	Reactor auxiliary system	94
8.	Reactor control and safety protection systems	108
8.1	General	108
8.2	Steam generator control system	108
8.3	Reactor control system	108
8.4	Safety protection system	109
9.	Safety related components	117
9.1	General	117
9.2	Hydraulic pressure valve (Passive shutdown system)	117
9.3	Rapid opening valve (Active shutdown system)	121
9.4	Lower interface	123
10.	Maintenance and inspection	140
10.1	General	140
10.2	Method of inspection	140
11.	Fuel exchange system	143
11.1	General	143
11.2	Fuel exchange procedure	143
11.3	In-vessel manipulator	143
11.4	R&D items	143

12.	Plant layout	146
12.1	General	146
12.2	Design basis of reactor containment	146
12.3	Reactor building and the component layout	149
12.4	Overall plant layout	150
13.	Plant construction	178
13.1	General	178
13.2	Weight of the reactor components	178
13.3	Assembling scheme of the reactor	178
13.4	Transportation of the reactor	179
13.5	Installation of the reactor	180
13.6	Construction scheme	180
14.	Economical analysis	189
14.1	General	189
14.2	Scope of cost estimation	189
14.3	Method of cost estimation	189
14.4	Cost estimation	191
15.	Dynamic analysis (Summary)	197
15.1	Transient analysis	197
15.2	Accident analysis	197
15.3	Summary of the results	198
III.	Dynamic analysis of SPWR	199
1.	General	199
1.1	Purpose of the analysis	199
1.2	Summary of the analysis	199
2.	Calculation model	200
2.1	Calculation code	200
2.2	Calculation model	201
2.3	Input data	202
3.	Transient analysis	210
3.1	Load cut off analysis	210
3.2	Load following analysis	214
4.	Accident analysis	236
4.1	Main circulating pump trip analysis	236
4.2	Loss of power main accident analysis	240
4.3	Primary pipe rupture accident analysis	245
4.4	Boron dilution accident analysis	251
	Acknowledgement	322

序文〔研究の背景〕

この四半世紀で軽水炉は大きく発展し、現在、信頼性の高い発電炉として実績をあげている。今までに蓄積された設計、製造、建設、運転の経験やノウハウは膨大なものであり、その優位性は際立っている。これをベースとして更に高信頼性、高経済性を求めて改良が進められており、1350 MWe 規模で標準化されようとしている (ABWR, APWR)。

一方、電力需要への弾力的な対応等の観点から 600 MWe 規模の発電炉の要求も芽生えてきた。これは主として米国の電力会社 (中小規模の会社が多い) の事情であるが、我国に於いても潜在的な要求があるとの見解もある。現行発電炉は大型化と標準化によってコストダウンを図るものである。同じ形式で単に小型化したのではスケールデメリットにより建設費等の増大は避けられない。そこで導入された考え方が、炉本体の受動的安全性を高めるという手段によって炉システムを簡素化し、建設費低減と工期短縮を図り、コストダウンをねらうという方法である。また、運転、保守という観点からも、中小出力炉では、(炉の数が増加するので) 簡素化されないと競争力を失うという問題があり、これも炉システムの簡素化に期待する事となる。大型炉である ABWR の場合でも、再循環ポンプを炉容器に内蔵させるなどの合理化が行われているが、中小出力炉では更に合理化を推し進める必要がある。安全系を炉本体に内蔵させるか、外部系統へ振分けるかは設計上の選択の問題である。なお、炉本体の受動的安全性を高めようとするとは必然的に小出力化する。このような背景のもとに、近年次のような炉の設計が盛んに行われるようになってきた。

(1) 現行炉の延長線上の炉

米国 GB 社によって提案された SBWR と WH 社の AP 600 等があり、炉本体の簡素化 (例えば SBWR の場合は自然循環冷却型採用) と共に非常用注水系、等を受動化した設計である。我国でも原子力 3 社がそれぞれに独自の炉概念を提案され、設計を進められている。この種の炉は今までに培って来た軽水炉の経験をフルに活用した設計であり、大規模な開発要素はなく、早期実現性が高いものとして注目されており、日米共同開発も検討されている。

(2) 新概念の炉

スウェーデン ABB・ATOM 社によって提案された PIUS は大量の低温硼酸水を充填した巨大なプレストレストコンクリート製の原子炉容器の中に 1 次系を収容することによって制御棒と、非常用冷却システムを排除する、等の画期的な特徴を持つ。この設計は可能な限り動的機器を排除し、自然現象 (重力、自然循環、等) によって炉の安全性を確保して外部系統を簡素化して、コストダウンを図るというものであり、コンセプト自体の評価 (炉本体の巨大さと複雑さの他に、運転・保守の面倒さ等が想定されるために賛否両論) は別にして、この種の炉概念と設計思想を大胆な形で最初に提案したという点においては高い評価を受けている。我国でも ISER と称する PIUS 系列の炉概念が提案され、設計研究が進められている。この他、米国の CE 社によって提案された MAP と称する自然循環冷却式一体型 PWR は、最近英国 AEA の着目するところとなり、MAP を発展させた SIR と称する炉を対象とした英米共同開発計画が進められようとしている。

このような背景のもとに受動的安全性を高めた新概念の軽水炉（加圧水炉）SPWR を提案し、我々は設計研究を進めて来た。

I . SPWR の概念とその特徴

運転保守が易しく、かつ、経済性の高い次世代の発電炉を求めて検討を進めた新概念軽水炉 SPWR (System-integrated Pressurized Water Reactor, システム一体型加圧水炉) の概念とその特徴について述べる。

1. 概 要

1.1 設計条件ならびに目標

設計にあたり定めた条件と目標は次のとおりである (①②は条件, ③④は目標)。

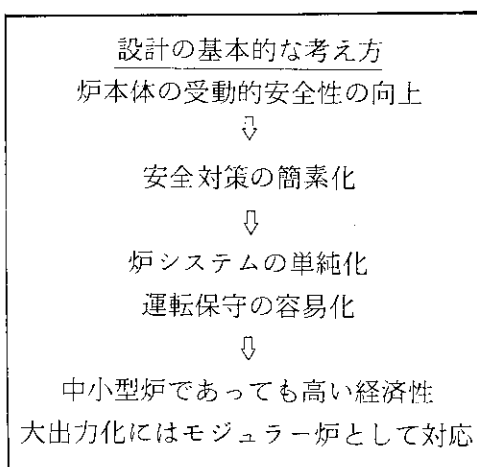
- ① 新概念炉であること
- ② 既存技術, 経験を大幅に活用でき, 大規模な R&D を要しない炉概念であること
- ③ 同一規模の現行炉と経済性の面で遜色のないこと, できれば大幅な向上
- ④ 運転, 保守の容易な炉であること

上記①と②は矛盾する要素であるし, もとより上記を全て満足するような新しい炉概念の実現は生易しいことではないが, 努力してみる価値のあるものと考えている。

1.2 設計の基本的な考え方

炉本体の受動的な安全性を高めるという手段によって, 安全対策を簡素化し, 炉システムの単純化と運転保守の容易化を図る。その結果として, 中小型炉であっても高い経済性を達成するというシナリオである。大出力化にはモジュラー炉として対応する。即ち, 炉システムの単純化によって①建設費の低減, ②建設期間の短縮, ③運転保守の容易化を実現し, スケールデメリットを克服する。

SPWR の最も大きな特徴は一体型加圧水炉であることと, 制御棒を設けない事である。従って, 大口径配管破断事故対策が不要であり, また, この炉の規模で通常必要とされる数 10 本の制御棒, それにつながる制御系や安全バックアップ系, 等が不要となり, 設備費の低減や, 運転保守の大幅な容易化を図りうる可能性がある。運転保守の手間が現行炉と同程度では, 炉の数が増す分だけ厄介になるので, 特にこの点は重要と認識している。



2. SPWR の概念

2.1 SPWR の基本概念

Fig. I. 2.1に SPWR の基本概念を示す。
炉は次のような基本的な特徴を持つ。

- ① 一体型 PWR
- ② 制御棒無し

炉の運転制御： 炉心の負の温度， 密度係数
1 次水のボロン濃度調節
燃焼に伴う反応度補償 (PWR 相当)
ボロン濃度希釈 (純水添加)
バーナブルポイズン併用

- ③ 炉 停 止

緩やかな停止： ボロン水注入 (外部系統)
緊急停止： 内蔵ボロン水の能動注入
自動停止： 主循環ポンプ機能低下時に
内蔵ボロン水の受動注入

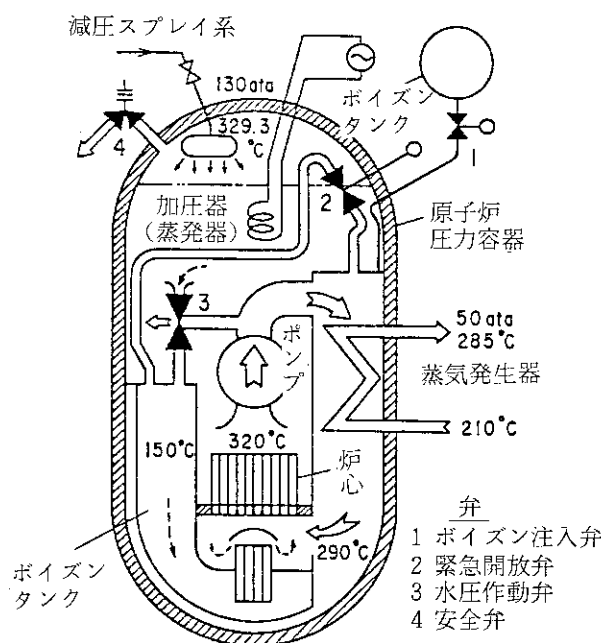


Fig. I. 2.1 SPWR の基本概念

2.2 SPWR の代表的なオプション

Fig. I. 2.2 に SPWR の代表的なオプションを示す。一連の炉は基本的にはホットベッセル型とコールドベッセル型の 2 種類であるが，主循環ポンプの設置場所 (ホットレグまたはコールドレグ) の選択，更にこれに伴って加圧式か自己加圧式か，等の多くのオプションを持つ。

A. ホットベッセル型

原子炉容器内に 1 次系を収容した一体型炉で，更にその中に硼酸水タンクを収容した型式の炉。ホットレグポンプ式を当面の代表案として選定し，検討を進めている。

B. コールドベッセル型

原子炉容器内に硼酸水を収容し，その中に 1 次系を収容した型式の炉。

2.3 SPWR 代表案の選定

上述のオプションについて定性的な比較評価は可能であり，例えば，コールドベッセル型はヒートシンクを大きく取れる，コールドレグポンプ式は炉上部を簡素化出来，かつ，同一圧力とした場合，蒸気発生器に対して温度差を大きく取れるので蒸気発生器をコンパクトに出来る，等々のメリットを挙げることが出来る。しかし，次のような問題点も想定できる。

- (1) コールドベッセル型は原子炉容器の健全性確保という観点から厄介な問題が想定される。即ち，ABB・ATOM 社が PIUS の設計に際し，鋼製の容器でなくコンクリート製の容器にした理由は，①ヒートシンクを大きく取りたいために鋼製容器では非現実な大きさとなるので，やむなくそうしたという事のようなのであるが，②それならば，ヒートシンクを小さくして良い (即ち，外部系統に頼る) ならば，再び鋼製に戻すだけで良いかという点については多

少の疑問が残る。即ち、異常時に1次水があふれ出た場合に、炉容器の内面が高温の水にさらされる事により、部分的に大きな熱応力を発生する。あるいは変形するといったような問題をいかに解決するかという点である。これの対策として、炉容器の内面に（単なる壁面では不十分と思われるので）断熱材を張り付けた壁面を設け、炉容器内面の腐食防止（死水をつくらない）のために、炉容器との間の空間を常時ポイズン水を流しておき、異常時には流れなくする。また同時に、炉容器を水没させる事で温度の安定をはかり、変形を防ぐといった方法が考えられる。この系統には専用の弁を設ける、あるいは専用の循環ポンプの電源を切れれば自動的に流路を閉鎖するようにし、さらに、その電源は主循環ポンプに付設する発電機に頼るといった方法が考えられるが、厄介な事が有るかも知れないし、設計をつめて見ないと何ともいえない。

- (2) ホットベッセル型でもコールドベッセル型でも、主循環ポンプをコールドレグに置く場合には、水圧作動弁の駆動圧力が不足するが、この問題は、主循環ポンプに発電機を内蔵させておき、その電力で駆動する補助ポンプを設置して、これによって弁を駆動すれば良いので問題はない。しかし、ポンプを原子炉容器胴の部分に設置する場合にメンテナンスの面でのデメリットが大きいかも知れない。もっとも、船用炉の設計や PIUS の初期の設計で炉内での流れを工夫して、コールドレグであっても炉上部にポンプを配置する設計例も有るにはあるが、すっきりしない所がある。

このような議論はあくまで目安を得るといった程度のものである。現時点では、ホットベッセル、ホットレグ型が最も現行炉の技術、経験を応用しやすいと思われるので代表案として選定し、設計研究を進めている。現時点ではどのオプションがベストであるかについての正確な判定は不可能である。しかし、幸いにして、どのオプションにも共通点が多く（例えば、炉心、制御系、蒸気発生器、燃料交換方式、炉建屋等）、代表案を詳細に検討することで全貌を把握できるので、仮に代表案がベストでなかったとしても無駄な努力に終わるような問題は生じない。

3. SPWR の構造的な特徴

3.1 SPWR 系列炉共通の構造的な特徴

SPWR 系列特有の共通する構造的な特徴は次のとおりである。

- ① 炉容器内空間の有効利用のために炉心上部のライザー部は細くして、その周囲に蒸気発生器を設置する。必要なら、炉心上部機構として各燃料集合体出口温度測定用の熱電対を取付けた開閉可能な蓋を設ける。
- ② 燃料交換時には炉容器蓋はそのままにして、炉容器頂部のポンプ（あるいは小蓋）を開け、その穴から炉心上部にマニピュレータを装着して、炉外のウインチを持つマニピュレータとの協調作業によって燃料交換を行う。また、炉内機器（弁やポイズン冷却器等）の保守点検もマニピュレータによって行う。
- ③ ポンプをホットレグとする場合は、炉容器頂部に1基設けることでシステムを単純化する。ポンプの故障は安全上の問題をもたらさないので1基で充分である。

少の疑問が残る。即ち、異常時に1次水があふれ出た場合に、炉容器の内面が高温の水にさらされる事により、部分的に大きな熱応力を発生する。あるいは変形するといったような問題をいかに解決するかという点である。これの対策として、炉容器の内面に（単なる壁面では不十分と思われるので）断熱材を張り付けた壁面を設け、炉容器内面の腐食防止（死水をつくらない）のために、炉容器との間の空間を常時ボイゾン水を流しておき、異常時には流れなくする。また同時に、炉容器を水没させる事で温度の安定をはかり、変形を防ぐといった方法が考えられる。この系統には専用の弁を設ける、あるいは専用の循環ポンプの電源を切れれば自動的に流路を閉鎖するようにし、さらに、その電源は主循環ポンプに付設する発電機に頼るといった方法が考えられるが、厄介な事が有るかも知れないし、設計をつめて見ないと何ともいえない。

- (2) ホットベッセル型でもコールドベッセル型でも、主循環ポンプをコールドレグに置く場合には、水圧作動弁の駆動圧力が不足するが、この問題は、主循環ポンプに発電機を内蔵させておき、その電力で駆動する補助ポンプを設置して、これによって弁を駆動すれば良いので問題はない。しかし、ポンプを原子炉容器胴の部分に設置する場合にメンテナンスの面でのデメリットが大きいかも知れない。もっとも、船用炉の設計や PIUS の初期の設計で炉内での流れを工夫して、コールドレグであっても炉上部にポンプを配置する設計例も有るにはあるが、すっきりしない所がある。

このような議論はあくまで目安を得るといった程度のものである。現時点では、ホットベッセル、ホットレグ型が最も現行炉の技術、経験を応用しやすいと思われるので代表案として選定し、設計研究を進めている。現時点ではどのオプションがベストであるかについての正確な判定は不可能である。しかし、幸いにして、どのオプションにも共通点が多く（例えば、炉心、制御系、蒸気発生器、燃料交換方式、炉建屋等）、代表案を詳細に検討することで全貌を把握できるので、仮に代表案がベストでなかったとしても無駄な努力に終わるような問題は生じない。

3. SPWR の構造的な特徴

3.1 SPWR 系列炉共通の構造的な特徴

SPWR 系列特有の共通する構造的な特徴は次のとおりである。

- ① 炉容器内空間の有効利用のために炉心上部のライザー部は細くして、その周囲に蒸気発生器を設置する。必要なら、炉心上部機構として各燃料集合体出口温度測定用の熱電対を取付けた開閉可能な蓋を設ける。
- ② 燃料交換時には炉容器蓋はそのままにして、炉容器頂部のポンプ（あるいは小蓋）を開け、その穴から炉心上部にマニピュレータを装着して、炉外のウインチを持つマニピュレータとの協調作業によって燃料交換を行う。また、炉内機器（弁やボイゾン冷却器等）の保守点検もマニピュレータによって行う。
- ③ ポンプをホットレグとする場合は、炉容器頂部に1基設けることでシステムを単純化する。ポンプの故障は安全上の問題をもたらさないので1基で充分である。

3.2 SPWR 代表案の構造的な特徴

SPWR 代表案は上記共通の特徴の他に次の構造的な特徴を持つ。

- ① 蒸気発生器は保守しやすいように、管板を直視出来る位置に蓋を設ける。
- ② 管板を大きくしないためと炉容器内空間の有効利用のために、2次系を管内とする貫流式ヘリカルコイル型にする。なお、この型式は能率は悪い（伝熱面積が大きくなる）が腐食の問題が少ない等の利点がある。
- ③ 主循環ポンプ吸込み側に自由液面があるようにし、吐出口は蒸気発生器入口プレナムのノズルとかん合させる。こうする事によって、吐出口が自由液面の場合と較べて炉心の過渡特性を改善できるものと想定される。なお、かん合部での漏れは問題ない。1次水全流量の1%程度に設計出来る（構造を工夫して、5mmのギャップで）。
- ④ 大口径管の排除ならびにシステムの単純化のためにケーシングの部分に電気ヒータ式の蒸気発生器を内蔵した主循環ポンプを用いる。また、このポンプとしては低速（600回転/分程度）、大口径（インペラの直径1.4m程度）の縦型斜流ポンプとし、ポンプ停止時の流動抵抗の低減を図り、自然循環能力を高める。
- ⑤ 燃料集合体はPWR相当の格子配列とするが、短尺（2m程度）として圧損の過大になるのを防ぐと共に、別の観点で、炉心上部空間の長尺化を防ぐ。また、燃料交換時の問題を考慮してBWR相当のチャンネルボックスに収容する。集合体外形は六角とする。これは高回転軽水炉としての応用に好都合であるし、新しい炉概念なので従来の4角にこだわる必要はないと考えた。
- ⑥ ホットベッセル型共通であるが、ポイズンタンクは炉心部を包み込むような構造で、タンク上部は細くして蒸気発生器の内側に差込むような構造にする。
- ⑦ 上部インターフェースとしてはこの炉のために案出した、ポンプの吐出圧を利用してピストンを持ちあげ、吐出圧低下時に重力落下によって開放する方式の水圧作動弁を3基設ける。確実に作動する（スティックしない）ようにピストンとシリンダー間には大きなギャップを設ける。ポンプの吐出圧が落ちない限り弁は開放しないが、緊急時にポンプを停止する（あるいは回転数を落とす）事は容易であるし、バックアップもある。
- ⑧ 下部インターフェースとしてはハニカム構造の混合防止器を用いるが、このインターフェースは硼酸水の熱膨張を吸収するもので $\pm 10^{\circ}\text{C}$ 程度の変動を許容するように大きな容積を持ち、かつ、ポイズン流入時のデットボリュームが少なくなるように工夫した設計とする。
- ⑨ 能動的な炉停止系として2系統の緊急開放弁を持つ配管を主循環ポンプ吐出口（蒸気発生器入口プレナム）から、ポイズンタンク上部に接続する。この配管は原子炉容器の中で処理される。

Fig. 1.3.1に代表案のイメージを示す。

4. SPWR 代表案の運転方法ならびに安全系の特徴

4.1 運転方法の特徴

SPWR（代表案）の運転方法の特徴は次のとおりである。

(1) 定常運転

- ① 小幅な負荷追従は炉心の負の温度係数に頼って行う。
- ② 大幅な出力調整（日負荷調整）は1次冷水中のボロン濃度調節によって行うことを原則とするが、炉心設計如何では、温度係数のみで50～100%の負荷調節が可能とも言われている。今後の重要な検討課題である。
- ③ 燃料の燃焼に伴う反応度調整は1次水中のボロン濃度調節によって行う。PWRと同様に、バーナブルポイズンを用いて反応度調節量を小さくする。

(2) 炉の起動

イ. 冷態停止状態からの起動

A. 起動前状態

1次水温度（ポイズンも同じ）	50℃程度
1次水ボロン濃度（ポイズンも同じ）	2000 ppm程度

B. 起動手順

- ① 主循環ポンプを低速運転（例えば10%の低速運転とし、キャピテーションを避ける）
- ② 蒸気発生器1系統に入熱し、10℃/hで150℃まで昇温する（10 MW程度の入熱）。
- ③ 加圧器を作動させ、サブクール度10℃に維持する。
- ④ 主循環ポンプを定格運転状態にし、水圧作動弁を締め切る。
- ⑤ 高温、高濃度硼酸水（例えば2万ppm）をポイズンタンク上部に注入し、タンク内のボロン濃度を4000 ppm以上にする。
- ⑥ ポイズン冷却器を作動させて、ポイズンを150 ± 10℃に制御する。
- ⑦ 1次水条件を定格入口条件に設定する（290℃、サブクール度10℃として、加圧室300℃：飽和圧力88 ata）。
- ⑧ 蒸気発生器の運転を準備する。
- ⑨ 1次水中のボロン濃度を低減し臨界に持ち込む。
- ⑩ さらに低減して出力運転に入る。

ロ. 温態停止状態からの起動

A. 起動前状態

1次水温度（ポイズンも同じ）	例えば、280℃
1次水ボロン濃度（ポイズンも同じ）	2000 ppm程度

B. 起動手順

- ① 加圧器を作動させ、サブクール度をとってから、主循環ポンプを運転して水圧作動弁を締め切る。
- ② ポイズンを冷却し、150℃程度にする。
- ③ 高温、高濃度の硼酸水をポイズンタンク上部に注入して、タンク内硼酸水のボロン濃

度を 4000 ppm 以上にすると共に $150 \pm 10^{\circ}\text{C}$ に制御する。

- ④ 1次水のボロン濃度を希釈して臨界に持ち込む。
- ⑤ 更にボロンを希釈して出力を上げ、定格運転に持ち込む。

なお、上記ではポイズン温度は 150°C を前提にしているが安全上問題がなければ高温の方が設計が単純化するので無冷却式に変更することを検討している。

4.2 安全設計上の特徴

SPWR（代表案）の安全設計上の特徴は次の通りである。

(1) 原子炉停止系（Fig. I. 2.1参照）

次の3つの停止系が設けられる。

① 計画停止系（能動系）

原子炉容器外部から硼酸水を1次水中に注入する事によって緩やかに炉を停止する。

② 緊急停止系（能動系：2系統）

信号が入ってから数秒で炉を停止できるような、緊急開放弁を持つ2系統の能動停止系が設けられる。この系統は蒸気発生器入口プレナム（主循環ポンプ吐出部）からポイズンタンク上部につながっている。主循環ポンプの回転数の低下等必要な信号を与える。

③ 受動停止系（主循環ポンプ機能低下に対して受動：3系統）

ポイズンタンク上板に3基の水圧作動弁を設置し、通常運転中は主循環ポンプの吐出圧によって締め切られており、ポンプの吐出圧が低下すると自動的に弁が開放し、密度差に基づく駆動力によってポイズンを炉心部に供給し、炉を停止させる。

(2) 崩壊熱除去系

① 一体型PWRなので大口径配管破断対策は不要である。

② 炉容器内保有水量が多いので配管（小口径）破断時の炉心露出までの時間的な余裕が大きい。

③ 蒸気発生器が短期的、余熱除去系が長期的な主たる冷却系として崩壊熱除去のために用いられる。

④ 炉容器内の水位低下時に外部から高圧注水する系統が設けられる。

5. SPWRの将来展望

Fig. I. 5.1に現行PWRと並べた形でSPWRプラントの概念を示す。Fig. I. 5.2にはPWR、一体型PWR、SPWRの3者の姿を示す。

PWRは完成されたプラントであり、その改良や小型炉の実現に全く問題ないことは明らかであり、大型炉と共に発展する事が約束されている。

一体型PWRは大口径配管破断対策が不要という大きなメリットがあるにも拘わらず現在に至るまで発電プラントとしての実績がなく、僅かに船用炉としての利用がなされているに過ぎない。後発概念の実現には余程のメリットが必要なのであろう。

SPWRの将来性は制御棒の無いことによる特徴がどれほどの影響を持つかにかかっているよ

度を 4000 ppm 以上にすると共に $150 \pm 10^{\circ}\text{C}$ に制御する。

- ④ 1次水のボロン濃度を希釈して臨界に持ち込む。
- ⑤ 更にボロンを希釈して出力を上げ、定格運転に持ち込む。

なお、上記ではポイズン温度は 150°C を前提にしているが安全上問題がなければ高温の方が設計が単純化するので無冷却式に変更することを検討している。

4.2 安全設計上の特徴

SPWR（代表案）の安全設計上の特徴は次の通りである。

(1) 原子炉停止系（Fig. I. 2.1参照）

次の3つの停止系が設けられる。

① 計画停止系（能動系）

原子炉容器外部から硼酸水を1次水中に注入する事によって緩やかに炉を停止する。

② 緊急停止系（能動系：2系統）

信号が入ってから数秒で炉を停止できるような、緊急開放弁を持つ2系統の能動停止系が設けられる。この系統は蒸気発生器入口プレナム（主循環ポンプ吐出部）からポイズンタンク上部につながっている。主循環ポンプの回転数の低下等必要な信号を与える。

③ 受動停止系（主循環ポンプ機能低下に対して受動：3系統）

ポイズンタンク上板に3基の水圧作動弁を設置し、通常運転中は主循環ポンプの吐出圧によって締め切られており、ポンプの吐出圧が低下すると自動的に弁が開放し、密度差に基づく駆動力によってポイズンを炉心部に供給し、炉を停止させる。

(2) 崩壊熱除去系

① 一体型PWRなので大口径配管破断対策は不要である。

② 炉容器内保有水量が多いので配管（小口径）破断時の炉心露出までの時間的な余裕が大きい。

③ 蒸気発生器が短期的、余熱除去系が長期的な主たる冷却系として崩壊熱除去のために用いられる。

④ 炉容器内の水位低下時に外部から高圧注水する系統が設けられる。

5. SPWRの将来展望

Fig. I. 5.1に現行PWRと並べた形でSPWRプラントの概念を示す。Fig. I. 5.2にはPWR、一体型PWR、SPWRの3者の姿を示す。

PWRは完成されたプラントであり、その改良や小型炉の実現に全く問題ないことは明らかであり、大型炉と共に発展する事が約束されている。

一体型PWRは大口径配管破断対策が不要という大きなメリットがあるにも拘わらず現在に至るまで発電プラントとしての実績がなく、僅かに船用炉としての利用がなされているに過ぎない。後発概念の実現には余程のメリットが必要なのであろう。

SPWRの将来性は制御棒の無いことによる特徴がどれほどの影響を持つかにかかっているよ

うに思われる。

中小型炉だけを目指して新たに参入するのは最初からハンディーを背負うようなもので、到底競争にならない事は明らかである。Fig. I.5.2に示すように、大出力化にはモジュラー炉として対応する事になる。例えば、炉の単機容量としては現在35万kWeの設計であるが、2基収容して70万kWeのプラントとする。また、単機容量50～60万kWe程度に大きくして、2基で100～120万kWeのプラントとする。幸いにして、II.4に述べるように、蒸気発生器等の設計が進み、その規模の可能性も出てきた。一方これとは逆に、例えば15～20万kWeの単機プラントとして輸出対応とする。この場合、炉本体は完全に工場で完成し、試験も済ませるといった対応をする。このようにして、需要に柔軟に対応できるようなものとする事が重要と考えられる。Fig. I.5.3にシリーズ化したSPWRの姿を示す。

また、炉の運転・保守が同一出力に対して複雑というのでは問題にならない。この場合、制御棒の存在しない事が大きなメリットになりそうだという期待がある。

モジュラー炉（例えば一つの原子炉建屋に炉を2基設置するツインリアクターシステム）の大きなメリットとしては各種設備の共用という観点がある。安全関連に於いても、同時に複数の炉の重大事故は発生しないとするならば、長期的崩壊熱除去を受動化しやすいという利点がある。

以上のような観点について、設計の進展と共に深く追及していく事が重要と思われる。

6. SPWRの独自性（特徴）

SPWRは一体型加圧水炉の制御棒を廃止して、ポイズンタンを原子炉容器に内蔵した型式の炉であり、ポイズンと1次水の間インターフェースとして主循環ポンプ吐出圧で働く水圧作動弁を用いるところに特徴がある。

SPWRの設計に当たっては、冒頭に述べたように、常に独自性を出すことを心がけてきた。国立研究機関で開発を目指そうとする場合、最も重要な観点である。独自性が即高性能につながるとは限らないが、独自性の追及は新たな展開を齎す可能性がある。

以下、SPWR系列炉の独自性について述べる。

なお、本文は他の炉との優劣を論じるものではなく、研究を進める意義を明らかにするためのものである。

(1) SPWRの独自性

コールドベッセル型を設計として完成させたのはスウェーデンのABB・ATOM社であり、特許になっている（米国特許4,526,742; 1985年7月）。

以下PIUSとの関連でSPWRの独自性を示す。

制御棒の代わりに炉停止用として、内蔵硼酸水の自然循環を利用するという共通点がある。これは基本的な事柄であるが、これだけの事では公知の範囲を出ない（例えば、英国特許1,100,767; 1968年1月）。PIUSの独自性はポイズンと1次水の間インターフェースとしてハニカムを用い、かつ炉心差圧とのバランスをとって運転し、炉の異常時にポイズンが自動的に注入されるという点にある。従って、インターフェースとして主循環ポンプの吐出圧で働く弁を用いるSPWR

うに思われる。

中小型炉だけを目指して新たに参入するのは最初からハンディーを背負うようなもので、到底競争にならない事は明らかである。Fig. I.5.2に示すように、大出力化にはモジュラー炉として対応する事になる。例えば、炉の単機容量としては現在 35 万 kWe の設計であるが、2 基収容して 70 万 kWe のプラントとする。また、単機容量 50～60 万 kWe 程度に大きくして、2 基で 100～120 万 kWe のプラントとする。幸いにして、II.4 に述べるように、蒸気発生器等の設計が進み、その規模の可能性も出てきた。一方これとは逆に、例えば 15～20 万 kWe の単機プラントとして輸出対応とする。この場合、炉本体は完全に工場で完成し、試験も済ませるといった対応をする。このようにして、需要に柔軟に対応できるようなものとする事が重要と考えられる。Fig. I.5.3 にシリーズ化した SPWR の姿を示す。

また、炉の運転・保守が同一出力に対して複雑というのでは問題にならない。この場合、制御棒の存在しない事が大きなメリットになりそうだという期待がある。

モジュラー炉（例えば一つの原子炉建屋に炉を 2 基設置するツインリアクターシステム）の大きなメリットとしては各種設備の共用という観点がある。安全関連に於いても、同時に複数の炉の事故は発生しないとするならば、長期的崩壊熱除去を受動化しやすいという利点がある。

以上のような観点について、設計の進展と共に深く追及していく事が重要と思われる。

6. SPWR の独自性（特徴）

SPWR は一体型加圧水炉の制御棒を廃止して、ポイズタンを原子炉容器に内蔵した型式の炉であり、ポイズンと 1 次水の間インターフェースとして主循環ポンプ吐出圧で働く水圧作動弁を用いるところに特徴がある。

SPWR の設計に当たっては、冒頭に述べたように、常に独自性を出すことを心がけてきた。国立研究機関で開発を目指そうとする場合、最も重要な観点である。独自性が即高性能につながるとは限らないが、独自性の追及は新たな展開を齎す可能性がある。

以下、SPWR 系列炉の独自性について述べる。

なお、本文は他の炉との優劣を論じるものではなく、研究を進める意義を明らかにするためのものである。

(1) SPWR の独自性

コールドベッセル型を設計として完成させたのはスウェーデンの ABB・ATOM 社であり、特許になっている（米国特許 4,526,742; 1985 年 7 月）。

以下 PIUS との関連で SPWR の独自性を示す。

制御棒の代わりに炉停止用として、内蔵硼酸水の自然循環を利用するという共通点がある。これは基本的な事柄であるが、これだけの事では公知の範囲を出ない（例えば、英国特許 1,100,767; 1968 年 1 月）。PIUS の独自性はポイズンと 1 次水の間インターフェースとしてハニカムを用い、かつ炉心差圧とのバランスをとって運転し、炉の異常時にポイズンが自動的に注入されるという点にある。従って、インターフェースとして主循環ポンプの吐出圧で働く弁を用いる SPWR

は炉の基本的な面で異なる。

1) ホットベッセル型

上部インターフェースとして水圧作動弁を用いる以外に、炉の構造面でのトポロジーが異なる。従来の一体型加圧水炉にポイズンタンクを、炉心を包み込むようにして持ち込んだ新形式である。

2) コールドベッセル型

炉のトポロジーの面で PIUS に似ている。しかし、先述のように上部インターフェースとして水圧作動弁を用いるので基本的な面で異なる。

(2) SPWR 特徴 (PIUS 型との比較)

水圧作動弁を用いる SPWR は PIUS 系列炉と比べて次のような特徴をもつ。

1) 設計の柔軟性

炉心差圧はポイズン温度等とは独立に設定出来る。また、炉心が沸騰するのを許容する設計も原理的には成立する、等。

2) 運転の柔軟性

ポイズンタンクは弁で締め切るので、不必要な炉停止の生じる可能性が低い。

(3) 安全性とのかかわり

水圧作動弁の信頼性がキーポイントになるが、Ⅲ.9 に詳述したように、この弁の信頼性は極めて高く、安全上問題になることは想定されない。

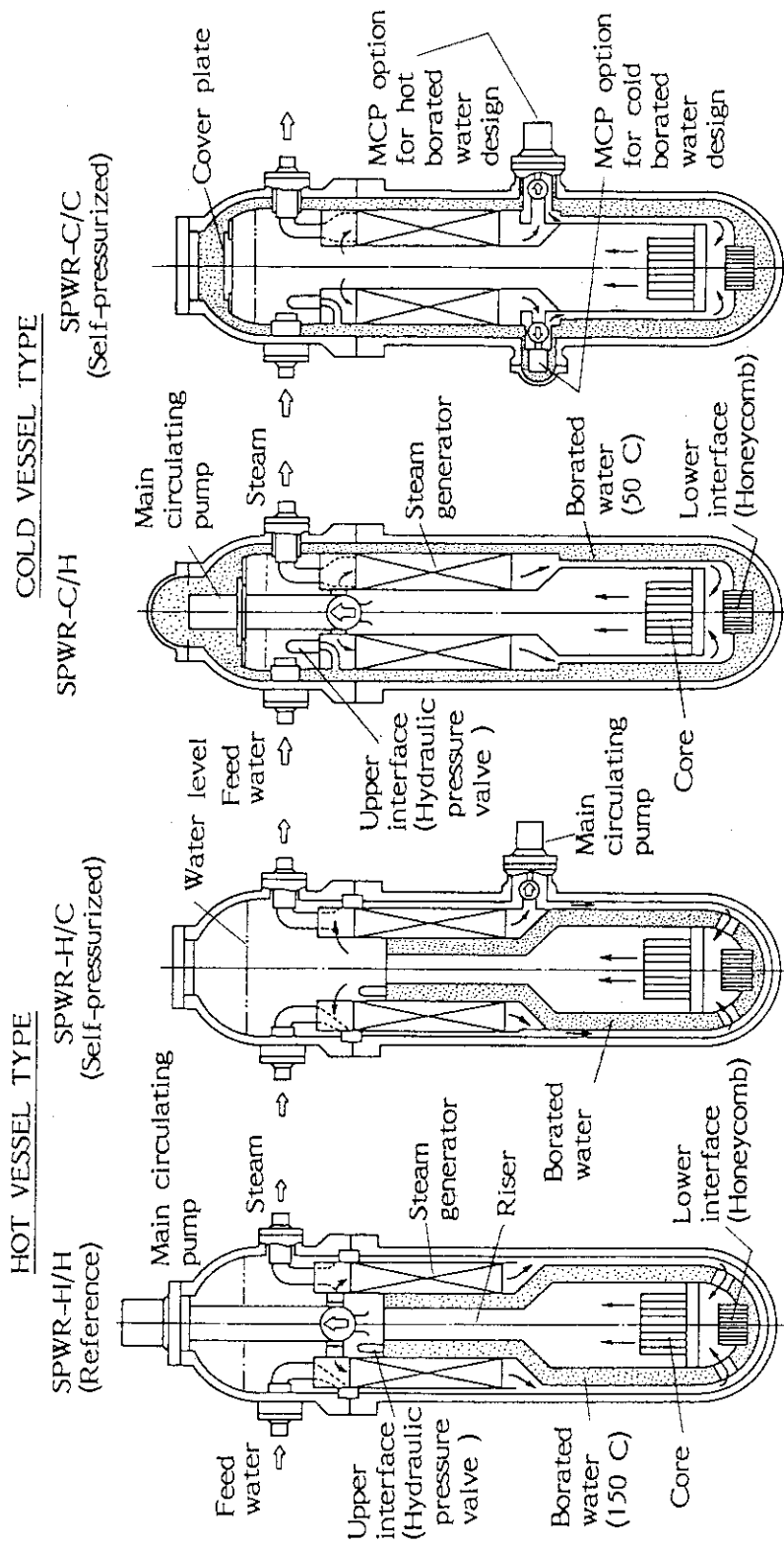


Fig. I. 2.2 SPWR 系列炉の代表的なオプション

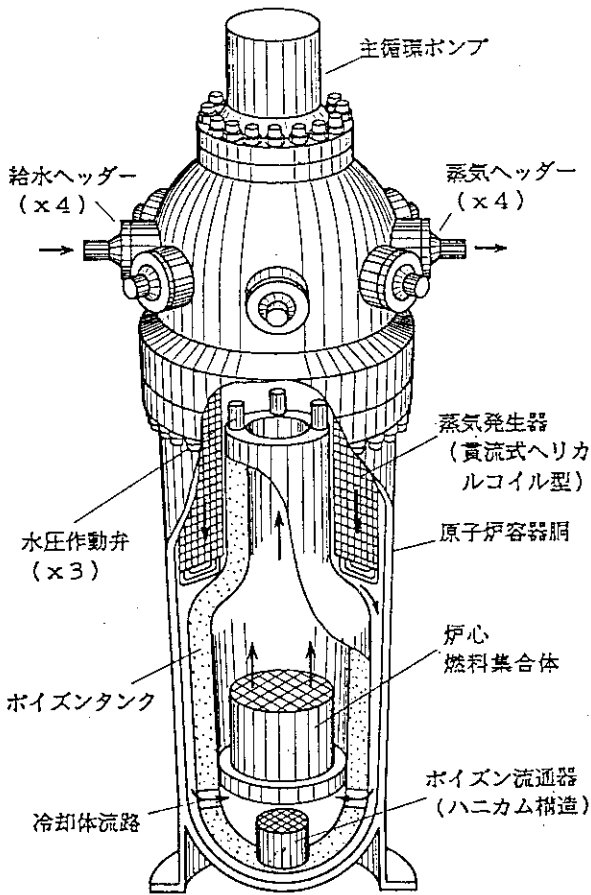


Fig. I. 3.1 SPWR 代表案のイメージ

(実際には原子炉容器蓋の部分に多数の弁や配管が接続され、複雑化するが本図では省略している)

大出力プラント (Large output plant) 中小出力プラント (Small and medium output plant)

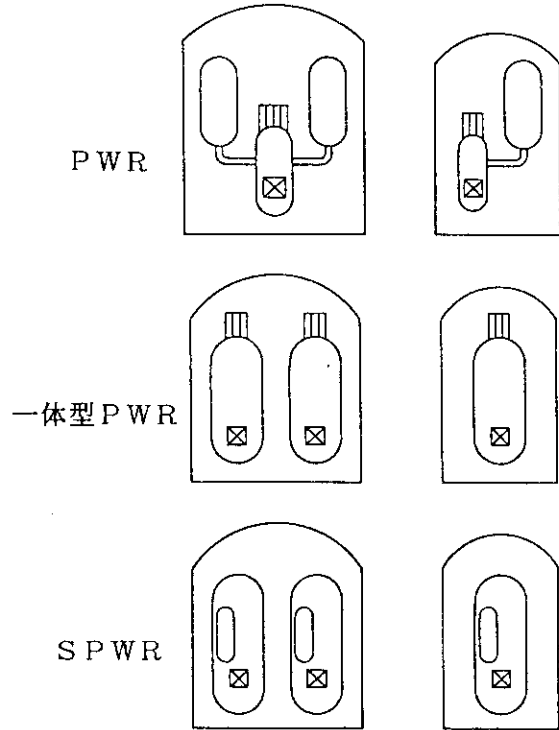


Fig. I. 5.2 各種 PWR

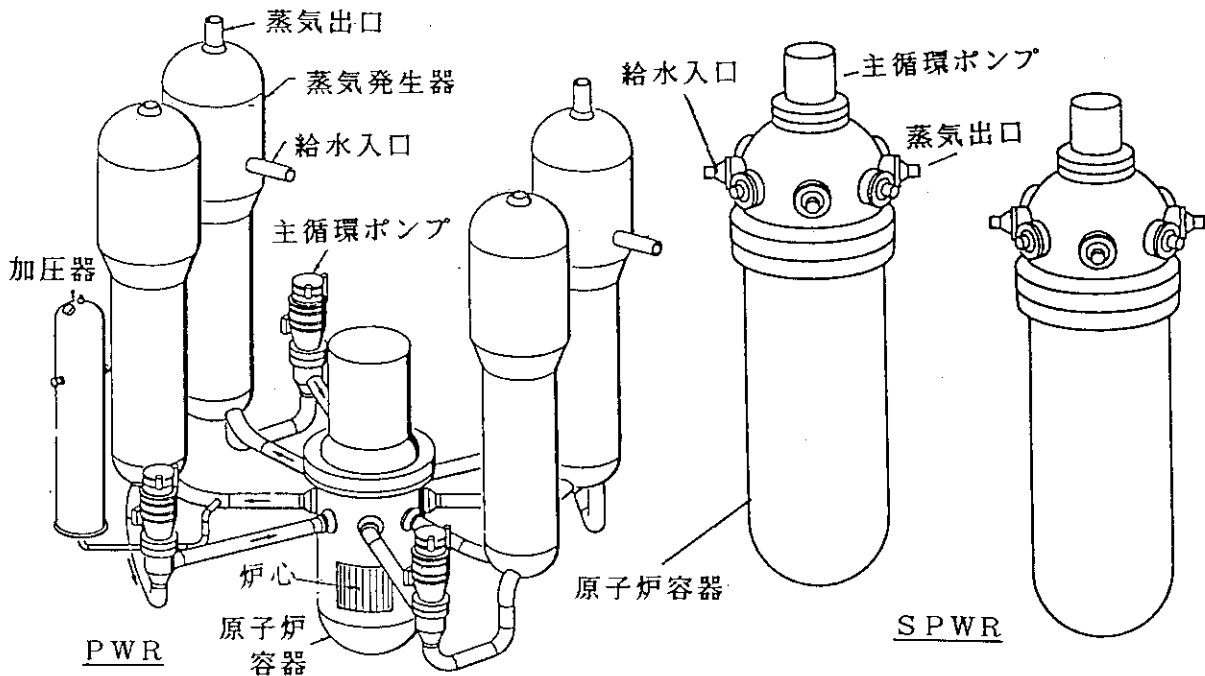


Fig. I. 5.1 SPWR の将来像 (2基で 100 万 kW)

SPWR シリーズ

(1600MWt 炉を基準として、重量と体積は(出力)^{0.8}に比例し、寸法は(体積)^{1/3}としてスケールダウンした図である。
(重量は主循環ポンプを除いた値)

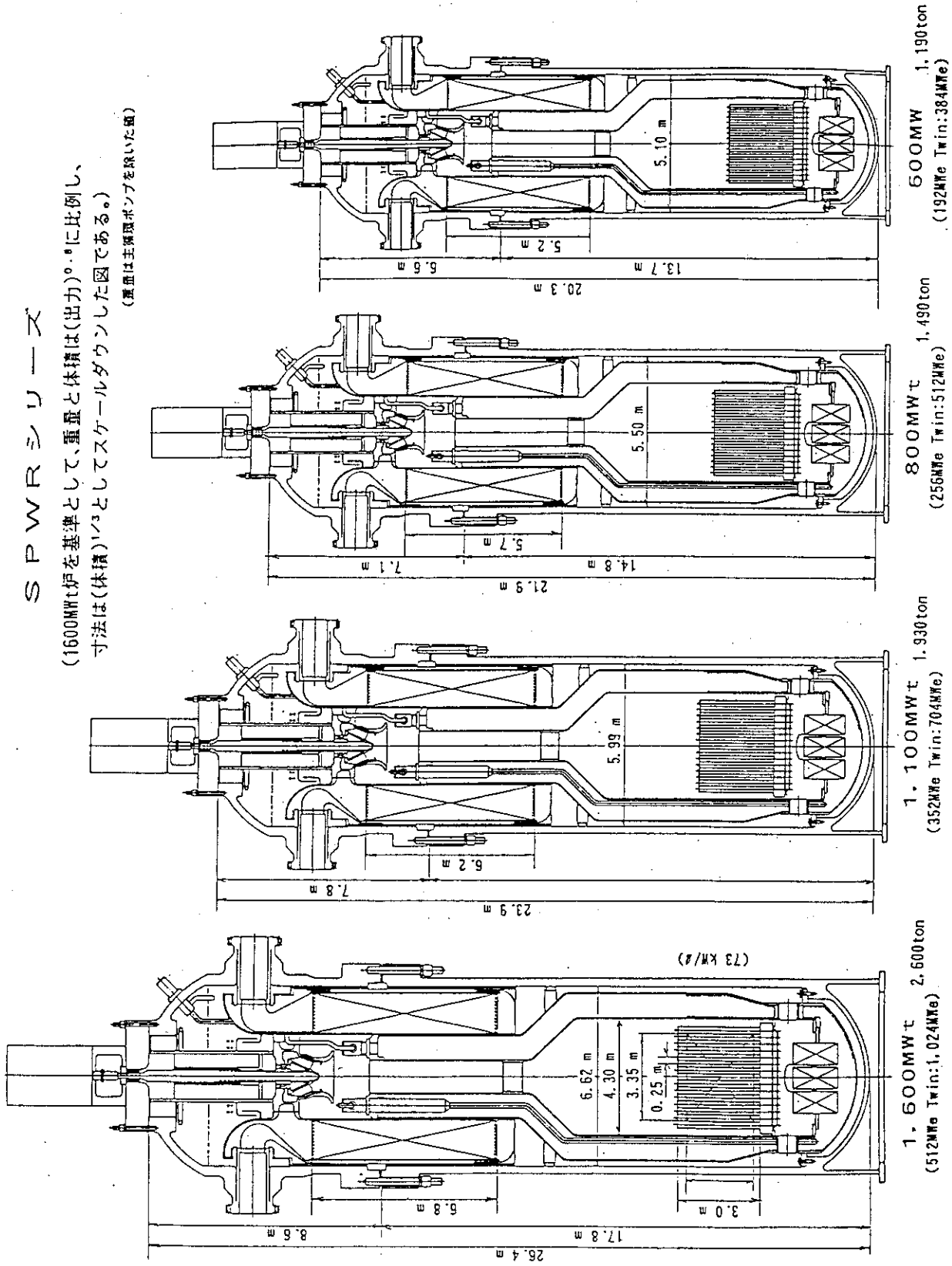


Fig. I. 5.3 SPWR シリーズ (代表案)

Ⅱ. SPWR（代表案）の概念設計

1100 MWt の SPWR（代表案）2 基を 1 つの炉建屋に収容した 700 MWe の発電プラントの概念設計を行い、プラント全体にわたり実現性評価を含む総合的な検討を行った。即ち、炉心・燃料、炉本体（原子炉容器、主循環ポンプ、蒸気発生器、ポイズンタンク、等）、プラント主要系統、補助系統、制御系統、燃料交換システム、プラントレイアウト、建設工法、等の設計ならびに、動特性解析を行った。この他、予備的ではあるがコスト評価を行った。また、SPWR を特徴づけるポイズンタンクの上部インターフェースとしての水圧作動弁については 1/2 モデルの弁を試作して基礎試験を実施するなどして、その実現性を確認した。

1. 概要

Table II. 1.1 に SPWR プラントの主要設計諸元を示す。

この炉は一体型炉であるために大口径の 1 次系配管が存在せず、安全系の簡素化が期待される。また、制御棒と取引した形で原子炉容器にポイズンタンクを内蔵しているために、炉システムの簡素化が期待される。一方、炉心の反応度制御に便利な制御棒を排除したことの代償として、ボロン調節系が大掛かりになり、運転・保守の面で繁雑、起動に要する時間が長い、等の欠点が当初想定されたが、検討の結果大きな問題のないことが確認された。

Fig. II. 1.1 に SPWR 炉本体の構造を示す。Fig. II. 1.2 に炉本体概念図を示す。

以下、炉の構成、構造的な特徴ならびに図には示さないが、原子炉容器を貫通すると予想される配管類について述べる。

(1) 炉の構成と構造的な特徴

主冷却系はすべて原子炉容器に収容される。炉本体は原子炉容器胴、蒸気発生器と一体化された蓋、容器頂部に設けられた主循環ポンプ、高濃度硼酸水（天然ボロン 4000 ppm）の入ったポイズンタンクの 4 大コンポーネントで構成される。ポイズンタンクは炉心を包みこむような形で配置される。

原子炉容器蓋の部分には各種配管類が貫通する。また、弁類が設置される。容器の接続部を通常と異なり、胴部にしたのは給水・蒸気ヘッダーから上の空間の節約のためである。このために、締結ボルトを下部から差し込む方式とすることとなった。普通の炉で（本来必要性はないが）このような方式にすると、著しく保守が面倒になるものと想定される。しかし、SPWR では炉心部がポイズンに包まれた形式のために原子炉容器の誘導放射能は皆無に近く、このような設計は合理的であると考えられる。ただし、原子炉容器の主フランジを上部に設け、蒸気発生器管板を胴部に設ける通常形式の設計にもメリットがありそうなので現在再検討中である。

また、主循環ポンプが 1 基だけという設計も通常は考えない。しかし、ポンプの故障時には炉は自動的に停止するので安全上の問題はなく、複数基設ける必然性がない。また、制御棒がない

ためにちょうど良い座が原子炉容器の軸上にある。これも合理性の追及の結果である。

主冷却水は290℃で炉心部に入り、130 ata、320℃となって出る。この冷却水は炉心真上の主循環ポンプに入り、ここで昇圧されて蒸気発生器入口プレナムに入り、2次系に熱を伝えて、再び炉心部に向かう。蒸気発生器に与える温度差を大きく取るために、常識的な値よりもサブクール度を小さく取っている（II. 2 参照）

タンク底部は管束で出来たポイズン流通器でポイズンと1次水が連なっている。この流通器の周りには6個のポイズン熱膨張吸収器が配置され、ポイズン温度変化に対処している。上部はSPWRを特徴づける、主循環ポンプの吐出圧で動く3基の水圧作動弁を介して1次水と連なっている。

この弁は炉の正常運転時には閉め切られており、主循環ポンプの吐出圧が低下するような異常時（ポンプ電源そう失、水位低下、サブクール度そう失等）に弁体の重力落下によって自動的に開放される。そして、1次水との密度差に基づく自然循環によってポイズン（硼酸水）が炉心部に注入され、炉を停止する。

これとは別に、主循環ポンプ運転時に炉を緊急停止出来るように、緊急開放弁を設けた2系統の能動停止系が設けられる。この系統は蒸気発生器入口プレナムからの水をポイズンタンク上部に供給するためのもので、配管を原子炉容器で処理出来るような特別な工夫がしてある。

この炉には制御棒がないが、炉を停止する機能に関しては、上述のように、内蔵ポイズンタンクが代行している。この他、計画停止系として外部ボロン注入系が設けられている。

出力制御は次のようにして行う。即ち、①小幅な出力変動等に対しては炉心の負の温度、密度係数により自動的に追従させるが、②大幅な出力変更は1次水中のボロン濃度を变化させて行う。日負荷調整運転については簡素化案を検討中である。

炉心は120本の6角の燃料集合体で構成され、炉心支持板に置かれる。蒸気発生器は貫流式ヘリカルコイル型で、ポイズンタンクの周りに置かれ、原子炉容器フランジ部で支持される。

蒸気発生器入口プレナムの上部は加圧室となっており、自由液面をもつ。主冷却水と加圧室の水は冷却体流通器を介してつながっている。この流通器によって、加圧室の水温が変動するのを防いでいる。加圧のための電気ヒータがポンプのケーシングの外に設けられており、必要に応じて通電し、水を蒸発させる。また、減圧のために減圧スプレーヘッダーが上部に設けられ、外部あるいは蒸気発生器出口の水が供給されるようになっている。

蒸気発生器入口プレナムと管板の間はベローズで隔離され、加圧室側に水が行かないようにしている。このベローズは定検時にリークテストが可能となっている。

主循環ポンプは図中ポンプ吐出口と記入した部分で嵌合される。ここは可成り大きなギャップがあっても良く、この形式が問題のないを確認している。ギャップが直径で10 mm あっても嵌合面形状の工夫により主循環ポンプ全流量の1%程度に抑えることが出来る。

ポイズンタンク内の硼酸水は自然循環確保のために150℃に維持するので、内面には断熱材を設けて熱損失を防いでいる。上部から差し込む形式の冷却器が1基設置され、その下部にはタンク底部分でまで延びるダウンカマーが設けられ、ポイズンの混合を行う。

最近の動特性解析によってポイズン温度280℃程度でも良いことが判明した。構造の合理化のためには高温の方が好ましいので検討中である。この場合でもタンク底部には（Fig. II. 1.1に図

示した部分に)断熱材を設け、低温状態に保つことが必要と考えられる(密度ロックの形成、ならびに起動時の高濃度硼酸水の充填の容易化のため。)

ポイズンタンク内外筒は炉心プレナム部の冷却体入口管(6本、必要なら数を増す)によって支持される。

ポイズンタンク全体は、Fig. II. 1.1では原子炉容器の底部で連結支持し、肩の部分でシャラグで水平方向のブレを防いでいる。これが最も確実な支持方法である。タンク支持の別案は、蒸気発生器下方の原子炉容器胴部に棚を設け、ポイズンタンクの肩の部分に冷却体流路を設けた筒を立ち上げ、その上端にフランジを設けて、ボルト結合する方法であり、タンク底部で水平支持を行う。この他にも種々考えられるので検討中である。

(2) 原子炉容器を貫通する計装ならびに高圧注入系配管の配置

全ての配管類は原子炉容器蓋に設ける(主循環ポンプ取り付け座と2次系給水・蒸気ヘッダーの間の部分)。

1) 計 装

計装については、設置場所と数量の特定といった具体的な検討は行っていないが、次のようなものが必要と考えられる。

① 流体の温度測定(熱電対)

- A. ポイズンタンク上部板を貫通し、蒸気発生器入口プレナムに入り、加圧室を経由して原子炉容器外に引き出されるもの：炉心入口・出口、ポイズンタンク内部、等。
- B. 蒸気発生器入口プレナムから加圧室に入り原子炉容器外に引き出されるもの：蒸気発生器入口・出口等。
- C. 加圧室から原子炉容器外に引き出されるもの：加圧室(水と蒸気空間)。
- D. 主循環ポンプの蓋から外に引き出されるもの：主循環ポンプ各部。

② 流量測定

SPWRの流量は次のようにして測定する。即ち、蒸気発生器入口と出口の差圧測定によってこの部分の流量を測定する。また、炉心入口、出口の差圧によって炉心部の流量を測定する。バイパス等が無ければ両者は一致する。較正方法は次の2種類が考えられる。

- A. 原子炉据え付け状態で、主循環ポンプ吸い込み口の前に測定器を取り付け、それとの比較において較正する。ポンプ吐出部分のリーク量はあらかじめ測定しておく。
- B. 工場で差圧と流量の関係を求めておく。これにはそのための設備が必要となるが、大きな問題では無い。

③ 核計装

- A. 炉心中央のチャンネル
- B. 炉心周辺数箇所

これらの導管はポイズンタンク上部板を貫通し、蒸気発生器入口プレナムに入り、加圧室を経由して原子炉容器外に導かれる。

2) 高圧注入系配管

原子炉容器へ接続される配管は2本で、サイズは100 Aである。ギロチン破断を想定し、流量制限部を設ける。

Table II.1.1 700 MWe SPWR プラントの主要設計諸元

プラント		蒸気発生器	
電気出力(正味)	700 MWe	型式	貫流式ヘリカルコイル型
原子炉基数	2基	基数	1(4系列)
原子炉		蒸気温度/圧力	285°C / 53 ata
炉熱出力	1,100 MWt	給水温度	210°C
炉入口/出口温度	290 / 320°C	蒸気流量	2,000 t/h
炉心流量	23,000 t/h	伝熱管数	3,300本
炉心出口圧力	130 ata	管長(有効コイル部)	52 m
1次系全圧損	約1.0 ata*1	管内/外径	15 / 19 mm
炉心部圧損	約0.4 ata	配列/ピッチ	正方/25 mm
蒸気発生器圧損	約0.4 ata	管材質	インコロイ 800
炉心		熱伝熱面積(内)	8,840 m ²
等価直径/高さ	2.89 / 2.0 m	平均熱流束(内)	124 kW/m ²
全ウラン装荷量	35.5 t	伝熱部胴内/外径	3.1 / 6.5 m
²³⁵ U濃縮度	4.5%	伝熱部長さ	5.09 m
平均出力密度	85 MW/m ³ *2	層/段数	57 / 204
燃料集合体数	120体	重量	約420 t
目標燃焼度	45,000 MWD/t	ポイズン系	
燃料集合体		天然ボロン濃度	4,000 ppm
形状,ピッチ	6角/250 mm	ポイズン温度	150°C*3
集合体長さ	2.5 m	温度制御	±10°C
燃料棒数	325本	冷却器数	1ユニット
棒外径/ピッチ	9.5 / 13.5 mm	定数	3 MWt
ウラン重量	296 kg	加圧器	
集合体重量	447 kg	型式	電気ヒータ式
棒平均線出力	14.1 kW/m	定格	3 MWe

*1: 主循環ポンプ吐出圧は2.3 ata(古い条件)で設計している。現在、以下の条件について検討中である。

- ① 原子炉容器の直径を細くし、蒸気発生器を縦長にする事によって、構造面の最適化を図る。そうすると、必然的に蒸気発生器の圧力損失が増加する。
- ② 炉心出入口温度差を縮小する。そうすると、流量が増加し、圧力損失が増加する。炉心出入口温度差が縮小すると性能が向上する。即ち、蒸気発生器に対して平均温度を固定すれば、サブクール度を高くとれる。逆に、同じサブクール度とすれば平均温度を高く取れる。ピークチャンネルの出口クリティシーを一定にするならば、更に平均温度を上げる事が出来る、等。

*2: 炉心を設定するスペースは充分に広くとれるので、60~70 MW/m³程度の出力密度に変更することを検討中である。

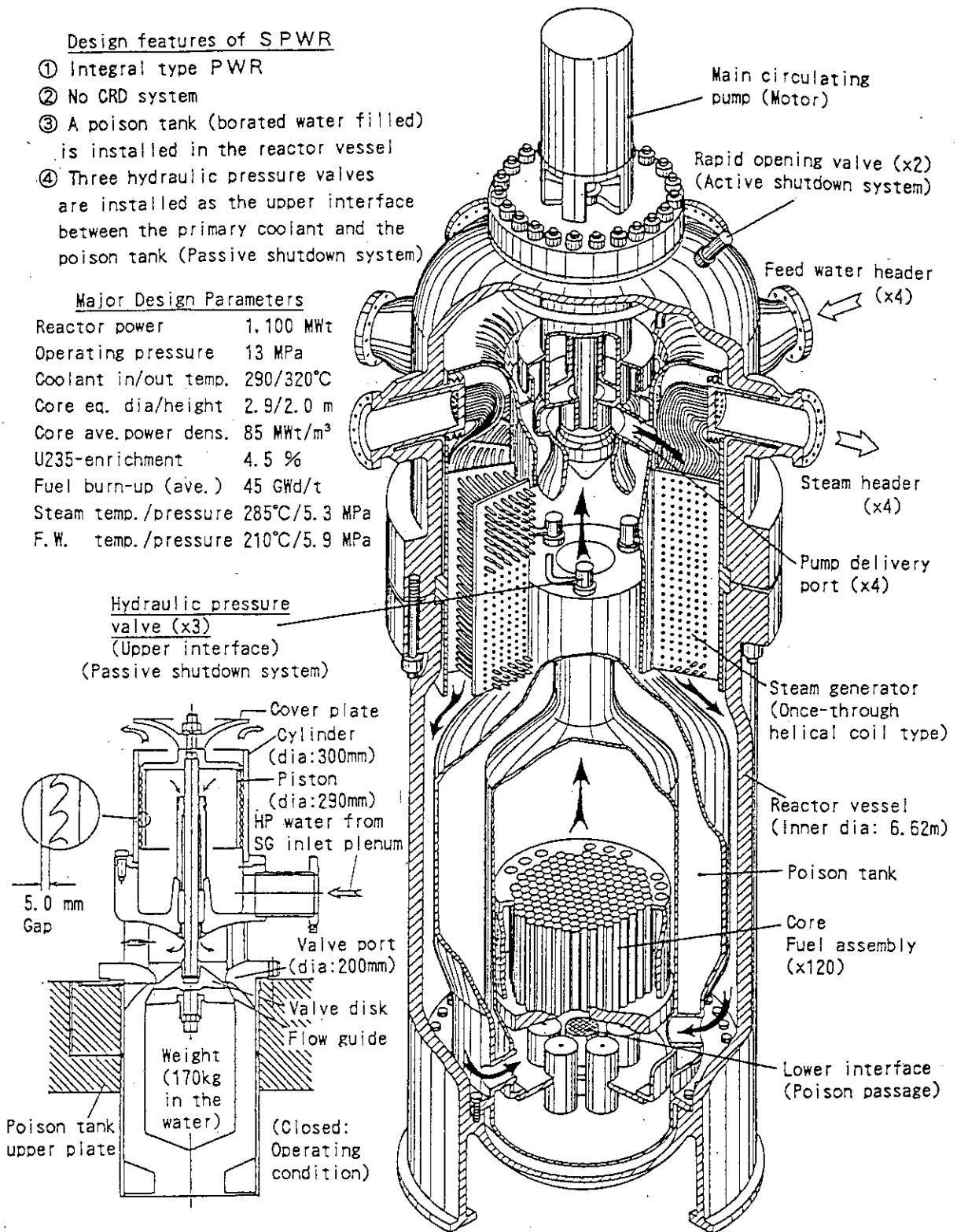
*3: 現設計は150°Cであるが、事故解析の結果、280°C程度としても問題の無いことが判明している。炉心が沸騰することによって自然循環を確保できる。ヒートシンクが少なくなるという欠点は生じるが、冷却設備や断熱構造の簡素化ならびに熱損失低減の観点からはこの方が好ましいので、高温化の可能性について検討中である。

Design features of SPWR

- ① Integral type PWR
- ② No CRD system
- ③ A poison tank (borated water filled) is installed in the reactor vessel
- ④ Three hydraulic pressure valves are installed as the upper interface between the primary coolant and the poison tank (Passive shutdown system)

Major Design Parameters

Reactor power	1,100 MWt
Operating pressure	13 MPa
Coolant in/out temp.	290/320°C
Core eq. dia/height	2.9/2.0 m
Core ave. power dens.	85 MWt/m ³
U235-enrichment	4.5 %
Fuel burn-up (ave.)	45 GWd/t
Steam temp./pressure	285°C/5.3 MPa
F.W. temp./pressure	210°C/5.9 MPa



S P W R (System-integrated PWR)

Fig. II. 1.2 SPWR 炉本体概念図

2. 炉心および燃料集合体

2.1 炉 心

Fig. II. 2.1に炉心部の断面を示す。炉心は6角形の燃料集合体120体と1本の計装チャンネルから構成される。炉心の周りにはコアバレル（反射体）があり、その外に炉心バイパス（水位低下時に下向きに水が流れる）がある。常時は上向きに全流量の5%を流す。その外は厚いポイズンの領域となるので炉容器の誘導放射能は極めて低い。

2.2 燃料集合体

Fig. II. 2.2に燃料集合体を示す。燃料の設計においてはPWRやBWRの技術の転用を図ることとするが、両者では燃料棒のサイズ等大きく異なっており、SPWR用の燃料としてどのあたりを狙うべきかについては現時点では定かでない。とりあえず、PWR相当の燃料として設計を行う事とした。即ち、

① 燃料棒の太さと格子配列はPWR相当

PWR相当の運転、特に炉心の負の反応度に期待して運転するという観点から、とりあえずPWR相当としている。異なる点は4角を3角配列にしたこと位で、燃料棒の断面形状や格子配列（等価）を同じにしている。バーナブルポイズンを用いるところも変わりはない。制御棒の入るスペースが無いところが変わっている程度である。炉特性解析や制御性の検討が進んだ段階で再検討する。

② 出力密度はPWR相当

近年盛んに提案されている中小型炉では出力密度を下げる傾向にあるが、現設計ではあえて難しいところを狙っている。これも今後の検討課題である。炉心サイズが大きくなっても設置するに十分なスペースがある^{*1}。

一方、次の点については独特な構造としている。即ち、

① 燃料集合体は6角形

4角でも何等問題はないが、将来、高転換炉心もスコープに入れておきたいという観点から6角形にしている。なお、マニピュレータを用いる燃料交換を想定しているの、位置決めの観点からは6角の方が合理的である。即ち、出し入れが円滑に行くと思われる。

② チャンネルボックス入り

燃料交換に水中マニピュレータを使うことを考慮して必要と考えたが、無くて済めばその方がよい。燃料交換システムの設計が進んだ段階で再検討する。なお、チャンネルボックスは穴空

*1 「中小型安全炉の研究調査」委員会（安全査）でのご指摘によれば、炉心の出力密度は下げた方が燃料サイクル費は安くなる、という事である。理由は、①ドブプラー反応度利得と、②燃料サイクルの長期化。この点に関しては今まで設計当事者として知識が無かった。従来、安全余裕という観点でのみしか考えていなかった。

現設計には大きな炉心を収容するに十分なスペースがあるので、今後は少し出力密度を下げた炉心の設計を検討してみたいと考えている。

きで(半分の体積が壁面), チャンネル間の水の流通を期待する。

③ 燃料棒が短尺

出力が低いから短尺でよい, という事のほかに炉心圧損を低くして, 燃料浮上防止という観点がある。なお, SPWR では1次水とボイゾン間のインターフェースとして弁を使うので, バランスをとる必要は無い。浮上防止という観点では, 燃料集合体の水中重量は約410 kgで, 0.4 kg/cm^2 の差圧で生じる浮上力は80 kg程度であり, 十分な余裕がある(エントランスノズルの直径160 mmとして)。

2.3 炉心の熱的安全余裕

燃料の限界熱流束に関する簡単な計算を行い, 定格運転時の熱的安全余裕について検討した(前述の委員会のWG(河村主査)で求められて, 提出した資料の抜粋)。

(1) 平均出力密度(参考)

$$PD=Q/(N \cdot P^2 \cdot 0.866 \cdot L)$$

Q: 炉熱出力(MW) ; 1,100 MW

N: 燃料集合体/炉心 ; 120 本

P: 燃料集合体ピッチ ; 0.25 m

L: 炉心長(m) ; 2 m

$$=84.7 \text{ MW/m}^3 (84.7 \text{ kW})/\ell$$

(2) 平均線出力

$$q(\ell)=Q/(N \cdot n \cdot L)$$

n: 燃料棒数/集合体 ; 325 本

$$=0.0141 \text{ MW/m} (14.1 \text{ kW/m}, 141 \text{ W/cm})$$

(3) 平均熱流束

$$q=q(\ell)/(\pi \cdot d)$$

d: 燃料棒外径(m) ; $9.5 \cdot 10^{-3} \text{ m}$

$$=0.472 \text{ MW/m}^2 (472 \text{ kW/m}^2, 47.2 \text{ W/cm}^2)$$

(4) ピーク線出力及び熱流束

半径方向に1.5, 軸方向に1.6も見て置けば充分であろう。

1) ピーク線出力

$$14.1 \cdot 1.5 = 21.15 (\text{kW/m})$$

$$14.1 \cdot 1.5 \cdot 1.6 = 33.8 (\text{kW/m}) (\text{ピーク値})$$

2) ピーク熱流束

$$0.472 \cdot 1.5 = 0.708 (\text{MW/m}^2)$$

$$0.472 \cdot 1.5 \cdot 1.6 = 1.133 (\text{MW/m}^2) (\text{ピーク値})$$

(5) DNBRの推定

W-3 相関式によってチェックする。但し,

$$\bullet G (\text{質量流束}) = Q/\Delta i/N/A$$

Δi : 炉心出入口平均エンタルピ差; $41.3 \cdot 4.186 \text{ MJ/ton}$

A: 燃料集合体流路断面積; $S^2 * 0.866 - n(t) * \pi d^2 / 4$

S: 6角の内面間寸法; 0.249 m

n(t): 燃料棒 (325 本) と支持棒 (6 本), 合計 331 本

A = 0.02894 m²/集合体

(参考: 単位セル間の流路断面積の 331 倍は 0.02878 m² である)

G = 1.83 ton/m²s (1830 kg/m²s)

• De (等価水力学直径) = $4 (p^2 * 0.866 - \pi d^2 / 4) / \pi d$

p: 燃料棒ピッチ; $13.5 * 10^{-3}$ m

d: 燃料棒外径; $9.5 * 10^{-3}$ m

De = $11.65 * 10^{-3}$ (11.65 mm)

• X (クオリティ): -20% (炉心入口) ~ 20% の範囲で計算する。

(但し, 10% 以上は式の範囲外)

• エンタルピ, 等

① 炉心入口: 290°C (Hi = 307.2 kcal/kg, 1286 kJ/kg)

② 飽和点: 329.3°C (Hs = 363.5 kcal/kg, 1522 kJ/kg)

③ エンタルピ差: Hs - Hi = 236 (kcal/kg)

Fig. II. 2.3に結果を示す。

2.4 炉心の核特性

(1) 計算概要

SPWR 炉心の動特性解析を行うために BOC, EOC における主要核特性, ボロン濃度をパラメータとしたボイド反応度変化, ドップラー反応度を SRAC 計算コードを用いて計算した。なお, 本解析は燃料集合体燃焼計算に基づいている。

(2) 計算方法

平衡炉心の計算の準備として Fig. II. 2.4に示す集合体モデルで集合体燃焼計算を行い, 燃料を構成する重核および FP 核種の燃焼依存の個数密度を求める。次に平衡炉心の設定のために以下の条件を用いる。燃料交換は 3 バッチで行い, 45 GWd/t で燃料を取り出すものとする。燃料の²³⁵U の濃縮度は, 減速材中にボロン濃度が 100 ppm 程度で EOC 炉心が臨界を維持できるようにサーベイして決定する。また, バーナルポイズン入り燃料の Gd 濃度は, 減速材中にボロンを 1000 ppm 入れた状態で BOC 炉心が臨界を維持できるようにサーベイして決定する。炉心領域は Fig. II. 2.5に示すように, 径方向に 3 領域に区切り, 各領域の体積は等しいものとする。燃焼度は炉心外側の領域が最も低く, 炉心中央部が最も高いと仮定する。これは, 径方向の出力分布をなるべく平坦化するためである。炉心のセル計算で使用するモデルは Fig. II. 2.4に示す集合体モデルの各領域の体積を保存した等価集合体モデルを使用し, 炉心計算は CITATION により 2次元 RZ モデル (Fig. II. 2.5) で 7 群拡散計算を実施する。

(3) 計算結果

① ²³⁵U 濃縮度, バーナルポイズン入り燃料の Gd 濃度の決定

上記に示したサーベイにより以下のように決定した。

- 燃料の²³⁵U濃縮度 4.5% (weight%)
- バーナブルポイズ入り燃料の Gd 濃度 3.0% (weight%)

② 集合体燃焼計算

上記の燃料で、減速材中のボロン濃度 500 ppm の条件で計算を行った。

Fig. II. 2.6に集合体燃焼計算による実効増倍率の燃焼度変化を示す。

③ BOC および EOC の炉心計算

集合体燃焼計算で求めた燃料を構成する重核および FP 核種の燃焼依存の個数密度を用いて BOC および EOC での炉心計算を行った。BOC および EOC での減速材中のボロン濃度は、それぞれ 1000 ppm, 35 ppm である。Fi. II. 2.7に BOC 炉心の軸方向平均出力分布を、Table II. 2.1に BOC, EOC における主要核特性を示す。

④ ドップラー反応度計算

燃料温度を 4 点変えて、ドップラー反応度計算を BOC, EOC について行った。

Table II. 2.2に計算結果を示す。

⑤ ボイド反応度計算

減速材密度比 ρ/ρ_0 11 点について、減速材中のボロン濃度を、BOC については 5 種類、EOC については 6 種類変えてボイド反応度計算を行った。定常運転時のボロン濃度は BOC で 1000 ppm, EOC で 35 ppm であるが、この他のボロン濃度は、BOC が定常運転時から 0% ボイド時の反応度が約 1, 3, 5% $\Delta k/k$ 変化するボロン濃度と、上限値としての 3000 ppm, EOC が定常運転時から 0% ボイド時の反応度が約 0.5, 1.5, 3.5, 5.5% $\Delta k/k$ 変化するボロン濃度と、上限値としての 3000 ppm である。Fig. II. 12.8, II. 12.9に BOC および EOC 炉心でのボイド反応度変化を示し、Fig. II. 2.10, II. 2.11に BOC および EOC 炉心での $\sigma a(^{10}\text{B})/\Sigma a$ の変化を示す。

⑥ 運転中の減速材中のボロン濃度

運転中の炉心を臨界にする減速材中のボロン濃度を BOC 時点から 2.5, 5.0, 7.5, 10.0, 12.5 GWd/t 燃焼した時点で求めた。Fig. II. 2.12に結果を示す。

⑦ BOC 零出力時の減速材中のボロン濃度

炉心温度 300, 600 K について計算した。その結果、炉心温度 300 K でボロン濃度 1890 ppm, 600 K でボロン濃度 1330 ppm であることがわかった。

⑧ 温度係数

BOC において減速材中のボロン濃度を 1000 ppm に固定し、燃料、減速材を同じ温度で温度係数を求めた。計算温度は 300, 350, 400, 500, 600 K である。Fig. II. 2.13に結果を示す。

2.5 中性子束分布

Fig. II. 2.14に炉心～原子炉容器の中性子束分布（炉心軸方向中心の水平面）を示す。

計算条件：天然ボロン濃度は炉心部で 1000 ppm, ポイズンタンク内で 3000 ppm, 温度は一律に 300°C。

なお、計算の便宜上、原子炉容器に相当する部分を SUS としている。

計算は BOC に対するものであるが、EOC の場合は、炉心部のボロン濃度が低いために、ポイ

ズンタンク内壁で約3倍高い値になる。

普通の軽水炉では、ボイズンタンク内壁に相当する部分に原子炉容器が位置する。即ち、それとの比較において、7桁低い値である。したがって、原子炉容器の放射線損傷は全く問題とならない。また、定検時の作業もしやすくなるものと考えられる。

Table II. 2.1 BOC, EOCにおける主要核特性

	BOC	EOC
ボロン濃度	1000 ppm	35 ppm
燃料温度	900 k	900 k
減速材温度	600 k	600 k
k_{eff}	1.00086	0.99988
β_{eff}	0.00583101	0.00555868
$\bar{\ell}$	1.42214 E- 5 SEC	1.58579 E- 5 SEC
Σa	0.023446 cm ⁻¹	0.022918 cm ⁻¹
σ_a^{B10}	230.986 barn	246.679 barn
Peaking Factor	1.969	21111
Axial Peaking Factor	1.440	1.441
Radial Peaking Factor	1.367	1.464

*炉心平均出力は、84.6780 W/CCである

Table II. 2.2 ドップラー反応度

燃料温度(K)	BOC(Keff)	EOC(Keff)
300.0	1.02483	1.02458
600.0	1.01107	1.01045
900.0	1.00086	0.99988
1200.0	0.99246	0.99082

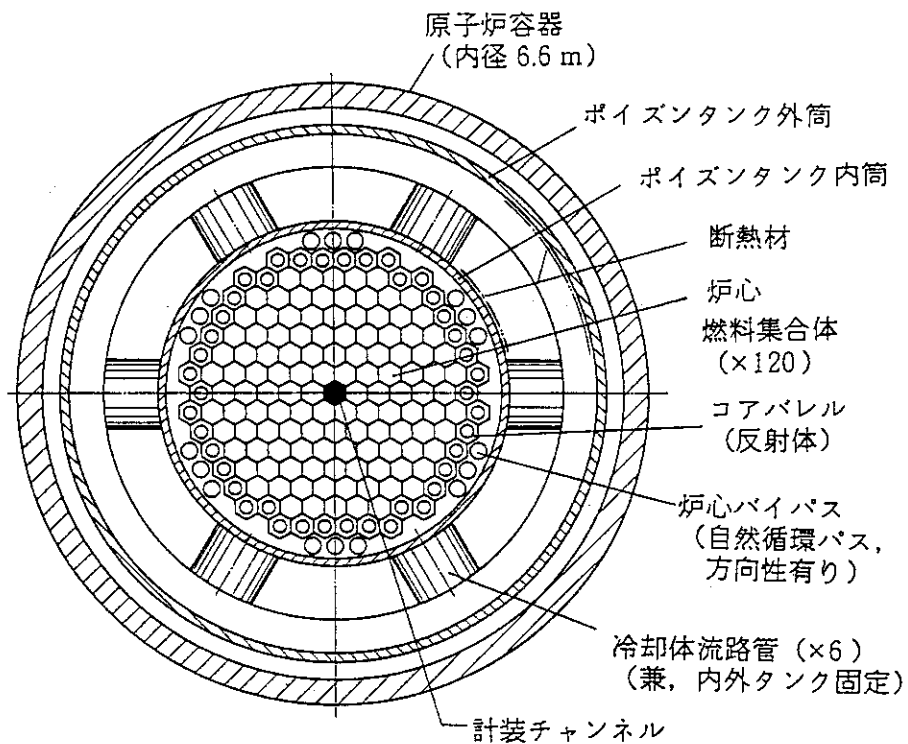


Fig. II. 2.1 炉心部断面

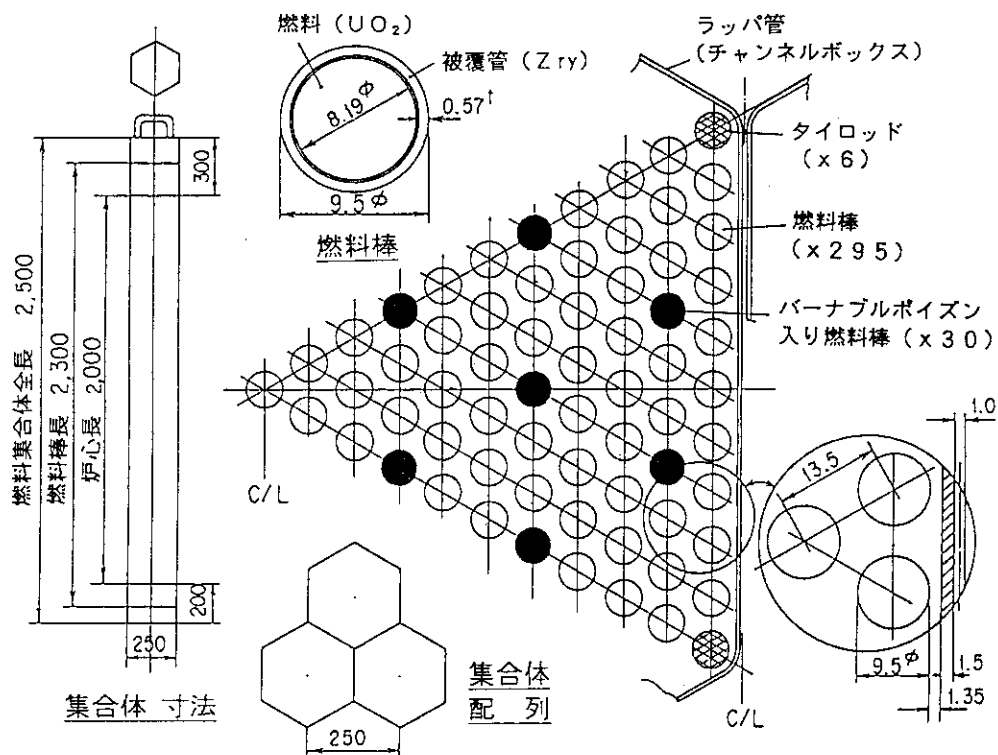
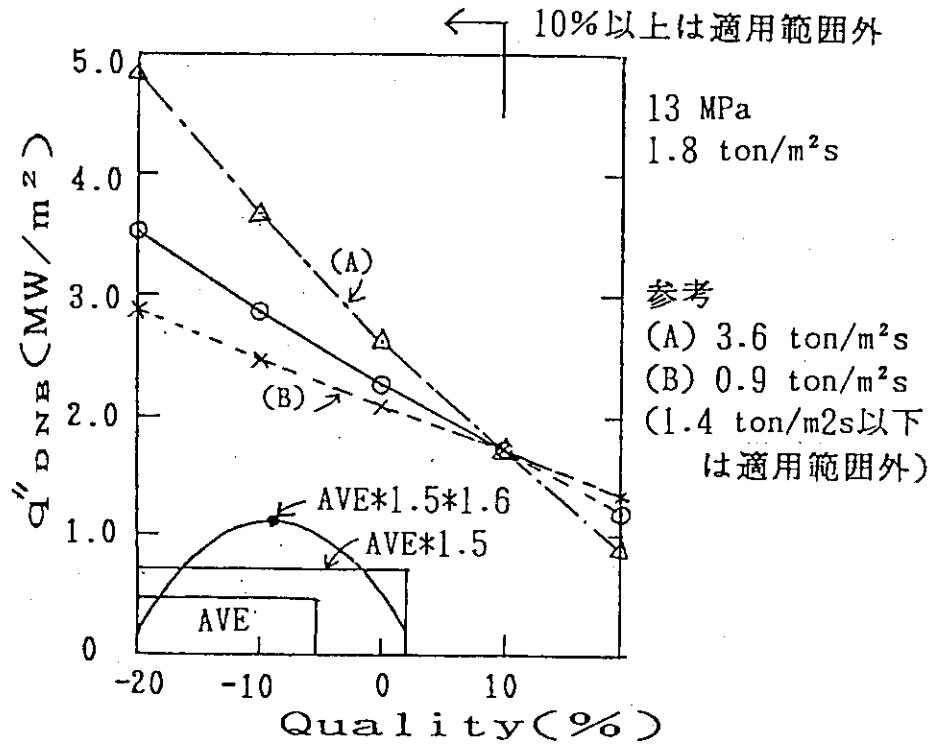


Fig. II. 2.2 燃料集合体



半径方向のエンタルピ上昇のピーキングを1.5として、ホットチャンネルの出口クオリティは2%である。サブクール度の低い設計(10℃)のためであるが、蒸気発生器の小型化の為にサブクール度は高くしたくない。そこで、炉心の流量調節によるエンタルピ上昇のピーキングの抑制が検討に値する事となる。炉心長が短く、圧損の低いSPWRの場合には可能性が高いものと思われる。チャンネルボックスが役立つかも知れない。

Fig. II. 2. 3 炉心の熱的安全余裕

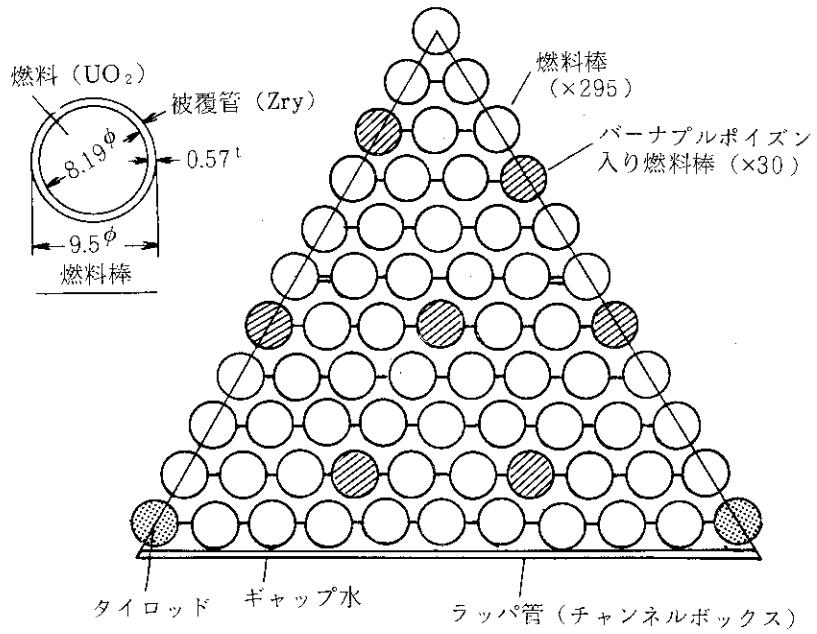


Fig. II. 2.4 集合体モデル

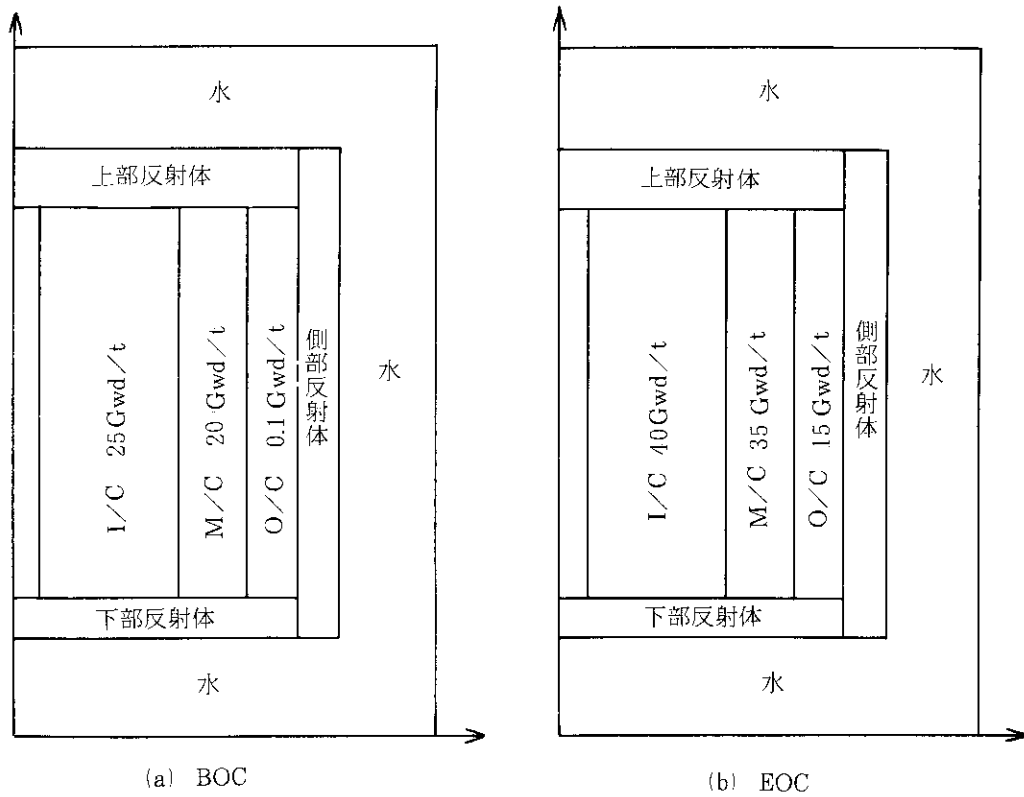


Fig. II. 2.5 炉心計算のための2次元RZモデル

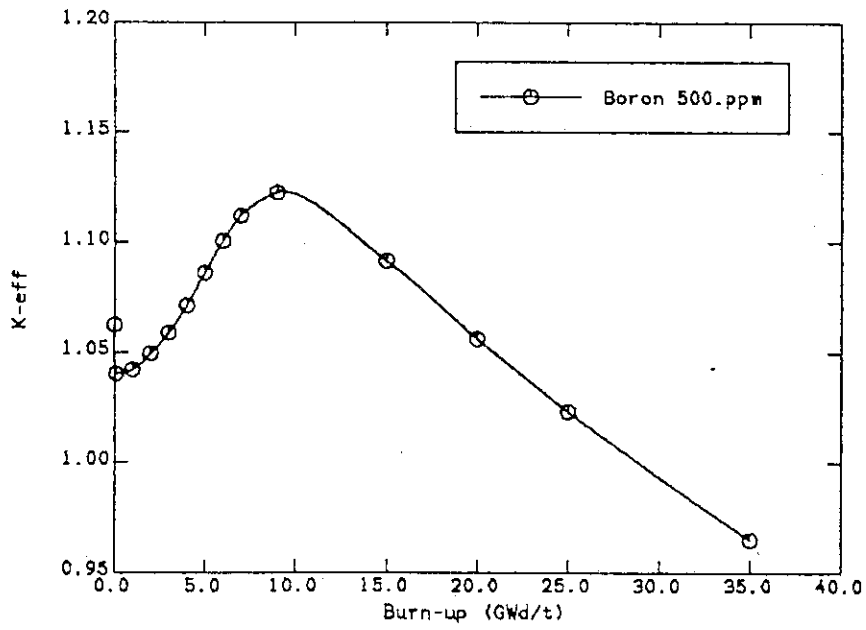


Fig. II. 2.6 集合体燃料計算による実効増倍率の燃焼度変化

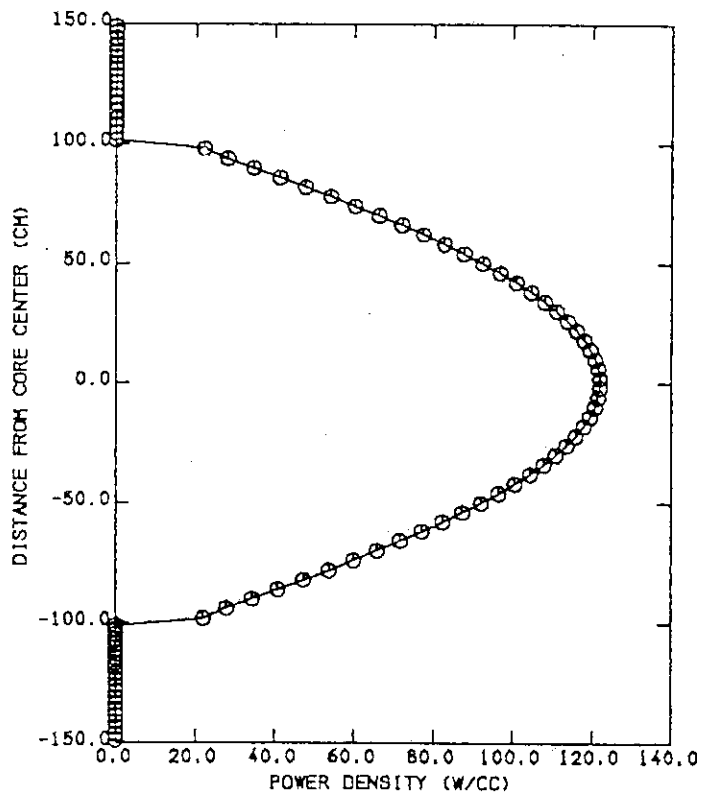


Fig. II. 2.7 BOC 炉心の軸方向平均出力分布

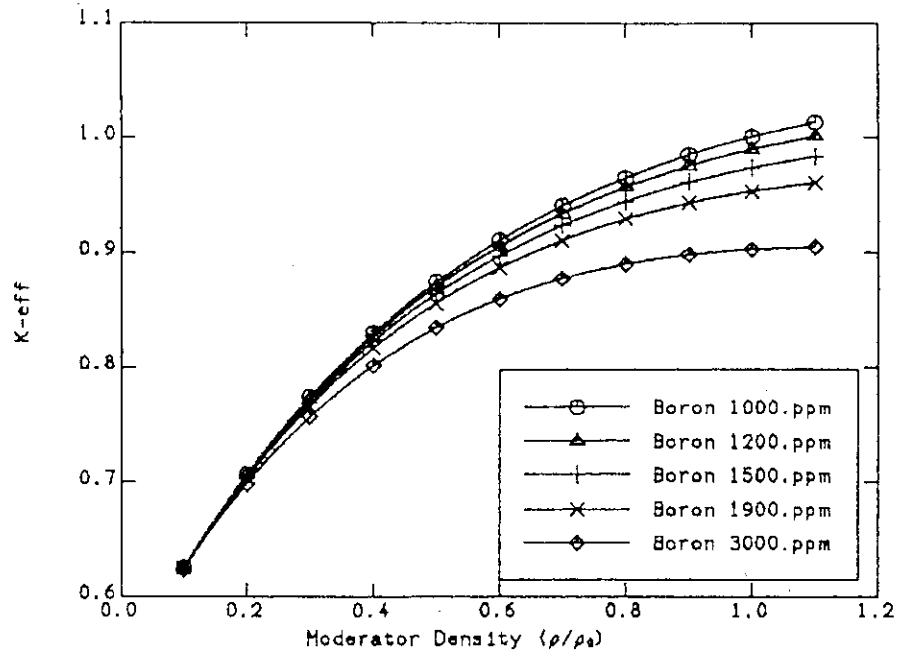


Fig. II. 2.8 BOC 炉心でのボイド反応度変化

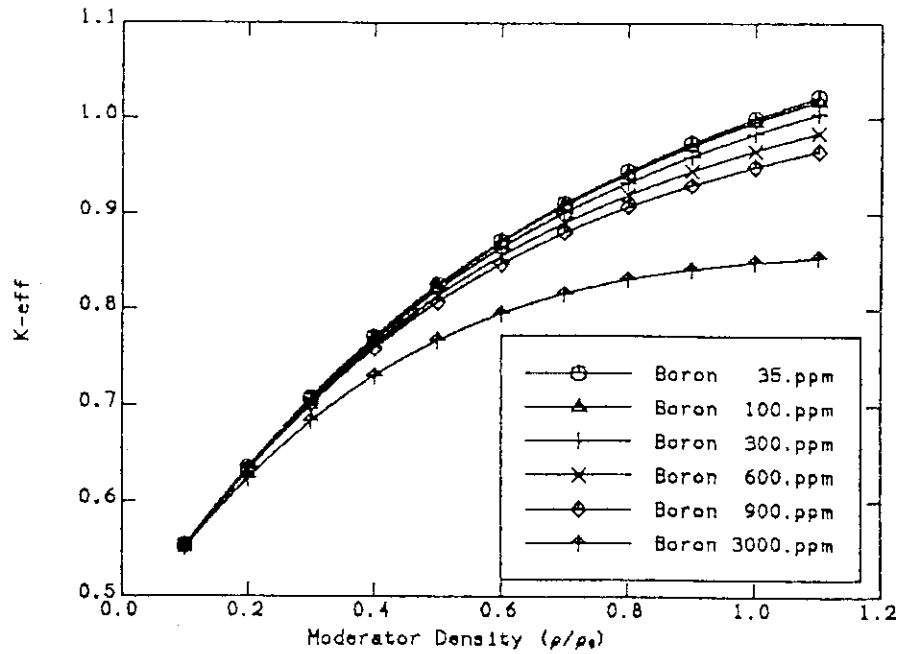


Fig. II. 2.9 EOC 炉心でのボイド反応度変化

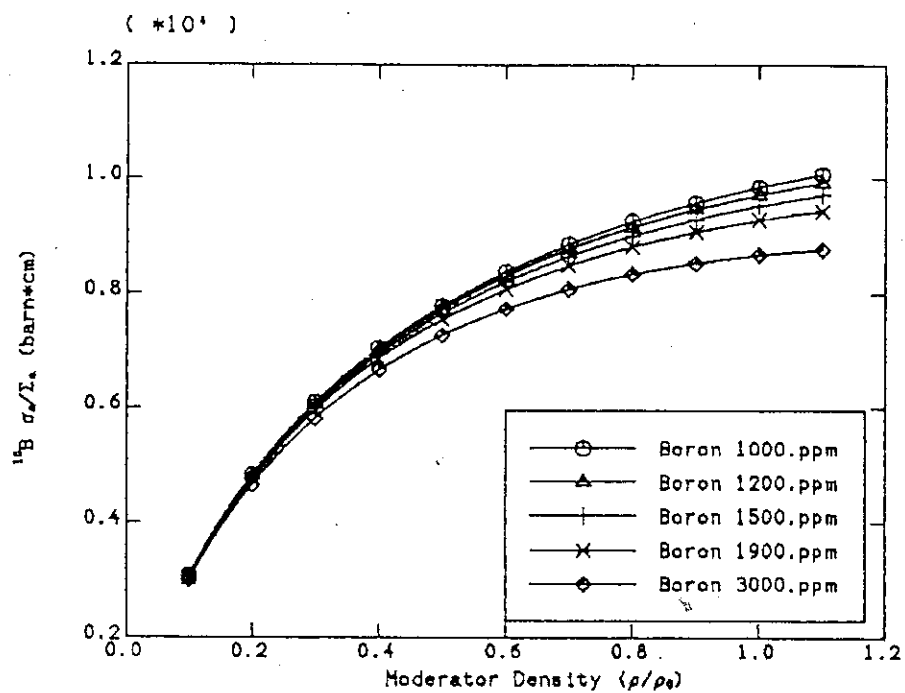


Fig. II. 2.10 BOC 炉心での $\sigma_a(^{10}\text{B})/\Sigma a$ の変化

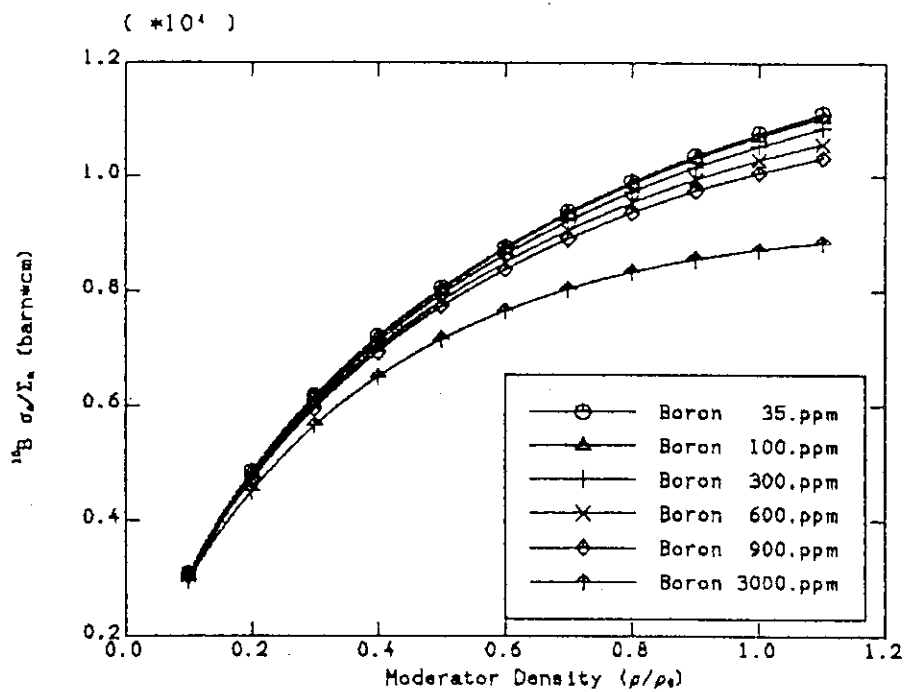


Fig. II. 2.11 EOC 炉心での $\sigma_a(^{10}\text{B})/\Sigma a$ の変化

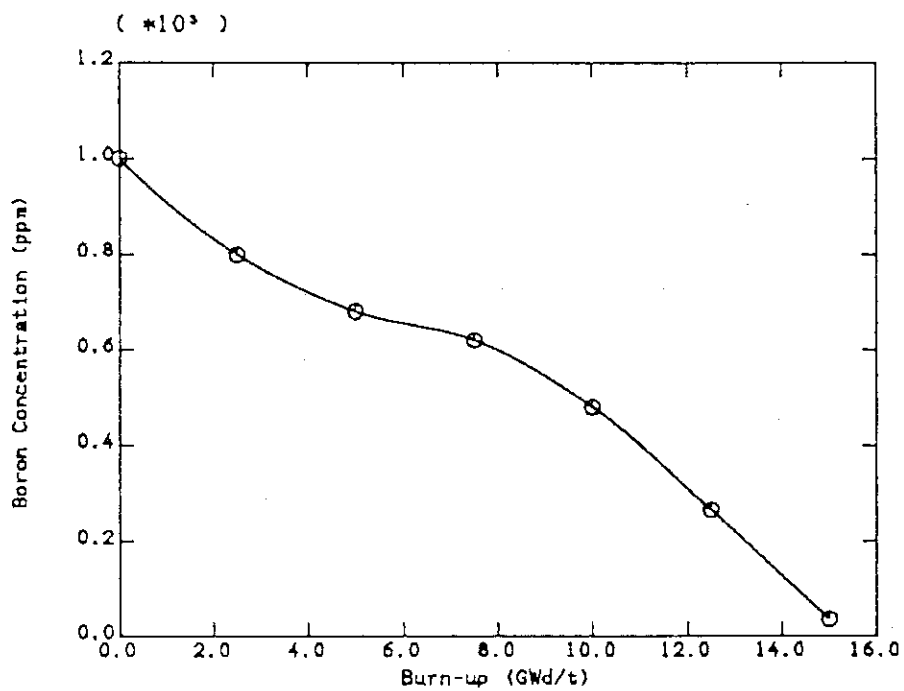


Fig. II. 2.12 運転中の減速材中のボロン濃度の変化

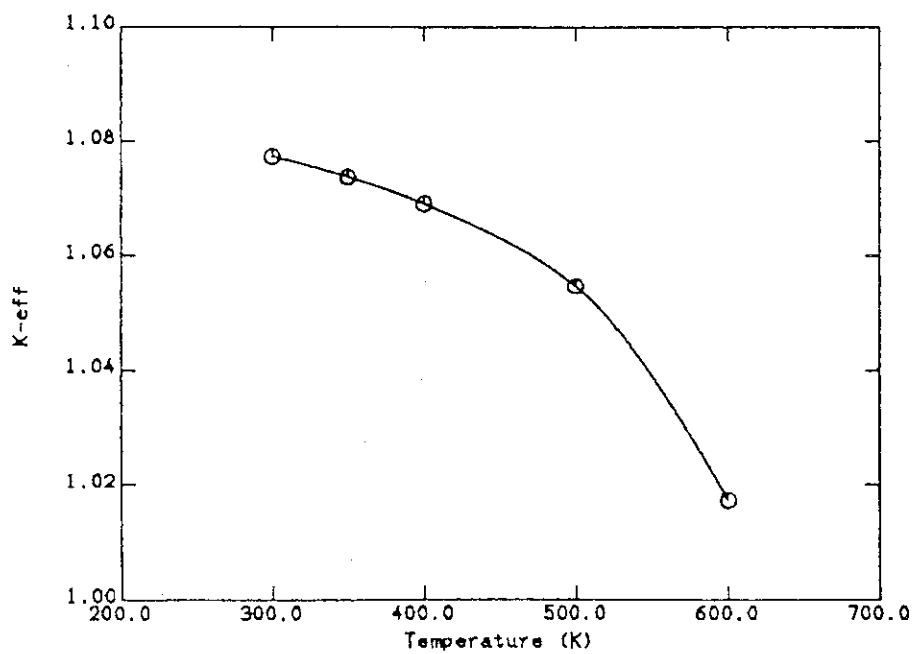


Fig. II. 2.13 温度係数 (炉心温度一律)

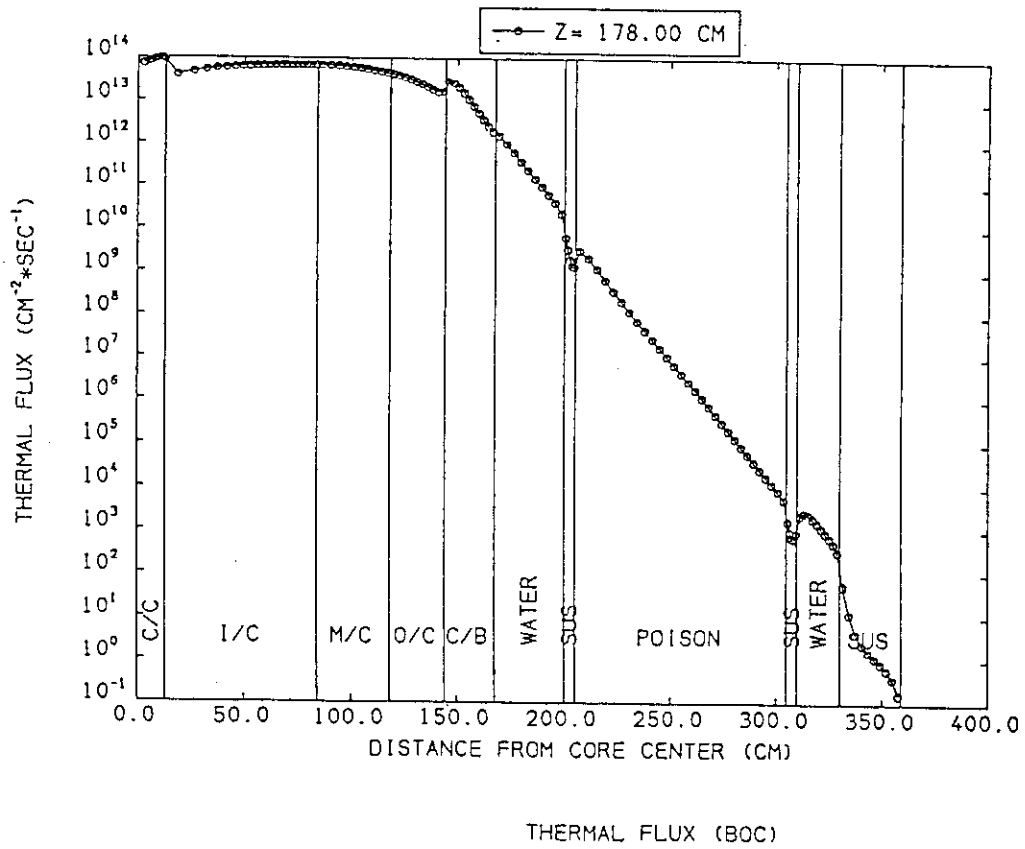
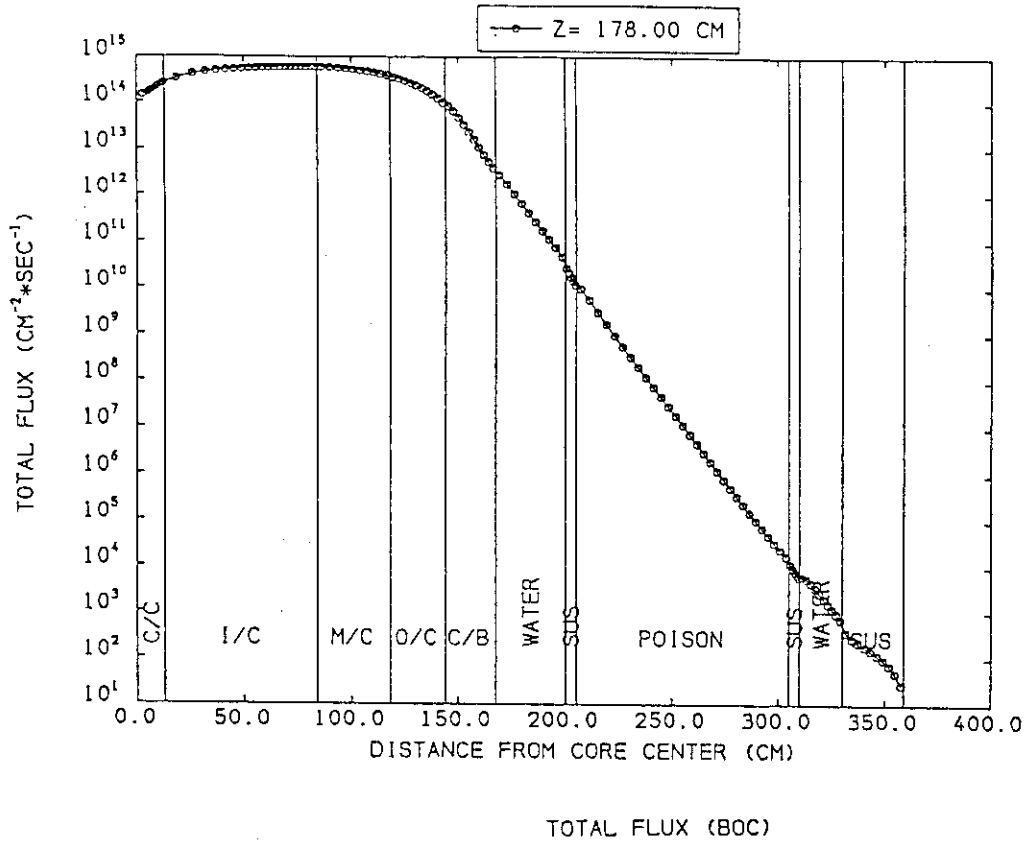


Fig. II. 2. 14 中性子束分布

3. 原子炉容器

3.1 概 要

SPWR で大出力炉を期待すれば必然的に大型の原子炉容器を使うこととなる。本設計の原子炉容器は ABWR 相当の大型でかつ、高圧のために厚肉構造である。また、炉の構造的な合理性の追及の結果、容器の締結は胴部で行い、かつ、そのボルトは下方から挿入する、等の特殊構造としている。したがって、原子炉容器の成立性の検討は重要である。ここでは①設計条件、②構造強度、③製作性、④供用期間中検査、⑤開発課題、等の検討結果の概要を述べる。

結論としては、材料の面で主フランジ用スタッドボルトの試作が必要であるが、それ以外には大きな問題はない。また、ボルトの取り付けが上向きである点についても、炉停止時の放射線の線量率が低いと予想されるので大きな問題はないものと考えられる。

Table II. 3.1に原子炉容器の主要諸元を示す。Fig. II. 3.1に原子炉容器の断面図を示す。

3.2 設計条件

(1) 運転条件

原子炉出口温度：320°C

原子炉出口圧力：13 MPa (= 132.6 kg/cm²)

(2) 設計条件

最高使用圧力、温度は上記運転条件の他に、考えられる運転事象を加味して設計する必要があるが、現時点では不明のため、現行 PWR を参考にして仮定することにした。

現行 PWR の通常運転圧力、温度および最高使用圧力、温度			
最高使用圧力	175 kg/cm ²	最高使用温度	343°C
運転圧力	157 kg/cm ²	運転温度	325°C
圧力差	18 kg/cm ²	温度差	18°C

SPWR の最高使用温度 T は上記差分を加えて

$$P = P_0 + 18 = 150.6 \text{ kg/cm}^2$$

$$T = T_0 + 18 = 338^\circ\text{C}$$

(3) 適用法規・規格

- ① 通商産業省令 第 62 号「発電用原子力設備に関する技術基準」
- ② 通商産業省令 第 81 号「電気工作物の溶接に関する技術基準」
- ③ 通商産業省告示 第 501 号「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」
- ④ JEAC 4205「軽水型原子力発電用機器の供用期間中検査」
- ⑤ 資源エネルギー庁長官通達「溶接の方法の認可について」

3.3 構造検討

(1) 概 要

原子炉圧力容器等の第 1 種圧力容器は各運転サイクル毎の熱応力、ピーク応力を考慮して形状、寸法を確認する必要がある。しかしながら、SPWR の基本設計段階においてこれら運転サ

イクルを決定するのは実際的ではないので、ここでは1次検討用に、耐圧部材としての検討に工学的判断を加えたものにとどめることにする。耐圧部材としては下記の部位を検討した。

- (a) 円筒胴 (d) 給水入口, 蒸気出口ノズル
 (b) 下部鏡板 (e) ポンプ取合部
 (c) 主フランジ (f) 上部鏡板

(2) 原子炉圧力容器の胴内径

原子炉圧力容器の最小胴内径（内面クラッド後）は6,600 mmである。公称胴内径は製作時の楕円化を考慮してクラッド後6,620 mm, 母材内面で6,630 mmとする。

(3) 円筒胴

1次一般膜応力に対する必要厚さ

$$t_r = \frac{P \cdot R}{S_m - 0.5P} = 276.7 \text{ mm}$$

ここで S_m : 最高使用温度での設計応力強さ = 18.8 kg/mm²

但し, 材料は JIS SQV 2 A (鋼板) 又は JIS SFVQ 1 A (鍛鋼品) とする。

P : 最高使用圧力 = 1.506 kg/mm²

R : 胴母材の内半径 = 3.315 m

最小厚さ t_{min} 胴外面の腐食代等を考慮し,

$$t_{min} = 279.7 \text{ mm}$$

とする。また, 公称厚さ t_{nom} は加工代を考慮し,

$$t_{nom} = 285 \text{ mm}$$

が妥当と考えられる。

(4) 下部鏡板

$$t_r = \frac{P \cdot R}{2S_m - P} = 158.8 \text{ mm}$$

ここで P, S_m は円筒胴と同じ

R : 鏡板母材の内半径 = 3.805 m

最小厚さ t_{min} および公称厚さ t_{nom} は円筒胴と同様にして

$$t_{min} = 161.8 \text{ mm}$$

$$t_{nom} = 166 \text{ mm}$$

が妥当と考えられる。

(5) 主フランジ

現行 PWR, BWR の主フランジは半球形鏡の一部を構成し, ボルト PCD も比較的内側に位置することができる。

一方, SPWR の主フランジは, 蒸気発生器の配置制限から完全に円筒胴を構成する要素となるため, ボルト PCD は外側に位置し, フランジ外径も当然大きくせざるを得ない。

シール機構は現行 PWR, BWR で実績のある2重Oリングとし, スタッドボルト頭部のボルトテンション着脱部は平行溝方式, ナットは上面クラッチ付き円柱形, 座金は球面座金の2

枚重ねとする。

主フランジおよびボルトの検討結果を Fig. II. 3.2に示す。

以下の計算において記号は全て JIS B 8283 による。

(a) ボルト荷重計算

$$W_{m1} = \frac{\pi}{4} G_2^2 P + \pi (G_1 + G_2) Y = 6.697 \times 10^7 \text{ kg}$$

ここで G_1, G_2 : Oリングの外径寸法

$$G_1 = 7,347 \text{ mm}, G_2 = 7,417 \text{ mm}$$

Y : Oリングのシールに必要な単位長さ当り締付力 = 41 kg/mm

ボルトの必要断面積 A_{m1} は

$$A_{m1} = \frac{W_{m1}}{S_m} = 2.723 \times 10^6 \text{ mm}^2$$

S_m : ボルトの設計応力強さ = 24.6 kg/mm²

但し、材質は SA-540 B 24 V-3 とする。

実際のボルト断面積 A_b は上記 A_{m1} に余裕を見て軸径 25.4 mm (φ 25.4 mm の貫通穴付き) を

60 本使用するものとする $3,106 \times 10^6 \text{ mm}^2$

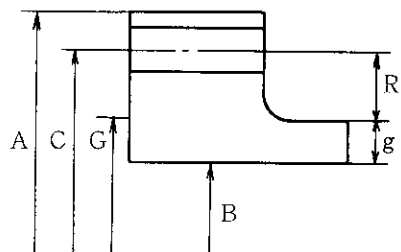
となり、ボルト強度は十分である。ボルトのねじ寸法は M 265 × 3 とする。

(b) フランジのモーメント計算

$$h_b = R + 0.5g_1 = 273.5 + 142.5 = 416 \text{ mm}$$

$$h_c = \frac{C - G}{2} = \frac{1}{2}(7,747 - 7,417) = 165 \text{ mm}$$

$$h_T = \frac{1}{2}(R + g_1 + h_c) = \frac{1}{2}(273.5 + 285 + 165) = 361.75 \text{ mm}$$



$$H_b = \frac{\pi}{4} B^2 P = \frac{\pi}{4} \times 6,630^2 \times 1.506 = 5.19926 \times 10^7 \text{ kg}$$

$$H = \frac{\pi}{4} G^2 P = \frac{\pi}{4} \times 7,417^2 \times 1.506 = 6.50686 \times 10^7 \text{ kg}$$

$$H_c = W_o - H = 6.69703 \times 10^7 - 6.50686 \times 10^7 = 0.19017 \times 10^7 \text{ kg}$$

$$H_T = H - H_b = 6.50686 \times 10^7 - 5.19926 \times 10^7 = 1.30760 \times 10^7 \text{ kg}$$

$$M_b = H_b \cdot h_b = 2.16289 \times 10^{10} \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$M_c = H_c \cdot h_c = 0.03138 \times 10^{10} \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$M_T = H_T \cdot h_T = 0.47302 \times 10^{10} \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$M_o = M_b + M_c + M_T = 2.66729 \times 10^{10} \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

(c) フランジ応力計算

(i) ハブの軸方向応力: σ_H

$$\text{係数 } f = 1 (\because g_1/g_o = 1) \quad h_o = \sqrt{B \cdot g_o} \quad t = 1,400 \text{ mm}$$

$$L = \frac{t \cdot e + 1}{T} + \frac{t^3}{d}$$

$$e = F/h_0 = 0.90892/\sqrt{6,630 \times 285}$$

$$= 6.6122 \times 10^{-4}$$

$$T = 1.82349 \quad (K = A/B = 1.23785)$$

$$d = \frac{U}{V} \cdot h_0 \cdot g_0^2 = 2.0580 \times 10^9 \quad U = 10.13409, \quad V = 0.54981$$

$$L = \frac{1,400 \times 6.61221 \times 10^{-4} + 1}{1.82349} + \frac{1,400^3}{2.0580 \times 10^9} = 2.38939$$

$$\sigma_H = \frac{f \cdot H}{L \cdot g_j^2 \cdot B} = \frac{1 \times 2.66729 \times 10^{10}}{2.38939 \times 285^2 \times 6,630} = 20.73 \text{ kg/mm}^2$$

(ロ) フランジの半径方向応力: σ_R

$$\sigma_R = \frac{(1.33t \cdot e + 1)M}{L \cdot t^2 \cdot B}$$

$$= \frac{(1.33 \times 1,400 \times 6.61221 \times 10^{-4} + 1) \times 2.66729 \times 10^{10}}{2.38939 \times 1,400^2 \times 6,630}$$

$$= 1.92 \text{ kg/mm}^2$$

(ハ) フランジの周方向応力: σ_T

$$\text{係数: } Y = 9.22204$$

$$Z = 4.75732$$

$$\sigma_T = \frac{Y \cdot M}{t^2 \cdot B} - Z \cdot \sigma_R$$

$$= \frac{9.22204 \times 2.66729 \times 10^{10}}{1,400^2 \times 6,630} - 4.75732 \times 1.9167$$

$$= 9.81 \text{ kg/mm}^2$$

(ニ) 許容応力との比較

$$\text{SFVQ 1 A の } \sigma_t = 18.8 \text{ kg/mm}^2$$

$$\sigma_H = 20.73 \text{ kg/mm}^2 < 1.5\sigma_t (28.2 \text{ kg/mm}^2)$$

$$\sigma_R = 1.92 \text{ kg/mm}^2 < \sigma_t (18.8 \text{ kg/mm}^2)$$

$$\sigma_T = 9.81 \text{ kg/mm}^2 < \sigma_t$$

$$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2} = 15.27 \text{ kg/mm}^2 < \sigma_t$$

よって主フランジの厚さは 1,400 mm が妥当と考えられる。

(d) 供用期間中無開放にするための検討

主フランジを供用期間中無開放とし、何も点検しないというのはプラント寿命 40 年を考慮すると実績も無く、好ましいことではない。しかし、2重のOリング小径側からリークが発生する迄無開放とするのであれば現行 PWR, BWR の延長で対応可能と思われる。一步進めて大径側からリークが発生する迄無開放とすることを考えると、その場合はボルトとOリングの間の空間を使ってオメガシールを施す案が考えられる。

但し、大径Oリングからのリーク検知システムが必要になる。いずれにしてもシール部の耐食性確認が必要である。また、スタッドボルトの焼付防止を図る意味で定期的にボルトを

動かすことが必要である。

(6) 給水入口, 蒸気出口ノズル

給水入口および蒸気出口ノズルは, 外部接続配管とはフランジ継手になっているためシール性に注目した構造にする必要がある。また, 内部は蒸気発生器の管板と溶接する構造になっており, これら機能を満足した上に, 流体過渡変化に耐える必要がある。

各部材についての検討結果を以下に示す。

(a) 内管の厚さ

内管は外面に最高使用圧力を受けることになる。厚さ 100 mm, 長さ 2,000 mm, 外径 1,100 mm と仮定すると

$$t_r = \frac{3D_o \cdot P}{4B} = 88.75 \text{ mm} < 100 \text{ mm}$$

ここで D_o : 外径 = 1,100 mm

B : 告示 501 号の別図第 7 より求めた値 = 1,400

但し $L/D_o = 2,000 / 1,100 = 1.82$

$D_o/t = 1,100 / 100 = 11$ とする。

よって厚さ 100 mm が妥当と考えられる。

(b) 管台の厚さ (補強部を除く)

$$t_{nr} = \frac{P \cdot R}{S_m - 0.5P} = \frac{1.506 \times 1,135 / 2}{18.8 - 0.5 \times 1.506} = 47.4 \text{ mm}$$

管台はフランジ取合の形状を考慮し, 厚さ 104 mm, 外径 1,343 mm とする。

(c) フランジ継手部

蒸気発生器の伝熱管は ISI として渦流探傷を行うので ISI 時にはこのフランジ継手の開放, 閉鎖作業が発生する。また, ボルト径が 50 mm を超えるとボルトおよびスタッドの穴のリガメント部も ISI 対象となり ISI が可能な構造にする必要がある。

本フランジ継手は上記条件よりスタッドボルト形式よりも通常のボルト形式の方が好ましいと考えられる。

ボルトは M 100 を 24 本使用する。

(d) 穴補強部

補強に必要な面積

$$A_r = d \cdot t_r \cdot F = 1,135 \times 276.7 \times 1.0 = 3.141 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

に対して, 管台および胴板に余肉を付けることによって面積補強を行う。

管台が胴板の同一断面に 8 個配置され, そのピッチ間隔は約 2.6 m と狭いので管台の余肉部のみで面積補強を行うのは限界がある。そこで胴板を厚くし, 補強にあてることにした。

以上の検討を反映した給水入口および蒸気出口ノズルの形状を Fig. II. 3.3 に示す。なお, 給水ノズルについては運転の過渡変化を考慮し, 内管を保護するスリーブを設けることも考えられる。

(7) ポンプ取合部

ポンプ取合のフランジは, 主フランジと同じく 2 重 O リングのシール機構を採用し, スタッ

ドボルトはテンションにて締付力の管理をする構造とする。

一般的なフランジの設計においては、ボルトピッチ円径をできるだけ内径側に位置させ、ガスケットとボルトを接近させることがフランジに作用するモーメントを小さくし、結果的にフランジをコンパクトにすることにつながる。しかし、本取合部の場合は上鏡の穴の補強を兼ねたフランジであり、フランジの径方向厚さはボルト寸法から決まる厚さよりもはるかに大きくなる。また、上鏡とはフランジの外径側で結合しておりフランジに使用するモーメントは一般的なフランジとは逆になる。以上のようなことから本フランジにあってはボルトピッチ円径はフランジ外径に近づけた方がフランジとしての効果は大きい。

一方、取合のポンプ側フランジは一般的形状のフランジであり、ボルトピッチ円径はフランジ内側に位置させた方が好ましく、両者相矛盾した形になっている。

ここでは、RPV側フランジが上鏡の補強を兼ねていることを重視し、RPV側としての望ましい形状を優先して決め、その寸法に基づきポンプ側に問題の有無を確認することにする。

以下にRPV側フランジの検討結果を示す。

(a) ボルトの荷重計算

$$W_{mi} = \frac{\pi}{4} G_2^2 P + \pi (G_1 + G_2) Y = 1.6186 \times 10^7 \text{ kg}$$

ここで G_1, G_2 : Oリングの外径寸法

$$G_1 = 3,523 \text{ mm}, G_2 = 3,593 \text{ mm}$$

Y : Oリングのシールに必要な単位長さ当り締付力
= 41 kg/mm

ボルトの必要断面積 A_{mi} は

$$A_{mi} = \frac{W_{mi}}{S_m} = \frac{1.6186 \times 10^7}{24.6} = 6.580 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

S_m : ボルトの設計応力強さ = 24.6 kg/mm²

但し、材質はSNB 24-3とする。

実際のボルト断面積 A_b は上記 A_{mi} に余裕を見て軸径 145 mm ($\phi 25.4$ mm の貫通穴付き) を 48 本使用するものとする。

$$A_b = \frac{\pi}{4} \times (145^2 - 25.4^2) \times 48 = 7.683 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

となりボルト強度は十分である。ボルトのねじ寸法は M 150 × 3 とする。

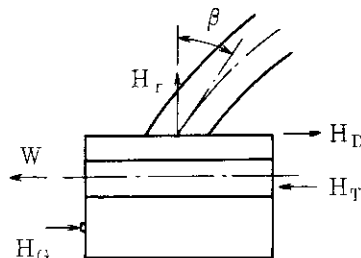
(b) フランジのモーメント計算

H_b : フランジの外径面に加わる荷重

$$= \frac{\pi}{4} A^2 P = \frac{\pi}{4} \times 4,100^2 \times 1,506$$

$$= 1.9883 \times 10^7 \text{ kg}$$

H : フランジに加わる内圧による全荷重



$$= \frac{\pi}{4} G^2 P = \frac{\pi}{4} \times 3,593^2 \times 1.506 = 1.5270 \times 10^7 \text{ kg}$$

H_G : ガスケット荷重

$$= W_{m1} - H = 1.6186 \times 10^7 - 1.5270 \times 10^7 = 0.0916 \times 10^7 \text{ kg}$$

H_T : フランジに加わる内圧による全荷重とフランジの外径面に加わる荷重の差

$$= H - H_D = 1.5270 \times 10^7 - 1.9883 \times 10^7 = -0.4613 \times 10^7 \text{ kg}$$

$$h_D = (C - A) / 2 = (3,810 - 4,100) / 2 = -145 \text{ mm}$$

$$h_G = (C - G) / 2 = (3,810 - 3,593) / 2 = 108.5 \text{ mm}$$

$$h_T = (h_D + h_G) / 2 = (-145 + 108.5) / 2 = -18.25 \text{ mm}$$

$$M_D = H_D \cdot h_D = -2.8830 \times 10^9 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$M_G = H_G \cdot h_G = 0.0994 \times 10^9 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$M_T = H_T \cdot h_T = 0.0842 \times 10^9 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

$$|M_o| = |M_D + M_G + M_T| = |-2.6994 \times 10^9|$$

$$= 2.6994 \times 10^9 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

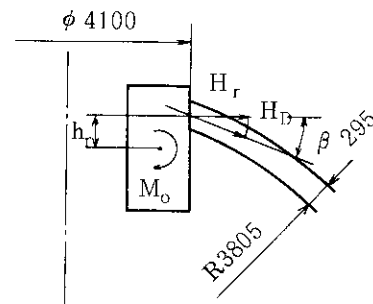
上鏡との接合部には半径方向の荷重 H_r が作用している。

$$\beta = \sin^{-1} \frac{4,100/2}{3,805 + 295/2}$$

$$= 31.242^\circ$$

$$H_r = H_D / \tan \beta$$

$$= 3.2776 \times 10^7 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$



H_r により生ずるモーメント M_r は、フランジの図心か

ら上鏡板厚中心線とフランジ外径の交点迄の距離 h_r との積である。

モーメント M_o は、図に示すように時計回りのモーメントであるので、 h_r は $h_r \leq 0$ の方が好ましい (図心よりも下側)。

一方、ボルト締付時の荷重 W_g とモーメント M_g は

$$W_g = \frac{A_{m1} + A_b}{2} \cdot \sigma_s \quad \sigma_s: \text{常温でのボルトの設計応力強さ} = 30.3 \text{ kg/mm}^2$$

$$= \frac{6.580 \times 10^5 + 7.683 \times 10^5}{2} \times 30.3 = 2.1608 \times 10^7 \text{ kg}$$

$$M_g = h_G \cdot W_g$$

$$= 108.5 \times 2.1608 \times 10^7 = 2.3445 \times 10^9 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

モーメント M_g は反時計回りなので

$$|M_o + M_r| \leq |M_g|$$

となるように h_r の下限値を決める必要がある。つまり

$$2.6994 \times 10^9 + h_r \times 3.2776 \times 10^7 = 2.3445 \times 10^9$$

$$0 \geq h_r \geq -153.89 \text{ mm}$$

フランジはポンプとの取合も絡んでいるため $h_r = 0$ を目安に構造を調整する。

(c) フランジの応力計算 (板厚計算)

フランジは上鏡の穴の補強とポンプ取付座を兼ねた構造であり、補強面積としての板厚とフランジとしての板厚を満足する必要がある。

後述の上鏡の計算より補強面積としての厚さは、449.87 mm と鏡板としての必要厚さ 158.8 mm の和である。

穴の補強面積を考慮しない一般的なフランジの必要厚さ T は次式で表わされる。

$$T = F + \sqrt{F^2 + J} \quad F = \frac{P \cdot B \sqrt{4R^2 - B^2}}{8S_m(A - B)}$$

$$J = \frac{M}{S_m \cdot B} \cdot \frac{A + B}{A - B}$$

- ここで P : 最高使用圧力 = 1.506 kg/mm²
 S_m : 設計応力強さ = 18.8 kg/mm²
 R : 鏡板の内半径 = 3,805 mm
 A : フランジの外径 = 4,100 mm
 B : フランジの内径 = 3,010 mm
 M : フランジに作用するモーメントで(2)より M₀ とする。

$$F = \frac{1.506 \times 3,010 \times \sqrt{4 \times 3,805^2 - 3,010^2}}{8 \times 18.8 \times (4,100 - 3,010)}$$

$$= 193.267 \text{ mm}$$

$$J = \frac{M_0}{18.8 \times 3,010} \times \frac{4,100 - 3,010}{4,100 - 3,010} = 1.15271 \times 10^{-4} M_0 = 3.1116 \times 10^5 \text{ mm}^2$$

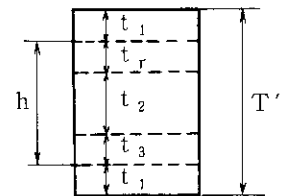
穴の補強面積を考慮したフランジ厚さ T' は次の考えで求めることができる。

2 t₁ : フランジに作用するモーメントによる必要厚さで断面係数に影響する加算分

t_r : 鏡板としての必要厚さ = 158.8 mm

t₂ : 補強面積としての厚さ = 449.87 mm

t₃ : フランジに作用するモーメントによる必要厚さで T を求める式中の右辺第 1 項による (=F)



$$h = t_r + t_2 + t_3$$

$$= 158.8 + 449.87 + 193.27 = 801.94 \text{ mm}$$

2 t₁ は T を求める算式の右辺の第 2 項より次式で求める。

$$T'^2 = (2t_1 + h)^2 = h^2 + F^2 + J$$

$$= 801.94^2 + 193.267^2 + 3.1116 \times 10^5 = 9.9162 \times 10^5$$

$$T' = 995.80 \text{ mm} (t_1 = 96.93 \text{ mm})$$

よってフランジ厚さは 1,000 mm とする。

(8) 上部鏡板

上部鏡板は、下部鏡板と同一内半径であるので、必要厚さ t_r は

$$t_r = 158.8 \text{ mm}$$

である。

最小厚さ t_{min} および公称厚さ t_{nom} は、ポンプ取合部の穴の補強を考慮して余裕を持たせ

$$t_{min} = 291 \text{ mm}$$

$$t_{nom} = 295 \text{ mm}$$

とする。

以下にポンプ取合部の穴の補強計算を示す。

穴の内径（弧の長さ）計算

$$\begin{aligned} \theta &= \sin^{-1} \frac{d/2}{R_m} = \sin^{-1} \frac{1505}{3952.5} \\ &= 22.3815^\circ \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \widehat{d} &= \frac{2\pi R_m}{360} \cdot 2\theta = \frac{2\pi \times 3952.5}{360} \times 2 \times 22.3815 \\ &= 3,087.94 \text{ mm} \end{aligned}$$

よって補強に必要な面積 A_r は

$$\begin{aligned} A_r &= t_r \cdot \widehat{d} = 158.8 \times 3087.94 \\ &= 4.906 \times 10^5 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

補強に有効な範囲は、穴の中心より鏡板厚さの中心線長で片側 \widehat{d} 、鏡板内外表面から垂直に次式で求まる p である。

$$\begin{aligned} P &= 0.5\sqrt{r_m \cdot t} \\ &= 0.5 \times \sqrt{\frac{3,010 + 4,100}{4} \times \frac{4,100 - 3,100}{2}} = 492.12 \text{ mm} \end{aligned}$$

r_m : 管台（フランジ）の平均半径

t : 管台（フランジ）の厚さ

また、補強に必要な面積の $2/3$ は穴の中心から次式で計算した範囲内にあることが必要である。

$$\begin{aligned} P &= r + 0.5\sqrt{R \cdot t} \\ &= \frac{3087.94}{2} + 0.5 \times \sqrt{3952.5 \times 295} = 2,083.87 \text{ mm} \end{aligned}$$

r : 穴の径の $1/2 = \widehat{d}/2$

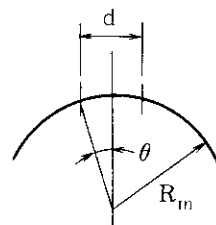
R : 鏡板の平均半径 $= R_m$

t : 鏡板の厚さ $= 295 \text{ mm}$

$$\theta = \frac{360}{2\pi} \times \frac{2083.87}{3952.5} = 30.2080^\circ$$

以上の補強有効範囲と鏡板、フランジの寸法関係を Fig. II .3.4 に示す。フランジの大部分が補強範囲に入っているので、フランジはフランジ自身の強度と穴の補強面積としての強度を合せ持つ必要がある。しかし、この両方での検討は電算機による詳細解析を要するので、穴の補強面積をフランジで全部まかなうことにしてフランジの厚さに反映することにする。

補強面積としてのフランジ厚さは次のようになる。



$$\begin{aligned} R_m &= 3,805 + \frac{295}{2} \\ &= 3,952.5 \text{ mm} \\ d &= 3,010 \text{ mm} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 t &= \frac{A_r}{(\text{フランジの外径}) - (\text{フランジの内径})} \\
 &= \frac{4.9036 \times 10^5}{4,100 - 3,010} \\
 &= 449.87 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

3.4 製作性

SPWR の RPV は、現行 1,100 MWe 級 BWR の RPV より胴径で約 200 mm、全高で約 1 m 大きくしたものであり、製作する上で工場の建屋寸法が問題になることはない。したがって、各単品での材料の選択及び組立時の重量について製作面から検討した。

- ① 胴板寸法は、材料を鋼板、鍛造のどちらかに限定するのではなく、どちらでも選択可能な寸法となるように分割数を調整しておく方が経済性の面で好ましいと言える。

胴板を鍛造リング製とした場合、鍛造プレスの能力より製品寸法でリング幅約 4.1 m が限界である。鋼板製の場合は、ベンディグローラの最大幅より約 3.7 m である。したがって、胴板はリング幅最大 3.7 m を目安に分割数を決めた。

- ② 下鏡は鋼板および鍛造のどちらでも選択可能であるが、鋼板の場合は 2 分割となる。
- ③ RPV 上半身は給水入口/蒸気出口ノズル 8 個が円筒部に配置されており、板厚が 350 mm と極厚のため鋼板よりは鍛造材の方が適している。
- ④ 上鏡は能動停止弁用ノズル等が配置されるので、鋼板製の場合は ISI を考えて継手位置を調整する必要がある。一方、円錐形状の胴板を鍛造材で製作する場合は、その形状から小径の内径、大径の外径を内外径とする大型リングを鍛造することになり鋼板よりも不利である。

したがって、上鏡は ISI に影響しないようにノズル位置を調整し、鋼板を採用するのが望ましいと思われる。

- ⑤ RPV の総重量は下部が約 900 ton、上部が約 700 ton、スタッドボルトが約 80 ton である。したがって、工場で組立てる場合の天井クレーン容量は最低限 900 ton 必要であるが、製作中の RPV 反転、起立/転倒、横移動作業を考慮して詳細に検討する必要がある。

3.5 供用期間中検査

転水型原子力発電所では、民間自主検査として供用期間中検査（以下 ISI と呼ぶ）を実施しており、SPWR の RPV も ISI を前提として検討しておく必要がある。

RPV の ISI を実施するには、事前に

- ① ISI が可能なように RPV の形状を工夫する
- ② 被ばく低減を考慮し、ISI 検査機器の自動化を図る
- ③ ISI 検査機器の着脱、アクセスルートを機器配置計画の段階で決めておくことが重要である。

ISI 検査機器は既存の BWR、PWR 用検査機器の流用もしくは一部改良することにより対応可能と思われる。

SPWR の RPV に要求される ISI 対象範囲およびその一覧表を Table II. 3.2 に示す。

ISI での体積検査は、通常垂直 UT および斜角 UT が実施されている。斜角 UT は 45° が一般的であるが、疑わしいインディケーションがあった場合には、詳細に検討することになり 60° 斜角 UT も実施する可能性があることから、RPV の溶接線位置は原則として 60° 斜角 UT も探傷可能なように調整することにした。

溶接線 W-1 ~ W-5 は一般的突合せ溶接線であり問題はない。溶接線 W-6 はフランジとの溶接であり、スタッドボルトおよび同ナットが ISI 検査機器に干渉する可能性がある。また、フランジのハブ長さを大きくした方が、溶接線に対し完全に両側から斜角 UT が実施でき ISI 上、望ましいが、コスト的には不利である。したがって、溶接線位置は ISI 検査機器がスタッドボルトおよび同ナットに干渉しない範囲で、可能な限りハブ長さを小さくするように調整した。斜角 UT は片側から実施することになる。

主フランジの圧力保持用ボルト締付部 F-1 は、スタッドボルトおよびナットの UT、座金の VT およびフランジねじ部とリガメントの UT が対象となる。SPWR は原則的に定検中でも主フランジは締付けた状態なので、その状態で ISI 可能とする必要がある。

スタッドボルト、ナットおよび座金の形状は現行 PWR, BWR と同じであり ISI 上からの形状的限制はない。しかし、ボルト・ナットを取付けた状態で ISI を行うのは、ボルト配置上ナット同志が近接しているので、空間寸法が足りず困難であることおよび長期間ねじ部を固定したままにすると焼付く可能性があり好ましくないことから、ISI 対象ボルトのみフランジから抜き取り別の場所で ISI を行うのが良いと思われる。

フランジねじ部およびリガメントは、フランジを締付けた状態ではガスケット面側から探傷できないので、Fig. II. 3.5 に示すように背面から垂直 UT を実施することにする。

溶接線 W-7 は、給水入口/蒸気出口ノズルの穴補強のために厚くした胴板とフランジとの溶接継手である。継手部の厚さは胴板に合わせ厚くした方が不連続部の削減ができ、また、上記ノズルとフランジ間の距離を小さくすることができるので好ましいが、前述の主フランジねじ部およびリガメントをフランジ背面から垂直 UT を行う場合に一部分探傷不可となるので、やむを得ず継手部の厚さを本来の必要厚さとした。

継手厚さの平行部は Fig. II. 3.5 に示すように 60° 斜角 UT が胴板側から探傷可能なように考慮し、700 mm とした。

溶接線 W-8 は、ノズルと胴板の溶接継手であり、現行 PWR と同様の形状であるので問題はない。ノズルコーナ部については現行 BWR, PWR で実施しており ISI 上問題はないが、ISI で管板の下側半分的位置に割れ等が発生した場合、蒸気発生器の伝熱管がその周囲に密集しているので補修が困難であり、その対策を確立しておく必要がある。

溶接線 W-9, W-10 は蒸気発生器の項で述べる。

給水入口/蒸気出口ノズルフランジの圧力保持用ボルト締付部 F-2 は一般の通しボルト構造であり、ボルト、ナットの UT および座金の VT が対象なので問題ない。

溶接線 W-11 ~ W-13 は一般的突合せ溶接であり問題ない。

ポンプ取付部の圧力部の圧力保持用ボルト締付部 F-3 は、スタッドボルトおよびナットの UT、座金の VT およびフランジのねじ部とリガメントの UT が対象である。スタッドボルト、ナット

および座金は主フランジ用のそれらと類似であり、問題はない。フランジねじ部とリガメントはポンプが定検時に取り外され、直接ガasket面側からの垂直 UT が可能となるので問題ない。しかし、ポンプ取付座は穴の補強を兼ねた構造であり、ノズルと鏡板の組合せとみなすとノズル内面コーナ部の UT が要求されることになる。一般的ノズルとは形状が異なるので、コーナ部 UT の要否は詳細応力解析の結果により決めるのが妥当と思われる。コーナ部 UT が必要となった場合は、ポンプを取り外した状態で内面側から行うことになる。

3.6 技術的課題

前項迄の検討において明らかになった技術的課題を以下に示す。

(1) 材料としての課題

1) JIS SFVQ 1 A (鍛鋼品), SQV 2 A (鋼板) の厚肉化

現行 PWR, BWR で使用している厚さは 250 mm, 161 mm 程度なのに対し、SPWR では 285 mm とさらに厚肉化している。問題は無いと思われるが、材料として焼入れ性、機械的性質さらには破壊じん性について実証野験を行う必要がある。特に主フランジ材 (SFVQ 1 A) は厚さ約 790 mm と超極厚であり、製造方法を含めた実証試験が必要である。

2) ASME SA-540 Gr. B 24 V class 3 (ボルト材) の適用

現行 JIS では、ASME SA-540 -相当規格として SNB 24-3 があるが、摘要として径が 240 mm までであり、それ以上の径に対する規格は JIS には無い。当然、告示 501 号においても径の制約はあり、240 mm を越える径のボルト材については特認申請をすることになる。上記 ASME 材は 11" (279.4 mm) 迄使用可能であり、SPWR のボルト径 265 mm に十分適用可能である。

しかし、原子力プラントにおいては使用実績もないので、材料メーカーでの製造方法検討を含めた確証試験が必要である。

(2) 構造上からの課題

1) 主フランジ継手へのフィンガーピン構造の適用

主フランジのスタッドボルトは、蒸気発生器用ノズルの位置関係から通常とは逆の向き形になっており、ボルト着脱時および締付時には重量を支える特殊装置が必要になる。また、ボルトテンションも逆向きの重量支持形を開発する必要がある。

2) 主循環ポンプ取合ノズル

主循環ポンプ取合ノズルは胴内径の約 1/2 の穴径であり、構造上穴の補強とスタッドボルト締めによるシール機構を兼用した形になっている。

原子炉およびポンプの運転モードによってノズルの挙動は変化するので、シール性能を満足するには運転モード毎の調査が必要である。

一般的には、穴の補強部とシール機構部は構造的に離して構造解析の信頼性を確保しているが、本形状のような兼用形の場合は、有限要素法を使った詳細な構造解析と実証試験が必要である。

3) 蒸気/給水ヘッダのサーマルスリーブが耐圧構造で厚肉となっている。この形状について運転モード毎の構造解析を実施し、詳細寸法を決める必要がある。

- 4) 主フランジのシール部長無点検に対し、ガスケット部の材料耐食性について確認しておく必要がある。
- 5) ISIで疑わしいインディケーションが発見された場合の補修方法を確立しておく必要がある。特に、給水入口/蒸気出口ノズルの内面コーナ部は周囲半分が伝熱管によって上からアクセス不可能となっているので、その対策を確立しておく必要がある。

3.7 実現性評価

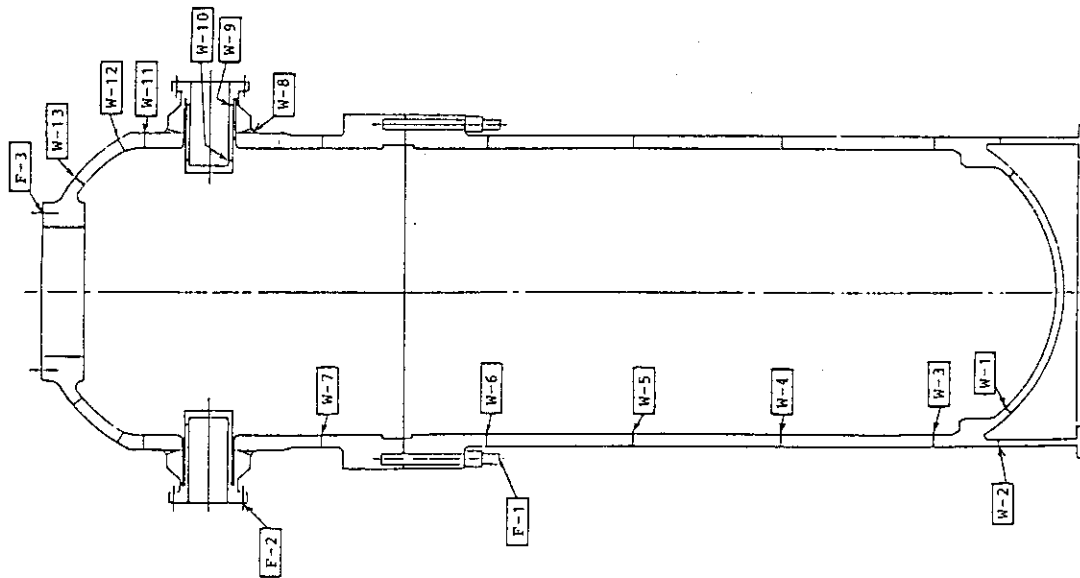
材料の面で主フランジ用スタッドボルト材の試作が必要であるが、それ以外は大きな問題もなく、技術的課題として解決すれば十分原子炉压力容器としての機能を果たせることがわかった。

Table II. 3.1 原子炉容器の主要諸元

最高使用圧力	150.6 kg/cm ²
最高使用温度	338°C
運転圧力	132.6 kg/cm ²
運転温度	320°C
主要寸法	
胴内径	6620 mm
全高	24,051 mm
胴板厚さ	279.7 mm (最小)
上部鏡板	291 mm (最小)
下部鏡板	161.8 mm (最小)
スタッドボルト	M 265 × 3
ポンプ取付ボルト	M 150 × 3
内張り厚さ	5 mm
主要材料	
胴板	JIS SFVQIA/SQV 2 A
上部鏡板	JIS SFVQ 1 A
下部鏡板	JIS SFVQ 1 A/SQV 2 A
主フランジ	JIS SFVQ 1 A
ポンプ取付フランジ	JIS SFVQ 1 A
ノズル	JIS SFVQ 1 A
スタッドボルト, ナット	ASME SA-540 Gr. B 24 V class 3
ポンプ取付ボルト	JIS SNB 24-3
内張り材	ステンレス鋼

Table II.3.2 供用期間中検査範囲一覽表

番号	試験カテゴリ	検査箇所名称	検査方法	代表寸法
W-1	B-B	下鏡ドーム+下鏡リング	UT	166 t
W-2	B-H	下鏡ドーム+スカート	UT	150 t
W-3	B-B	胴板3 + 下鏡	UT	285 t
W-4	B-A	胴板2 + 胴板3	UT	285 t
W-5	B-B	胴板1 + 胴板2	UT	285 t
W-6	B-C	胴板フランジ+胴板1	UT	285 t
W-7	B-C	上部胴板フランジ+上部胴板	UT	285 t
W-8	B-D	(1) 給水入口/蒸気出口ノズル+上部胴板の溶接部 (2) 同上接続部内面の丸みの部分	UT	350 t
W-9	B-C	給水入口/蒸気出口ノズルフランジ+内管	UT	100 t
W-10	B-C	蒸気発生器管板+内管	UT	100 t
W-11	B-B	上部胴板+上鏡リング	UT	350 t
W-12	B-B	上鏡+上鏡リング	UT	295 t
W-13	B-C	ポンプ取付座+上鏡	UT	295 t
F-1	B-G-1	スタッドボルト スタッドボルト用ナット スタッドボルト用座金 胴板フランジねじ部及びびりガメント	UT UT VT UT	60-M265 PCD7747
F-2	B-G-1	給水入口/蒸気出口ノズルフランジ用ボルト 同上用ナット 同上用座金	UT UT VT	24-M100
F-3	B-G-1	ポンプ取付用スタッドボルト 同上用ナット 同上用座金 ポンプ取付フランジねじ部及びびりガメント	UT UT VT UT	48-M150 PCD 3810



供用期間中検査対象範囲図

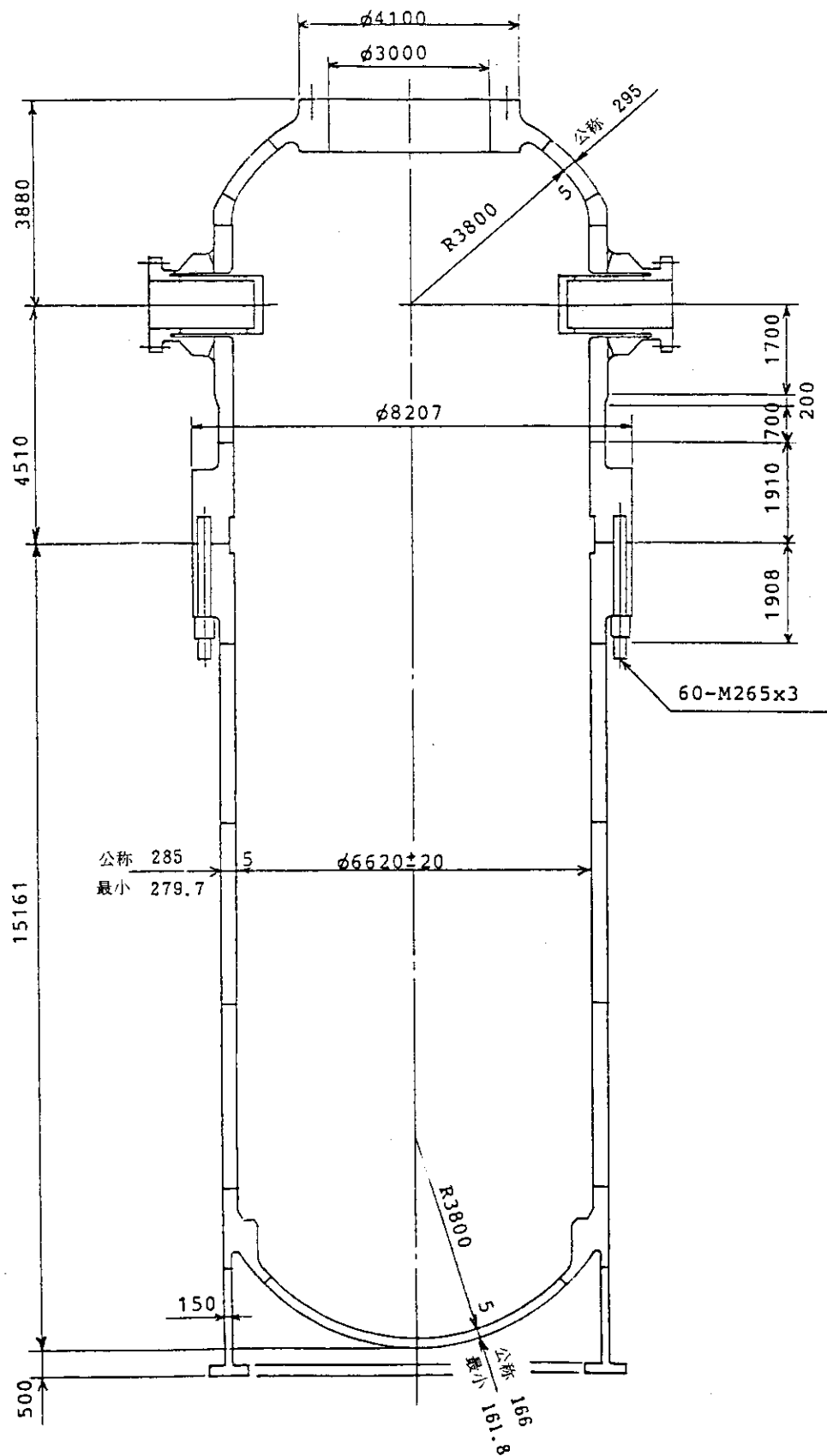


Fig. II. 3.1 SPWR 原子炉压力容器 (縦断面図)

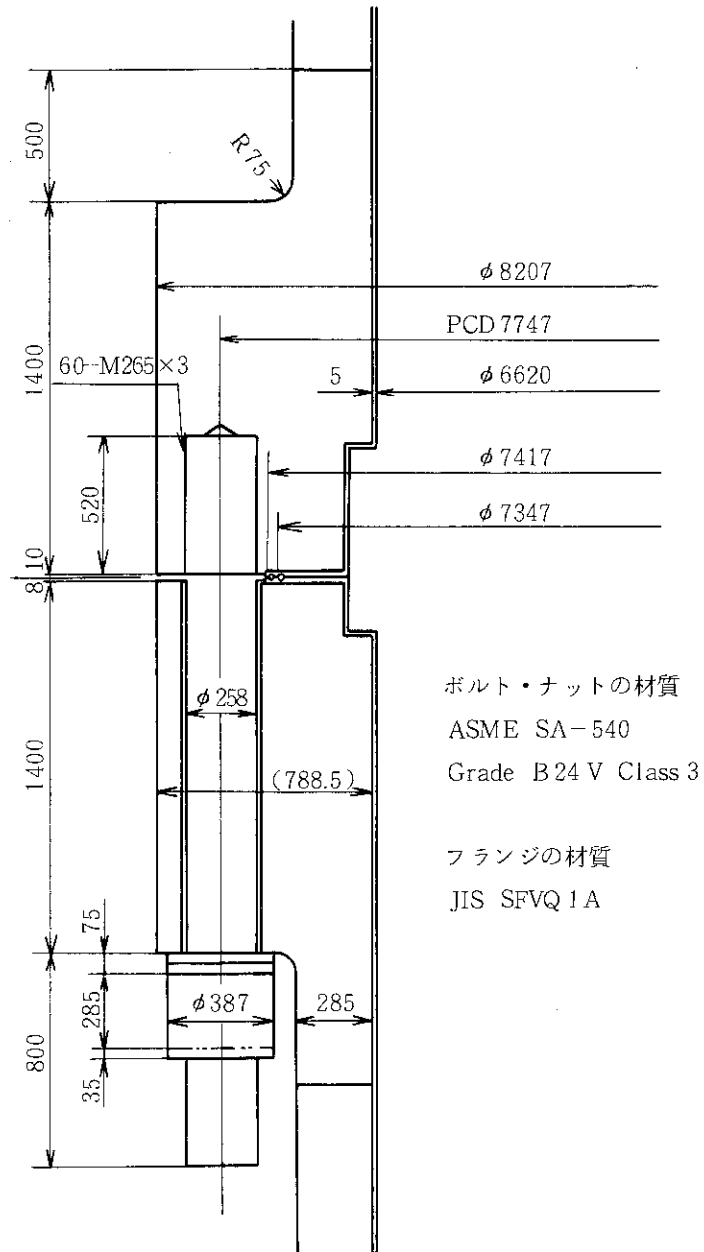


Fig. II.3.2 主フランジ形状図

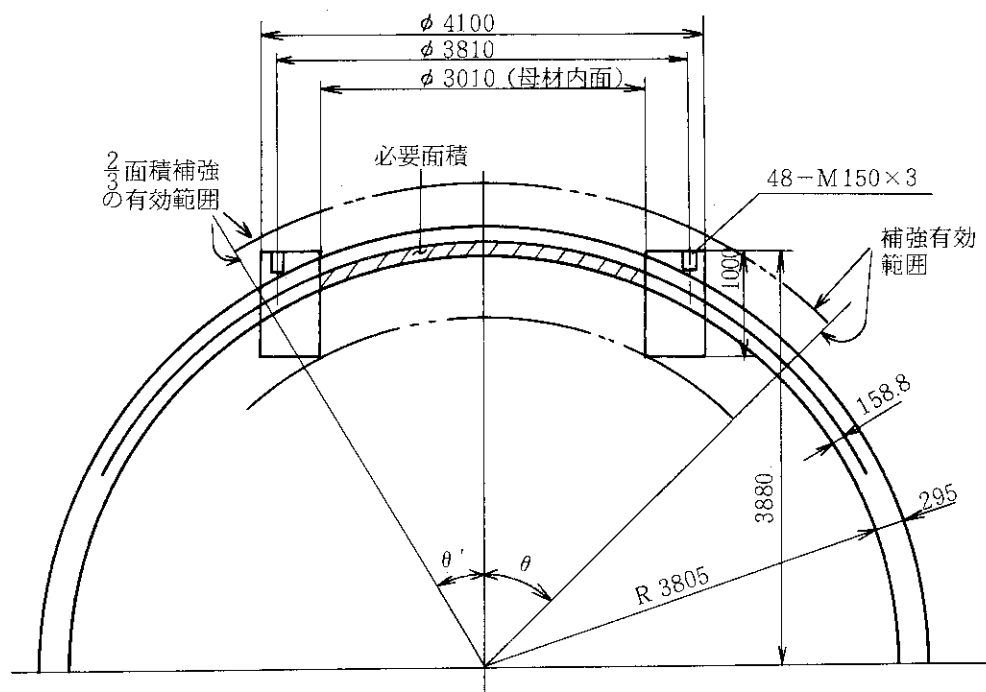


Fig. II. 3. 4 鏡のポンプ取合部補強範囲図

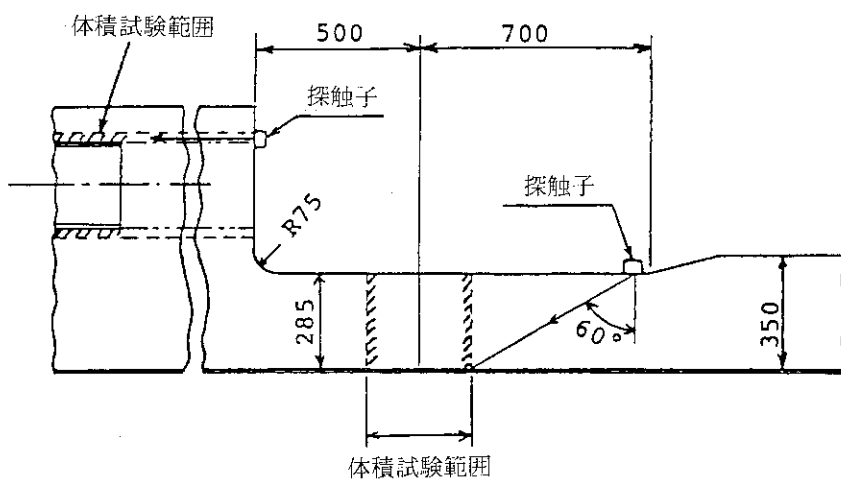


Fig. II. 3. 5 上部胴板フランジと上部胴板の探傷要領

4. 蒸気発生器

4.1 概 要

蒸気発生器は原子炉容器と並んで重要なコンポーネントである。また、その大きさが炉出力の制限要素となる（炉心を設置するスペースには十分な余裕がある）。さらに、原子炉用としては、大型の貫流式ヘリカルコイル型蒸気発生器の実績が無い。従って、その成立性の検討は重要である。

ここでは①設計条件、②構造、③製作性、④供用期間中検査、⑤クラッド伝熱管利用の可能性（蒸気発生器の小型化のため）、⑥開発課題、⑦実現性、等の検討結果の概要を述べる。

また、設計検討の結果、より大型化の可能性が出てきたので1600 MWt 規模の蒸気発生器のサイジングの検討も行い、成立性を確認した（添付資料1に示す）。

結論としては、開発試験は必要とするが、実現可能である事が分かった。

Table II. 4.1に蒸気発生器の主要諸元を示す。

4.2 設計条件

(1) 設計条件

- (A) 蒸気発生器は、ヘリカルコイル貫流式とし、管外を一次側、管内を二次側とする。
- (B) 蒸気発生器の小型化を図るため、管外の一次冷却水の流れは管内の二次水に対して対向流とする。
- (C) 蒸気発生器は、原子炉容器主フランジ面で支持、吊下げ、同容器に内装する。
- (D) 蒸気発生器は、大型・大重量のため、炉構造の簡略化等の観点から原子炉容器からの取外しは行わない。
- (E) 蒸気発生器のISIは、一次側を開放せずに、二次側のみの開放で実施する。
- (F) 蒸気発生器は4系列で構成する。
- (G) 蒸気発生器は、内筒内径を3,100 mm、外筒外径を6,500 mmとする。
- (H) 蒸気発生器伝熱面積は、有効伝熱面積に対して、プラグニング余裕等を10%見込む。
- (I) 伝熱管の汚れ係数は、二次側については、 $0.2 \text{ cm}^2\text{C/W}$ とし、一次側については一次冷却水が清浄なものとし考慮しない。

(2) 適用法規・規格

- ① 通商産業省令 第62号「発電用原子力設備に関する技術基準」
- ② 通商産業省令 第81号「電気工作物の溶接に関する技術基準」
- ③ 通商産業省告示 第501号「発電用原子力設備に関する構造等の技術基準」
- ④ JEAC 4205「軽水型原子力発電所用機器の供用期間中検査」
- ⑤ 資源エネルギー庁長官通達「溶接の方法の認可について」

(3) 設計に用いた計算式

コイル部熱伝達は、次式を使用して概算する。

一次側：Gilliの式

$$h_o = \frac{K}{d_o} \cdot 0.338 F_a \cdot F_i \cdot F_n \left(\frac{G_{\text{eff}} \cdot d_o}{\mu} \right)^{0.61} \cdot \left(\frac{C \cdot \mu}{K} \right)^{0.333}$$

- h_o : 管外熱伝達率 kcal/m²h°C
 K : 一次水の熱伝導率 kcal/mh°C
 d_o : 伝熱管の外径 m
 F_a : 管配列による補正係数
 F_i : 管傾斜による補正係数
 F_n : 流れ方向の管層数による補正係数
 G_{eff} : 有効質量速度 kg/m²h
 μ : 一次水の粘度 kg/mh
 C : 一次水の比熱 kcal/kg°C

二次側

予熱領域: 森・中山の式

$$h_p = \frac{K}{d_i} \frac{P_r^{0.4} \cdot R_e^{5/6}}{41.0} \left(\frac{d_i}{D_m} \right)^{1/12} \left[1 + \frac{0.061}{\left\{ R_e \left(\frac{d_i}{D_m} \right)^{2.5} \right\}^{1/6}} \right]$$

- h_p : 該部管内伝達率 kcal/m²h°C
 K : 二次水の熱伝導率 kcal/m²h°C
 d_i : 伝熱管内径 mm
 P_r : プラントル数
 R_e : レイノルズ数
 D_m : 平均コイル径 mm

核沸騰領域: Thom の式

$$h_{NB} = 13.89 \sqrt{\phi} e^{0.00079P}$$

- h_{NB} : 管内熱伝達率 BTU/h · ft² · °F
 ϕ : 熱流束 BTU/ft² · h
 P : 圧力 Psia

膜沸騰領域: Linear Approximation

$$\frac{1}{h_F} = \frac{1}{h_{NB}} + \frac{\chi - \chi_e}{1 - \chi_e} \left(\frac{1}{h_s} - \frac{1}{h_{NB}} \right)$$

- h_F : 該部管内熱伝達率 kcal/m²h°C
 χ : 蒸気クオリティ
 χ_e : ドライアウトクオリティ
 h_s : 過熱領域管内熱伝達率 kcal/m²h°C

過熱領域: 森・中山の式

$$h_s = \frac{K}{d_i} \cdot \frac{P_r}{26.2(P_r^{2/3} - 0.074)} R_e^{4/5} \left(\frac{d_i}{D_m} \right)^{1/10} \left[1 + \frac{0.098}{\left\{ \text{Re} \left(\frac{d_i}{D_m} \right)^2 \right\}^{1/5}} \right]$$

h_s	: 該部管内熱伝達率	kcal/m ² h°C
K	: 二次側蒸気の熱伝導率	kcal/m ² h°C
d_i	: 伝熱管内径	mm
P_r	: プラントル数	
R_e	: レイノルズ数	
D_m	: 平均コイル径	mm

定格点でのドライアウトクオリティは0.86とする。
伝熱管表面温度は次式で概算する。

$$t_o = t_1 - (t_1 - t_2) \frac{H}{h_o}$$

$$t_i = t_2 + (t_1 - t_2) \frac{H}{h_i}$$

t_o	: 伝熱管外表面温度	°C	h_o	: 管外熱伝達率	kcal/m ² h°C
t_i	: 伝熱管内表面温度	°C	h_i	: 管内熱伝達率	kcal/m ² h°C
t_1	: 一次冷却水温度	°C	H	: 熱貫流率	kcal/m ² h°C
t_2	: 二次側水・蒸気温度	°C			

4.3 構造検討

(1) 概 要

蒸気発生器は Fig. II. 4.1 に示すように、原子炉容器主フランジ面で支持、吊下げ、同容器に内装する。

蒸気発生器は、伝熱管群、流路筒、伝熱管支持板等から成る管束と給水・蒸気管板で構成する。

伝熱管群は、外径 19 mm、3,300 本のインコロイ 800 の伝熱管をピッチ 25 mm で正方配列している。これらの管群は 4 系列で構成する。

流路管は、内筒、ダウンカマ等および外筒で構成する。

内筒には、主循環ポンプからの吐出水を蒸気発生器コイル部に導く入口を 4 箇所設ける。ダウンカマ筒では同筒内での給水過熱を抑制する。外筒には管束全重量を原子炉容器主フランジ面で支持、吊下げる支持リングを設ける。

これらの流路筒は、伝熱管支持板と仕切板により溶接・一体化する。

伝熱管支持板は、伝熱管を貫通・支持する多孔板で、内筒とダウンカマ筒の間に放射状に 16 枚配置し、伝熱管の固有振動数と一次冷却水の流れによるカルマン渦振動数との共振の可能性を避ける。

仕切板は、外筒とダウンカマ筒の間に放射状に 8 枚配置し、流路筒の剛性を確保する。

管板は、伝熱管の本数、ピッチ等の他に、原子炉容器胴に孔を設ける場合の基準「告示第 501 号 第 17 条」を考慮する。

管板は、蒸気発生器を取外さないため、原子炉容器給水・蒸気ノズルスリーブと内面溶接により一体化する。

管板部は、各給水・蒸気管フランジを取外すことにより開放できるので、伝熱管の ISI、損傷伝熱管のプランギング等が容易に行える。

炉心で加熱された一次冷却水は、原子炉容器頂部に設けた主循環ポンプの下部から吸引され、90° 方向を変え、蒸気発生器コイル上部へ吐出される。この一次冷却水は、コイル上部から伝熱管内二次水と対向流で熱交換しながら下降し、コイルを出て炉心下部に至る。

二次側の給水は、給水管より管板を経てダウンカムを下降し、コイル下部連絡部に達した後、コイル伝熱管内で一次冷却水との熱交換により加熱されながら上昇し、過熱蒸気となって管板を経て蒸気管へ取出される。

これらの一次冷却水と二次水の定格運転時の温度・熱量線図を Fig. II. 4.2 に、温度分布図を Fig. II. 4.3 に示す。

(2) 伝熱管

(A) 伝熱管材料

伝熱管材料は、インコロイ 800、インコネル 600 等について、物性、耐食性、設計実績の面から比較した上で、特に耐食性に優れているインコロイ 800 を選定した。

なお、使用する伝熱管材料により熱伝導率が異なるので、これと伝熱面積との関係を検討した。

(B) 伝熱管外径

蒸気発生器は、細径伝熱管の使用により小型化が期待できるが、反面、特に大出力になる程、製作、ISI 等の面で作業性が劣るので、伝熱管は、これらを考慮し、外径を 19 mm とした。

即ち、細径伝熱管の使用により、熱貫流率が向上するので伝熱面積の減少になると共に、管径に応じて管配列ピッチが変えられるので管束密度の向上となり、小型化が期待できる。

反面、細径伝熱管の使用により管本数が増加するので、コイル組立、溶接等の作業性が劣ると共に、ISI の検査時間が長くなる。また、あまり細径伝熱管になると ISI に使用する ECT プローブ等の開発の必要性が生じる。

しかし、この径程度の伝熱管の ISI は、現状技術で十分実施可能と考える。

なお、参考として、伝熱管径の設計実績を添付資料 2 に示す。

(C) 伝熱管肉厚

伝熱管肉厚は、外圧で決まり、以下の概略強度計算により 2 mm とする。

(a) 計算条件

最高使用圧力	148 kg/cm ² abs
最高使用温度	338°C
運転圧力	
一次側/二次側	130 / 53 kg/cm ² abs
伝熱管外径	19 mm
伝熱管材料	インコロイ 800

(b) 計算方法

計算上必要な肉厚は、告示第 501 号第 13 条より、管外面に受ける外圧が、次式で計算した

許容外圧以下となるように決める。

$$P_a = \frac{4B \cdot t}{3d_o} \left(t \leq \frac{d_o}{10} \right)$$

- 但し、 P_a : 許容外圧 (kg/cm²)
 B : 告示第 501 号の別図第 10 により求めた値
 t : 計算上必要な肉厚 (mm)
 d_o : 伝熱管外径 (mm)

(c) 計算結果

計算上必要な肉厚は約 1.75 mm となるので、伝熱管肉厚は、これに余裕等を見込み 2 mm とする。

(3) 支持構造

(A) 伝熱管支持構造

この支持構造は Fig. II. 4.4 に示す通り、伝熱管を貫通・支持する多孔板、多孔板を固定する内筒、ダウンカマ筒の他、スリーブ、押え金物等で構成する。

多孔板は、伝熱管固有振動数と一次冷却の流れによるカルマン渦振動数との共振を避けるため、16 枚とした。

この時の伝熱管固有振動数は、最も低い値となる最大径コイルで約 29 Hz となるのに対し、カルマン渦振動数は約 12 Hz で、2.4 倍離れているので、両者の共振の可能性はないと考えられる。

伝熱管は、コイルの振動抑制、重量支持、熱膨張による応力緩和等の観点から固定支持方式と可動支持方式の 2 種類で支持する。

固定支持方式は、多孔板の円孔を貫通させた伝熱管をスリーブ支持するもので、これにより伝熱管の高さ方向と半径方向を固定する。

また、可動支持方式は、多孔板の角孔を貫通させた伝熱管を上・下面に設けた押え金物で支持するもので、これにより伝熱管と支持構造との熱膨張差により半径方向の撓動を可能としている。

蒸気発生器構造モデルは Fig. II. 4.5 に示す通りであり、次に示す通り相互間に熱膨張差が考えられる。

- ・上部連絡伝熱管、ダウンカマ管と原子炉容器
- ・ダウンカマ管とヘリカルコイル伝熱管
- ・ヘリカルコイル伝熱管と同支持板

これらは以下の方法で吸引する。

- ・上部連絡伝熱管、ダウンカマ管と原子炉容器:

上部連絡伝熱管は、一方を原子炉容器付の管板に固定し、他方をダウンカマに導いている。また、ダウンカマ内の伝熱管は、半径方向を支持構造で支持し上下方向を自由としており、下部連絡伝熱管を経由してコイルに連絡している。

ここでの熱膨張差は、上部・下部連絡伝熱管間曲りのたわみで吸収する。

- ・ダウンカマ管とヘリカルコイル伝熱管:

二次水は、ダウンカマ管で給水温度に近く、ヘリカルコイル伝熱管では飽和温度に近い
ため、伝熱管には、この温度差により熱膨張差が生じる。

この熱膨張差は、下部連絡伝熱管曲げ部のたわみで吸収する。

・ヘリカルコイル伝熱管と同支持板：

伝熱管は熱貫流率で定まる温度に、同支持板はほぼ一次冷却水の温度になるため、両者
の温度および熱膨張係数の違いにより熱膨張差を生じる。

この熱膨張差は、伝熱管の可動支持構造による吸収する。

(B) 管束支持構造

管束支持構造は、流路筒を内筒、ダウンカマ筒、外筒および内筒とダウンカマ間の 16 枚の
多孔板ならびに外筒とダウンカマ筒間の 8 枚の仕切板で構成する。管束の全重量は、この外
筒外面に設けるリング状の支持面から原子炉容器主フランジ面に設けた支持面に伝達・支持
する。

(4) 管 板

Fig. II. 4.6に管板の管配列を示す。管板は、伝熱管の本数、ピッチ等の他に、原子炉容器胴
の同一レベルに孔を設ける場合の基準「告示第 501 号 第 17 条」を考慮し、内径を 900 mm と
する。

また、管板は、蒸気発生器を取外さないため、原子炉容器給水・蒸気ノズルスリーブと内面
溶接により一体化する。

管板では伝熱管をピッチ 28 mm で三角配列している。

管板厚さは以下の概略強度計算により 160 mm とした。

(a) 計算条件

最高使用圧力	148 kg/cm ² abs
最高使用温度	338°C
運転圧力	
一次側/二次側	130 / 53 kg/cm ² abs
管板スリーブ内径	900 mm
管板材料	インコネル 600

(b) 計算方法

計算上必要な管板厚さは、告示第 501 号 第 36 条による次式で概算する。

$$\text{曲げ強さ} : t_0 = \frac{F \cdot D}{2} \sqrt{\frac{P}{100S}}$$

$$\text{せん断強さ} : t_0 = \frac{P}{85S} \cdot \frac{A}{L}$$

但し、 t_0 : 計算上必要な管板厚さ (mm)

D : 管板スリーブ内径 (mm)

F : 管および管板の支え方による係数

(告示 501 号第 36 条の図より安全側に見込む)

P : 最高使用圧力 (kg/cm²)

S	: 材料の許容引張応力	(kg/mm ²)
	(告示第 501 号 別表第 6)	
A	: 管板に取付けられる最も外側の管中心が囲む面積	
	(Fig. II.4.6)	5.26 × 10 ⁵ (mm ²)
L	: 面積 A の周のうち、孔の径以外の部分の長さ	
	(Fig. II.4.6)	936 (mm)

(c) 計算結果

計算上必要な管板厚さは、曲げ強さで決まり 151.3 mm となるので、管板厚さは 160 mm とする。

4.4 製作性

伝熱管を所定のコイル形状・寸法に加工し、管束を組立てる方法にはラダー方式、多孔板方式等がある。

ラダー方式は、伝熱管をベンダーにかけて製作したコイルをラダー（伝熱管支持棒）の孔に通して管束を組立てるもので、多孔板方式は、伝熱管をベンダーで曲げ、多孔板（伝熱管支持板）をセットした巻取機で巻取りながらコイルを多孔板の孔に通して管束を組立てるものである。

これら両方式の概略比較は Table II. 4.2 に示す通りである。

本蒸気発生器は、大型コイルの列数・層数が多く、コイルの製作精度、管束剛性等を確保する必要があるため、多孔板方式による管束組立とした。

主な製作手順は次の通りである。

- ・伝熱管貫通孔を明けた多孔板と内筒を溶接し、支持構造を作る。
- ・この支持構造をコイル巻取機にセットする。
- ・ベンダーでコイルを作り、巻取機でコイルを巻取りながら、多孔板の中心側の孔より通していく。
- ・コイルの両端末を加工し、上部連絡伝熱管と溶接する。
- ・給水入口・蒸気出口の各管板を用意する。
- ・管板を原子炉容器給水・蒸気ノズルスリーブに内面溶接する。

これらの管板は別途、次の手順で組立てる。

- ・管を管板に通す。
- ・この管と上部連絡伝熱管を内面溶接する。
- ・拡管する。
- ・管と管板をシール溶接する。

4.5 供用期間中検査

本蒸気発生器の ISI は、原子炉容器から蒸気発生器本体を取外すことなく、二次側のみの開放で実施する。この場合の検査対象箇所および試験方法は Table II. 4.3 に示す通りである。

ISI は、被検査部の全体積を対象とし、渦電流探傷または超音波探傷により行う。これらの試験方法の概要は Table II. 4.4 に示す通りである。

ISI は、遠隔自動検査を使用して行い、被曝の低減を図る。代表的な伝熱管の遠隔自動検査装置の概念を Fig. II. 4.7 に示す。本装置は探傷プローブ、同挿入装置および位置決め装置で構成する。

探傷プローブ挿入装置は、ケーブル送り装置、ケーブル巻取装置およびプローブ挿入位置検出装置から成り、探傷プローブを先端に取付けたフロート付ケーブルを管内に流す流体（圧縮空気）と、ロール型送り装置によって自動的に伝熱管に挿入する。

また、位置決め装置は、ノズル内の任意の管孔へ移動、位置決めを自動で行う装置であり、挿入側（給水ノズル側）と引抜側（蒸気ノズル側）に配置する。

この装置は、プローブ先端を管孔に導くための駆動部と、すべての管孔位置を記憶し、位置決め制御を行う制御部から成る。したがって、ノズル間の移動以外は遠隔自動で検査できる。

4.6 技術的課題

主な検討課題は以下の通りである。

ヘリカルコイル式蒸気発生器の製作法の開発・確認試験

本蒸気発生器は大型（コイルの直径 6.5 m、高さ 5.09 m）大重量（約 430 ton）で管も 3,300 本と多く、現時点では製作実績もないため、以下の開発試験ならびに実規模大モックアップによる製作性確認試験が必要と考えられる。

- (A) 伝熱管ベンダーとコイル巻取装置の開発および試作試験
- (B) 管板と上部連絡伝熱管との溶接確認試験
- (C) 上部・下部連絡伝熱管の導設確認試験
- (D) 管板と原子炉容器給水・蒸気ノズルスリーブとの溶接確認試験

4.7 実現性評価

本蒸気発生器は、大型・大重量のため、実現性は特に製作法に左右される。

このため、「今後の検討課題の摘出」に示した製作法のつめが必要であるが実現性は十分あると考えられる。

Table II. 4.1 蒸気発生器の主要諸元

熱出力	1,100 MWt
型式	貫流式ヘリカルコイル 型
基数	1 (4系列)
一次冷却水運転圧力	130 kg/cm ² abs
一次冷却水運転温度 (蒸気発生器 入口/出口)	320 / 290°C
一次冷却水流量	23,000 t/h
給水温度	210°C
蒸気圧力	53 kg/cm ² abs
蒸気温度	285°C
蒸気流量	2,000 t/h
伝熱面積 (管内) 内訳	8,840 m ²
ダウンコマ部	764 m ²
予熱部	708 m ²
核沸騰部	5,976 m ²
膜沸騰部	866 m ²
過熱部	496 m ²
伝熱管外径	19 mm
伝熱管肉厚	2 mm
伝熱管本数	3,300 本
伝熱管長さ (有効コイル部)	約 52 m/本
伝熱管材料	インコロイ 800
伝熱管ピッチ	25 mm
コイル部外径 (外筒外径)	6,500 mm
コイル部内径 (内筒内径)	3,100 mm
コイル部高さ (有効コイル部)	5,090 mm
コイル径	最外列 6,050 mm 最内列 3,250 mm
コイル本数	最外列 75 本 最内列 40 本
コイル列・層数	半径方向 57 列 高さ方向 204 層
管外 (一次側) 圧力損失	約 0.34 kg/cm ²
管内 (二次側) 圧力損失	約 6.2 kg/cm ²
重量	約 430 ton

Table II.4.2 代表的な管束組立方式の概略比較

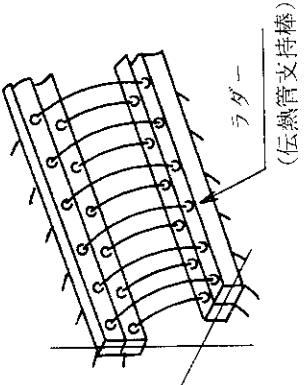
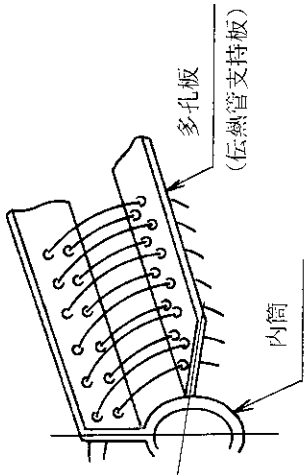
項目	管束組立方式	ラダー方式	多孔板方式	備考
モデル			<p>(*)先に作ったコイルを多孔板の孔に通す方法では、コイルと多孔板との孔ピッチにずれを生じ、組立困難になりやすい。</p>	
コイル組立	<p>伝熱管をベンダーにかけて予めコイルを作り、これをラダーの孔に通して管束を組立てる。</p>	<p>伝熱管をベンダーで曲げ、多孔板（伝熱管支持板）をセットした巻取機でコイルを巻取りながら^(*)多孔板の中心側の孔より通して管束を組立てる。</p>		
伝熱管支持構造材の固定	<p>ラダーは、上部に設けるコイル吊下げ部材で支持・固定し、吊下げる。</p>	<p>多孔板は、内筒、ダウンカメラ筒に溶接・固定する。</p>		
コイル精度	<p>ラダーの両端が広がる傾向になり易いので、コイル寸法精度が問題。</p>	<p>コイルは多孔板の孔で位置決めされるので、精度がよい。</p>		
その他	<p>各列毎にコイルの製作ができるので、並列作業が可能である。</p>	<p>各列毎にコイルを製作し、組立・検査を完了させ、次の列の作業に移るので、シリーズ作業となる。</p>		

Table II.4.3 蒸気発生器のISI 検査対象箇所および試験方法

検査対象箇所	試験方法	
伝熱管	体積 (ECT)	試験は、伝熱管内面（二次側）に挿入装置により探傷プローブを挿入し、全数・全長について行う。
給水・蒸気ノズルスリーブと管板との溶接部	体積 (自動UT)	試験は、各スリーブの内側から直接法で、溶接部並びに肉厚の1/2相当の巾または10mmのいずれか大きい方の隣接母材について行う。

Table II.4.4 体積試験方法の概要

体積試験の種類	試験方法の概要
超音波探傷試験 (UT)	<p>最も広く行われているパルスの反射法を用いる。</p> <p>被検体表面から、極めて短い超音波パルスを内部に発信し、被検体中の欠陥によって反射される超音波（これをエコーという）を検出して、エコーの大きさから欠陥の大きさを推定し、また発信から受信までの時間を測定して、欠陥までの距離を知る方法である。</p>
渦電流探傷試験 (ECT)	<p>熱交換器伝熱管の減肉、クラックその他の不連続部を検出する方法である。</p> <p>導体に近接して置いたコイルに交番電流を流すと、コイルにより発生した磁束が、導体を貫き、時間的に変化するので、導体内に渦電流が誘起される。渦電流は、割れなどの欠陥の有無および導体の性質によって異なり、したがって、この渦電流により発生する磁束も異なるので、この磁束の変化を検出すれば、欠陥の存在など導体（被検体）の状態を知ることができる。</p> <p>また、渦電流探傷試験は被検体と非接触で、しかも高速度で行うことができる。</p>

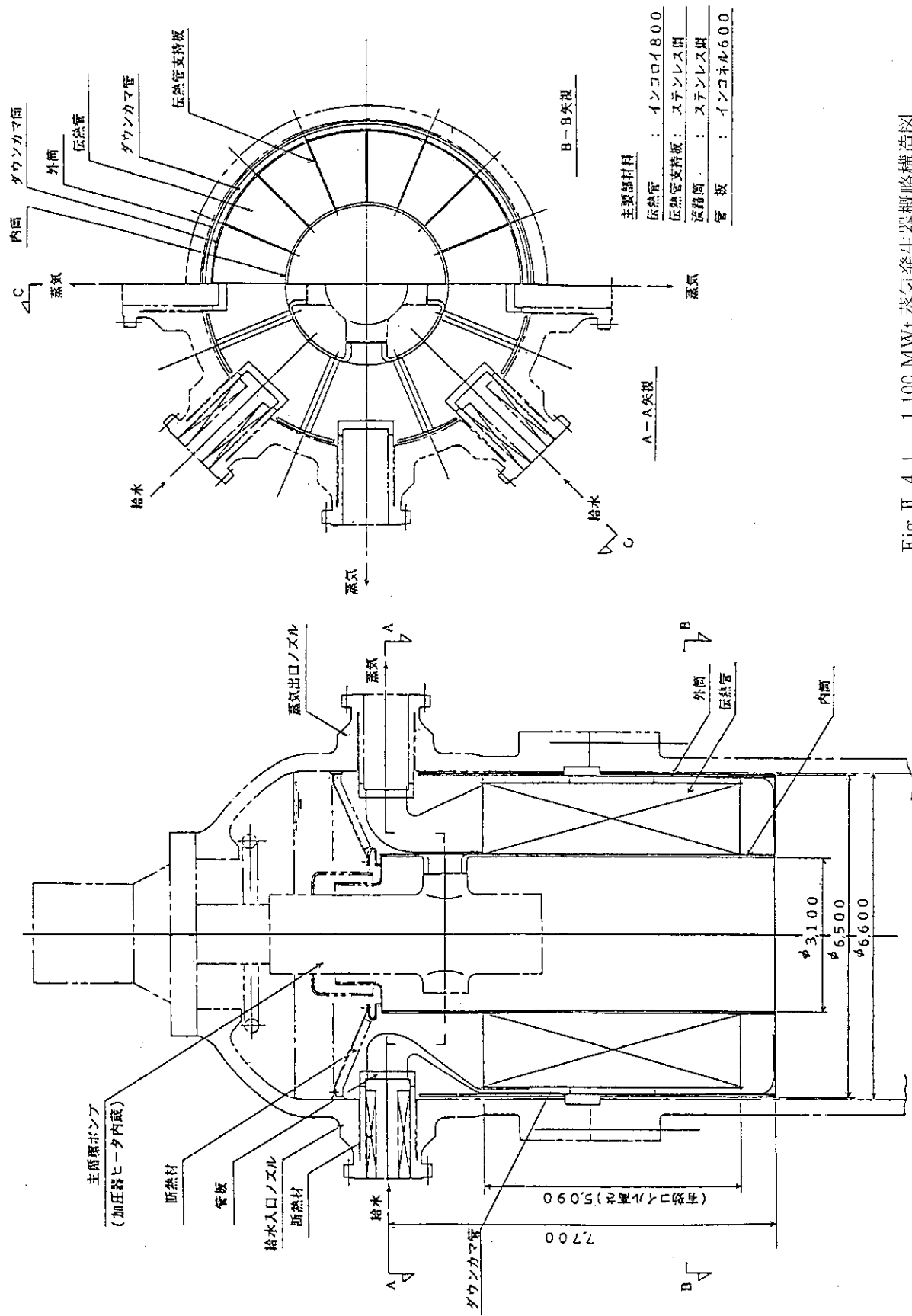


Fig. II. 4.1 1,100 MWt 蒸気発生器概略構造図

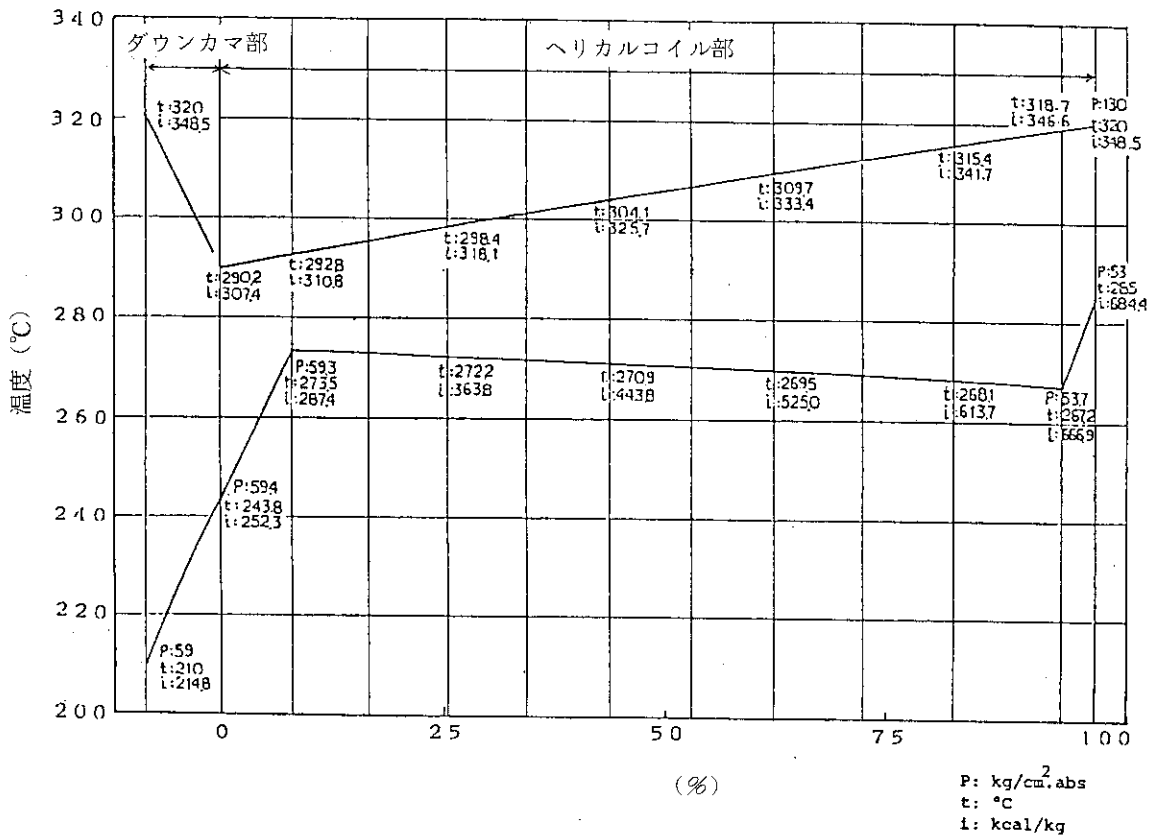


Fig. II. 4.2 蒸気発生器温度・熱量線図

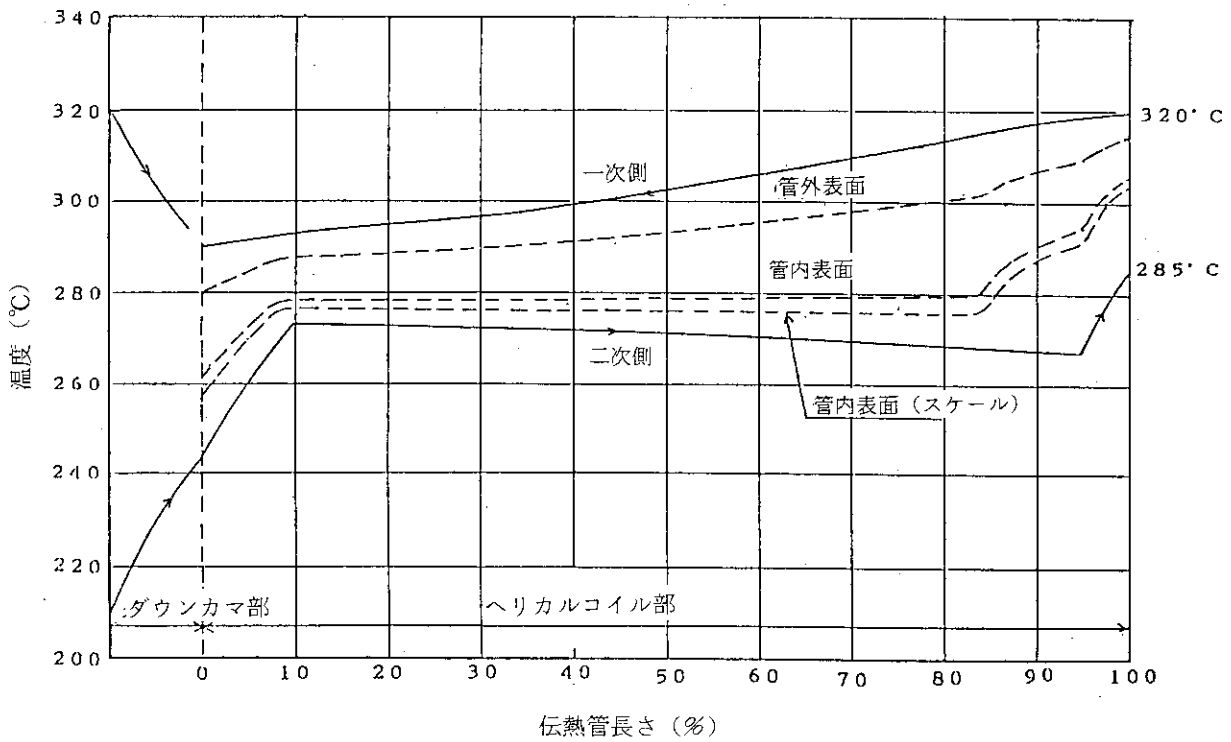


Fig. II. 4.3 蒸気発生器温度分布図

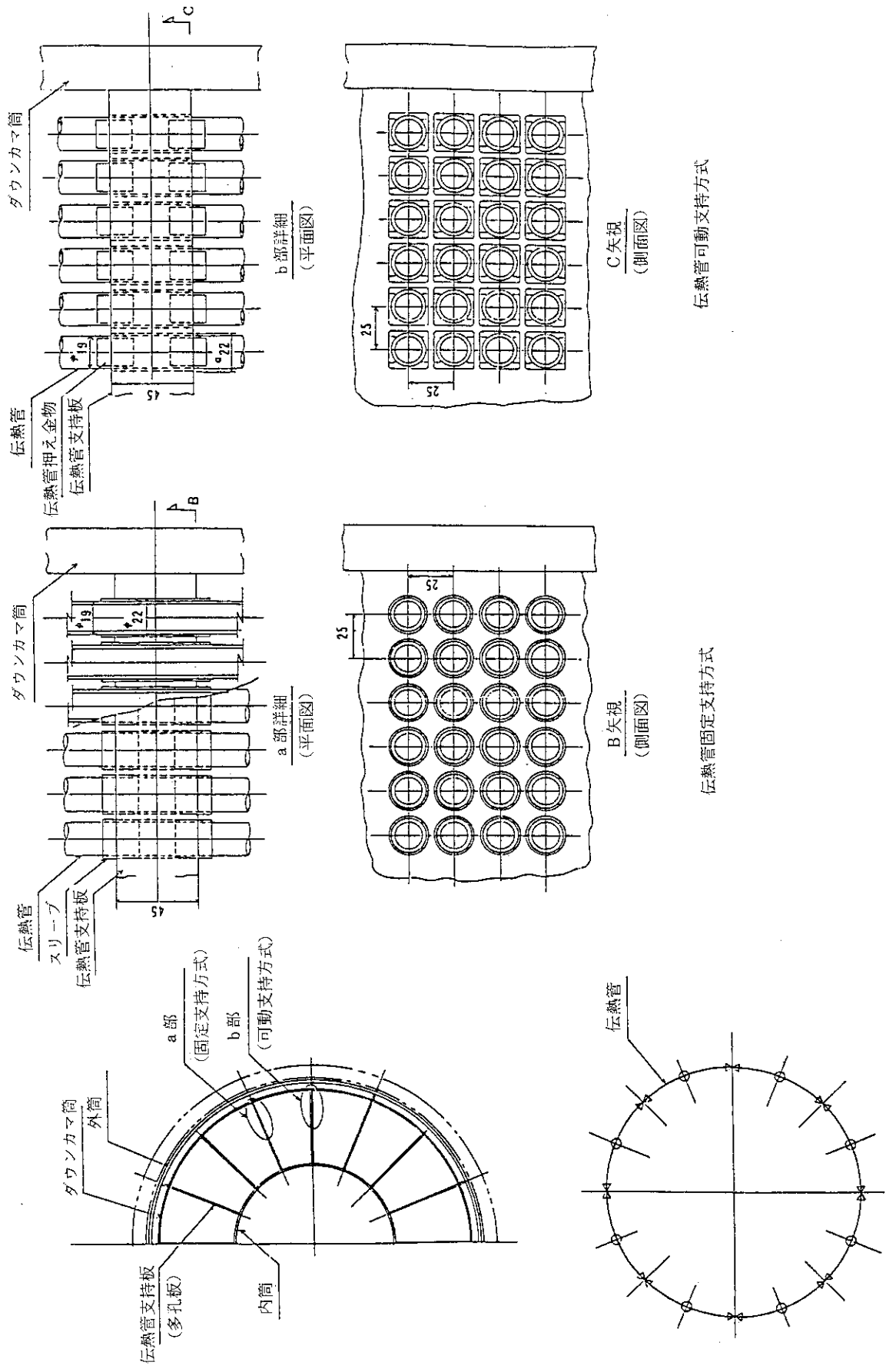
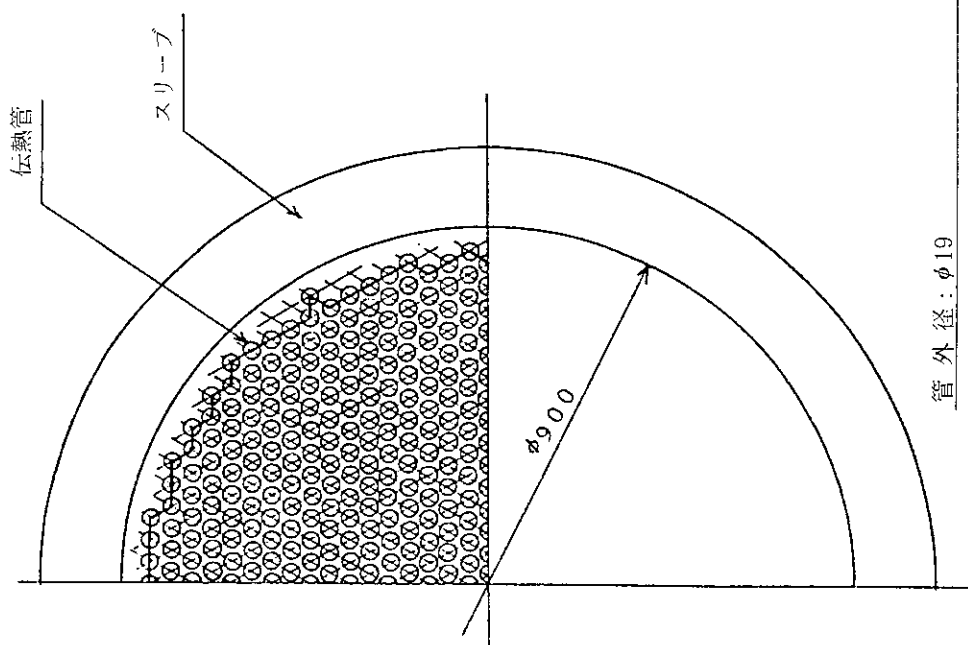


Fig. II. 4. 4 蒸気発生器伝熱管支持構造図

⊕ : 固定支持方式
 ⊗ : 可動支持方式 (半径方向自由)



管外径: $\phi 19$

管本数: 825本/管板 $\times 4 = 3,300$ 本

管配列: 三角

管ピッチ: 28 mm

Fig. II. 4. 6 管板の管配列

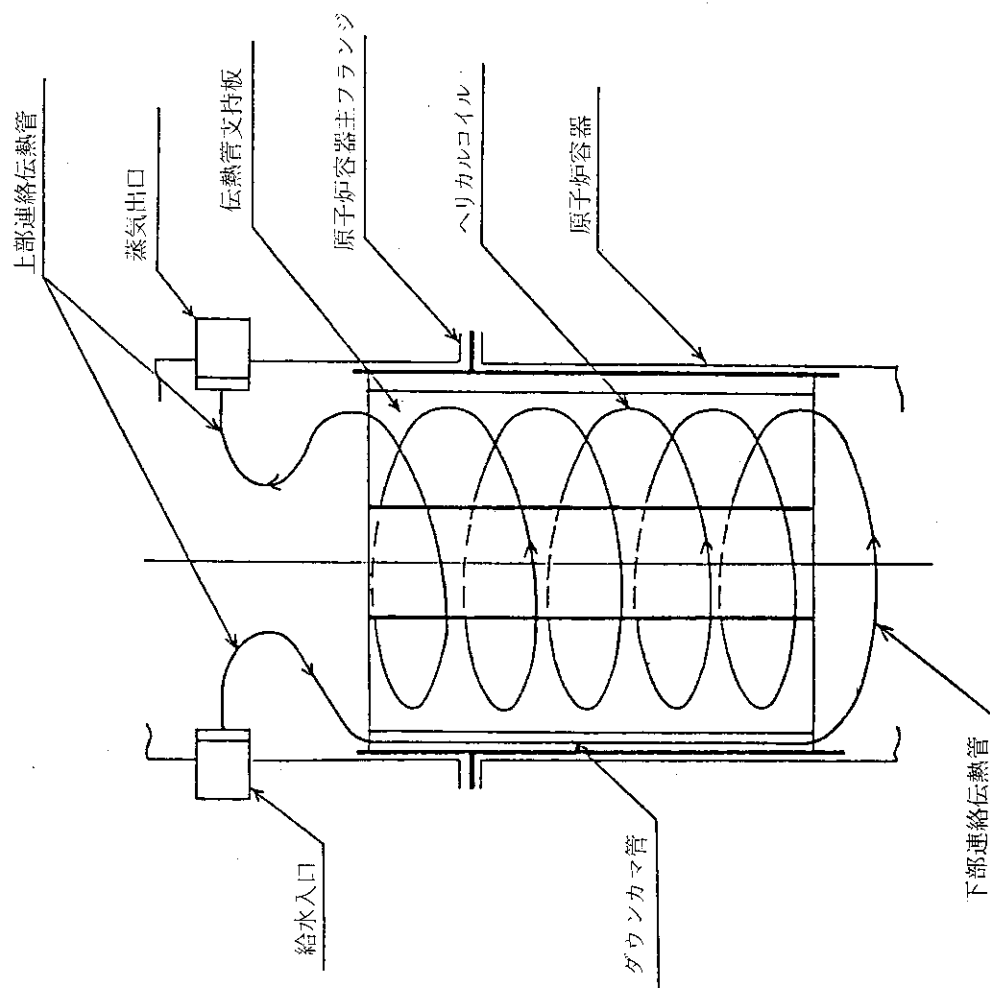


Fig. II. 4. 5 蒸気発生器構造モデル図

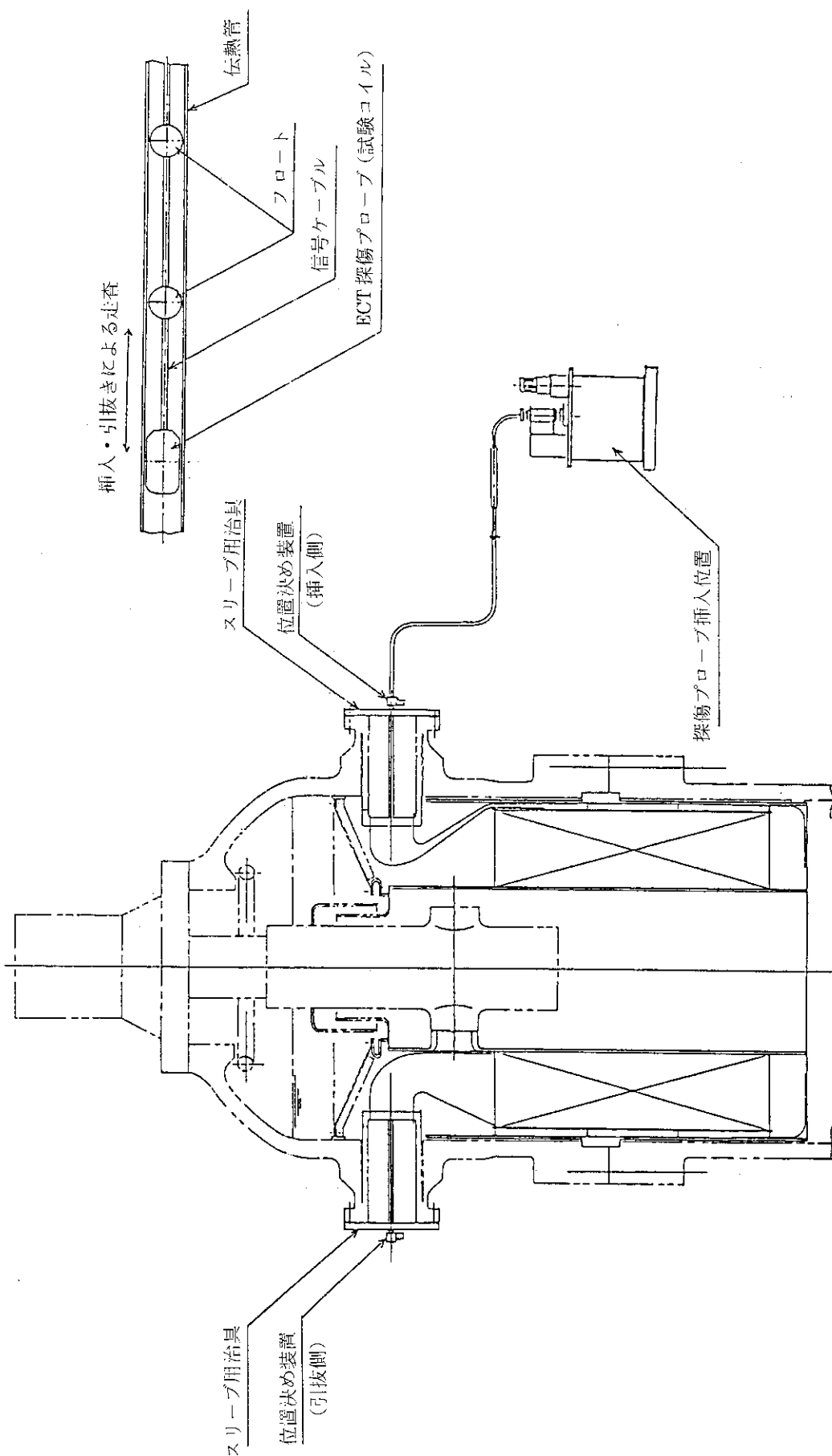


Fig. II. 4. 7 蒸気発生器伝熱管遠隔自動検査装置概念図

添付資料1 1600 MWtの蒸気発生器のサイジングの検討

(1) はじめに

蒸気発生器を1,100 MWtから1,600 MWtに大出力化した場合のサイジングを検討する。

(2) 検討条件

一次側、二次側の圧力・温度条件およびコイル部の内・外径は次のとおりであり、1,100 MWt蒸気発生器の条件と同じとする。

(3) 検討結果

蒸気発生器の概略構造をFig. A 1.1に示す。この蒸気発生器の伝熱面積は、1,100 MWtのものに比べ、大出力化に伴う増大と一次冷却流量増による熱貫流率向上に伴う減少等により、12,300 m²となり、約40%の増大となる。有効コイル部は約1.7 m高くなる。

Table A 1.1表に収容諸元を1,100 MWtのものと比較して示す。

Table A 1.1 蒸気発生器の主要諸元の比較

熱出力 (MWt)	1,100	1,600
型式	ヘリカルコイル貫流式	→
基数	1 (4例列)	→
一次冷却水運転圧力 (kg/cm ² ・ads)	130	→
一次冷却水運転温度 (°C)		→
蒸気発生器 入口/出口	320 / 290	
給水温度 (°C)	210	→
蒸気圧力 (kg/cm ² ・ads)	53	→
蒸気温度 (°C)	285	→
伝熱面積 (管内) (m ²)	8,840	12,300
伝熱管外径 (mm)	19	→
伝熱管肉厚 (mm)	2	→
伝熱管本数 (本)	3,300	4,820
伝熱管材料	インコロイ 800	→
コイル部外径 (外筒外径)	6,500	→
コイル部内径 (円筒内径)	3,100	→

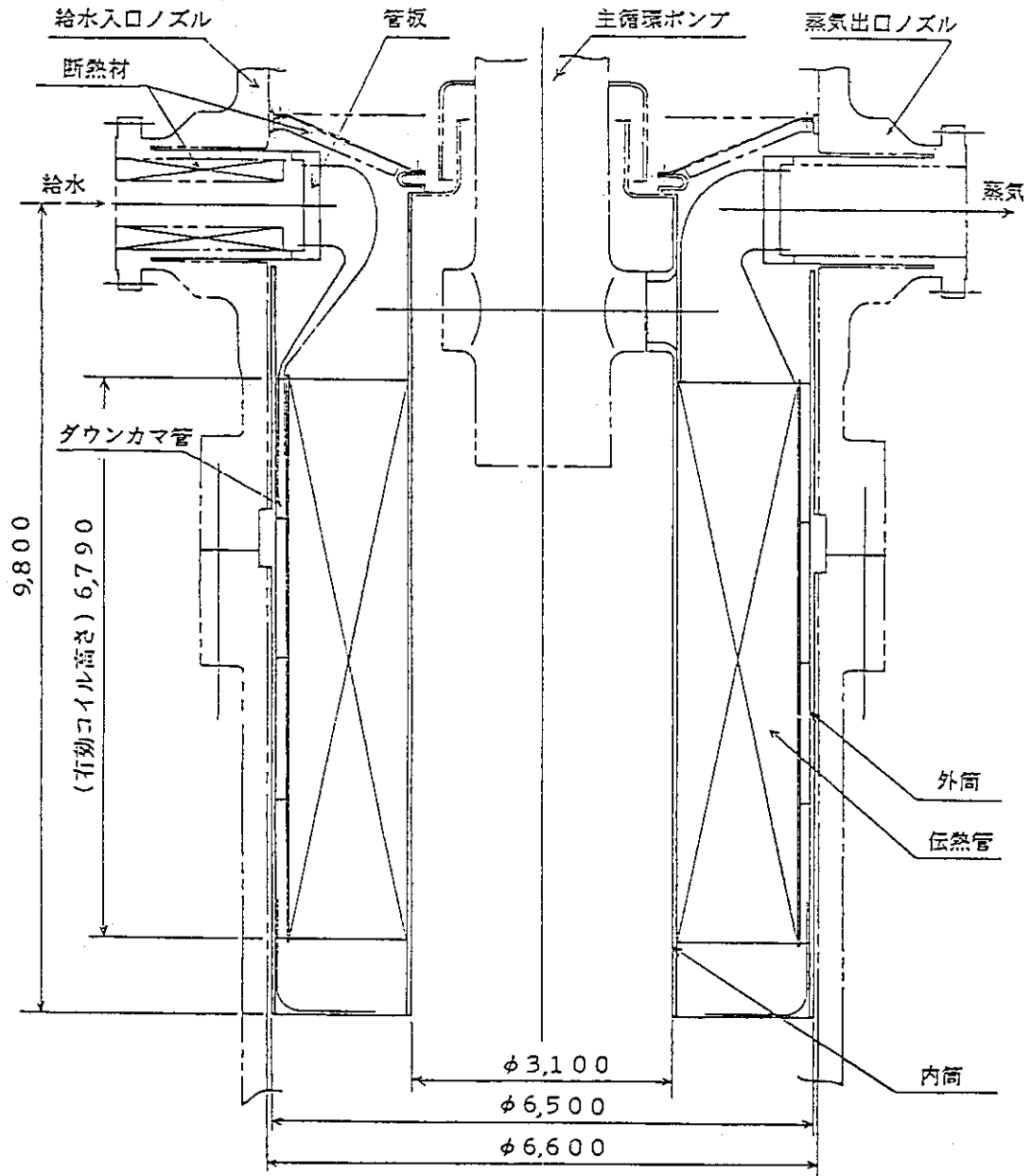


Fig. A 1.1 1,600 MWt 蒸気発生器の概略構造

添付資料 2 伝熱管主要材料の比較ならびに実績

(1) 概 要

伝熱管材料は、「発電用原子設備に関する構造等の技術基準（昭和 55 年通商産業省告示 第 501 号）」^[1] に規定する第 1 種管用材料のうち、インコロイ 800、インコネル 600、ステンレス鋼（オーステナイト系）等を対象に以下のとおり、物性、耐食性、設計実績の比較を行った。

この結果により、伝熱管材料は、特に耐食性に優れているインコロイ 800 を選定した。

(2) 物 性

物性として、化学成分、機械的性質、熱伝導率、熱膨張係数を対象に比較した。

化学成分を Table A 2.1 に、機械的性質を Fig. A 2.1 に示し、熱伝導率を Fig. A 2.2 に、熱膨張係数を Fig. A 2.3 に示す。

機械的性質については、約 300°C 付近で考えると、設計引張強さは、インコロイ 800 に比べてインコネル 600 では約 6% 高く、SUS 304 では約 17% 低い。設計降伏点は、インコロイ 800 に比べてインコネル 600 では約 18% 高く、SUS 304 では約 23% 低い。

また、設計応力強さは、インコロイ 800 に比べてインコネル 600 では約 19% 高く、SUS 304 では約 16% 低い。許容引張応力は、インコロイ 800 に比べてインコネル 600 では約 20% 高いが、SUS 304 とほぼ同じである。

熱伝導率については、インコロイ 800、インコネル 600 等の高ニッケル合金とステンレス鋼（オーステナイト系）とでは大差ない。

また、熱膨張係数については、高ニッケル合金は、ステンレス鋼（オーステナイト系）よりも約 20% 低い。

(3) 耐 食 性

インコロイ 800、インコネル 600、ステンレス鋼（オーステナイト系）等にはニッケルが比較的多く含まれているが、このニッケル含有量により、これら材料の応力腐食割れに対する感受性が変わる。

Fig. A 1.4 は、高温高圧水（350°C）における応力腐食割れにおよぼすニッケル量の影響を示しているもので^[2]、インコネル 600 などのようにニッケル含有量が高過ぎると純水あるいは塩化物溶液中において粒界応力腐食割れを起こしやすいが、ステンレス鋼（SUS 304）などのようにニッケル含有量が 20% 以下では、塩化物を含む溶液中において粒内応力腐食割れ起こしやすくなる。

これに対し、インコロイ 800 などのようにニッケル含有量が 20～65% 位の範囲のものでは、いずれの応力腐食割れに対しても優れた抵抗を示すことがわかる。

(4) 設計実績

伝熱管材料の設計実績例を Table A 2.2 に示す。

伝熱管径の設計実績例を Table A 2.3 に示す。

参考文献

- [1] 電力新報社:「解説 原子力設備の技術」 通商産業省資源
エネルギー庁 公益事業部原子力発電安全管理課編 昭和56年2月20日
- [2] H. Coriou, L. Grall, P. Oliver and H. Willermoz: International Conference on Stress
Corrosion Cracking, Ohio, 1967

Table A 2.1 伝熱管材料の化学成分

材 料	化 学 成 分 (%)											
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe	Mo	Cu	Al	Ti
インコロイ800	0.10 以下	1.00 以下	1.50 以下	0.030 以下	0.015 以下	30.00~ 35.00	19.00~ 23.00	残部	-	0.75 以下	0.15~ 0.60	0.15~ 0.60
インコネル600	0.15 以下	0.50 以下	1.00 以下	0.030 以下	0.015 以下	72.00	14.0~ 17.00	6.00~ 10.00	-	0.50 以下	-	-
ステンレス鋼 (SUS304)	0.08 以下	1.0 以下	2.00 以下	0.010 以下	0.030 以下	8.00~ 11.0	18.00~ 20.00	残部	-	-	-	-
STBA22	0.15 以下	0.50 以下	0.30~ 0.60	0.035 以下	0.035 以下	-	0.80~ 1.25	-	0.45~ 0.65	-	-	-
STBA24	0.15 以下	0.50 以下	0.30~ 0.60	0.030 以下	0.030 以下	-	1.90~ 2.60	-	0.87~ 1.13	-	-	-

Table A 2.2 蒸気発生器伝熱管材料の設計実績例

蒸気発生器 型式 使用材料	ヘリカルコイル式	U 字 管 式	
		垂 直	水 平
インコロイ 800	NCS-80 ^(*) (西独) (EFDR-80)	CAS 2G ^(*) (仏) KKU Unterwesser (西独) Biblis (西独)	
インコネル 600	オットハーン ^(*) (西独) CNSG IV ^(*) (米国) NSR-7 ^(*) (日本)	むつ ^(*) (日本) 陸上 PWR (日本) 陸上 PWR (米国)	
ステンレス鋼	もんじゅ (過熱器) (日本)		サバンナ ^(*) (米国) VVER SGV-4 (ソ連)
合金鋼 STBA	もんじゅ (蒸発器) (日本)		

(*)：船用炉

Table A 2.3 蒸気発生器伝熱管径の設計実績例

蒸気発生器 型式	原子炉 プラント名称	熱出力(MWt) 蒸気発生器 基数・系列数	伝 熱 管		
			外径(mm)	肉厚(mm)	
ヘリカル コイル 式	NSR-7 ^(*)	330 /4	20	2	
	オットハーン ^(*)	38 /3	19	1.2	
	CNSGW ^(*)	312.9/4	19.05	2.06	
	EFDR ^(*) 80	220 /4	20	1.9	
	もんじゅ	714 /3	31.8	{ 3.8 (蒸発器) 3.5 (過熱器)	
U 字 管 式	垂 直	CAS 2G ^(*)	250 /2	19.05	1.35
		むつ ^(*)	36 /2	19.05	1.4
	水 平	RESAR 41	3,800 /4	19.05	1.09
		川内 1号等	2,652 /3	22.2	1.3
		サバンナ ^(*)	40 /2	19.05	
	VVER SGV-4	1,380 /6	16	1.4	

(*)：船用炉

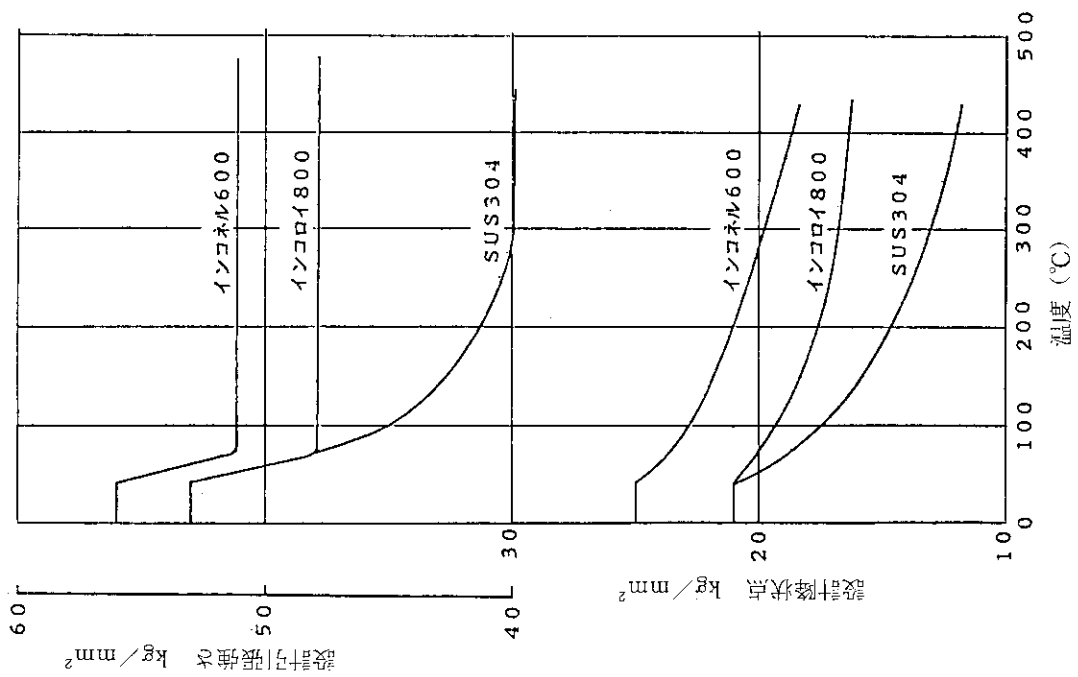


Fig. A 2.1 伝熱管材料の機械的性質 (1/2)

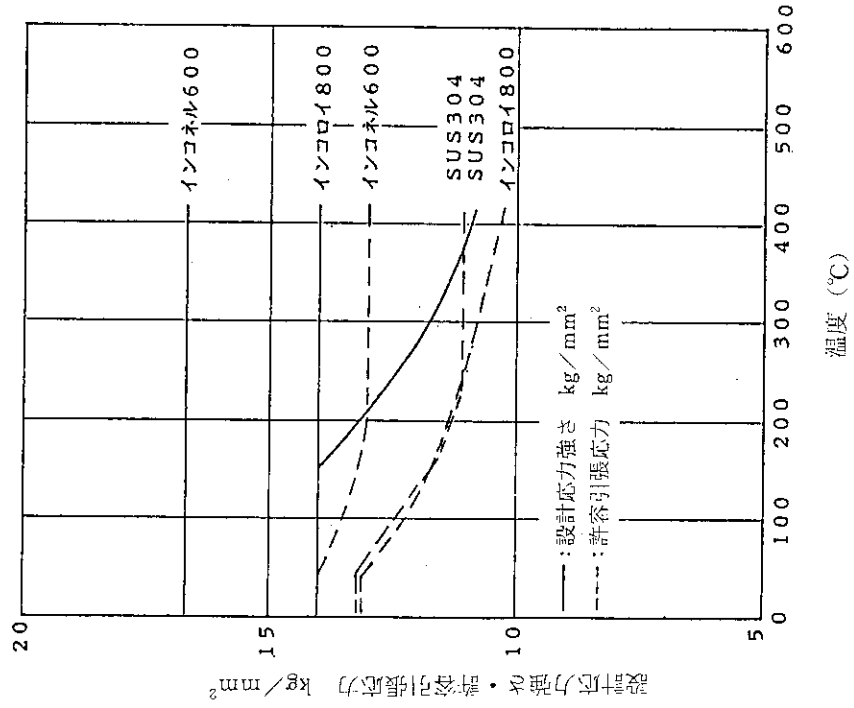


Fig. A 2.1 伝熱管材料の機械的性質 (2/2)

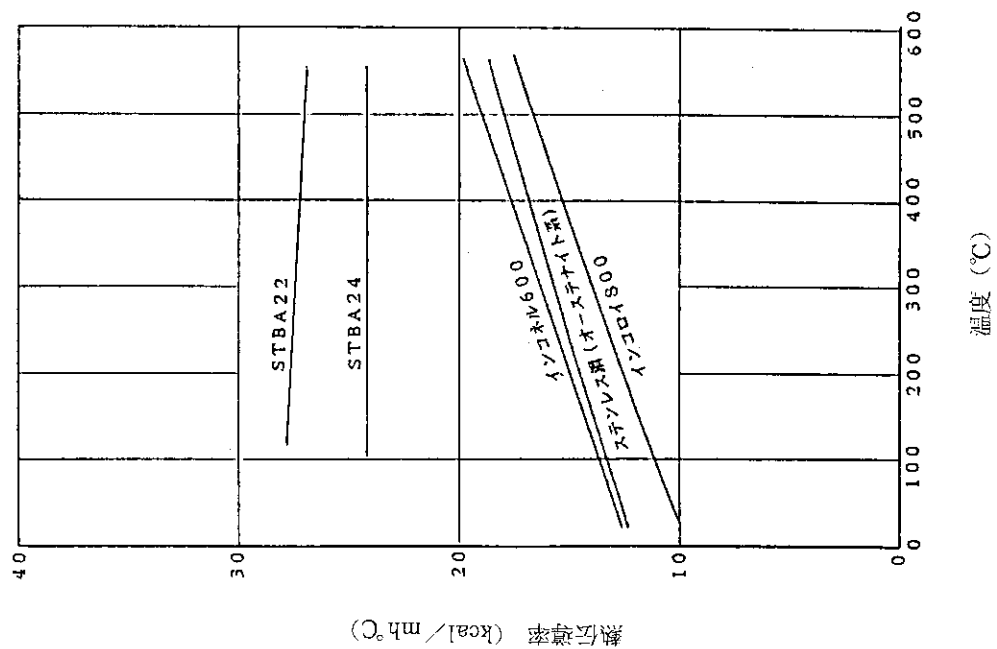


Fig. A 2.2 伝熱管材料の熱伝導率

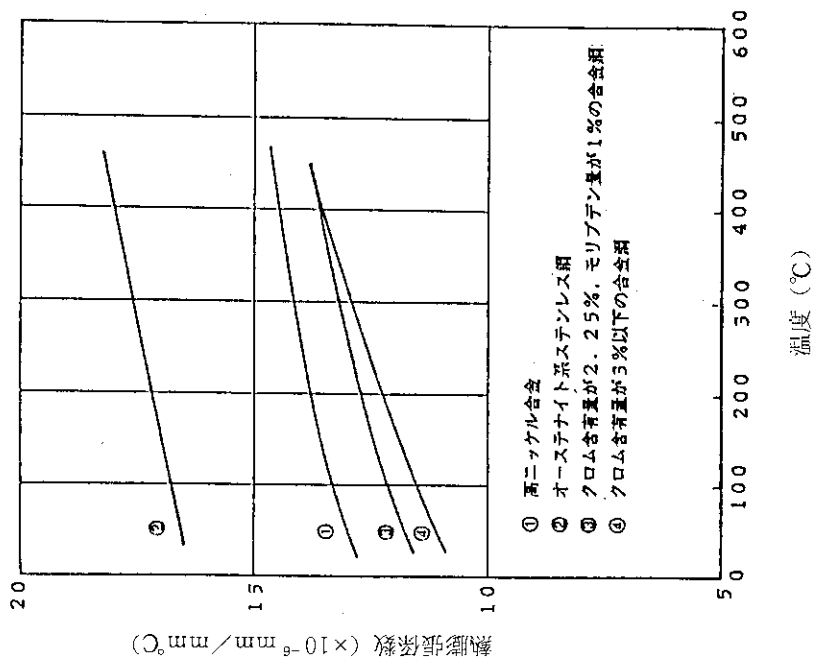


Fig. A 2.3 伝熱管材料の平均熱膨張係数

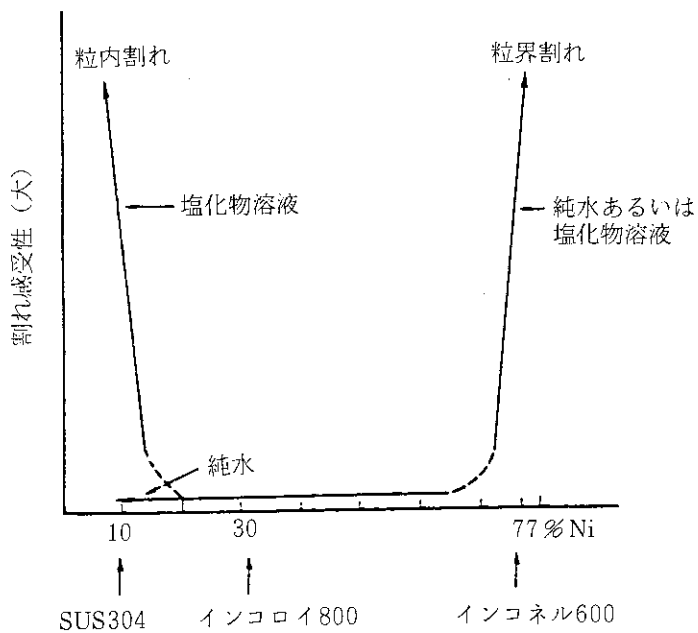


Fig. A 2.4 高温高圧水 (350 °C) における応力腐食割れにおよぼす Ni 量の影響

添付資料3 伝熱管材料と伝熱面積の関係ならびにクラッド伝熱管利用の可能性

(1) はじめに

伝熱管材料により熱伝導率が異なるため、これと伝熱面積との関係を検討する。

(2) 検討条件

- ① 材料は、インコロイ 800, インコネル 600, ステンレス鋼 (SUS 304), クラッド鋼 (クラッド: ステンレス鋼 (SUS 304), 母材: STBA 24) を対象とする。熱伝導率は「添付資料2 伝熱管主要材料の比較」の Fig. A 2.2による。
- ② 伝熱管は外径 19 mm, 肉厚 2 mm とする。
クラッド鋼はクラッド厚さ 0.5 mm, 母材厚さ 1.5 mm の伝熱管とする。

(3) 検討結果

伝熱管の熱伝導率と蒸気発生器の伝熱面積との関係は Fig. A 3.1に示すとおりである。伝熱面積は、熱伝導率が高い材料ほど少なく、インコロイ 800 と比較し、インコネル 600 では約 7%, クラッド鋼では約 17% 減少する。

(4) クラッド伝熱管利用の可能性

蒸気発生器の伝熱管には、クラッドに耐食性を、母材に良好な熱伝導性と必要な強度をもたせたクラッド伝熱管の利用が考えられる。

このようなクラッド伝熱管は、二種類の材料から成るビレットを熱間押出しで二重管とし、更に、これを冷間引抜きすることにより製作でき、二種類の材料は冶金学的に密着した接合状態になる。

製作実績として次の例がある。

- 材 料: クラッド: SUS 310, 母材: STBA 24 等
直 径: 48 mm 以上
長 さ: 高さ 12 m/本まで
用 途: 発電用ボイラ等

本蒸気発生器にクラッド伝熱管 (外径 19 mm) を使用すると、インコロイ 800 に比べ、伝熱面積は約 17% 減少する。この時の有効コイル部コイル長さは約 43 m/本である。しかし、これ程の細径・長尺のクラッドで伝熱管製作実績はないが、原理的には可能である。

管は引抜きで製作するため、外径 19 mm 程度は可能である。

また、長尺管の製作には、熱処理、仕上げ等の問題があるので設備の開発・検討を要する。一本物での製作は困難と考えられる。

クラッド伝熱管製作のためには次のような技術的課題が考えられる。

- ・製作設備の開発・検討
- ・クラッドと母材の密着性
- ・クラッド密着に必要な加工度

- クラッドと母材の両方に適した熱処理条件
- クラッドの密着度判定とクラッド厚さ測定
- 母材の二次側水による腐食

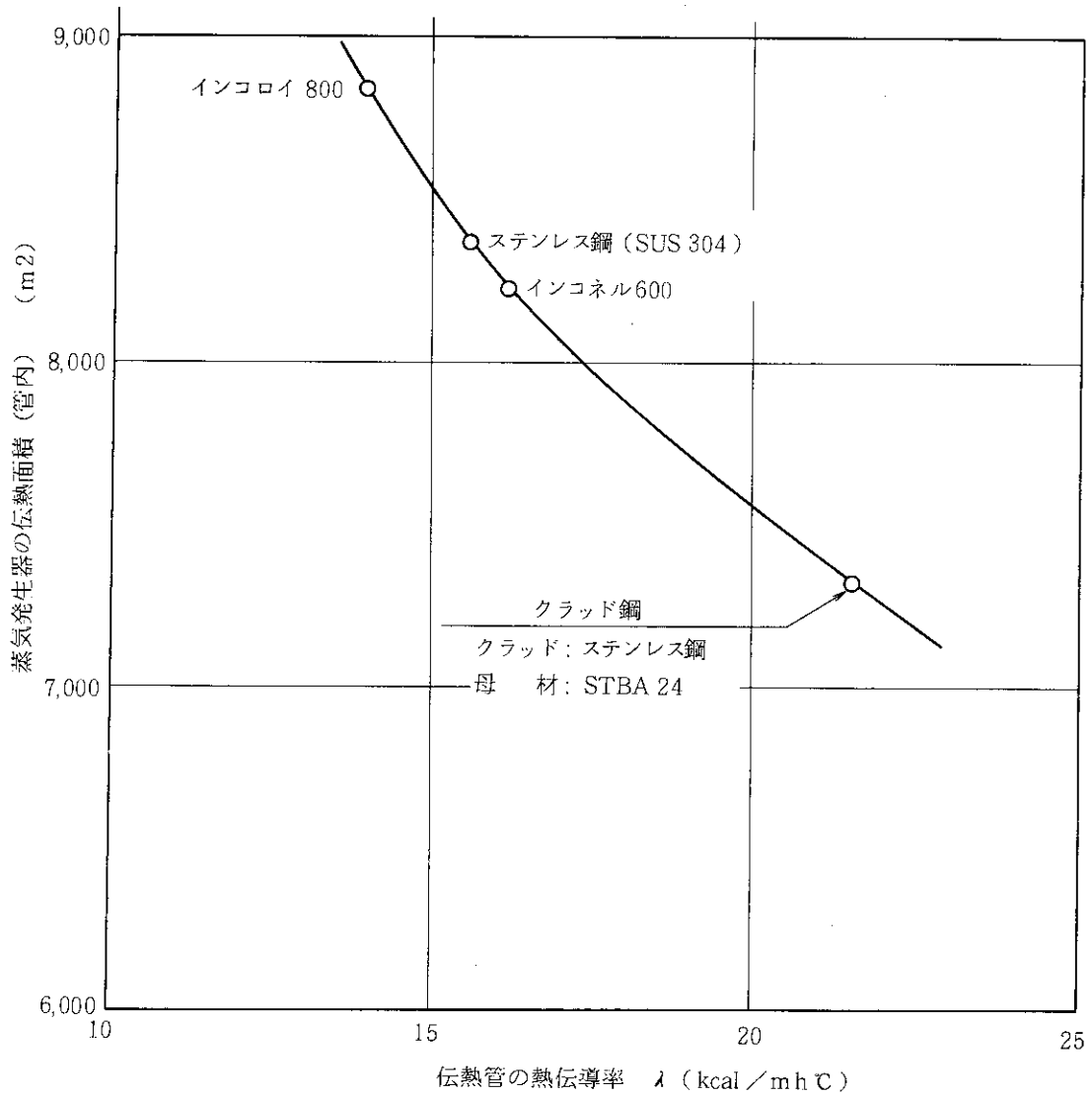


Fig. A 3.1 伝熱管の熱伝導率と蒸気発生器の伝熱面積との関係

5. 主循環ポンプ

5.1 概 要

SPWRの主循環ポンプは炉心の真上に設置される。これは一般的、常識的な配置ではない。このような特殊な配置とした理由は、設計の合理化を追求した結果であり、次のとおりである。

- ① ポンプの故障は自動的な炉停止をもたらすので、1基で充分である。
- ② 原子炉容器の軸に設置すれば、熱膨張等の設置上の問題が少ない。
- ③ ホットレグに設置することの問題は特にない。ポンプを設置するに十分なスペースがあるので、大口径、低速のポンプとして必要なNPSHを低くとることが出来る。

以下主循環ポンプの検討結果を述べる。

ポンプ設計開始時点では、吐出圧が高い設計(0.23 MPa)であった。

現在、約半分の吐出圧になっている。ポンプの設計としては容易な側である。

5.2 ポンプ性能

本ポンプの比速度 N_s は、1058(単位 $m^3/min-m-min^{-1}$)となるので斜流ポンプとなる。^{*1}

この N_s については、ハイドロモデルによる試験データがあり、これから推定した性能曲線をFig. II. 5.1に示す。

一般のポンプでは効率は86%程度であるが、本ポンプの場合、高温使用のため、摺動部の隙間を大きくする必要性があり、内部漏洩が大きくなるので、これを見込んで使用点での効率を約80%とした。

また、斜流ポンプのケーシングは、一般にはディフューザ型が多く、上記ハイドロモデルも同様であるが、本ポンプは炉容器内の配置の関係で4重ポリュートケーシングとなる。従って詳細設計を行う場合には、改めてハイドロモデル試験を行い、試能を確認する必要がある。

$$*1 \quad N_s = N\sqrt{Q}/H^{3/4}$$

N: 回転数 (min^{-1}), Q: 吐出量 (m^3/min), H: 全揚程 (m)

従って、

$$N_s = 600 \times \sqrt{38980/60} / 35.2^{3/4} = 1058$$

ポンプ停止時の流動抵抗曲線をFig. II. 5.2に示す。

本図は、Fig. II. 5.3に示す完全特性曲線図($N_s = 1120$)より求めたものである。

N_s が近いので、流動抵抗も近似であると考えられる。

また、本図は、ポンプ主軸が拘束された場合を示す。これは自然対流による流れでは、ポンプの軸スラストが大きいため、主軸は回転しないと考えられるためである。

5.3 ポンプの構造に関する検討

本ポンプの構造概念図を添付組立断面図Fig. II. 5.4に示す。

ポンプは原子炉容器(RPV)の上部フランジ上に設置され、羽根車部分はRPV内に挿入される。また、駆動原動機部は、RPV上部フランジより上方に設置される。

ポンプはケーシング、ケーシングカバー、回転体、モータ台、軸封装置等で構成される。

ケーシングは、ボリュート部、円筒部および上部フランジで構成される。ボリュート部は、ケーシングの最下部にあって、下方に吸込ベルマウス、側方に4個の吐出口を有している。円筒部はボリュート部と上部フランジを接続するもので、上部フランジは、ポンプ全体をRPV上に支持すると同時に圧力バウンダリーを構成する。

ケーシングカバーは、下部、中間部および上部フランジで構成される。下部はケーシングボリュート部の開口部を塞ぐと同時に水中軸受を支持する。中間部は、下部と上部フランジを接続するもので、内部に主軸の回転に伴う水の旋回を防止するための旋回防止板を設けてある。上部フランジは、外ケーシング上部フランジ上に設置され、圧力バウンダリーを構成すると同時に、ポンプ内部構造物および駆動部分を支持している。

回転体は、羽根車、主軸およびカップリングで構成される。

羽根車と主軸は溶接で一体とし、羽根車はケーシングボリュート部内に設置される。

主軸の下部は重量を軽減し、剛性を高めるため中空とし、上部は中実でケーシングカバー上部フランジを貫通している。

カップリングはポンプの主軸と電動機軸を接続するもので、スペーサ型とし、電動機を移動することなく軸封装置のメンテナンスができるようにしてある。

回転体のラジアル荷重は、ケーシングカバー下部に設置した水中軸受と電動機のラジアル受で支持し、スラスト荷重は電動機のスラスト軸受で支持する。

ポンプの水中軸受は、ポンプの自圧水で作動する静圧軸受とする。

この軸受は、潤滑油の供給が不要で、原理的に運転中非接触であるため摩耗が少なく、殆んどメンテナンスフリーのものである。

ポンプ揚水は、ケーシング最下部のベルマウスから羽根車に入り、ここでエネルギーを付加され、その外周に配置した4個のボリュートを経てそれぞれの吐出口から蒸気発生器入口プレナムに吐出される。

主軸がケーシングカバー上部フランジを貫通する部分には軸封装置があり、RPV上部を満たす高温高圧蒸気を密封する。

ポンプ外形寸法図をFig. II. 5.5に示す。ケーシングを4重ボリュート構造とすることにより、指定されたスペースに収まる見通しが得られた。

5.4 ポンプ軸封装置の構造に関する検討

Fig. II. 5.6に軸封装置の構造概念図を示す。

軸封装置はFig. II. 5.6のように3段のメカニカルシールで構成し、一段目はダブルシールを使用している。

一段目をダブルシールとした理由は、密封流体が蒸気であるので、反対側に潤滑水を供給する必要があるためである。

供給する潤滑水は洩れるとRPV内に入るため、十分清浄な水でなければならない。

供給する潤滑水の圧力は、RPV内圧より 5 kgf/cm^2 程度高くなるようにコントロールする。こうすれば、放射能を含む蒸気の潤滑水側、したがって、大気側への漏洩を防止できる。また、1段目下側の差圧が 5 kgf/cm^2 程度と低いので、潤滑水のRPV内への漏洩も少く、信頼性の高い

シールを供給することができる。

一方、1段目シール室と大気側との差圧は 150 kgf/cm^2 を越える厳しいものとなるので、メカニカルシールを3段にして、1段当りの差圧を約 50 kgf/cm^2 に下げ、シールの長寿命化、信頼性向上を図っている。

1段当りの差圧を約 50 kgf/cm^2 に維持するため、各シールハウジングの断間に減圧通路を設け、1段目シール室に供給した高圧の潤滑水は、順次この減圧通路で減圧しながら3段目シール室から外気側に抽出する構造としている。

このような3段シールの構造は、現在のPWR用冷却材ポンプに採用されて、十分実績のあるものである（但し、現在のPWR用ポンプでは1段目シールもシングルシールである）。また、BWR用再循環ポンプではPWRより圧力が低いので、同様の形式のシールを2段にしたものが使用されている。

軸封装置は、主として上記潤滑水によって冷却されるが、高温蒸気に直接接触する1段目シール室下部には水冷ジャケットを設け、1段目シールの熱変形等を防止する。

したがって、軸封部には、温度の急勾配部が生じるので、詳細設計時には、この部分の解析又は実験が必要である。

軸封装置は、メンテナンスを容易にするためカートリッジ型、即ちメカニカルシール、シールハウジング、軸スリーブ等を一つのユニットとしてポンプに取付、取外しができる構造としている。

5.5 技術的課題

(1) 水力性能

本ポンプの仕様を満足する斜流ポンプのモデル試験データがあり、水力性能はほぼ予測できる。

しかし、4重ポリュートポンプとしての性能確認は行われていないので、詳細設計を行う前にモデル試験を行い、性能の確認を行う必要がある。

(2) ポンプサイズ

一般ポンプとしては、吐出量、揚程、動力共に実績のある範囲であるが、原子炉1次冷却材ポンプとしては、吐出量は現在のPWR用ポンプのおよそ2倍で、実績を大幅に上回っている。

従って、従来の原子力発電プラントへの適用時と同様にプラント用ポンプを製作する必要がある。

(3) 回転体の振動

回転体の振動については、電動機の回転体および軸受を含めて検討する必要があり、そのために電動機についても計画設計を行う必要がある。

現在、水中軸受1箇所を計画しているが、設計を詳細化して行く段階で、水中軸受が2箇所必要となることも考えられる。

(4) 軸封装置

軸封装置は、1段目をダブルシールとした3段シールで、現在のPWR用ポンプでの使用経験を踏まえたものであるが、蒸気のシール用としては使用経験がないので、実用化する前に実

証試験を行う必要がある。

また、軸封部は冷却するため、その下面に結露することが考えられる。更に、軸封部の潤滑水は若干は洩れて RPV 側に入る可能性がある。これらの影響について検討する必要がある。

なお、上述のように軸封装置は、現在の経験をベースに計画しているが、PWR 用および BWR 用ポンプの軸封装置は現在も改善の努力が行われており、本ポンプを実用化する頃には、当然その成果を反映させることにやろう。

なお、Fig. II.5.4で分かるように、ポンプ吐出水をケーシングの中に導き、軸封部から管で吸込み側に流すことによって、蒸気相を排除することも出来る。したがって、蒸気シールが面倒であれば、このような変更も可能である。

5.6 実現性評価

以上のように、主循環ポンプは原子炉の心臓部に相当する重要なポンプであるため、実用化する前に各種の確証試験が必要であるが、基本的には現在の PWR 用および BWR 用ポンプに関する技術を応用して設計を進めることが可能である。

Table II.5.1 主循環ポンプ主要諸元

定格吐出量	26,000 t/h (4389.0 m ³ /h)
定格全揚程	0.23 MP _a (35.2 m)
定格回転数	600 min ⁻¹
原動機定格出力 (高温時)	3,300 kW
取扱液	軽水
使用温度	320°C
取扱液密度	667 kg/m ³
有効 NPSH	約 220 m
必要 NPSH	24 m
設計圧力	150.6 kgf/cm ²
設計温度	338°C
ポンプ形式	立軸渦巻形斜流ポンプ
軸封形式	ダブルメカニカルシール

規定要項：26000t/h(38980m³/h)×0.23MPa(35.2m)×600rpm×3300kw

(取扱液 = 軽水 : $\gamma = 0.667 \text{ kg/l}$: 温度 = 320 °C: 粘度 =)

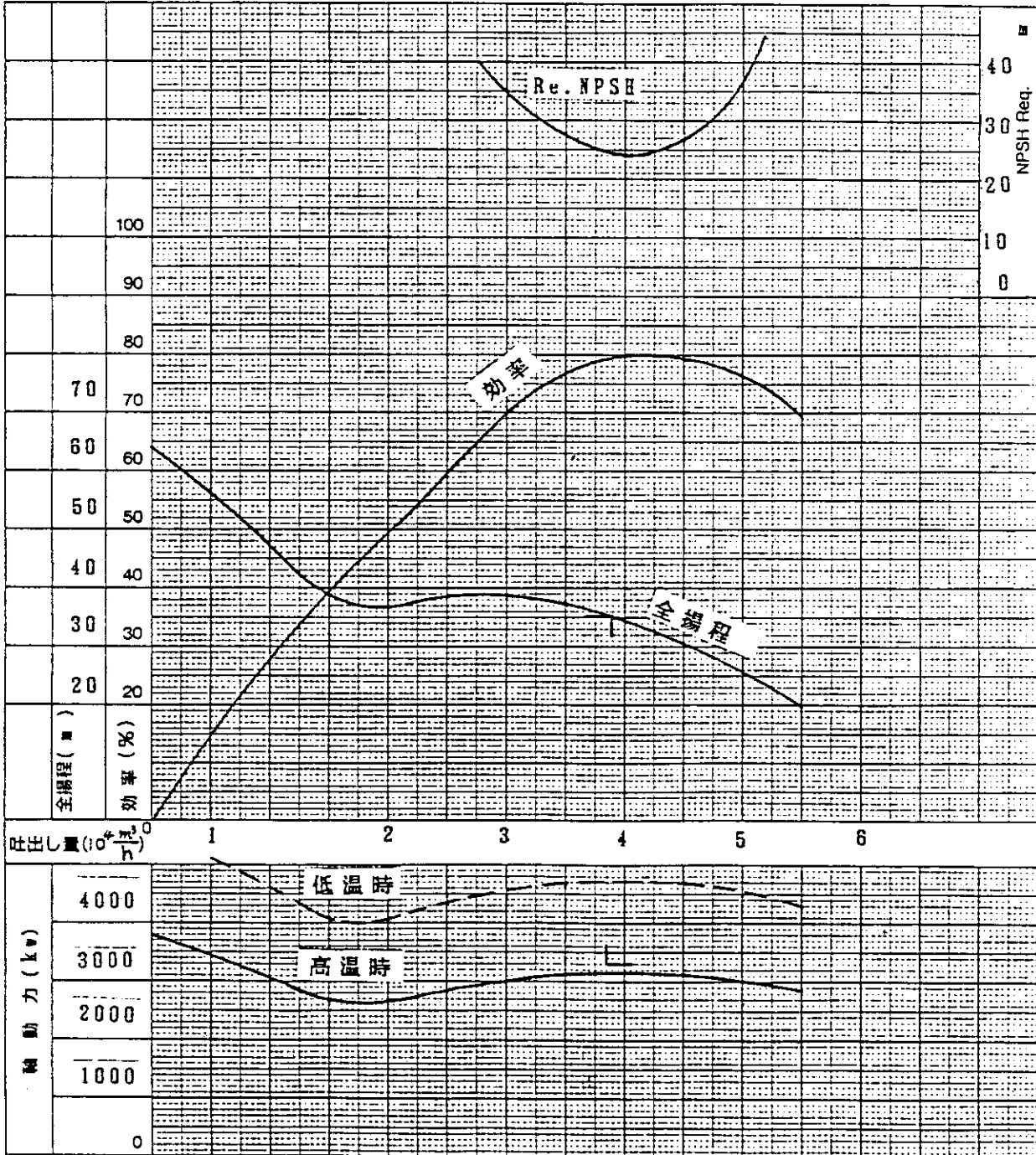


Fig. II. 5.1 計画性能曲線

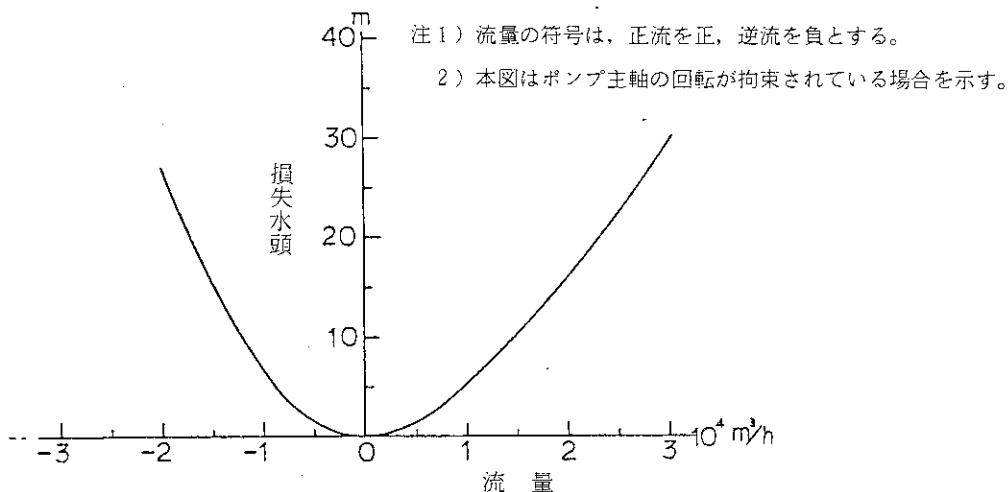


Fig. II. 5. 2 ポンプ停止時の流動抵抗曲線

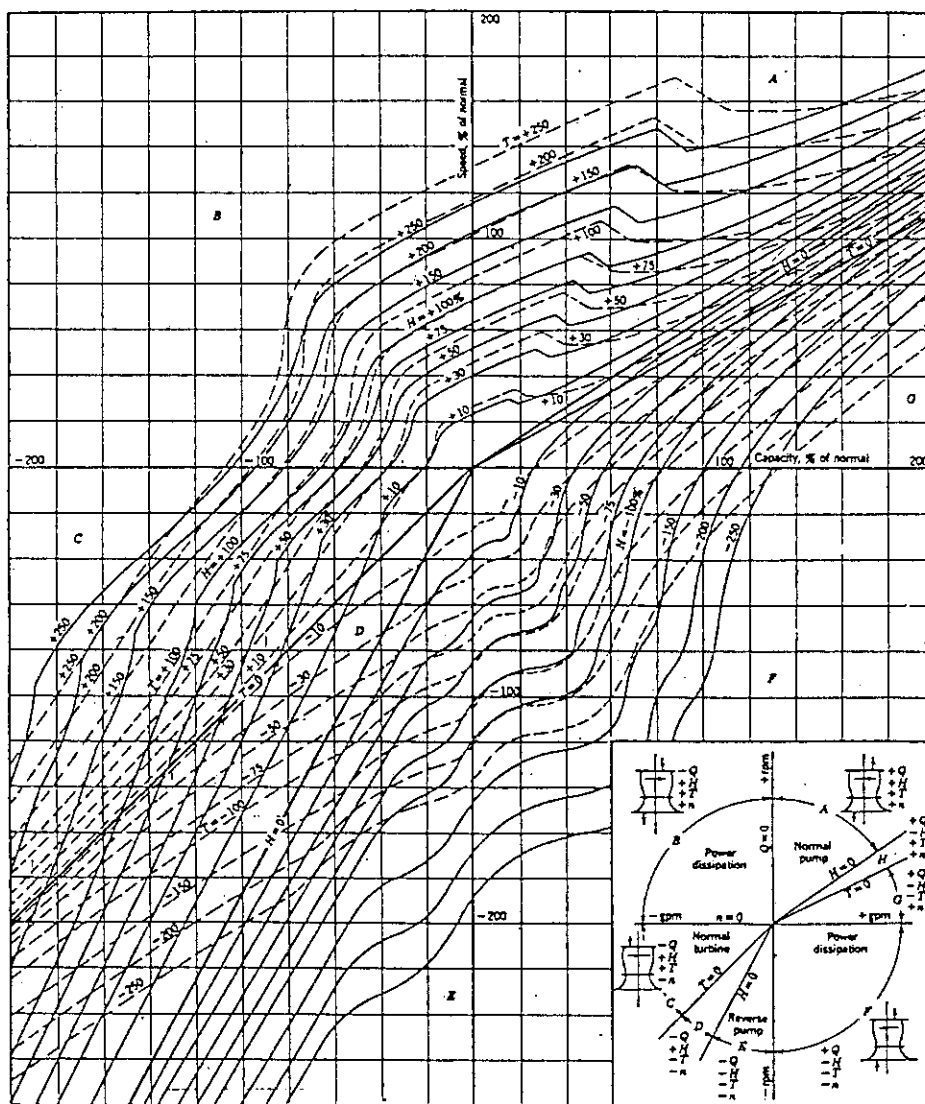


Fig. 13.3. Complete pump characteristics, mixed flow pump; $n_s = 7500$. Data by W. M. Swanson.²⁸

Fig. II. 5. 3 完全特性曲線

$\text{m}^3/\text{min} - \text{m} - \text{min}^{-1}$ 単位に換算すると 1125

(出典: A. J. Stepanoff, Centrifugal and Axial Flow Pump)

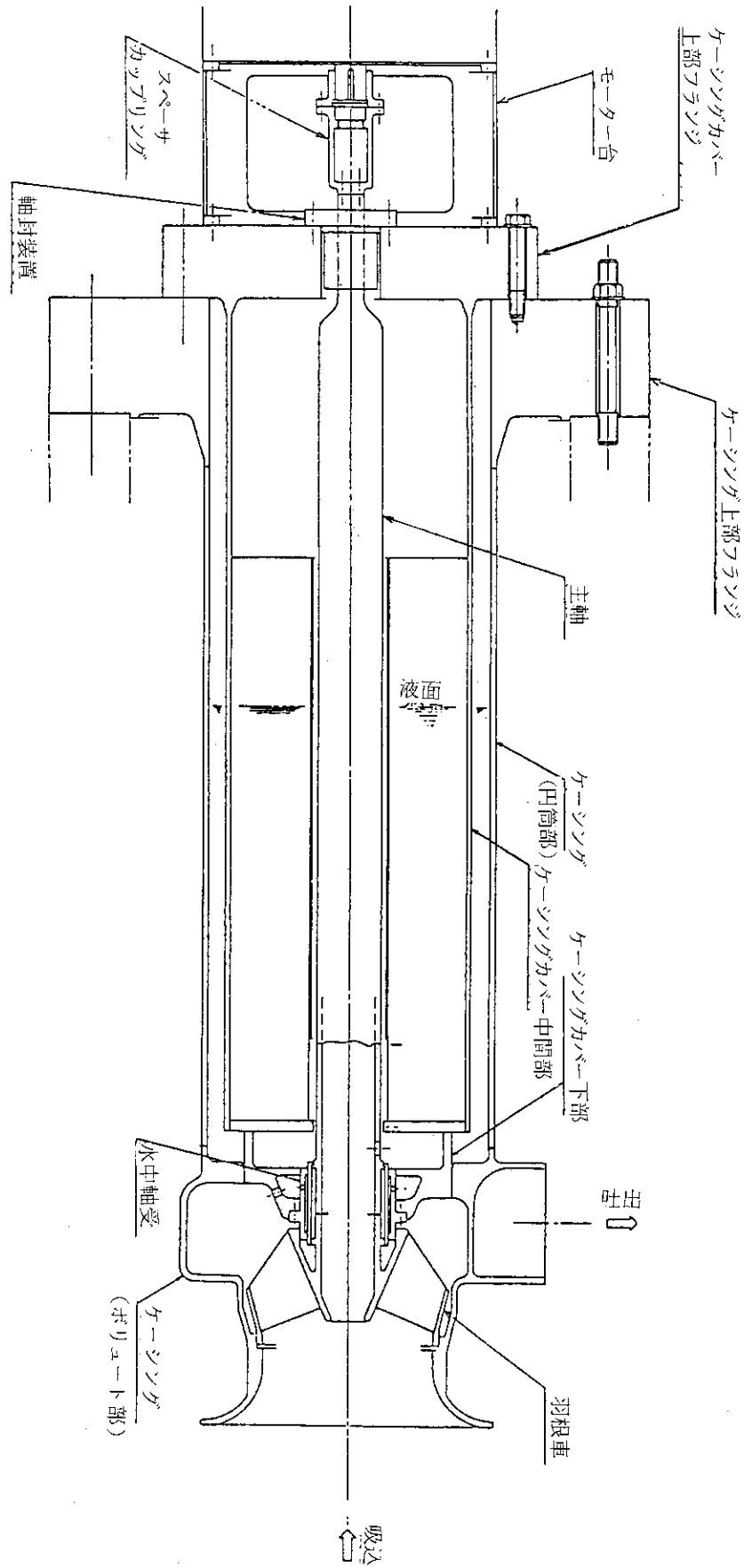


Fig. II. 5. 4 組立断面図

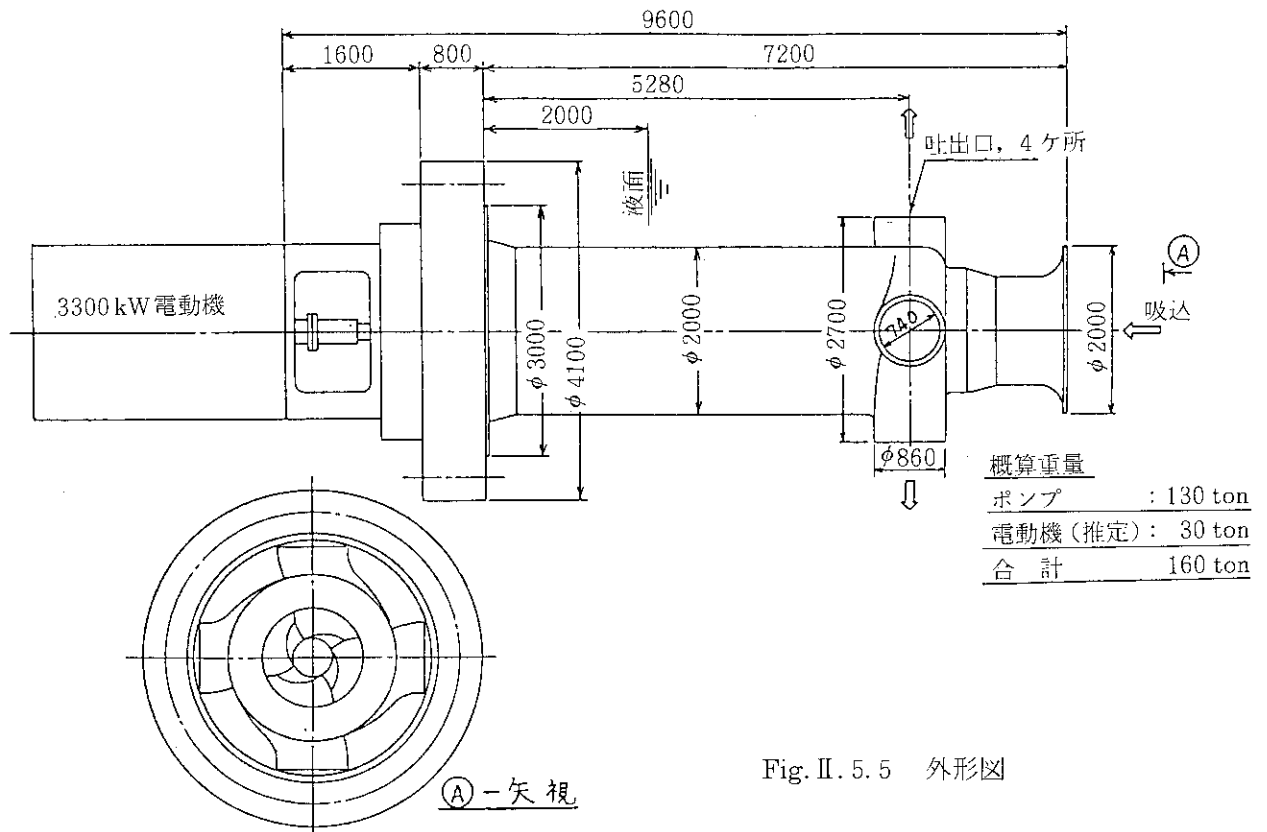


Fig. II. 5.5 外形図

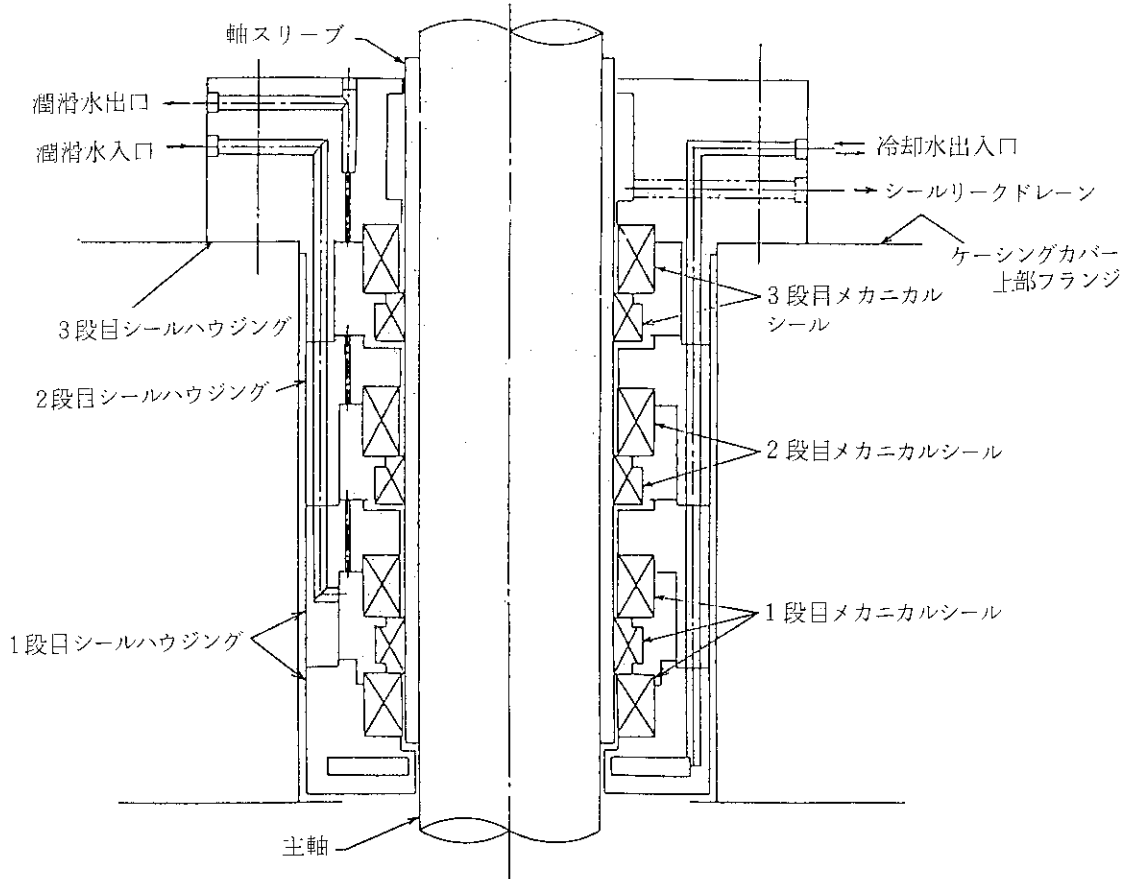


Fig. II. 5.6 軸封装置構造図

6. プラントシステム（主系統）

6.1 概 要

SPWR の主冷却系（主蒸気・給水系）の検討を行った。また、LOCA 後の長期冷却の受動化の検討を行った。

6.2 原子炉主冷却系（主蒸気・給水系）の検討

SPWR も原子炉冷却系（主蒸気・給水系）については、基本的な面で現行軽水炉と相違を生じる要因はないので、主に現行 PWR の系統構成および設計仕様をベースに検討を行った。

主蒸気・給水系の設計条件を Table II.6.1 に示すが、蒸気条件が現行 PWR に比べて少し低いので、熱効率もやや低くなり正味効率 32% 程度と推定される（配管サイジングについては添付資料 4 を参照）。

次に主蒸気・給水系の概略配管系統図を Fig. II.6.1 に示すが、その系統構成は現行 PWR と大差無いものである。

また、現在想定しているタービン系の基本仕様を Table II.6.2 に示す。

Table II. 6.1 原子炉冷却系（主蒸気系・給水系）の主要諸元

	主蒸気系	給水系
最高使用圧力	65.1 kg/cm ²	65.1 kg/cm ²
最高使用温度	293°C	293°C
運転圧力	53.0 kg/cm ²	59.2 kg/cm ²
運転温度	285°C	210°C
流量	2000 t/hr	2000 t/hr
配管本数	4本	4本
配管口径	558.8 mm (JIS 550 A)	318.5 mm (JIS 300 A)
配管肉厚	28.6 mm (JIS S 80)	21.4 mm (JIS S 100)
配管材質		
格納容器内	STS 42	STS 42
格納容器外	SGV 42	SGV 42
配管管種区分		
格納容器内	MITI 第3種	MITI 第3種
格納容器外	MITI 第3種/火力	MITI 第3種/火力
管内平均流速	30.2 m/s	2.99 m/s

Table II. 6.2 タービン系の基本仕様

湿分分離器型式	再熱型
低圧タービン型式	2軸4フロー
低圧復水ポンプ台数	3台
高圧復水ポンプ台数	3台
主給水ポンプ台数	(T/D) 2台 (M/D) 1台
補助給水ポンプ台数	(T/D) 一 (M/D) 2台
低圧給水加熱器段数	4段
高圧給水加熱器段数	2段
給水加熱方法	ドレンカスケード式+ ドレンボンアップ式
バイパス弁容量	33%

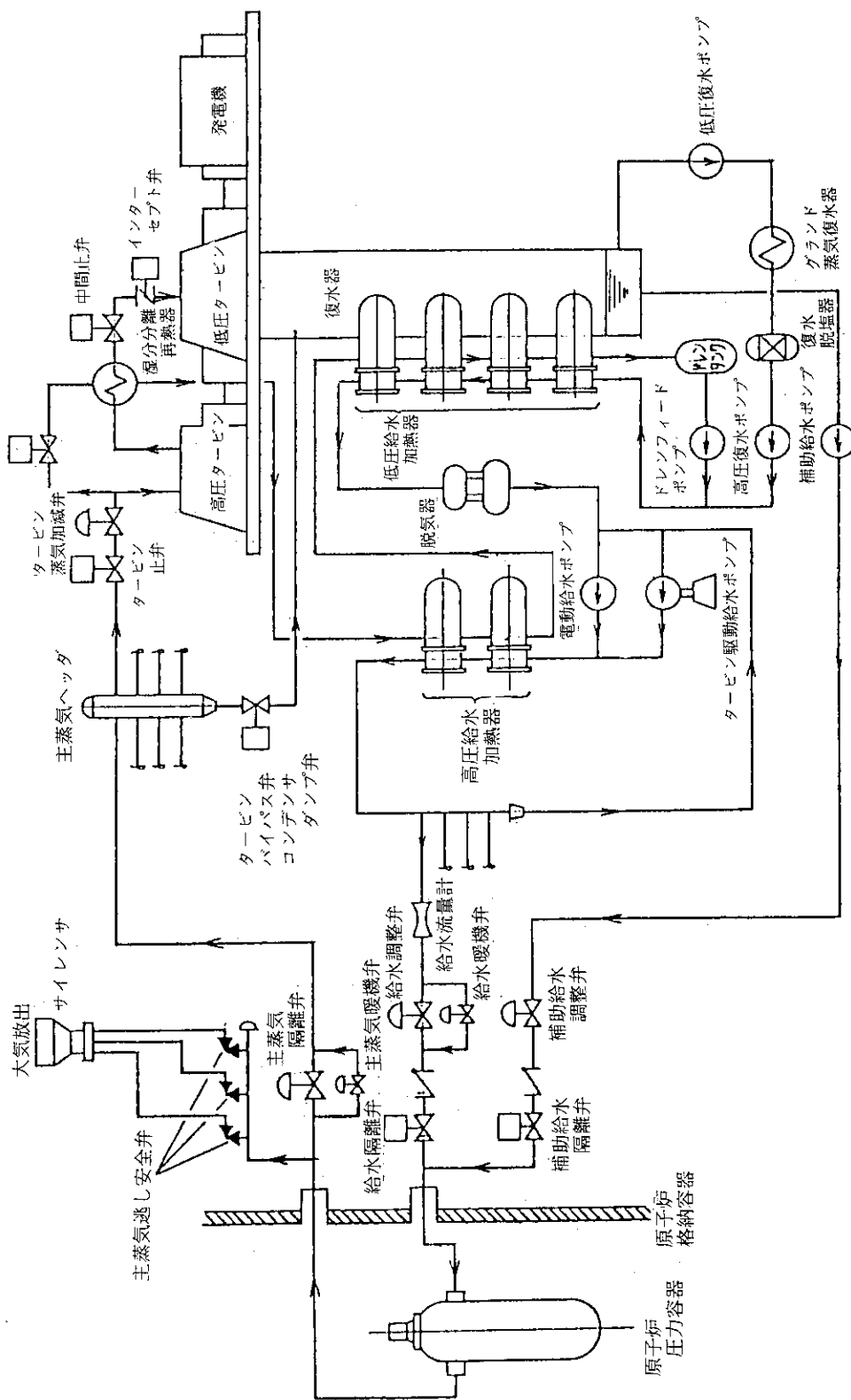


Fig. II. 6. 1 主蒸気・給水系概略配管系統図

添付資料4 主蒸気および給水配管のサイジングに関する検討

(1) はじめに

SPWR の PCV 内配置検討（および PCV の LOCA 解析）の条件を設定するために、MS 系および FDW 系の配管口径を検討・設定する。

(2) 検討方法

配管口径の設定は、通常以下のように行われる。

① 水系/蒸気系，常用系/非常系の区分に合わせて，先行機経験より標準流速を設定。

（エロージョン防止のため。また，境界層の影響を考慮して，口径が小さい程流速もやや低目に設定。）

② ①および設計流量を用いた口径設定

③ 圧損計算

④ ③の結果による口径見直し

しかし，SPWR においては，設計流量・配管ルート等がまだ不確定であるため上記シーケンスによる口径決定は困難である。

そのため，ここでは先行 BWR の MS・FDW 配管口径をベースに出力比により，概略設定する。

(3) MS 系配管口径

先行 BWR の MS 系口径および出力当りの流量面積は，以下のようになっている。

電気出力	MS 系配管構成	総流路面積	単位出力当りの流路面積
1350 MWe	700 A * S 80 × 4	12860 cm ²	9.53 cm ² /MWe
1100 MWe	650 A * S 80 × 4	11077 cm ²	10.07 cm ² /MWe
820 MWe	600 A * S 80 × 4	9421 cm ²	11.48 cm ² /MWe

上記より出力 700 MWe (350 MWe × 2) の SPWR としては

・合流前 — 12 ~ 13 cm²/MWe

・合流後 — 11 ~ 12 cm²/MWe

が目安となる。

これより SPWR の MS 系口径は概略以下のようなになる。(2 RPV トータル)

	MS 系配管構成	総流路面積	単位出力当りの流路面積
・合流前	450 A * S 80 × 8 (400 A)	10541 cm ² (8307)	15.06 cm ² /MWe (11.87)
・合流後	600 A * S 80 × 4 (550 A)	9421 cm ² (7904)	13.45 cm ² /MWe (11.29)

上記より SPWR の MS 系は，当面 400 / 550 A とし，将来圧損上の問題が生じた場合は 450 / 600 A とするのが適当と考えられる。

(4) FDW 系配管口径

MS 系と同様にして、FDW 系口径は概略以下のようなになる。

	電気出力	FDW 系配管構成	総流路面積	単位出力当りの流路面積
ヘッダ	1350 MWe	550 A * S 100 × 2	3756 cm ²	2.78 cm ² /MWe
	1100 MWe	500 A * S 100 × 2	3261 cm ²	2.96 cm ² /MWe
	820 MWe	450 A * S 100 × 2	2493 cm ²	3.04 cm ² /MWe
ライザ	1350 MWe	300 A * S 100 × 6	3582 cm ²	2.65 cm ² /MWe
	1100 MWe	300 A * S 100 × 6	3528 cm ²	3.26 cm ² /MWe
	820 MWe	300 A * S 100 × 4	2388 cm ²	2.91 cm ² /MWe
→ (目安)		ヘッダ: 3.0 ~ 3.3 cm ² /MWe		
		ライザ: 同 上		

よって、SPWR の FDW 系口径は概略以下のようなになる。(2 RPV トータル)

- ヘッダ 300 A * S 80 × 4 2529 cm² 3.37 cm²/MWe
- ライザ 200 A * S 80 × 8 2290 cm² 3.05 cm²/MWe

上記より SPWR の FDW 系は、300 / 200 A とすることが適当と考えられる。

添付資料5 LOCA後の炉心崩壊熱除去のパッシブ化に関する概念検討（ヒートパイプ方式）

(1) はじめに

本資料はLOCA後の炉心崩壊熱除去をパッシブ化する場合について、ヒートパイプを用いる方法の概念検討を行ったものである。

(2) 検討条件

基本的な検討条件を以下に示す。

- LOCA後の炉心崩壊熱は、主に原子炉格納容器のサプレッションプール水に吸収されることおよびヒートパイプの設置スペースはドライウェルに比べサプレッションプールの方が余裕があることを考慮し、崩壊熱除去はサプレッションプール水より行う。
- 格納容器の貫通部は、極力少なくなる構造とする。
- ヒートパイプの凝縮部は、原子炉建屋内に設置する場合、建屋内配置・建屋寸法へのインパクトが大きいため、建屋外に単独設置する。

(3) 構造等の検討

ヒートパイプの概念図を Fig. A 5.1に、また、検討概要を以下に示す。

1) 構造について

- ヒートパイプは、蒸発部と凝縮部に分離し、その間を蒸気管と液管で連結する構造とする。蒸発部はサプレッションプール水中に、また、凝縮部は地上に単独設置され、蒸気管と液管は格納容器および原子炉建屋を貫通し配管される。
- 液の環流は重力を利用する。ヒートパイプとしてはウイックを持たない分離型とする。
- 凝縮部は、水による自然循環冷却*とした場合、大規模なプールが必要と考えられるので、海外の原子力発電所等で使用実績がある煙突効果を利用したクーリングタワー方式が合理的と考えられる。
- 原子炉格納容器バウンダリとしては、格納容器内圧力が作用するヒートパイプの蒸発部、蒸発部から格納容器貫通部まで蒸気管および液管となるが、法規上等特に問題はないと考えられる。

2) 仕様について

- 作動流体としては、蒸発部外面液温（サプレッションプール水最高温度）が100℃程度であるので、水の使用が可能である。
- パイプの材質としては、腐食等を考慮し、SUS材を使用する（例：SUS 316 LC）。
- 熱負荷としては、II. 12節の添付資料6に示す標準崩壊熱曲線における約10時間後出力比を用いて算出すると、 $1,100 \text{ MW (t)} \times \text{約} 0.006 = 6.6 \text{ MW}$ となる。蒸発部の管数は、概算すると、管外径40 mm×管肉厚2 mm×長さ約6 mの管が約1,500本程度となる。この管数の場合、サプレッションプール水中を円周状に2列配置することになる。

* パッシブ化する場合、ポンプ等動的機器による強制循環冷却は不相当となる。

なお、本設計はサプレッションプール水を 80°C としたものであり、格納容器・設計圧力 3.6 kg/cm² (飽和水温 139°C) をベースにすれば 600 本程度に小型化できる。今後総合的に検討すべき課題である。

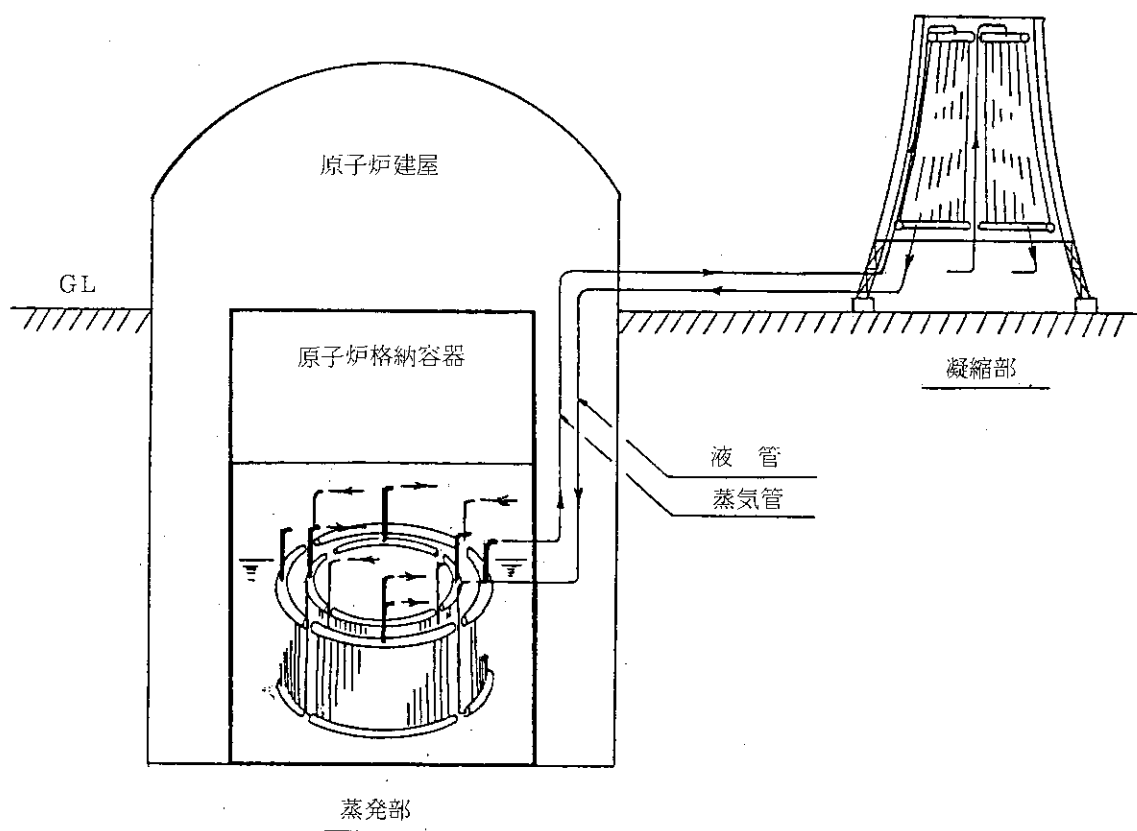


Fig.A 5.1 ヒートパイプの概念図

7. プラントシステム（補助系統）

7.1 概 要

SPWR の主要な工学的安全設備は、高圧注入系、余熱除去系、サプレッションプール浄化冷却系およびボイズンタンク冷却系より構成されており、主要な原子炉補助設備は、体積制御系、主冷却水ボロン濃度調整系、ほう酸注入系および使用済燃料貯蔵プール浄化冷却系より構成されている。これら補助系統の全体構成を Fig. 7.1 に示し、主要目を Table II. 7.1 に示す。

7.2 補助系統の特徴

補助系統は 2 基の SPWR を設置する発電プラントを対象に設計を行った。本発電プラントの運転条件は次のとおりである。

(1) 発電プラントの運転条件

- ① 2 基の SPWR は、定期点検、燃料交換、補修等を同時期に行う。
- ② 2 基の SPWR が、同時に事故を生じることはないものとする。
- ③ 1 基の SPWR が事故を起こして停止した場合、他の 1 基の原子炉も停止させる。

また、工学的安全設備に属する系統は発電プラント全体について多重性を備えるものとし、1 基の SPWR の事故に対して最低 $100\% \times 2$ の容量を持つものとした。多重性もしくは多様性を備えるべき系統は、安全性を確保する上で重要な次の機能を持つ系統とした。

① 原子炉停止機能

通常状態の原子炉停止は主循環ポンプが 100% 定格運転中では主冷却水ボロン濃度調整系より主冷却水に炉停止に必要なだけのボロンを添加する。また、主循環ポンプが 40% 以下の運転の場合には受動停止系の水圧作動弁の開放により、この他、異常時に能動停止系の緊急開放弁により、炉が停止する。

② 余熱除去機能

通常状態および LOCA 時共に余熱除去は原子炉容器に内蔵された蒸気発生器と余熱除去系により行う。

③ 炉心冠水維持機能

通常状態での原子炉容器内の水位維持は体積制御系で行う。LOCA 時には高圧注入系で炉心冠水維持を行う。

(2) 工学的安全設備

① 高圧注入系

系統図を Fig. II. 7.2 に示す。LOCA 時の非常用炉心冷却は、高圧注入系だけで行うものとし、SPWR 2 基に対して 3 系統を備える。高圧注入系では LOCA 発生後の検知後、高圧注入ポンプを起動するが、ポンプ吐出圧の調整により原子炉圧力がある設定圧に低下してはじめて原子炉容器への注入が行われる。それは SPWR では、主冷却系の配管が小口径であるため LOCA 時の原子炉容器内の水位の低下がゆるやかなことにより、原子炉容器逃がし弁の開放による圧力低減効果とも合わせて、炉心露出前に原子炉圧力が十分に低下するからである。ポンプの吐出圧力は 30 kgf/cm^2 程度としている。なお、無冷却の放置状態でも炉心露出ま

で数時間の余裕がある。なお、高圧注入系としてはタービン駆動のポンプあるいはスチームインジェクションポンプをつ系統とし、弁を開いて原子炉容器内の蒸気を主駆動源とする案について検討中である。

② 余熱除去系・サプレッションプール浄化冷却系

系統図を Fig. II. 7.3 に示す。余熱除去系とサプレッションプール浄化冷却系の設備機器は一部共用し系統の簡素化を図っている。サプレッションプールのほう酸水は、燃料交換時の原子炉キャビティ、燃料取替チャンネル等の水源とし、また、必要に応じて高圧注入系および体積制御系の水源とする。

③ ポイズンタンク冷却系およびほう酸注入系

系統図を Fig. II. 7.4 に示す。ポイズンタンク中に設置されたポイズン冷却器により、主冷却水より伝えられる熱を除去し、ほう酸水の温度を ($150^{\circ} \pm 10^{\circ}\text{C}$) に維持する。なお、現在合理化をめざして 280°C 程度の設計の可能性が検討されている。

ほう酸注入系は、原子炉起動時に高濃度のほう酸水をポイズンタンクに注入し、ポイズンタンク内のボロン濃度を 4000 ppm 以上に設定する。

7.3 原子炉補助設備

(1) 体積制御系

体積制御系は主冷却水の浄化、主冷却水量の維持・調節および主循環ポンプ軸封水供給の機能を持っている。

これらの機能は、各炉に対して独立に必要であり、SPWR 1 基に対して 1 系統を設けた。Fig. II. 7.5 に系統図を示す。

主冷却系からの抽出水は、再生熱交換器を経て抽出弁を通り、非再生熱交換器を通り体積制御タンクへ送られる。抽出水の一部は主冷却水ボロン濃度調整系の混床式イオン交換塔を通して主冷却水の浄化を行う。また、必要に応じて主冷却水の水質管理のために、調整用に注入した水酸化ナトリウムを陽イオン交換塔で除去する。

体積制御タンク中の 1 次水は充填ポンプにより再生熱交換器を通じて主冷却系に充填する。この充填ポンプから 1 次水の一部は主循環ポンプの封水用としてバッファタンクへ供給される。

(2) 主冷却水ボロン濃度調整系

日負荷調整運転のための原子炉出力の制御を本系を用いて行う場合は、ほう素熱再生制御とほう酸水の供給によるフィード・アンド・ブリード制御により主冷却水中のボロン濃度を調整する。Fig. II. 7.6 に系統図を示す。

ほう素熱再生制御は混床式イオン交換塔からの抽出水をほう素熱再生プレヒータ、ほう素熱再生抽出クーラ、ほう素熱再生交換器、熱再生イオン交換塔を通して原子炉容器に戻るラインで行うものであり、イオン交換樹脂が低温でほう酸イオンを吸着し、高温では吸着したほう酸イオンを放出させる性質を利用したものである。

ほう素濃度を低下させる場合には混床式イオン交換塔を通す抽出水の温度を冷却クーラにより冷却し、ほう素濃度を増加させる場合は冷却せずにほう素熱再生再熱器により加熱して調整

する。

フィード・アンド・ブリード制御は、ほう酸注入系のほう酸注入タンク、ほう酸注入ポンプとほう酸混合器のラインで行うものであり、ほう酸濃度を増加させる場合は、ほう酸注入タンクから高濃度のほう酸水をほう酸混合器を通して供給し、低濃度にする場合は純水を供給してすすめる。

(3) ほう酸注入系

ほう酸注入系は、原子炉起動時に高濃度のほう酸水をボイズンタンクに注入し、ボイズンタンク内のボロン濃度を 4000 ppm 以上に設定する。系統図を Fig. II. 7.6 に示す。

(4) 使用済燃料貯蔵プール冷却系

使用済貯蔵プールは SPWR 2 基に対し 1 基設けるものとする。プールの貯蔵能力は SPWR の使用済燃料の 2 基分で、その構成としては、保管中のクーリング燃料、取替用および緊急取出分である。使用済燃料貯蔵プール冷却系は、クーリング燃料および取替用燃料に対して、その設備容量を設計し、主要構成機器は 2 基設けている。系統図を Fig. II. 7.7 に示す。

以上の補助系統の主要目と現行 110 万 kw 級 PWR の主要目の比較を Table II. 7.2 に示す。

(5) 運転性能の検討

① 再起動時間の検討

本系統は、停止状態にある炉の主冷却水中のほう酸水を希釈し、炉を起動する機能を持っている。そこで現在の設備要領で BOC と EOC の温態停止状態から定格運転状態にまでほう酸水を希釈するのに要する時間を検討した。

現在の設計ではボロン濃度調節系は 2 系統で流量は各 $94 \text{ m}^3/\text{h}$ (280°C で 70 t/h) である。この系統によって制御する場合、BOC と EOC の温態停止状態から定格運転状態までに要する時間は次のとおりである。

- ・停止状態ボロン濃度 2000 ppm, 280°C
- ・定格運転状態ボロン濃度: 1000 ppm (BOC) 281 ton

(BOC の所要時間)

$$t = 281/70 \times \ln(2000/1000) = 2.8 \text{ h}$$

(EOC の所要時間)

$$t = 281/70 \times \ln(2000/35) = 16 \text{ h}$$

EOC のボロン濃度を 100 ppm とするなら、12 h となる。

② 負荷調節の検討

SPWR は便利な制御棒を持たないので、運転の不便さが存在するものと危惧されるが、負荷調節の面倒さ以外には特に大きな欠点は存在しないように思われる。

急速な負荷変動動に対しては炉心の持つ負の温度、密度係数によって自動的に負荷追従するので問題ない。また、短時間であれば蒸気をコンデンサにダンプすれば良い。

PIUS のようにボイズンタンクと 1 次水の間のインターフェースとして単なる流通器を用いる場合、微妙なバランスが必要と考えられるのに対し、SPWR では、主循環ポンプで動作する水圧作動弁を用いて常時締め切った状態で運転するので、可成りラフな運転が可能である(もっとも、PIUS の提案者である ABB・ATOM 社は基礎的な実験を行った上で、安定な

運転が可能と主張している)。

大幅な負荷変動であっても、短時間ならば蒸気ダンプで対応出来るが、日負荷調整運転のように長時間にわたる場合は、1次水中のボロン濃度を制御するのが合理的である。SPWRの設計ではボロン濃度調整系の容量は94 m³/h (280°Cで70 t/h)、としている。ボロン添加には長時間を要しないが、ボロン希釈(純水注入による)には長時間を必要とする。燃料のドップラー反応度は0~100%出力で約2ドル(Δkにして約1.2%, ボロン濃度にして約240 ppm)であり、50%出力から全出力にするには約1ドル(Δkにして約0.6%, ボロン濃度にして、約(-)120 ppmの反応度添加を必要とする。

BOC(燃料サイクル初期、ボロン濃度は全出力で1000 ppm)の時に50%出力(1120 ppm)から全出力にするには約0.45時間(27分)を要する。520 ppmから400 ppmなら1.05時間(63分)、170 ppmから50 ppm(燃焼末期に相当)なら4.9時間という長時間を必要とする。(1時間で収めるためには系統の容量を約5倍にする必要がある)。

しかしながら、ボロン濃度が低い場合には、炉心の負の温度係数、密度係数が大きく、冷却体の僅かな温度変更カバー出来るという特徴があるので、設備は現設計のまま、負荷調整が可能と想定される。したがって、設備容量の増加は不要と考えられる。

別のアイデアとして、炉本体の機構は多少複雑になるが、温態臨界状態から全出力までをカバー出来る負荷調節専用の、反応度約2ドルの制御棒1本あるいは1ドル程度のもの3本を炉心中央部に設置するという事と考えられる。この制御棒は炉の安全性にかかわりのない設計とする。即ち、運動速度を緩やかにする。例えば、最高引き抜き速度は全ストロークで10分とする。現在、船用炉用として、原子炉容器内蔵型の制御棒が開発中であり、実現性の問題は無さそうである。全出力時は全引き抜き状態とするので、炉心の出力ピーキングは問題ないであろう。大掛かりな1次水中ボロン濃度調節操作は起動、停止時のみというのは魅力的であり、検討に値する。

なお、本報告書第Ⅲ章に動特性解析の結果を載せている。これによるとBOCでの負荷追従は困難であり、1次水中のボロン濃度調節を必要とすることになっている。然し乍ら、ごく最近行った同一条件での別の計算コードでの解析によれば、2次側の負荷変動は1次水の温度変化をもたらし、負の温度係数によりBOCであっても炉心出力が円滑に追従する結果が得られている。現在分析評価中である。この結果が正しいならば上述のような面倒な手続きなしに日負荷調整運転に対処できる。

Table II. 7.1 SPWR の設備, 系統機器の主要目

(1) 高圧注入系		冷却水ポンプ個数	2 台
注入ポンプ個数	3 台	容量	190 m ³ /h
容量	約 60 m ³ /h	冷却水タンク個数	2 基
配管口径	100 A	容量	4 m ³
(2) 余熱除去系及び		熱再生イオン交換塔個数	10 基
サブプレッションプール浄化冷却系		流量	12 m ³ /h
余熱除去ポンプ個数	2 台	混床式イオン交換塔個数	4 基
容量	220 m ³ /h	流量	29 m ³ /h
余熱除去冷却器個数	2 基	陽イオン交換塔個数	2 基
伝熱容量	2.77 × 10 ⁶ kcal/h	流量	36 m ³ /h
イオン交換塔個数	1 基	配管口径	100 A
流量	220 m ³ /h	(5) ほう酸注入系	
配管口径	125 A	ほう酸注入ポンプ個数	2 台
(3) 体積制御設備		容量	23 m ³ /h
充填ポンプ個数	4 台	ほう酸注入タンク個数	1 基
容量	47 m ³ /h	容量	30 m ³
再生熱交換器個数	2 基	ほう酸循環タンク個数	1 基
伝熱容量	9.5 × 10 ⁶ kcal/h	容量	12 m ³
非再生熱交換器個数	2 基	配管口径	65 A
伝熱容量	8.7 × 10 ⁶ kcal/h	(6) ポイズンタンク冷却系	
体積制御タンク個数	2 基	ポイズン冷却ポンプ個数	2 台
容量	24 m ³	容量	200 m ³ /h
バッファタンク個数	2 基	ポイズン冷却器個数	2 基
容量	5 m ³	伝熱容量	2.58 × 10 ⁶ kcal/h
配管口径	100 A	配管口径	125 A
(4) 主冷却水ボロン濃度調整系		(7) 使用済燃料貯蔵プール浄化冷却系	
ほう素再生再熱器個数	2 基	プールポンプ個数	2 台
伝熱容量	0.79 × 10 ⁶ kcal/h	容量	460 m ³ /h
ほう素熱再生抽出水クーラー個数	2 基	プールスキマポンプ個数	1 台
伝熱容量	0.88 × 10 ⁶ kcal/h	容量	23 m ³ /h
ほう素再生プレヒータ個数	2 基	プール冷却器個数	2 基
伝熱容量	1.33 × 10 ⁶ kcal/h	伝熱容量	2.84 × 10 ⁶ kcal/h
冷却器個数	2 基	プールイオン交換塔個数	2 基
伝熱容量	0.79 × 10 ⁶ kcal/h	流量	46 m ³ /h
		配管口径	200 A

Table II.7.2 現行 110 万 kw 級 PWR と SPWR の補助系主要目の比較 (1/3)

	現行 110 万 kw 級 PWR		SPWR (70 万 kw)	
	系統・設備・機器	主要目	系統・設備・機器	主要目
工 学 的 安 全 設 備	(1) (制御及棒及び 駆動設備が対応)		(1)能動停止系 1) 急速開放弁	2 基×2
	(2)非常用炉心冷却設備		(2)受動停止系 1) 水压作動弁	3 基×2
	1) 充填/高圧注入ポンプ	2 基	(3)高圧注入系, ほう酸注入系 1) 注入ポンプ	3 基
	容量	125 m ³ /h	容量	60 m ³ /h
	2) 高圧注入ポンプ	2 基	(なし)	
	容量	148 m ³ /h		
	3) 蓄圧タンク 4 基		(なし)	
	容量	38 m ³ /h		
	4) 燃料取替用水タンク	1 基	2) サプレッションプールの 兼用	
	容量	2100 m ³	3) ほう酸注入タンク	1 基
	5) ほう酸注入タンク	1 基	容量	30 m ³ /h
	容量	3.4 m ³	4) ほう酸循環タンク	1 基
	6) ほう酸注入循環タンク	1 基	容量	12 m ³
	容量	0.3 m ³	(なし)	
	(3)原子炉格納容器 スプレイ設備		(4)余熱除去系及びサプレッ ションプール浄化冷却系	
	(4)余熱除去系		1) 余熱除去ポンプ	2 基
1) 余熱除去ポンプ	2 基	容量	220 m ³ /h	
容量	681 m ³ /h	2) 余熱除去冷却器		
2) 余熱除去冷却器	2 基	伝熱容量	2.8×10 ⁶ kcal/h	
伝熱容量	8.6×10 ⁶ kcal/h	3) イオン交換塔	1 基	
(なし)		(5)ボイズンタンク冷却系		
(なし)		1) 冷却ポンプ	2 基	
		容量	200 m ³ /h	
		② 冷却器	2 基	
		容量	2.6×10 ⁶ kcal/h	

Table II.7.2 現行 110 万 kw 級 PWR と SPWR の補助系主要目の比較 (2/3)

	現行 110 万 kw 級 PWR		SPWR (70 万 kw)	
	系統・設備・機器	主要目	系統・設備・機器	主要目
原 子 炉 補 助 設 備	(1) 化学体積制御設備		(1) 体積制御設備及び主冷却水 ボロン濃度調整係	
	1) 再生熱交換器 1 基 伝熱容量	4.5×10 ⁶ kcal/h	1) 再生熱交換器 伝熱容量	1 基 9.5×10 ⁶ kcal/h
	2) 非再生熱交換器 伝熱容量	1 基 4.1×10 ⁶ kcal/h	2) 非再生熱交換器 伝熱容量	2 基 8.7×10 ⁶ kcal/h
	3) 余剰抽出冷却器 1 基 伝熱容量	1.3×10 ⁶ kcal/h	(なし)	
	4) 封水冷却器 伝熱容量	1 基 1.3×10 ⁶ kcal/h	(なし)	
	5) ほう素熱再生前置熱交換器 伝熱容量	1 基 0.64×10 ⁶ kcal/h	3) ほう酸熱再生プレヒータ 伝熱容量	2 基 1.3×10 ⁶ kcal
	6) ほう素熱再生抽出水冷却器 伝熱容量	1 基 0.64×10 ⁶ kcal/h	4) ほう酸熱再生抽出水クーラ 伝熱容量	2 基 0.88×10 ⁶ kcal/h
	7) ほう素熱再生再熱器 伝熱容量	1 基 0.38×10 ⁶ kcal/h	5) ほう酸熱再生再熱器 伝熱容量	2 基 0.79×10 ⁶ kcal/h
	8) 冷却材混床式脱塩塔 流量	1 基 27.2 m ³ /h	6) 混床式イオン交換塔 伝熱容量	4 基 29 m ³ /h
	9) 冷却材陽イオン交換脱塩塔 流量	1 基 17.0 m ³ /h	7) 陽イオン交換塔 伝熱容量	2 基 36 m ³ /h
	10) 熱再生イオン交換器 流量	5 基 27.2 m ³ /h	8) 熱再生イオン交換塔 伝熱容量	10 基 12 m ³ /h
	11) 体積制御タンク 流量	1 基 11.3 m ³ /h	9) 体積制御タンク 伝熱容量	2 基 24 m ³
	12) 充填ポンプ 流量	1 基 45 m ³ /h	10) 充填ポンプ 伝熱容量	4 基 47 m ³ /h
	13) ほう酸ポンプ 流量	2 基 17 m ³ /h	(なし)	
	14) ほう酸タンク 流量	2 基 100 m ³	(なし)	
	15) ほう酸補給タンク 流量	1 基 1.5 m ³	(なし)	
	16) 一次系薬品タンク 流量	1 基 19 ℓ	(検討中)	
	17) ほう素熱再生冷却水タンク 流量	1 基 1.9 m ³	11) 冷却水タンク 伝熱容量	2 基 4 m ³
	18) ほう素熱再生冷却水ポンプ 流量	1 基 91 m ³ /h	12) 冷却水ポンプ 伝熱容量	2 基 190 m ³ /h
19) ほう素熱再生冷却装置 伝熱容量	1 基 0.42×10 ⁶ kcal/h	(なし)		

Table II. 7. 2 現行 110 万 kw 級 PWR と SPWR の補助系主要目の比較 (3/3)

	現行 110 万 kw 級 PWR		SPWR (70 万 kw)	
	系統・設備・機器	主要目	系統・設備・機器	主要目
原子炉補助設備	(2)使用済燃料ピット 水浄化冷却設備		(2)使用済燃料貯蔵プール 浄化冷却系	
	1) 使用済燃料ピット冷却塔	2 基	1) プール冷却塔	2 基
	伝熱容量	$3.4 \times 10^6 \text{kcal/h}$	伝熱容量	$2.8 \times 10^6 \text{kcal/h}$
	2) 使用済燃料ピットポンプ	2 基	2) プールポンプ	2 基
	容量	$550 \text{ m}^3/\text{h}$	容量	$460 \text{ m}^3/\text{h}$
	3) 使用済燃料ピット スキマポンプ	2 基	3) プールフキマポンプ	2 基
	容量	$23 \text{ m}^3/\text{h}$	容量	$23 \text{ m}^3/\text{h}$
	4) 使用済燃料ピット脱塩塔	2 基	4) プールイオン交換塔	2 基
容量	$46 \text{ m}^3/\text{h}$	流量	$46 \text{ m}^3/\text{h}$	

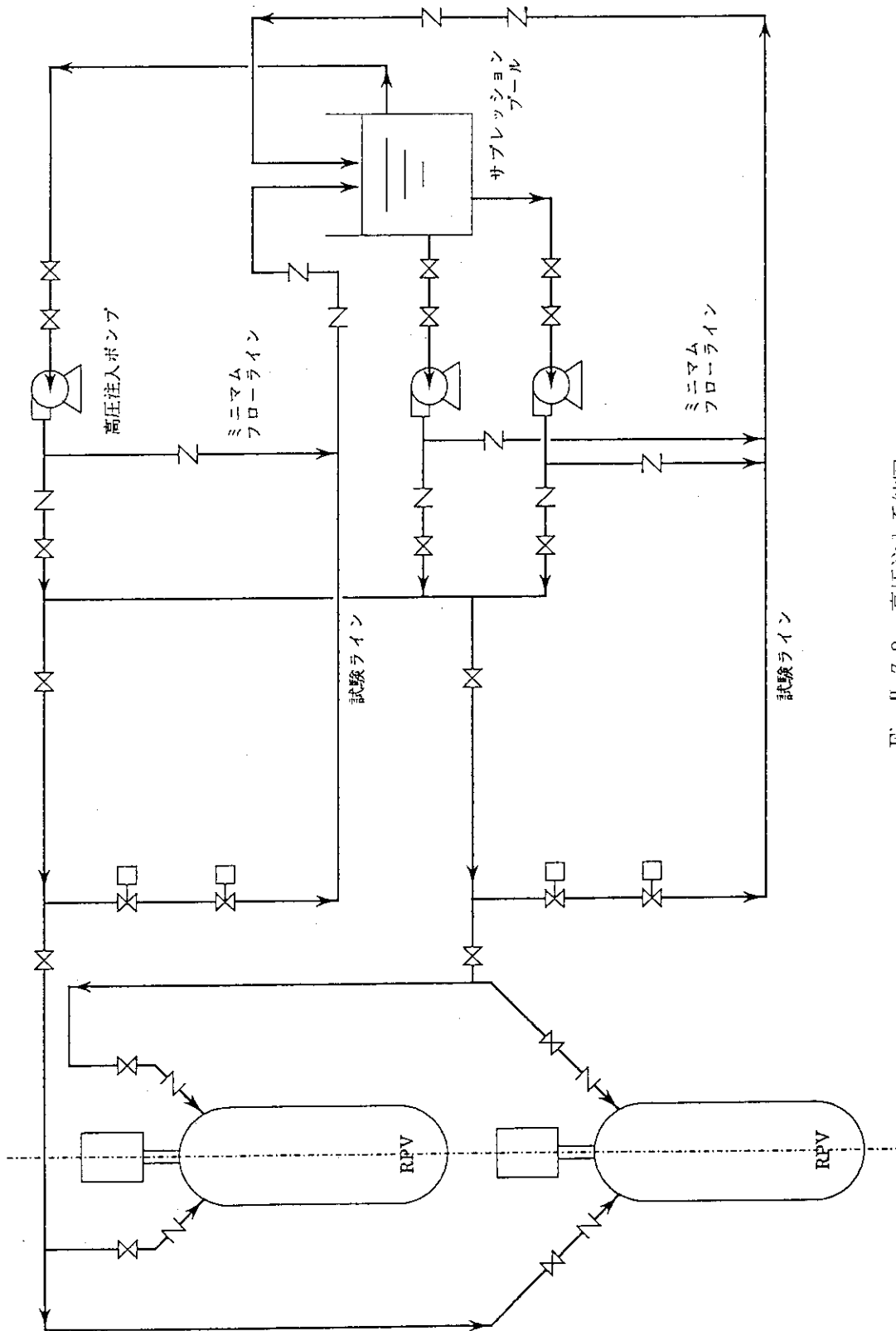


Fig. II. 7.2 高圧注入系統図

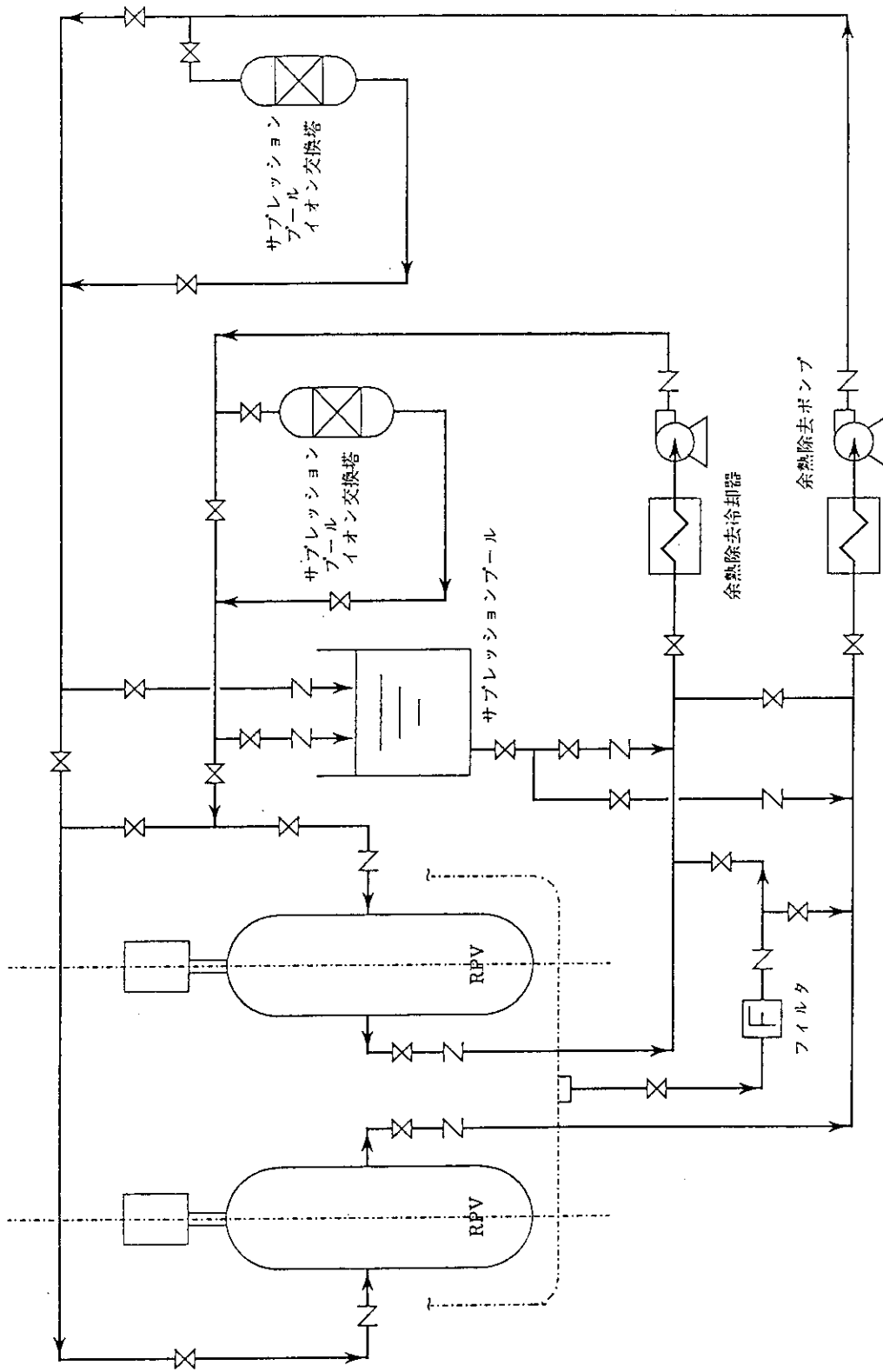


Fig. II. 7.3 余熱除去系およびサブプレッションプール浄化冷却系統図

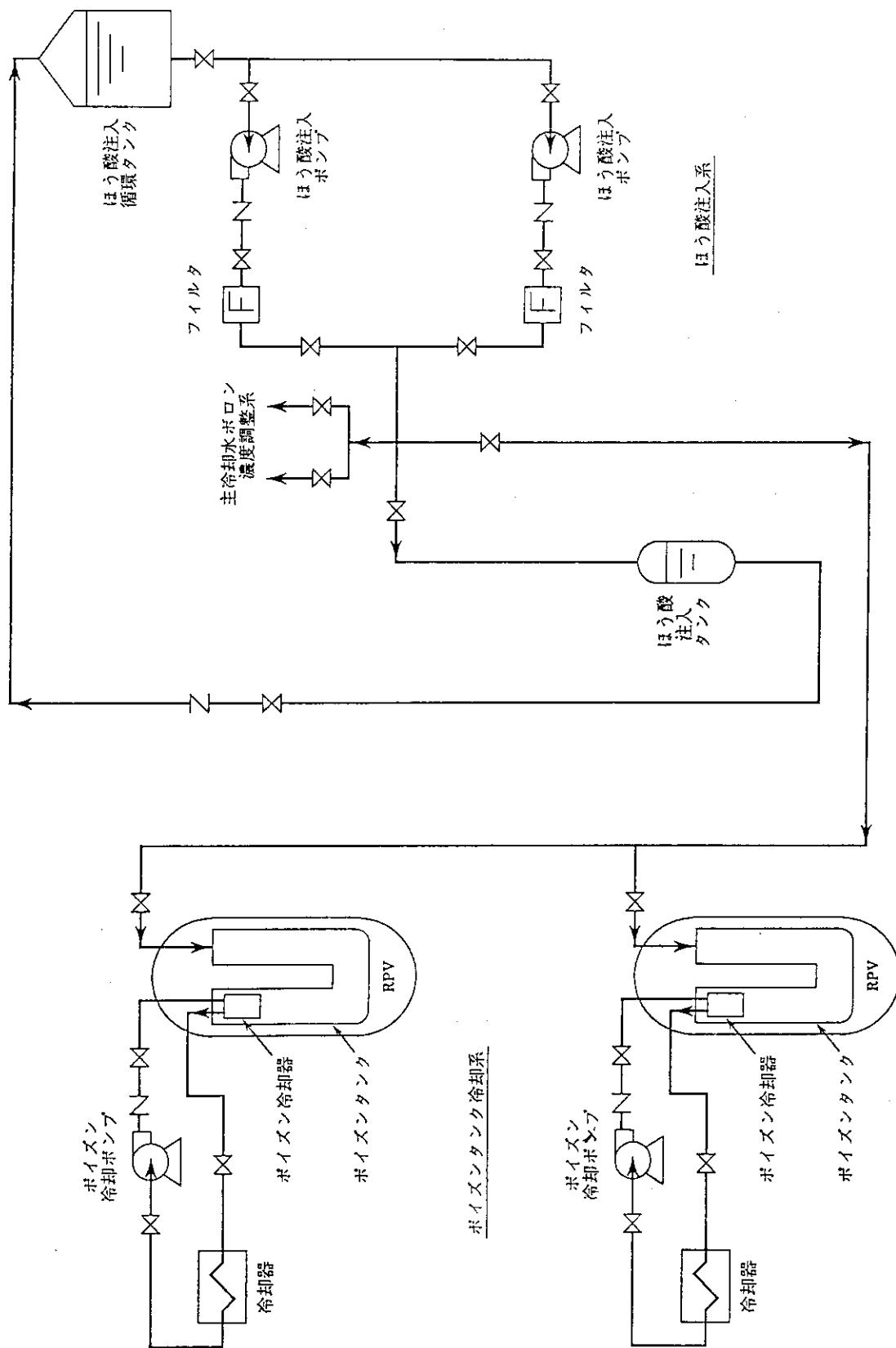


Fig. II. 7. 4 ボイズンタンク冷却系およびほう酸注入系統図

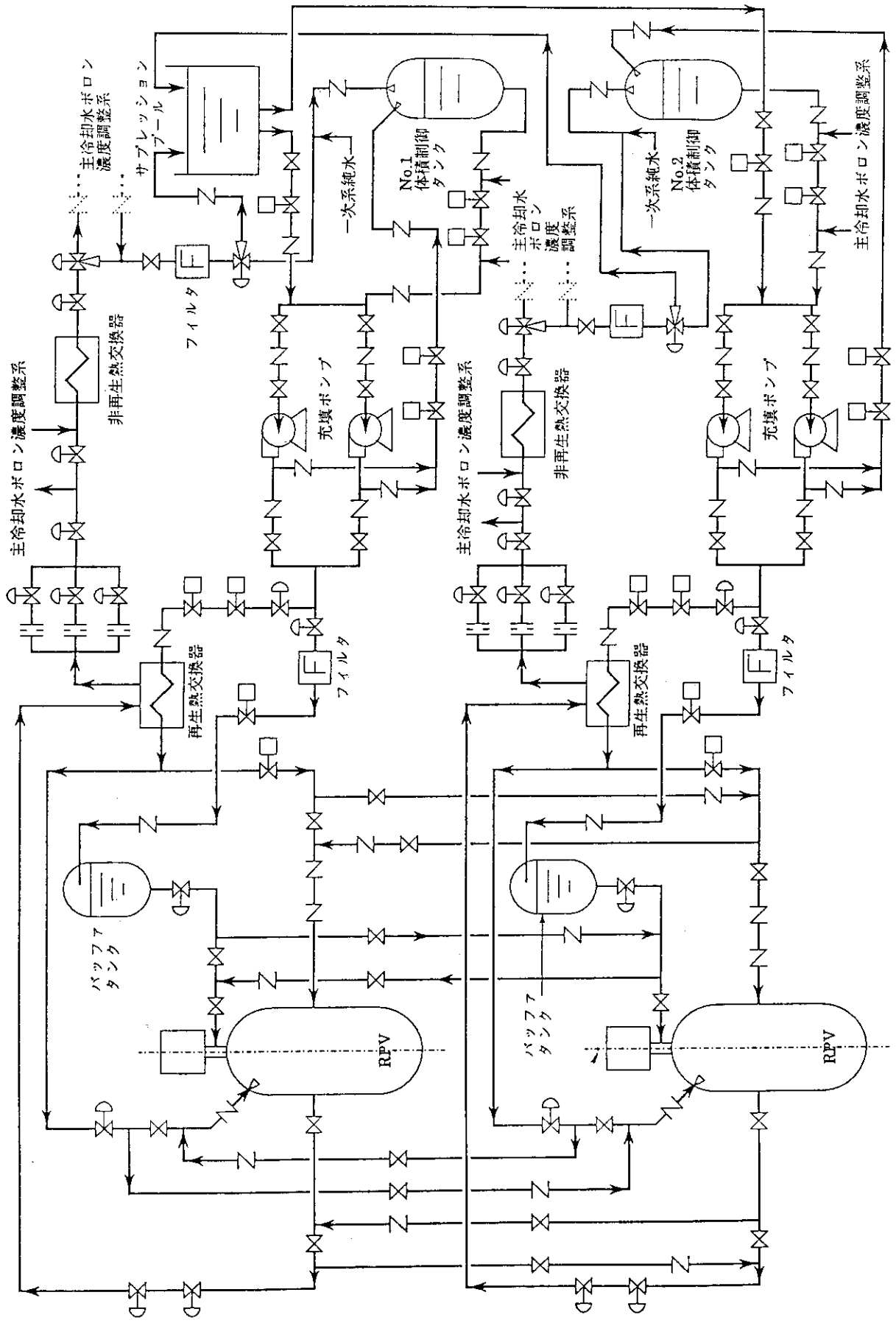


Fig. II. 7.5 体積制御系統図

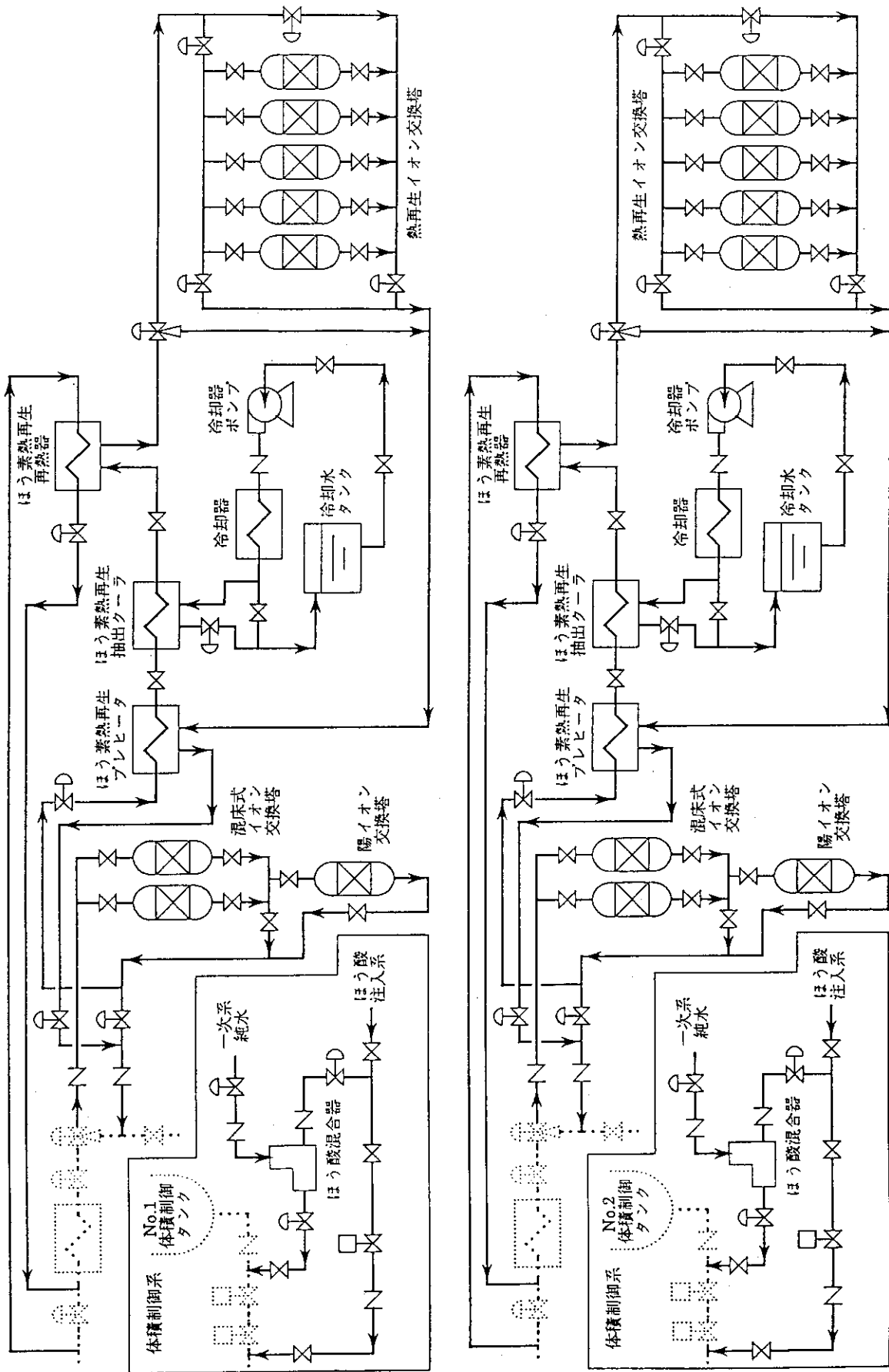


Fig. II. 7.6 主冷却水ボロン濃度調整系統図

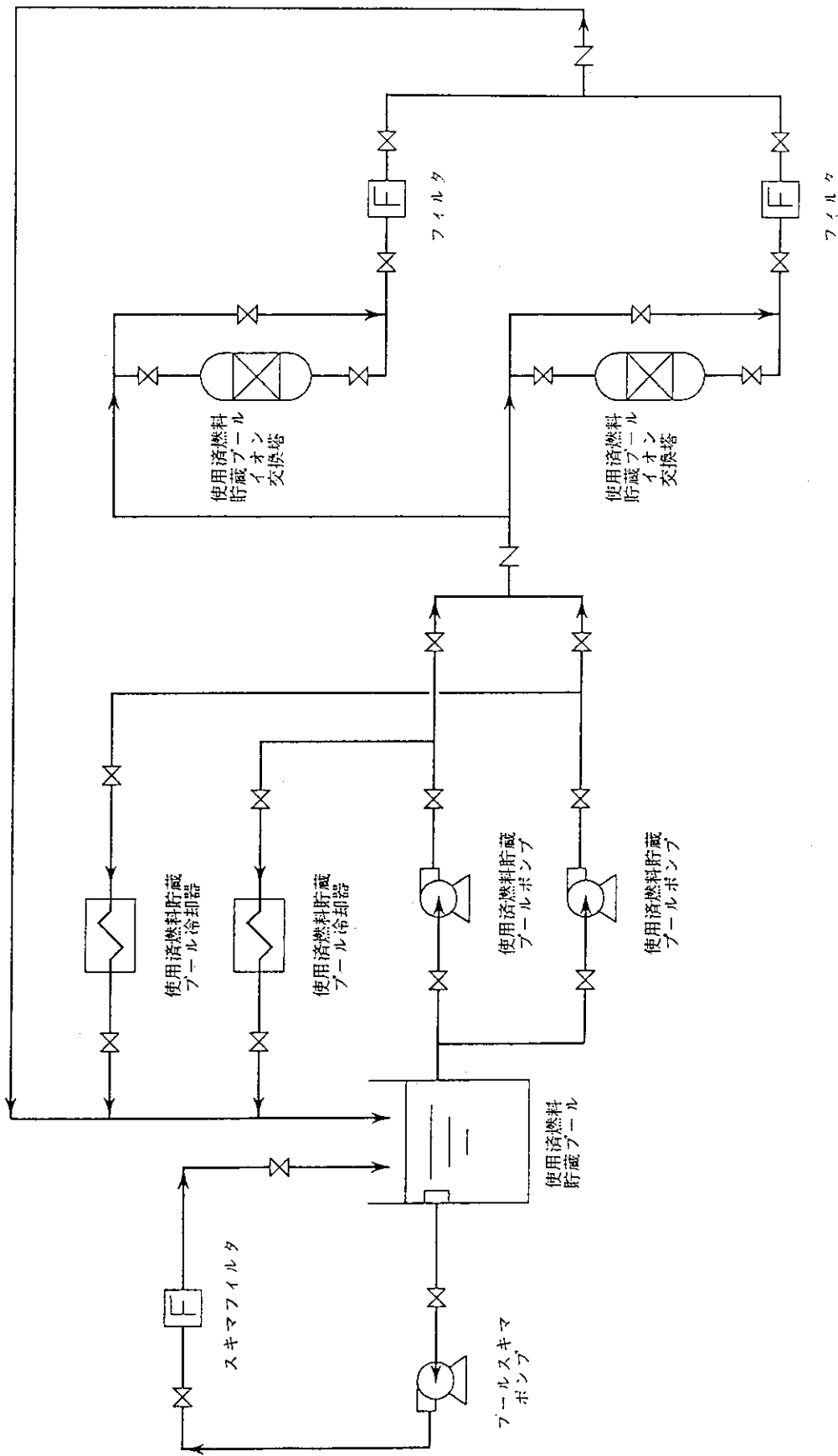


Fig. II. 7.7 使用済燃料貯蔵プール浄化冷却系統図

8. 原子炉制御系ならびに安全保護系

8.1 概 要

制御系を検討する上で、SPWR では在来型 PWR の場合に比べ、次の特徴がある。

- ① 蒸気発生器として貫流式ヘリカルコイル型を採用している。
- ② 反応度の制御は主冷却水中のボロン濃度の調整と温度係数のみで行われる。
- ③ 原子炉容器内に加圧器を内装している。

これら特徴に関連する制御系として、蒸気発生器制御系、原子炉制御系、蒸気ダンプ制御系、安全保護系がある。発電用の PWR ならびに船用炉を参考にして計画したこれらの系統の機能、構成の概要は次の通りである。

8.2 蒸気発生器制御系

SPWR の蒸気発生器は貫流型であり、発電タービンの負荷の変動により要求される蒸気量の変動にかかわらず、所定のかわき度の蒸気を得るため、蒸気発生器出口の圧力を一定に保つよう、蒸気流量と給水流量のカスケード制御方式とした。蒸気発生器制御系は、発電タービンを含む 2 次冷却系設備から要求される蒸気量の変動による諸量を検出し、これらを通常運転時の偏差内に保つように、給水制御弁の開度を制御して給水量を調節する機能をもっている。蒸気発生器制御系の機能ブロック線図を Fig. II. 8.1 に示す。蒸気発生器制御系は蒸気圧力、蒸気流量、給水流量および原子炉出口温度の 4 要素を信号として用いる。

8.3 原子炉制御系

(1) 原子炉出力制御系

原子炉出力制御系は、原子炉平均温度により主冷却水中のほう素濃度を調節して炉心の反応度を制御する機能をもっている。原子炉出力制御系の機能ブロック線図を Fig. II. 8.2 に示す。原子炉出力制御系は原子炉平均温度、タービン負荷（蒸気流量）および中性子束の 3 要素を信号として用いる。原子炉平均温度は炉心の入口と出口の主冷却水温度を検出し平均して求める。タービン負荷と中性子束の信号はフィードフォワード補助信号として用いる。これら制御信号により、主冷却水ボロン濃度調整系にて、原子炉出力を制御する。濃度調整を緩やかに行う場合はほう素熱再生制御、急速に行う場合はフィード・アンド・ブリード制御が行われる。

(2) 加圧器制御系

加圧器制御系により原子炉の圧力および原子炉の水位の制御を行う。

① 圧力制御

原子炉の圧力が低下した場合には加圧器ヒーターを作動させ、圧力が上昇した場合には、体積制御系からの冷却水を加圧器気相部にスプレイし、原子炉の圧力を一定にする機能を持っている。

② 水位制御

水位上昇時には加圧器ヒーターを停止し、水位低下時には化学体積制御系の抽出を停止し、水位を調整する。

加圧器制御系の機能ブロック線図を Fig. II. 8.3 に示す。加圧器制御系は原子炉の圧力、水位、平均温度および体積制御系からの充填流量を信号として用いる。

(3) 蒸気ダンプ制御系

原子炉出力制御系の正常な動作範囲を越える、発電タービンの負荷喪失を吸収するために、蒸気ダンプ制御系を設ける。

蒸気ダンプ制御系は、発電タービントリップなどによる負荷喪失時に、原子炉側への負荷変動を緩和したり、不要な原子炉スクラムを避けるため、蒸気発生器からの2次蒸気を主復水器にダンプする機能を持っている。蒸気ダンプ制御系の機能ブロック線図を Fig. II. 8.4 に示す。この制御系はプログラム平均温度、原子炉平均温度、タービン第一段圧力、蒸気ヘッダ圧力および蒸気圧力設定値の5要素を、信号として用いる。プログラム平均温度は、タービン負荷から演算により求める。

8.4 安全保護系

(1) 系統説明

安全保護系は運転時の異常な過渡変化時あるいは事故時に際し、原子炉停止系を作動させ、原子炉を自動停止させると共に工学的安全設備を作動させ、炉心、原子炉容器、格納容器を保護する。原子炉停止系は核計装またはプロセス計装からのスクラム信号により能動停止系を働かせ、ポイズンタンク中のほう酸水を炉心に注入させ原子炉を自動停止させる。SPWR の原子炉停止系の説明および安全保護動作の説明を Table II. 8.1 に示す。

スクラム信号および関連する工学的安全設備の作動は次の通りである。

① 出力領域での中性子束高

核計装の出力領域での中性子が設定値を越えた場合

② 中性子束変化率高

核計装の出力領域での中性子束変化率が高い場合

③ 原子炉容器圧力高

原子炉容器の過圧防護のため設ける。

④ サプレッションプール水の温度高および水位低

サプレッションプール水は LOCA 時の格納容器の圧力抑制の機能を持ち、また、高圧注入系の水源となるため低水温および高水位が維持できない場合に SPWR をスクラムする。

⑤ 主循環ポンプの回転数低下

主循環ポンプの電源喪失または故障により主冷却系流量が低下した場合に炉心を保護する。

この場合主冷却系流量が 40% まで低下すると受動停止系が作動する。

⑥ 原子炉容器内水位低またはドライウェル内圧力高

LOCA の場合原子炉を停止し、高圧注入系を作動する。

⑦ 2次系の主蒸気管内または給水管内の圧力変化大

2次冷却配管の被断の検出に用い、原子炉を停止し破断管が属する蒸気発生器の蒸気側および給水側の隔離弁を閉鎖する。

⑧ インターロック回路による原子炉スクラム

⑨ 主蒸気管内の 16 N 放射能高

蒸気発生器の伝熱管破損検出のために設け、破損管が属する蒸気発生器の蒸気側および給水側の隔離弁を閉鎖する。

(2) 原子炉停止系

炉停止として次の 3 系統を設けて、確実に炉を停止出来るようにしている。これは現行炉と同様に、炉停止系の多重化を図ったものである。

① 計画停止系（1 系統，能動）

1 次水中のボロン濃度を高める事によって、緩やかに炉を停止する系統であり、炉外に高濃度の硼酸水タンクをもち、高圧ポンプによって蒸気発生器入口プレナムに注入する。

② 緊急停止系（2 系統，能動）

原子炉容器に内蔵するポイズンタンクの硼酸水を強制的に注入する系統であり、主循環はポンプの吐出圧によって 1 次水をポイズンタンク上部に導き、底部から炉心部に注入する。配管は蒸気発生器入口プレナム（主循環ポンプ吐出部）からポイズンタンク上部に緊急開放弁を介して接続される。信号が入ってから炉停止までの所要時間は約 3 秒である（1 系統なら約 4 秒）。弁は定期的に作動試験出来るような設計となっている。

③ 受動停止系（3 系統）

SPWR を特徴づけるシステムである。主循環ポンプ吐出圧で閉る形式の水圧作動弁 3 基がポイズンタンク上部に設置され、主循環ポンプの異常時（吐出圧低下時）に弁体が重力落下することによって、自動的に開放し、自然循環によってポイズンが炉心部に注入され、炉を停止する。弁開放後ポイズンが炉心部に到達する迄の所要時間は約 5 秒である。弁は極めて信頼性の高い設計として、運転中の作動試験を不要としている。主循環ポンプの流量 40% で釣り合う設計である。（弁の詳細は II .9 参照）

(3) 崩壊熱除去系

① 定常運転時

炉停止後の崩壊熱除去のために、蒸気発生器（短期冷却）ならびに余熱除去系（長期冷却）が利用される。これは、通常の炉と変わるところはない。

② 事故時

事故時にも上述の系統が利用される。

冷却系統が働かないと仮定した場合の熱除去は次のとおりである（時間余裕の大きな非常用電源の作動で良いので冷却系のポンプが働かないことは考えにくい）。

冷却不能となると原子炉容器内部の圧力が高まり、圧力逃し安全弁が働き、格納容器プール水中に蒸気を噴出し、凝縮する。そして、数時間後に炉心が露出する。したがって、それまでに原子炉容器内に水を注入する必要がある。

1 次系配管破断事故（但し、小口径管しかない）時にも緩やかな水位の低下を生じる。

これらに備えて、高圧注入系を 2 系統設けている（2 基の炉の、それぞれに 2 系統、但し、ポンプは合計 3 基）。

注入水源はサプレッションプール水である。プール水の初期温度を 40°C（BWR の常時最

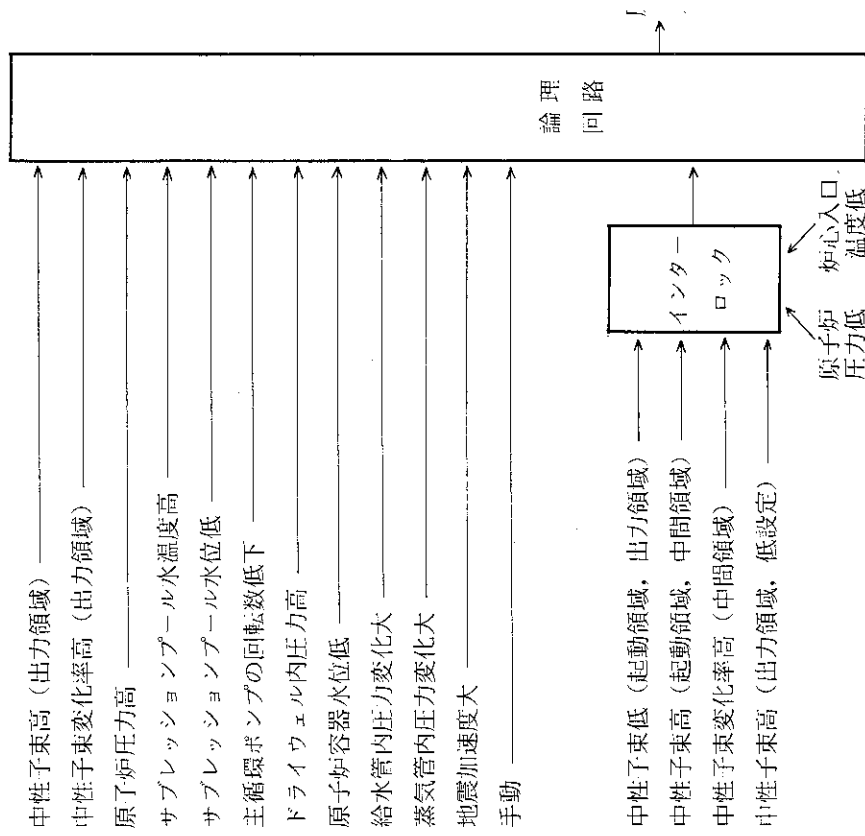
高温度)として、80℃に温度上昇する迄に1基の炉の崩壊熱約7時間分を吸収出来る。また、格納容器の設計条件である3.6気圧(飽和温度139℃)に達するまでに、全く無冷却と仮定して約20時間を要する。

プール水の冷却にはヒートパイプの利用を検討している(II.6参照)。受動的な冷却系として成立する可能性がある。

なお、現設計では格納容器はBWR相当としている。大口徑配管破断事故がないので、炉への注水は緊急を要しないという特殊性のために、GEのSBWRのような自然循環注入のメリットは大きくなく、耐震性の悪い面のみが強調されるようなので採用を見合わせて居るが、今後の検討課題ではある。

Table II. 8.1 異常な過渡変化時および事故時の安全保護動作

安全保護動作	原子炉スクラム	蒸気発生器隔離	高圧注入系作動	C/V 隔離	一次系減圧	備考
異常過渡変化 または事故						
未臨界状態からの ほう酸の異常な希釈	○					中性子束高（起動領域）で検知
出力運転中のほう酸 の異常な希釈	○					中性子束高（出力領域）で検知
SG 伝熱管破損	○	○				破断管が属する蒸気発生器のみ隔離
LOCA	○	○	○	○	○	
主循環ポンプの 回転数の低下	○					
上蒸気管破断	○	○				破断管が属する蒸気発生器のみ隔離
上給水管破断	○	○				破断管が属する蒸気発生器のみ隔離
負荷の喪失	○					
給水の喪失	○					
サブレーションプール 水温度高	○					
サブレーションプール 水位低	○					



原子炉停止系説明図

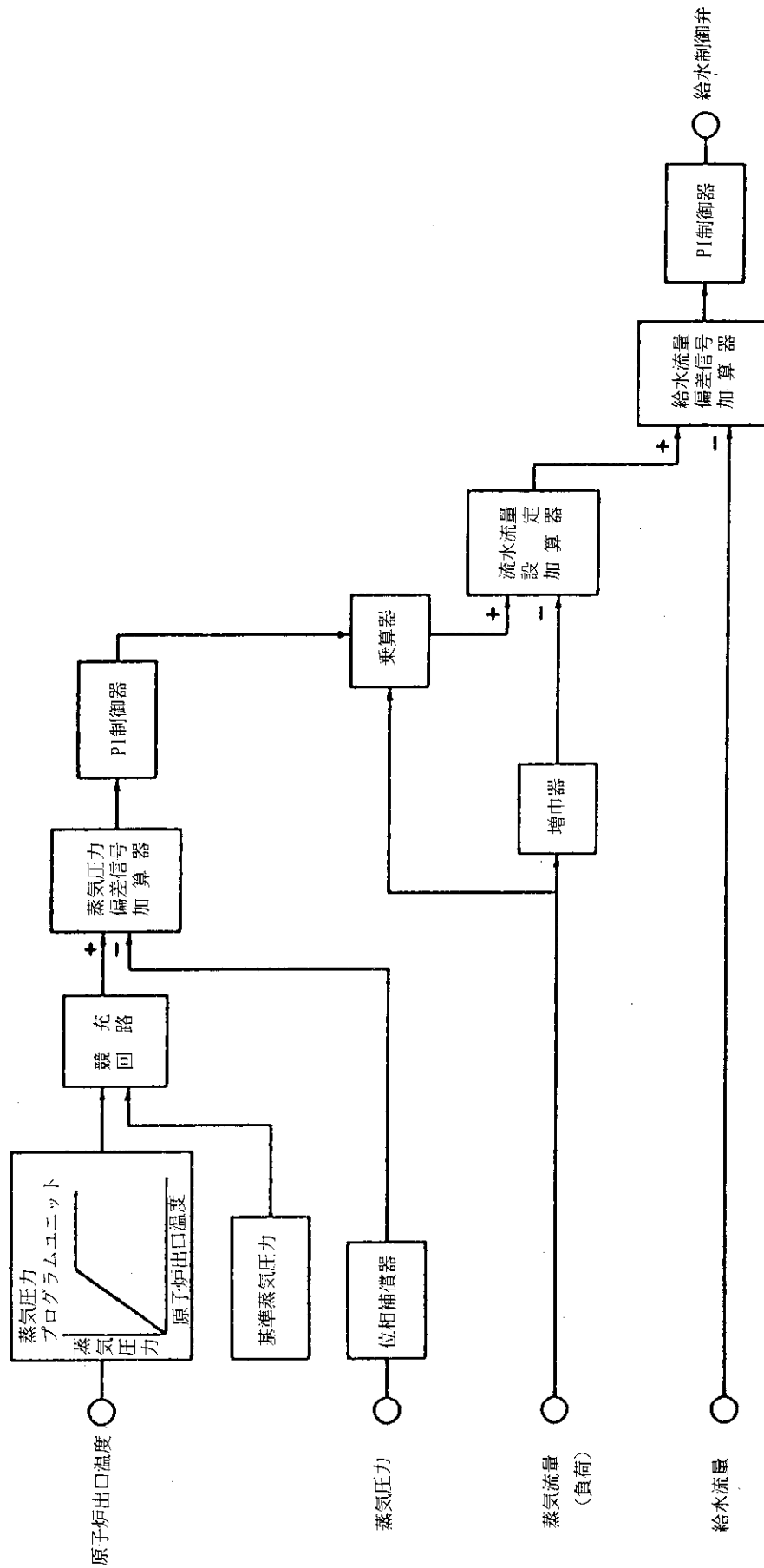


Fig. II. 8. 1 蒸気発生器制御系機能ブロック線図

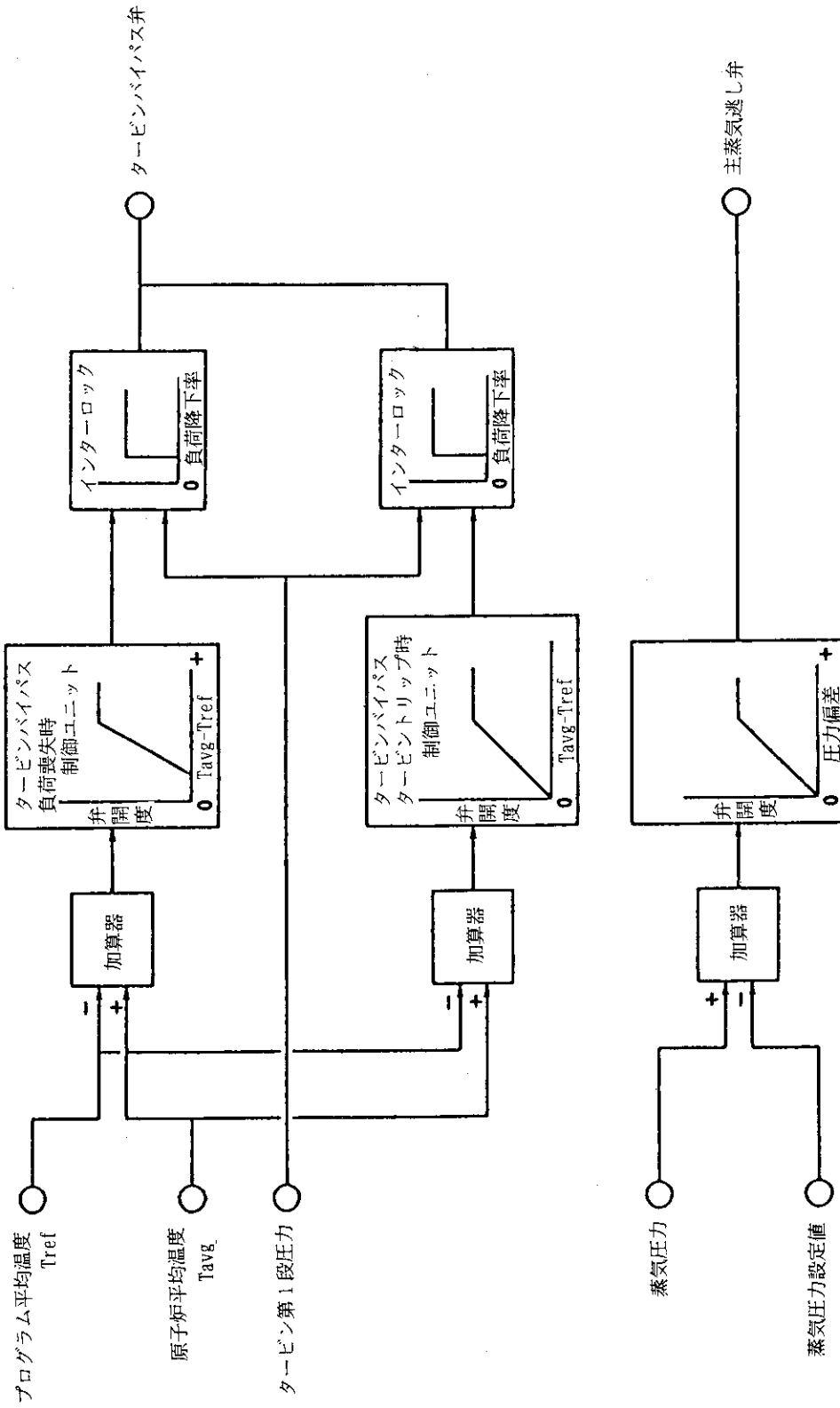


Fig. II. 8.4 蒸気ダンプ制御系機能ブロック線図

9. 安全関連機器

9.1 概要

SPWR 特有の安全関連機器として次の3つのコンポーネントがある。即ち、①水圧作動弁、②緊急開放弁、③下部インターフェース。これらについて概要を説明する。

9.2 水圧作動弁（受動停止系）

SPWR は受動的な安全系として、主循環ポンプの機能が低下した場合に自動的に炉容器に内蔵するボイズン（硼酸水）を炉心部に注入する系統を持ち、主循環ポンプ吐出圧で働く水圧作動弁を3基設けている。この弁はSPWR を特徴づける、通常の炉の安全棒駆動機構に相当する重要なコンポーネントである。

1/2スケールモデルを試作して基礎試験を行い、総合的な動作特性、ピストンとシリンダー間の流動抵抗、弁座の漏洩量を測定、評価して弁の設計を進めた。

Table II. 9.1に実機の主要諸元を試作弁と共に示す。

Fig. II. 9.1に試作弁の構造を示す。Fig. II. 9.2に実機の弁の構造を示す。

(1) 水圧作動弁の特徴

弁の機能と設計上の特徴は次のとおりである。

① 弁の機能と要件

この弁は次のような機能面での特徴を持つ。

- A. 炉運転中は確実に閉鎖し、主循環ポンプの機能低下に自動的に、かつ確実に開放する。
即ち、止め弁と逆止弁の機能を合わせ持つ。
- B. 故障を極めて生じにくい構造である。
- C. 炉運転中の保守を要しない。
- D. 原子炉容器内に設置する。

② 構造概念と構造選定

次のA、Bのような概念が存在する。いずれも主循環ポンプの吐出圧を駆動力として弁体を持ち上げて弁を締め切り、吐出圧低下時に重力落下によって開放する。

A. ベローズ方式（代替案、Fig. II. 9.18参照）

次のような長所を持つ。

- イ. 異物侵入に対する対策が不要。
- ロ. 差圧だけ有れば良く、大量の給水が不要。

B. ラビリンス方式（代表案）

この方式はAと比べて上述イ、ロの点で劣性点があるが、SPWR の場合、主循環ポンプの容量が大きく、給水量が可成り大きくても問題がないので、次のような利点を重視して採用している（現在再評価中）。

- イ. サイズ、ストローク共に自由にとれる。
- ロ. ピストン部の構造が単純。
- ハ. 保守が容易（故障要素がない）。

(2) 水圧作動弁の設計

① 構造

ピストンの外径は 290 mm, シリンダー内径 300 mm, 弁口径 200 mm である。ピストンを含む可動部の水中重量を 170 kg (製品重量 190 kg) とし, ピストン差圧 0.26 気圧 (弁座の差圧ゼロの場合) で弁が釣り合う設計である。なお, 弁座当たり面は平面とし, ピストン軸のガタを許容する。このため, 面圧は低くなるが, 差圧が小さいので問題は生じない。

② 動作特性

Fig. II.9.3 に特性を示す。ボイゾン温度が 150°C の場合, 主循環ポンプ流量 44% で釣り合い, 290°C の場合, 36% で釣り合う。

③ ピストンへの給水量

弁 1 基あたりの給水量は主循環ポンプの定格流量の 0.4% に相当する。この値は実験結果に基づく推定値である。

④ 故障防止対策

故障防止対策は次のとおりである。

A. 固着防止

次の 3 点によって固着の原因を排除する。

イ. ピストンとシリンダー間に異物を挟雑すると軸を曲げる力を生じ, 軸が上下の軸受部で固着するおそれがある。そこで, ピストンとシリンダー間のギャップは大きくとる。軸の部分は異物を挟雑しても固着しない筈であるが, 軸と軸受の接触面積を小さくし, 周りに大きな流路を形成させて流入した異物を速やかに流出させる。しかし, それでも心配ならば軸をカバーするようなベローズを用いる事ができる。したがって軸の部分に問題はない。

ロ. 主循環ポンプ吐出部からの水は有害な異物侵入を防ぐためにストレーナを介して供給する。このストレーナはラフなものでよい。

ハ. ピストンと一体化したカバーを設けて炉停止時に落下による異物の侵入を防ぐ。

B. 弁開放のための駆動力の確保

弁体と錘は偏荷重を避けるためにフレキシブルジョイントで結合するが, 強度的に十分な安全率をとって脱落の可能性を排除する。他の部分については, 脱落は弁の開放をもたらすので安全側である。

⑤ 性能向上の方法

A. ピストンとシリンダー間の流動抵抗の増加

異物挟雑の可能性排除の観点から大きなギャップをとっても, 流量が過大にならないようにピストン外面は特殊形状にして高い流動抵抗を持たせる。この構造は同時に, 万一異物挟雑を生じたときの影響を小さくする効果を持つ。

B. 弁座部分の流動抵抗の低減

小さな口径, 短いストロークで大きな流量を確保するために弁座部分を流線形にする。

⑥ 弁座部の漏洩検出

弁座の面圧は十分に高く, また, 弁座に加わる差圧は小さい。一方, 許容漏洩量は大きく,

弁座の漏洩によるポイズンタンク内のボロン濃度希釈を年間10%許容すると3基で約2ℓ/hであり、異物を挟まない限り問題は生じない。タンク内のボロン濃度は監視しており、また、冷却水中のボロン濃度の増加は安全側なので、漏洩量を常時監視する必要はなく、弁を開放する度の異物挟雑の有無の確認だけで充分であり、通常の漏洩検出方法の応用で解決できる。Fig. II. 9.4にその概念を示す。2本の細い管と1個の差圧計によって3基の弁のリークを、据え付け座のリークを含めて同時に試験出来る。これについても試験を計画している。

⑦ 保守方法

この弁は故障要素が存在しないので、炉の運転中の保守は不要であり、また、定検時の弁据え付け状態でのファイバースコープ等による弁座の目視検査だけで充分と想定されるが、必要に応じてピストンを取り外して検査できる。さらに、必要なら弁本体を交換できる。

(3) 試作弁による基礎試験と実機設計への適用

Fig. II. 9.5に試験装置の構成（ピストン部の流動特性試験時）を示す。

① 総合的な動作特性

ピストンへの給水によって弁は円滑に締まり、給水停止によって開放した。各種条件下での作動試験において不安定な動作は認められなかった。

② ピストン部の流動特性

ピストンとしてはFig. II. 9.6に示すような(A), (B)2種類の構造を用いた。実機の設計には(B)型を用いている。この型は流動抵抗が大きいだけでなく、万一異物が入ってきてもその異物がポケットにラップされるという利点を持つ。

Fig. II. 9.7に試験風景を示す。試験はピストン差圧を変えて行った。Fig. II. 9.8に試験データを示す。出入り口損失を無視出来る程度に摩擦抵抗損失が大きい。Fig. II. 9.9はムーディー線図上に記入したものである。完全乱流であり、Re数が大きくなっても同じ値をとる筈である。実機の設計ではシリンダーに対してピストンが相対的に大きいことも考慮して摩擦係数 λ として0.45をとることにする。

実機の設計ではピストン外周の断面形状、シリンダーとの間のギャップを同じとし、ピストンの直径と長さ（従って山数）を2倍としている。実験データからの推定によれば、ピストン部の流速は0.2 m/s、給水量は33 ℓ/sであり、軸部の流れを含めても約40 ℓ/s（主循環ポンプ定格流量9.47 m³/sの0.4%）で問題ない。給水配管の内径を120 mmとして約0.2気圧の圧損を生じるが、これも問題ない。

③ 弁座漏洩

Fig. II. 9.10に試験装置を示す。ピストンをバネ秤を介してクレーンで吊り、水圧の代わりに水をさせ、弁座下部に水を充填して圧力を加え、弁座からしみ出る水を注射器で吸い取って測定するという方法である。引き上げ荷重33, 82.6, 165.1, 247.7, 330.0 kg、弁座差圧0.1, 0.5, 1.0気圧の組み合わせで試験した。Fig. II. 9.11に試験結果を示す。

リーク量は弁座の面圧に依存し、また、水の粘性に逆比例し、差圧に比例する。弁座漏洩試験結果からの推定によれば、実機の定格運転状態（320℃、ピストン差圧2気圧、弁座差圧0.1気圧）での漏洩量は約7 cc/hである。ポイズン温度が290℃の場合には弁座の差圧は0.3気圧であり、この時のリーク量は約20 cc/hである。なお、実機へのスケールアップにあ

たっては経験的に弁の口径に比例したリークが生じることを考慮した。Fig. II. 9.12に実機の場合のリーク量の推定値を示す。

④ 弁の流動抵抗

弁の流動抵抗を測定した。実機と相似形の1/2モデルを用い、弁座に加わる水圧を変えて流量を測定し、流動抵抗を求める。具体的には、水タンクの底部に試験体である弁を設置し、タンクの水位の時間的変化から差圧と流量を求め、流動抵抗を算出する方法で行った。

Fig. II. 9.13に試験装置の全体構造を示す。Fig. II. 9.14弁の構造寸法を示す。Fig. II. 9.15に試験風景と装置底部の写真を示す。タンクに水を満たしてから、弁体を持ち上げているジャッキを引き外して弁体を落下させる。

Fig. II. 9.16に試験結果を抵抗係数($\lambda L/D$)とRe数の関係で整理して示す。ここで、 λ は摩擦係数、 L は管と仮定した場合の等価長、 D は弁の口径。なお、水位ゼロの位置は弁座接触部から60 mm下と仮定した。試験データの整理に当たっては、水位を記録したmVレコーダの記録紙から1秒毎に読み取った。試験水温は8°Cであった。流動抵抗は通常の設計の弁の約1/3であり、弁座部を流線形にした効果が現れている。

実機の場合には口径が大きいことと、水温が高い(320°C)ことによる低粘性によって、Re数($D\gamma U/\mu$)は大きくなる。流速(U)を一定としたとき、Re数比は約20倍である。但し、水の静粘性係数(μ)と比重量(γ)は8°Cで0.0135ポイズと1.000 g/cc、320°Cで0.00088ポイズと0.672 g/cc。従って、流動抵抗は可成り小さくなる筈である。Re数を 10^7 としたとき、抵抗係数($\lambda L/D$)は0.3(以下)と推定される。摩擦係数 $\lambda=0.03$ と仮定した口径200 mmの管2 mに相当する。弁座の差圧0.1気圧の場合に320°Cの水が弁1基につき0.31 m³/s (Re数=1.5×10⁷)、2基で0.62 m³/s流れる計算となる。

(4) 水圧作動弁の応用(止め弁兼逆止弁としての応用)

① ラビリンス型(代表案)の応用

装置の起動時には締め切るために水圧を加え、一旦弁座の差圧が発生すれば逆止弁として働くような使いかたをする場合(例えば、重力落下式原子炉給水系に用いる場合)、異物の落下による侵入防止のために、Fig. II. 9.17に示すような、給水が停まれば自動的に閉鎖する開閉蓋を弁体の頂部に設けることになる。この設計は初期に発生したアイデアであるが、SPWRの場合は弁閉鎖時には常にピストンに給水するので、ピストンと一体化したカバーの方が合理的という事で今の設計になっている。

② ベローズ式水圧作動弁(代替案)の設計とその応用

Fig. II. 9.18に構造を示す。SPWR用の有力な代替案である。また、この弁を応用する場合、使用する条件として低温(例えば150°C以下)の重力落下式原子炉給水系であれば、より性能を発揮出来そうである。即ち、小さな水没式ポンプを弁の側部あるいは頂部に直接取り付けて、給水配管の引き回しを不要に出来るという付随的なメリットを生じる。

(5) 水圧作動開発試験の計画

SPWRを特徴づける水圧作動弁の信頼性は極めて高いものと考えられ、また、3基設けるので、弁が全く開放しないような事態は想定されないが、通常炉の制御棒に相当する重要機器であり、また、原子炉運転中の動作試験は面倒なので、耐久試験による確認が必要と考えられる。

次のような試験が考えられる。

① 常温常圧での耐久試験

常温常圧水ループによって1万回の開閉試験を行う。試験は自動的に行う（人件費節減のため）。

回数1万回の根拠：30年間に最高1000回の開閉を仮定。その10倍見る。

所要時間：30分に1回として、48回/日、約7ヶ月。

試験項目：摺動部の摩耗、ベローズ型においてはベローズの耐久試験、高温高圧試験の予備試験を兼ねる。

試験弁数：3個。

② 高温高圧での試験

原子炉で想定される最悪状態の水質を模擬した状態で、高温高圧ループに弁を設置し、耐久試験および信頼性試験を行う。

A. 耐久試験

①と類似の試験を行う。

試験弁数：12個。

B. 信頼性試験（確実に開くことの実証試験）

1年間運転状態（弁閉）で放置し、運転を止めることによって解放する。

これを4サイクル繰り返し、1度たりとも故障しないことを実証する。

試験弁数：12個で充分と考えるが、必要なら数を増やす。

Fig. II. 9.19に試験装置本体の概念（案）を示す。高さ7m、内径1.1m程度の圧力容器に3基の水圧作動弁を取り付けたモジュールを4段に重ね、合計12基の水圧作動弁を収容し、原子炉と同じ条件で締切り、開放の試験を行うものである。まず、Aの試験を行い、次に弁を取り替えて、Bの試験を行う。

なお、ベローズ型の水圧作動弁は給水量が小さくて済む。ラピリンス型（標準型）の1%以下で良いので試験装置は簡単になる。どちらの弁も故障すると考えられないが、ベローズ型の設計も進み、製造技術的な問題は無いことが判明したので、現在では、炉に設置するときに配管が細くて済む等のメリットの方を優先すべきかとも考えている。

9.3 緊急開放弁（能動停止系）

能動的な炉停止に用いる弁であり、炉の異常時に、主循環ポンプ運転状態でポイズンタンクの硼酸水を炉心部に急速に注入する2本の系統に1基ずつ設けられる。この弁は大口径の配管に接続されるので、配管を外部に引き出し、弁を炉外に設置する通常の設計では配管破断を想定しなくてはならない等の煩わしさがある。そこで炉容器内で配管を処理できるように特に考慮したものである。また、この種の弁は軸封部の存在のために、炉の運転中に定期的に動作試験を義務づけられるので、止め弁を直列に設置する必要がある。しかし、これも系統の複雑化をもたらすので解決するための特殊な工夫をしている。

(1) 弁の構造とその特徴

Table II. 9.2に緊急開放弁の主要設計諸元を示す。Fig. II. 9.20に緊急開放弁の構造を示す。

以下設計概要を述べる。

① 配管の炉内処理

炉容器蓋に溶接された配管接続用の胴には、弁座を先端に設けたスリーブが挿入され、スプリング（皿バネ）を介してボルトで締め付けられ、胴の座との間を金属Oリングでシールされる。通常の弁との違いはこの点にある（通常の弁ではスリーブが配管を取り付ける胴に相当する）。

弁を閉めるために空気圧のピストンで押し付け、開放するときには電磁弁を開いて空気を抜き、スプリングの力で開放するという弁の機構に関しては通常の弁と変わることはない。駆動部としてフェールオープン方式のシリンダー採用により、異常時には弁が開放するようになっている。

② 炉運転中の動作試験

炉の運転中の試験は軸固着の有無の確認であり、全ストロークの動作試験を要しないという点に着目して、次のような工夫をしている。即ち、空気圧のシリンダーにストロークリミターを設け、試験時にはリミターのピストンを押し下げ、ピストンのストロークを30 mmに制限する。動きは弁軸に設けたストロークインジケーター（全開、全閉、ストロークリミターの3個所のリミットスイッチ）によって検出し、制御室でも確認出来るようにする。

一方、弁板にはラビリンス溝を持つスカートを設け、前記ストロークの範囲において大きな流れを生じないようにする。これによって炉心に影響なく動作試験を実施できる。

試験の所要時間は約2秒である（開0.1秒、停止1秒、閉0.9秒）。この間のリーク量は多めに見積って4ℓ程度であり、炉心に影響を与えない。なお、ストロークリミターは試験時以外に機能しないようにインターロックを施す。また、試験中であっても必要な時には直ちにリミターを解放できるようにする。

③ 動作時間

計算によれば、全閉～全開所要時間は0.33秒であり、全開～全閉所要時間は2.05秒である。

④ 弁座漏洩試験

動作試験の度に漏洩試験を行う。Fig. II. 9.21に弁座漏洩試験の概念を示す。炉の運転中は常に主循環ポンプの吐出圧が加わっているので、それを利用して先に述べた水圧作動弁と同様の試験（Heリークテスト）で確認出来る。即ち、Heを弁体の下側に吹き込み、ポンプでHeを循環させ、差圧計により水位変化を検出する。

⑤ 保守方法

炉の定検時に通常の弁と同様に弁の駆動部、弁座のついたスリーブを取り外して検査する事ができる。

(2) 弁制御システム

Fig. II. 9.22に緊急開放弁の制御システムを示す。基本的には通常の弁と変わることはないが、ストロークリミター制御のための系統が付加される。即ち、弁を作動させるために、空気圧源からエアフィルターを介して減圧弁で所定の供給圧力に設定し、オイラー電磁弁を介して緊急開放弁のシリンダー内に空気を供給し、弁体を閉める。シリンダー内の空気圧を電磁弁

で開放すればバネ力で弁が開放する。

(3) ポイズン注入の流量と遅れ時間

弁を含めて内径 150 mm の配管の等価長さを 20 m とし、等価摩擦係数 λ を 0.03 としたとき、2.3 気圧の差圧で生じる流れ（ポイズンタンク上部への 320°C の 1 次水注入流量）は 2 系統で 0.46 m³/s である。インターフェースからの天然ボロン濃度 4000 ppm のポイズン注入量は、ピストンフローと仮定すれば 0.42 t/s (150°C) である。

弁が開くまでに 0.5 秒、下部インターフェースでのデッドスペース等による時間遅れ 1.5 秒を経て、炉心入口プレナムで半径方向中心に向かう大流量の 1 次水 (6.36 t/s) と混合して炉心部に向かう。信号が入って約 3 秒後にボロン濃度の濃くなった水が炉心部に到達し、炉を停止する。1 次水への初期ボロン添加量は平均的には 200 ~ 280 ppm である（運転中の 1 次水のボロン濃度に依存）。実際には流れによって中央部に集中する。1 系統の場合には 0.23 m³/s で約 4 秒後に炉心部に到達する。この場合ボロン添加量は先の半分であるが、炉を停止するに充分である。

9.4 下部インターフェース

ABB・ATOM 社によって、PIUS の設計で提案された密度ロック（ハニカム構造）は素晴らしいアイデアであり、SPWR でもポイズンタンクの下部インターフェースとして、利用させていただいている。但し、SPWR ではポイズン温度を高く設計するので、ポイズンの密度変化対策として特殊な工夫を施している。

(1) 下部インターフェースの構造とその特徴

Fig. II. 9.23 に下部インターフェースの構造を示す。内/外径 46 / 50 mm の管を 180 本収容した筒 7 本で構成する。中央の筒だけがポイズン注入時に働き、他の 6 本の筒はポイズンの熱膨張を吸収する役割を持つ。周辺 6 本の筒の上部には小さな穴のあいた蓋を設け、流動抵抗を大きくしている。熱膨張のような緩やかな現象には 7 本全部が機能し、急な現象には中央の 1 本だけが働く。これによって大きな熱膨張を許し、かつデッドスペースの小さなインターフェースを実現する。なお、熱膨張に対しては管内だけでなく管外も有効である。本設計では、長さ 1.6 m で管内容積は 1 筒あたり 0.48 m³ で、管外は 0.12 m³、合計 0.60 m³、筒 7 本で合計 4.2 m³ である。150 m³ のポイズンが 150°C の時に ± 10°C で温度制御する時 + 1.5 m³、- 1.4 m³、合計 2.9 m³ の変化を生じるが、筒の有効範囲内で吸収できる。

(2) ポイズン注入の流量と遅れ時間

管の入口/出口効果を含めて、等価長さ 3.2 m、摩擦係数 λ を 0.03 として 0.1 気圧の差圧で流れる 150°C の水の流量は 0.95 m³/s である。

水圧作動弁 2 基との組み合わせで、自然循環力 0.3 気圧の流れるポイズン流量は 0.65 m³/s である。ポイズンタンク内をピストン流とする下部インターフェースの流量 (150°C) は 0.6 t/s である。差圧 0.1 気圧なら 0.38 m³/s (0.35 t/s)。水圧作動弁は主循環ポンプの吐出圧低下によって開放する。一方、ポンプ停止時の 1 次水の自然循環流量は定格の 20% 程度と想定される。弁が開放して 150°C、0.60 t/s のポイズンが注入される場合、下部インターフェースで約 1 秒（最下端まで 1 次水が来ているとしてのデッドスペースによる）、炉心入口プレナムで 4 秒程

度の時間遅れを生じ、炉心部に到達するのは弁開放後約5秒と推定される。

(3) SPWR 合理化との関連

SPWR は PIUS 等と異なり、弁で締め切るのでポイズン温度は自由に設定できる。密度ロックの機能を果たせるためにはある程度ポイズン側を低温にする必要があり、無冷却には出来そうもないが、ポイズン温度を高くして、冷却設備やポイズンタンク内面の断熱構造の簡素化、等を図ることが好ましいと考えられる。その場合、高温化に伴い水の密度変化率が大きくなるので温度制御を精密に行うか、あるいは、インターフェースの容量を大きくする必要を生じる。Fig. II.9.24に温度制御 $\pm 10^{\circ}\text{C}$ を前提とした容積変化と許容温度制御幅の関係をポイズン温度との関連で示す。これはポイズンタンク容量 150 m^3 、下部インターフェース全容積 4.2 m^3 をベースにしたものである。

なお、ポイズン注入時の自然循環能力とそれに伴う炉停止能力については事故解析の一課題として取り上げている。後述のように、十分な能力がある。また、ポイズン温度を 280°C に高めた解析も行い、問題のない事を確認している。炉心部の沸騰による密度差に基づく自然循環力が期待出来る。ポイズン温度は高めに設定するほうが合理的のようである。この場合、下部インターフェースに於ける密度ロックの問題は例えば次のように解決する。

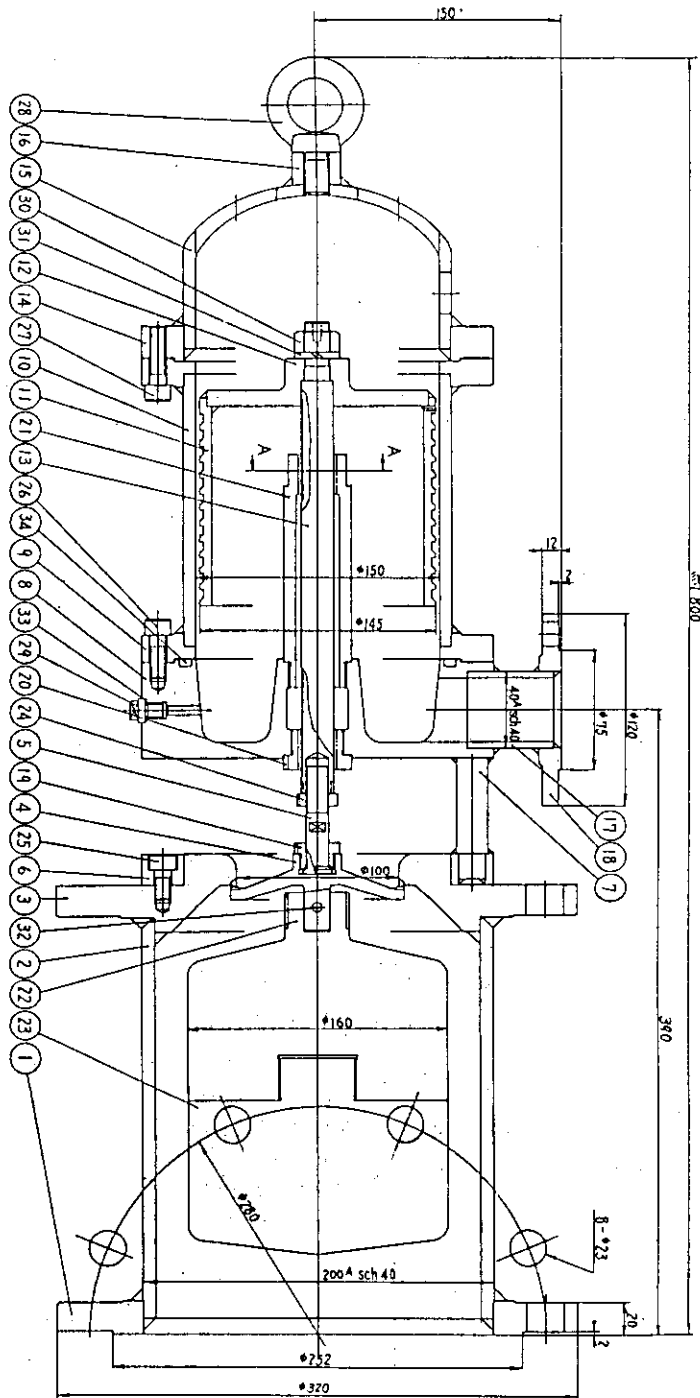
ポイズンタンク内の硼酸水の攪拌のための冷却器をタンク頂部に設け、ダウンカマー管によって冷却された硼酸水をタンク底部に導き、自然循環を生ぜしめる。タンクは底部のみ断熱材を設ける（具体的には炉心下端のレベルまで）。

Table II.9.1 水圧作動弁の主要諸元

	実機	試作弁
<u>使用条件</u>		
温度	320°C	常温
圧力	130気圧	常圧
ピストン差圧	2気圧 (定格)	
弁座面圧	45kgf/cm ² (定格)	
<u>寸法 (mm)</u>		
弁口径	200	100
シリンダー内径	300	150
ピストン外径	290	140(145)
ピストン長	250	125
ストローク	100	30
弁座幅	4	2
<u>材質</u>		
本体	SUS304	
弁座部	超硬合金内盛 (鏡面仕上)	

Table II.9.2 緊急開放弁の主要設計諸元

バルブ口径	6B	最高使用圧力	150.6 kg/cm ²	<u>主要材料</u>
形式	アングル型	最高使用温度	338°C	弁箱, スリーブ (弁座)
駆動方式	エア作動 (FO式)	運転圧力	132.6 kg/cm ²	弁体: SUS 316 L
	空気圧 7 kg/cm ²	運転温度	320°C	(ステライト盛)
	ストロークリミター付	運転差圧	2.3 kg/cm ²	弁棒: SUS 630
		流量	0.3 m ³ /s	(H 900 処理)



34	Oリング	NBR	1	
33	ガスケット	テフロン	1	
32	ヒ	SUS304	1	
31	バネ座金	+	1	
30	ナット	+	1	
29	ワッシャー	+	1	
28	アイボルト	+	1	
27	六角穴付ボルト	+	8	
26	+	+	8	
25	六角穴付ボルト	+	8	
24	ロックナット	+	1	
23	ウェイト (2)	+	1	
22	ウェイト (1)	+	1	
21	ガイド	+	1	STL#6 溶着
20	ガイド	+	1	+
19	弁棒押工	+	1	STL#6 溶着
18	フランジ	SUS304	1	
17	パイプ	SUS304TP	1	
16	カバー (3)	SUS304	1	
15	+	(2) SUS304TP	1	
14	カバー (1)	SUS304	1	
13	ピストンロッド	+	1	STL#6 溶着
12	ピストン (2)	SUS304	1	
11	ピストン (1)	SUS304TP	1	
10	シリンダー	SUS304TP	1	
9	シリンダーフランジ	SUS304	2	
8	ヨーク (3)	+	1	
7	+	(2)	4	
6	ヨーク (1)	+	1	
5	弁棒	+	1	STL#6 溶着
4	弁	+	1	
3	弁座	SUS304	1	STL#6 溶着
2	パイプ	SUS304TP	1	
1	フランジ	SUS304	1	
部品表				
部品名	材質	個数	備考	号
製品重量	kg			
三角法	尺度	N.T.S		
4B 水圧作動弁				

Fig. II. 9.1 試作弁の構造

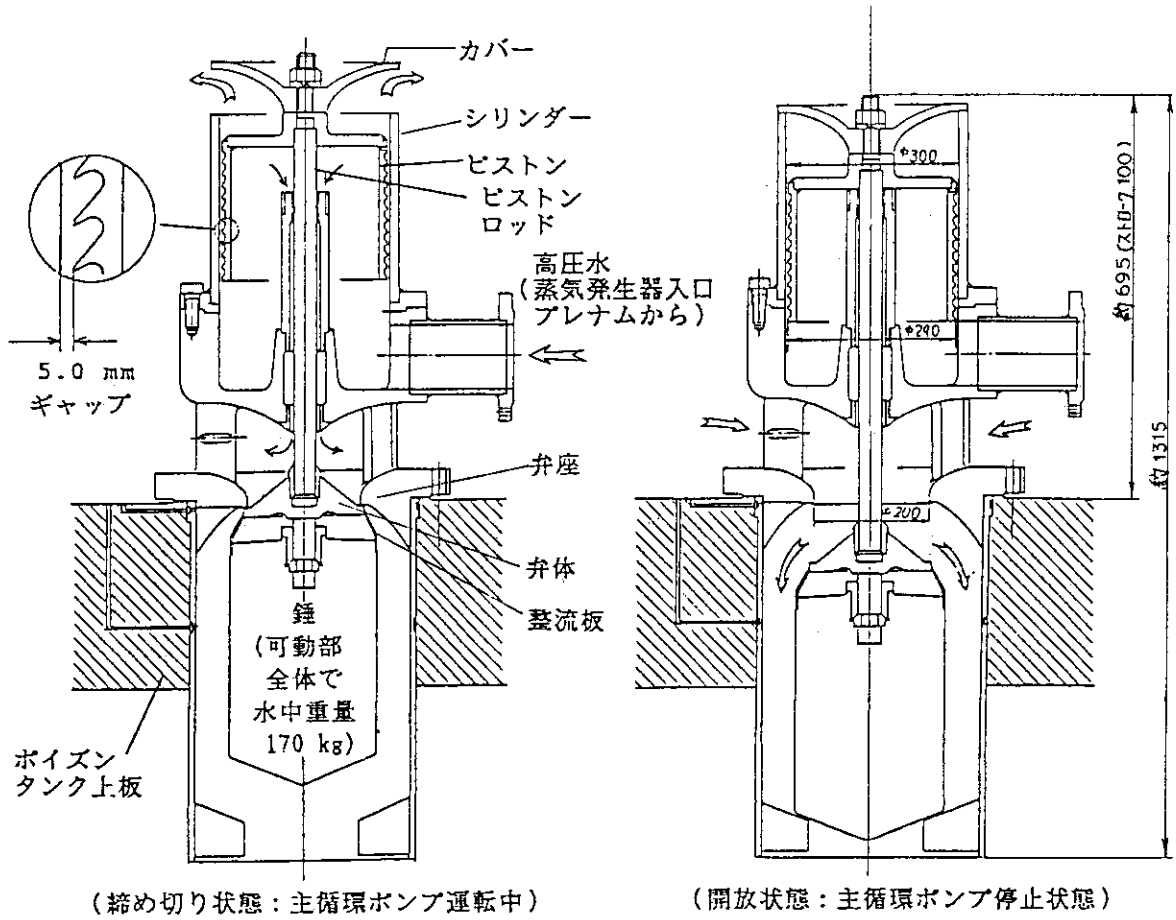


Fig. II. 9.2 実機の弁の構造

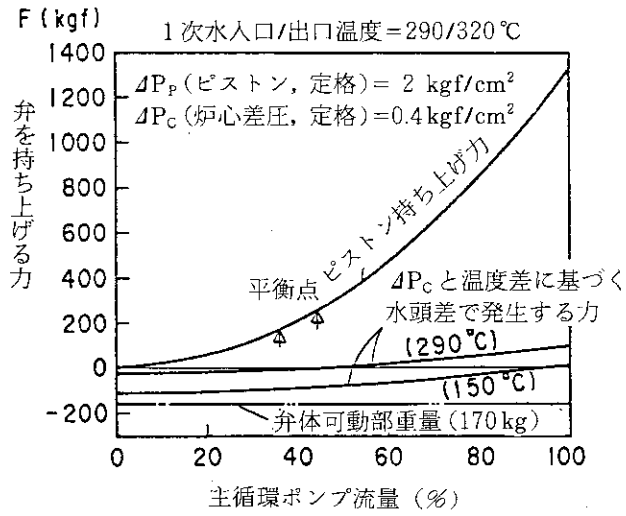


Fig. II. 9. 3 水圧作動弁の特性

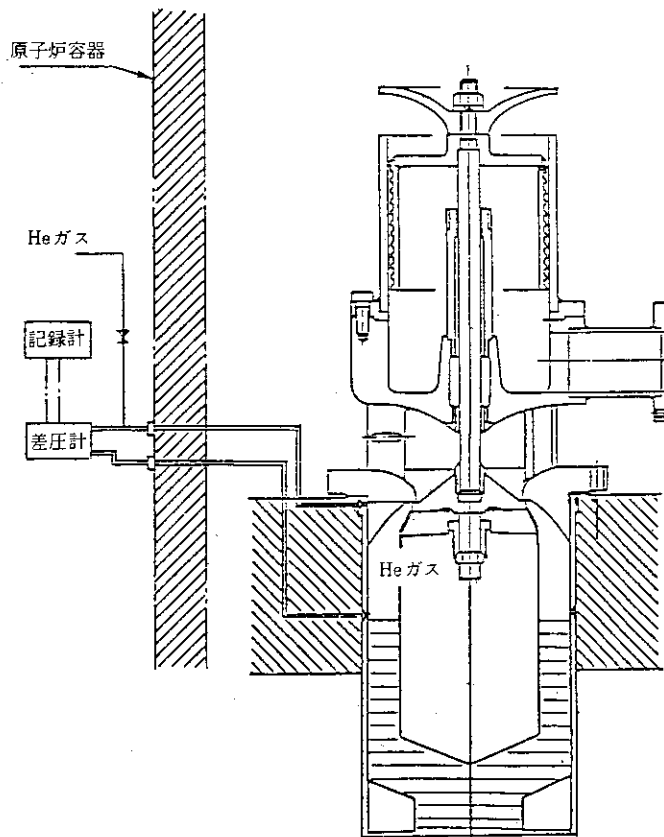


Fig. II. 9. 4 弁座部の漏洩検出方法

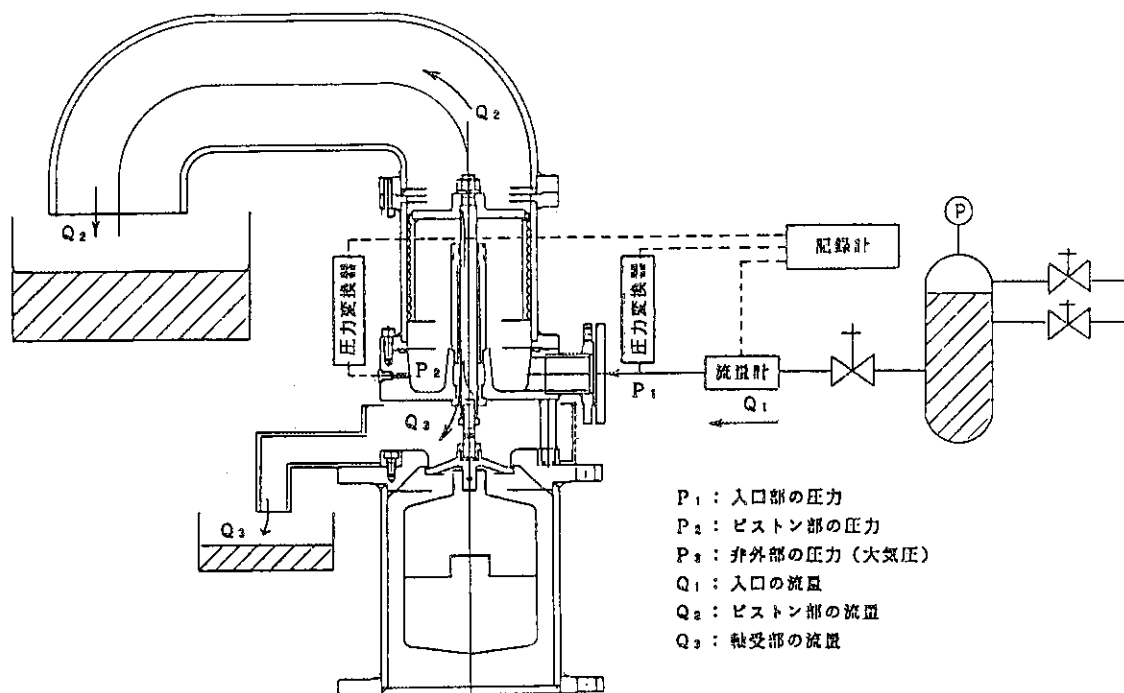
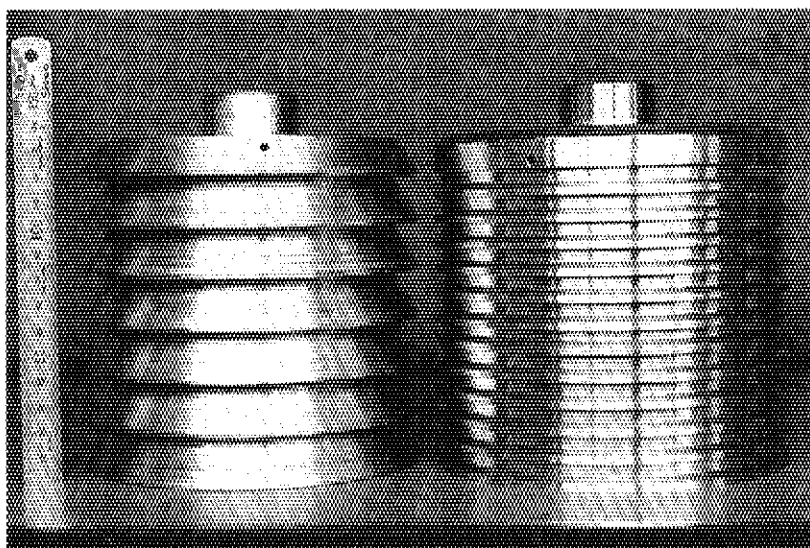


Fig. II. 9.5 試験装置の構成 (ピストン部の流動特性試験時)



(B)

(A)

Fig. II. 9.6 ピストンの構造

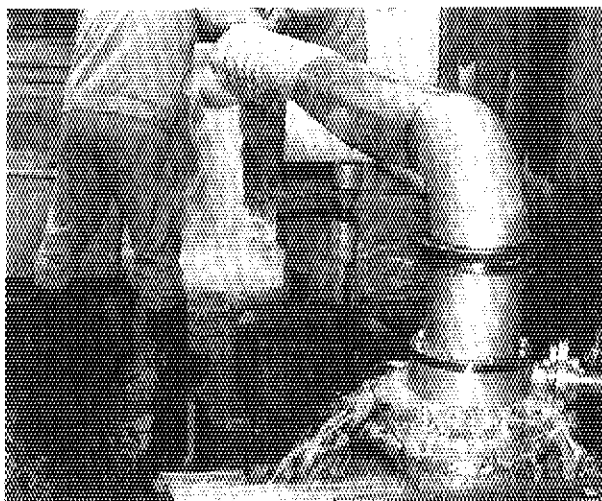


Fig. II. 9. 7 流動試験風景

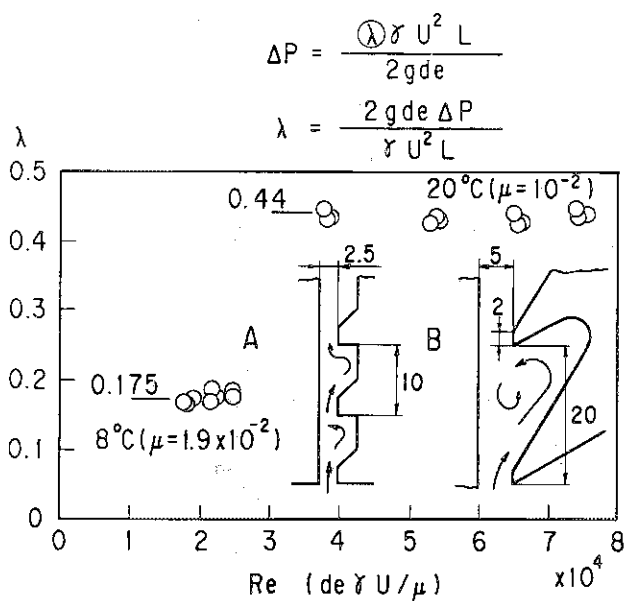


Fig. II. 9. 8 流動試験結果

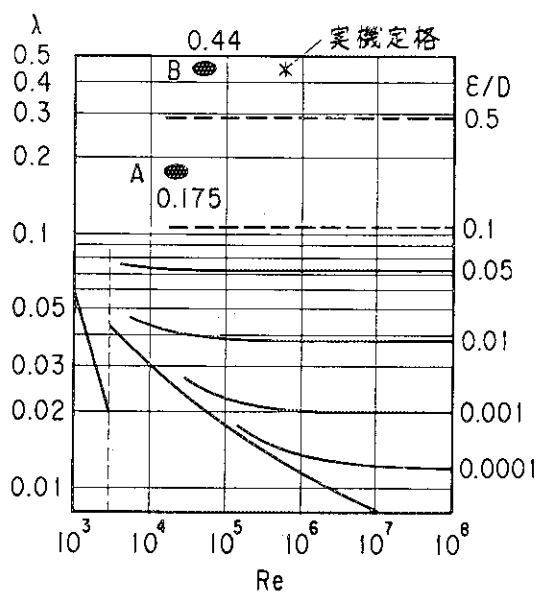


Fig. II. 9. 9 流動試験結果
(ムーディー線図中に記入)

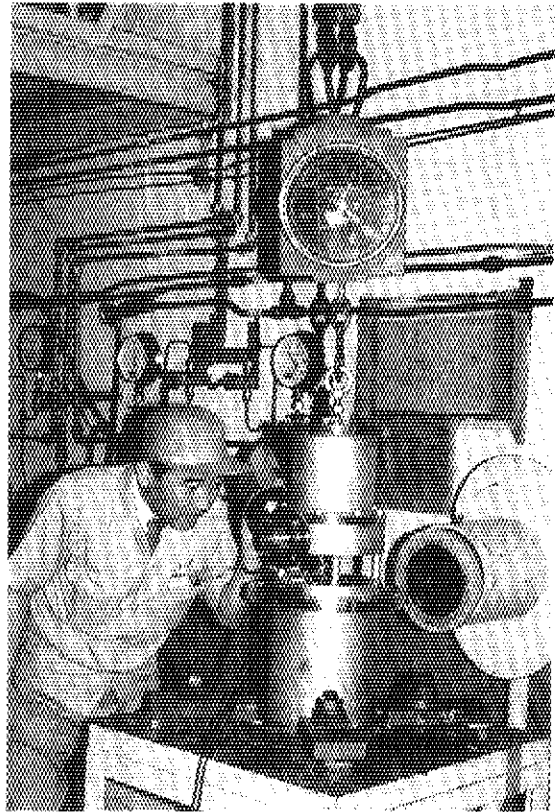
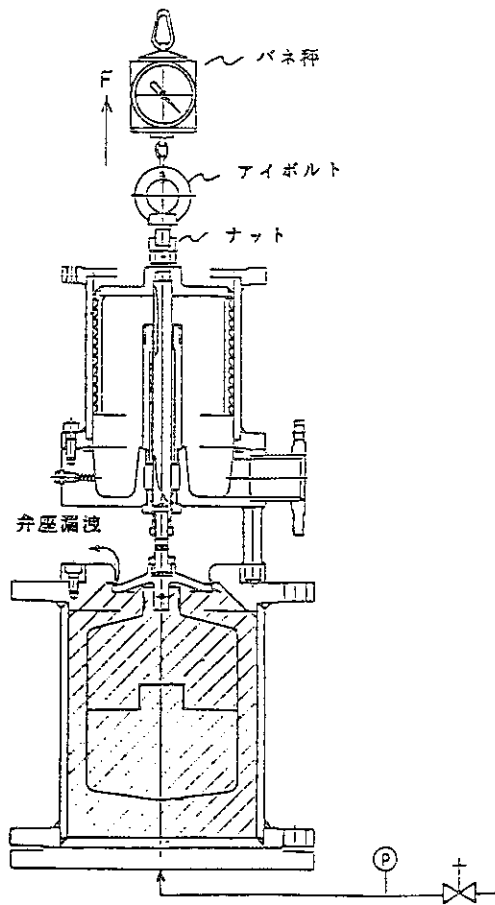


Fig. II. 9. 10 弁座漏洩試験装置と試験風景

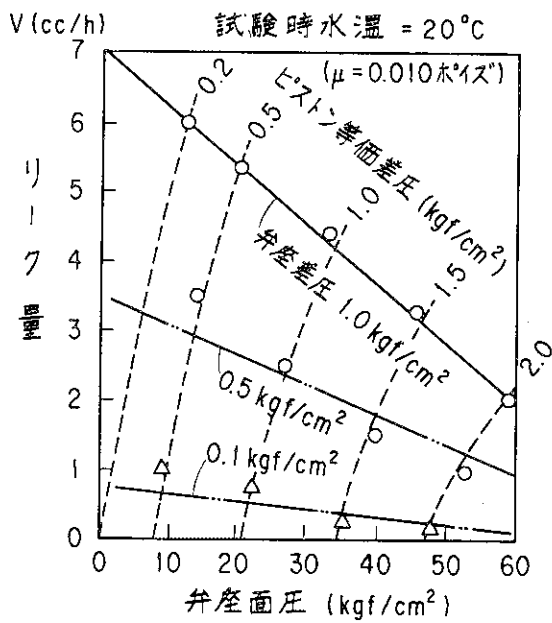


Fig. II. 9. 11 漏洩試験結果

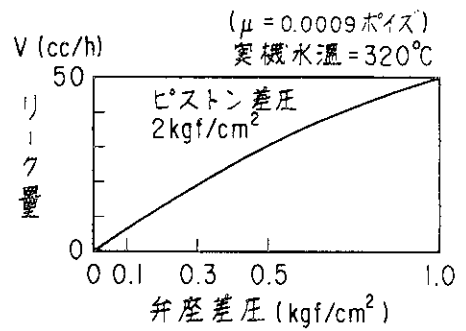
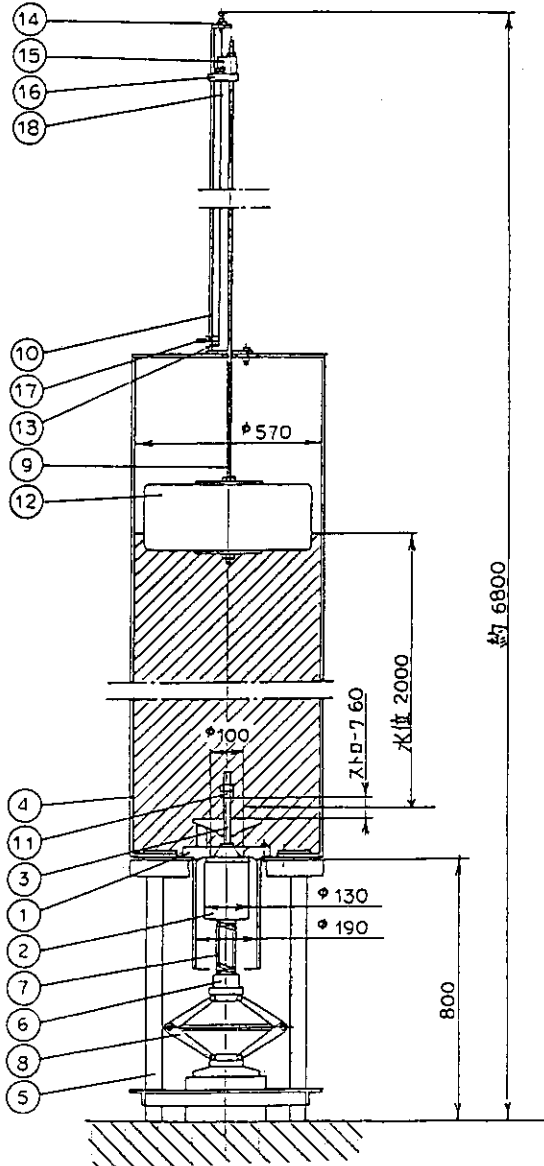


Fig. II. 9. 12 実機弁の漏洩推定値



18	ニクロム線		1
17	圧着端子		3
16	ゲイ ド	テフロン	1
15	セ ン サ ー	SUS304	1
14	セ ン サ ー	ベークライト	1
13	セ ン サ ー	ベークライト	1
12	フ ロ ー ト	発泡スチロール	1式
11	ロ ッ ク ナ ッ ト	SS41	2
10	セ ン サ ー ス タ ン ド	SS41	1
9	ロ ッ ド	SS41	1
8	ジ ャ ッ キ		1
7	バ ネ	SUP	1
6	ス ト ッ パ ー	C3604	1
5	ス タ ン ド	SS41	1
4	タ ン ク	SS41	1
3	弁 棒	SUS304	1
2	弁 体	SS41	1
1	本 体	SS41	1
品番	部 品 名	材 質	個 数

Fig. II. 9. 13 試験装置の全体構造

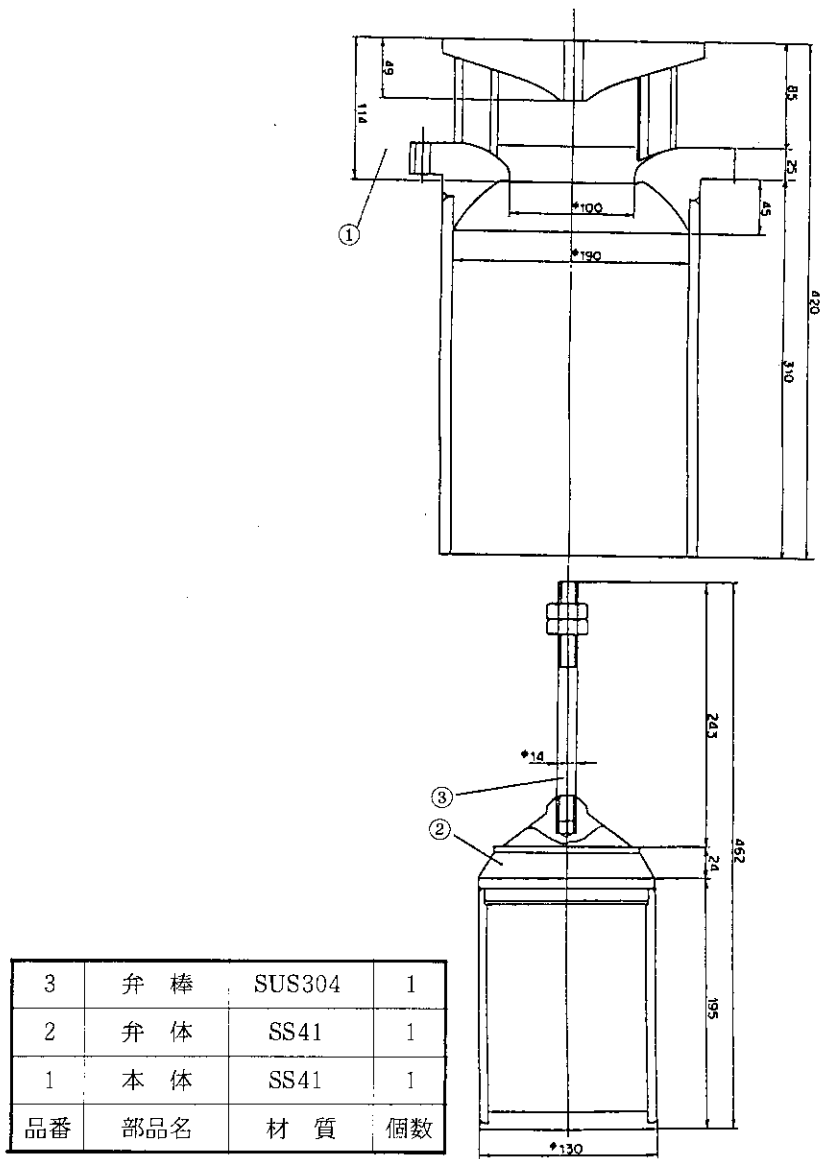
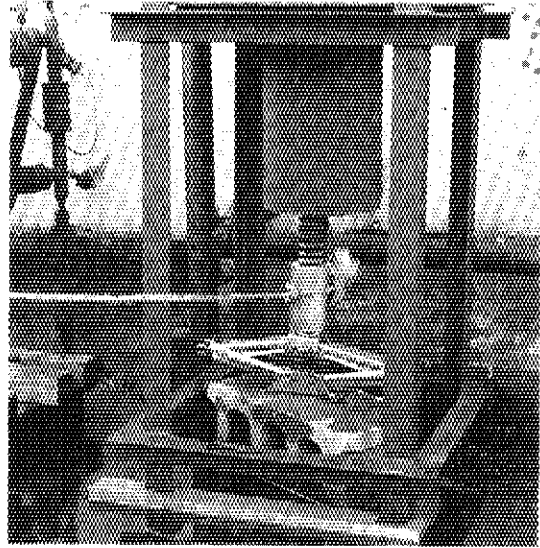
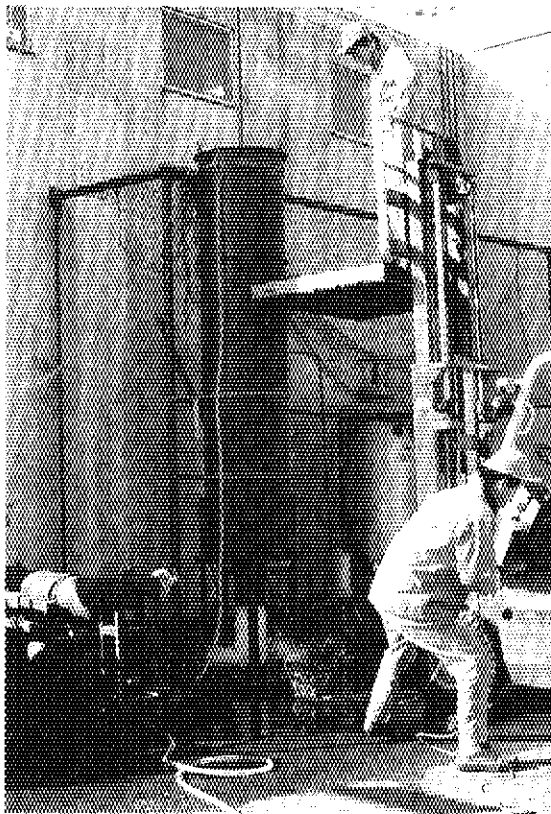


Fig. II. 9. 14 弁の構造寸法



(装置底部)

Fig. II. 9. 15 試験風景

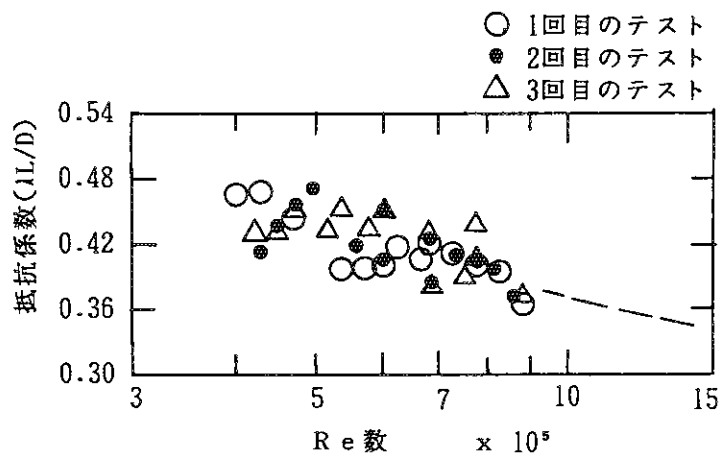
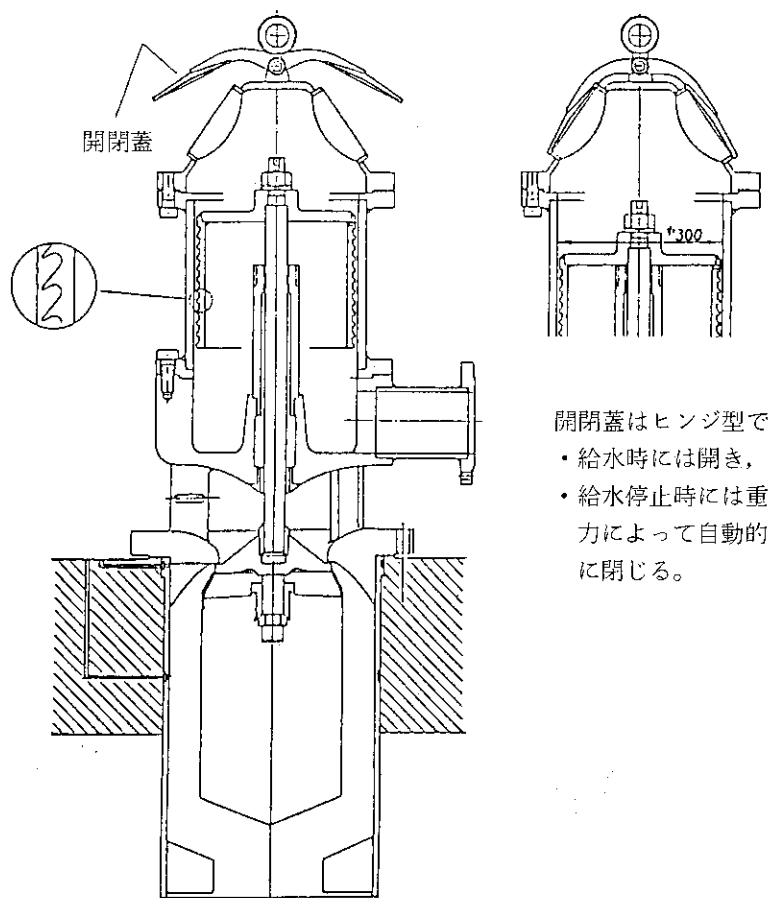


Fig. II. 9. 16 試験結果: 抵抗係数 ($\lambda L/D$) と Re 数の関係



開閉蓋はヒンジ型で
 ・給水時には開き、
 ・給水停止時には重力によって自動的に閉じる。

Fig. II. 9. 17 異物侵入防止別案

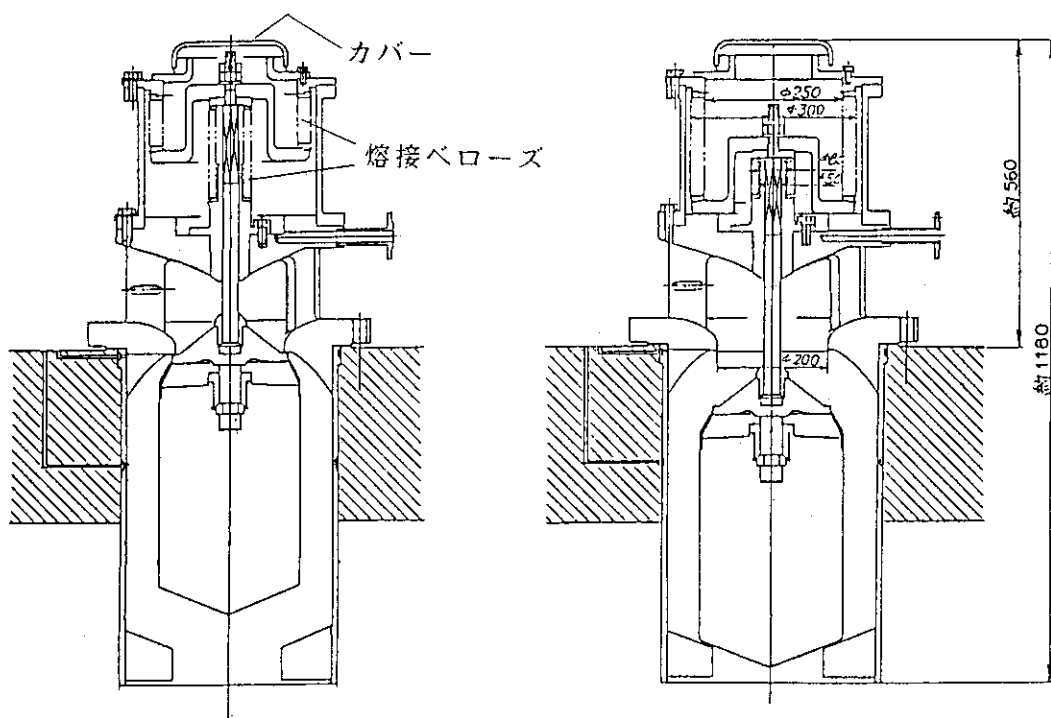


Fig. II. 9. 18 ベローズ式水圧作動弁

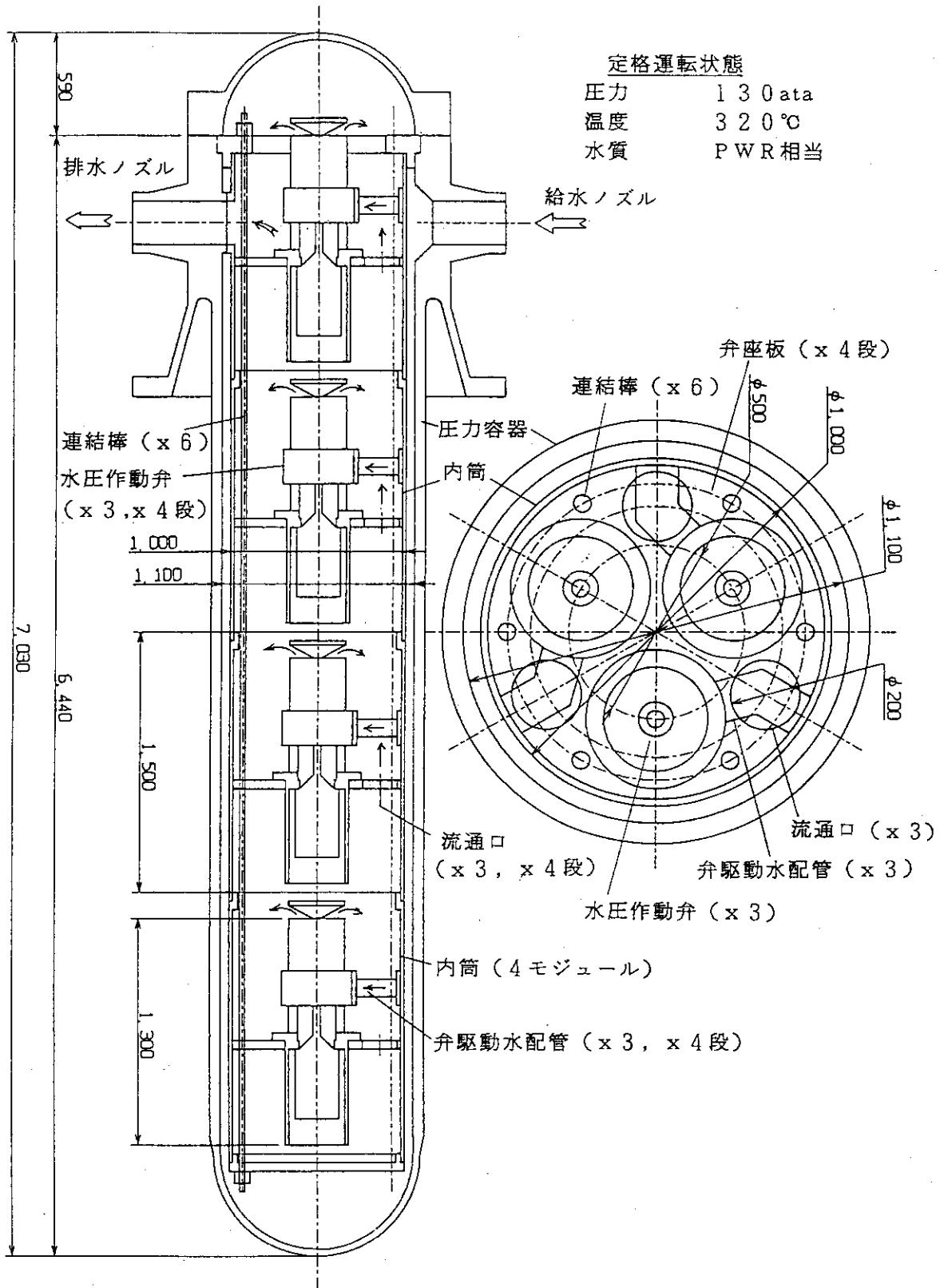


Fig. II. 9. 19 水圧作動弁試験装置本体の概念

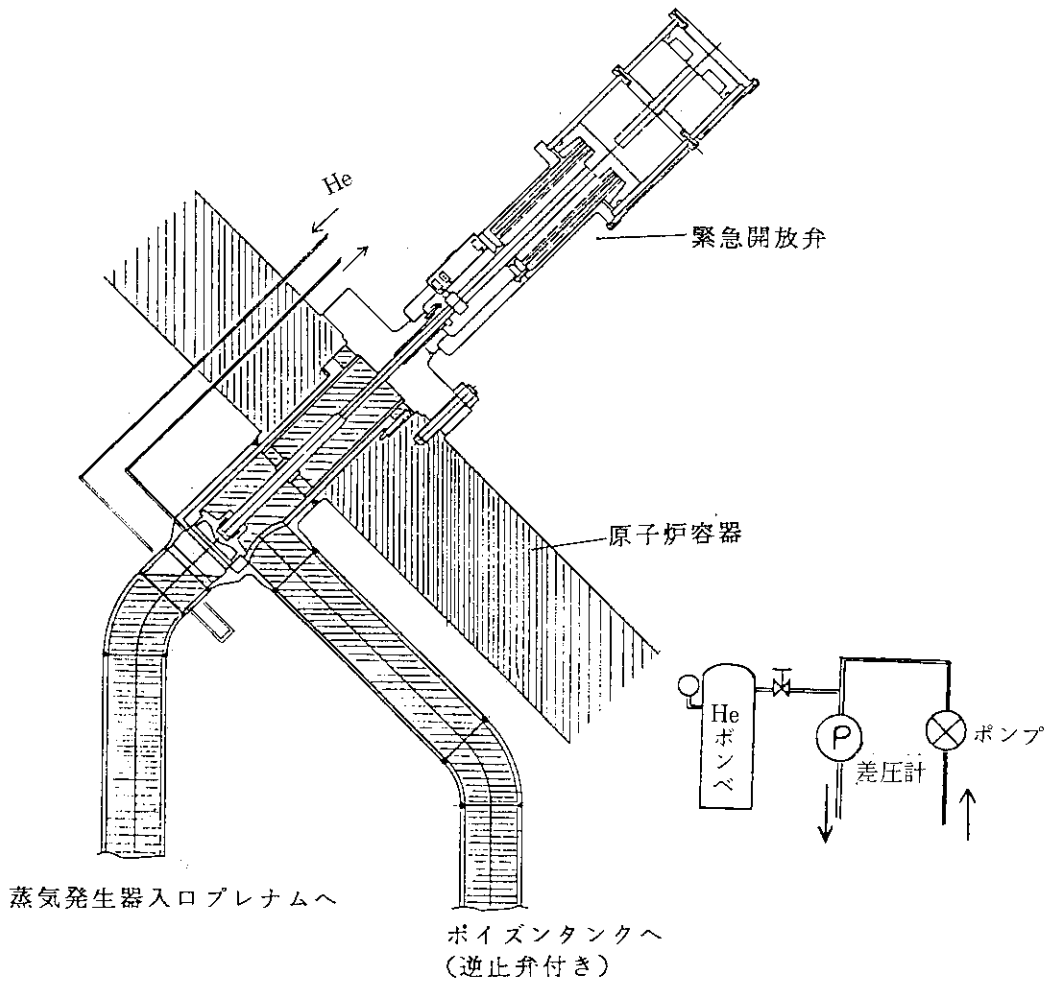


Fig. II. 9.21 弁座漏洩試験の概念

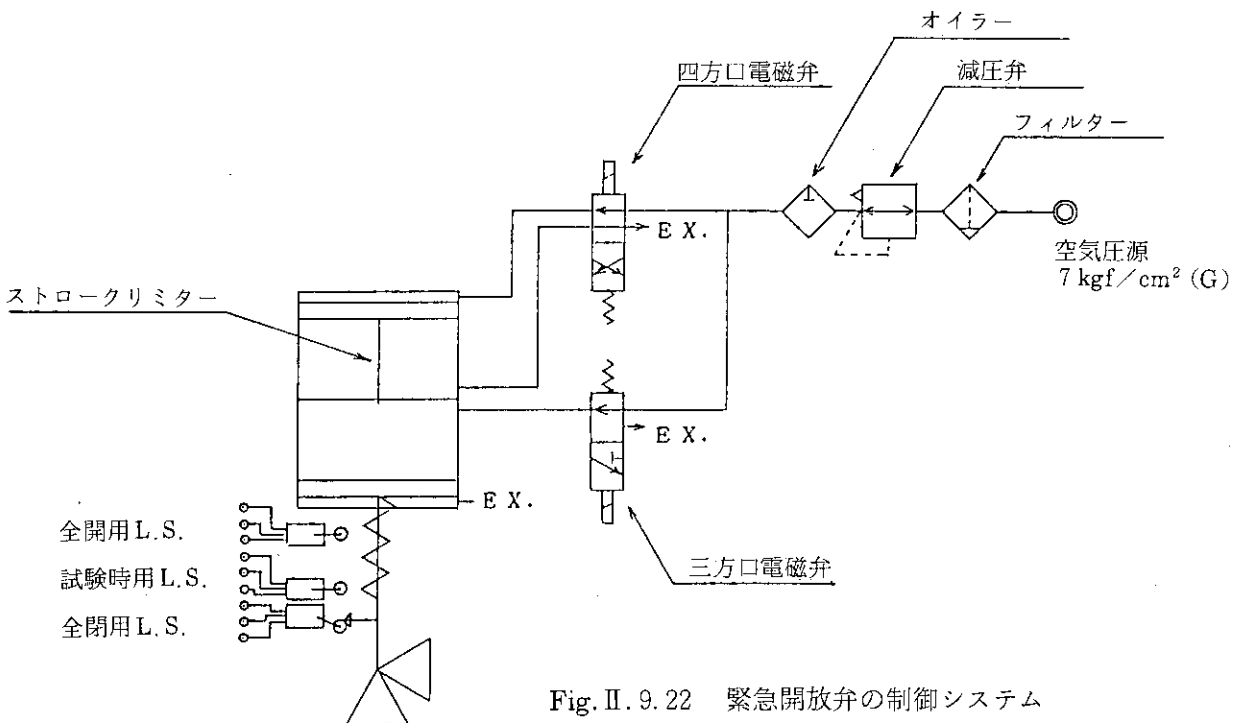
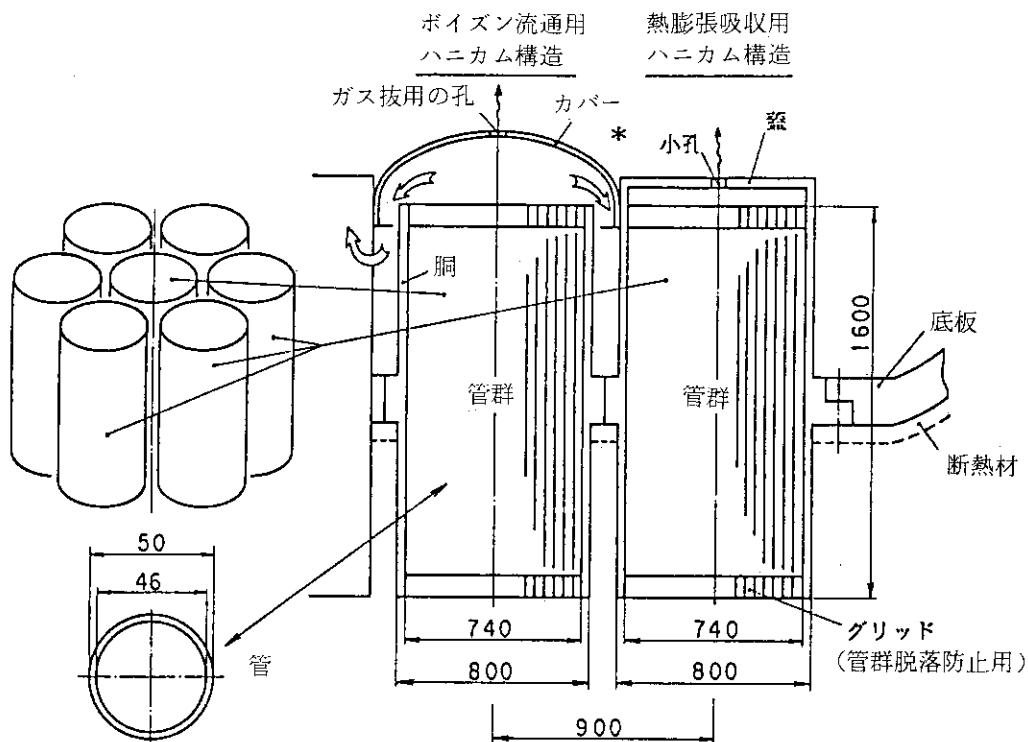


Fig. II. 9.22 緊急開放弁の制御システム



*現在、ボイズン注入時の炉心プレナムでの時間遅れを減らすために、ボイズンの流れを真上に向かわせる設計に変更する事を検討中である。

Fig. II. 9. 23 下部インターフェース

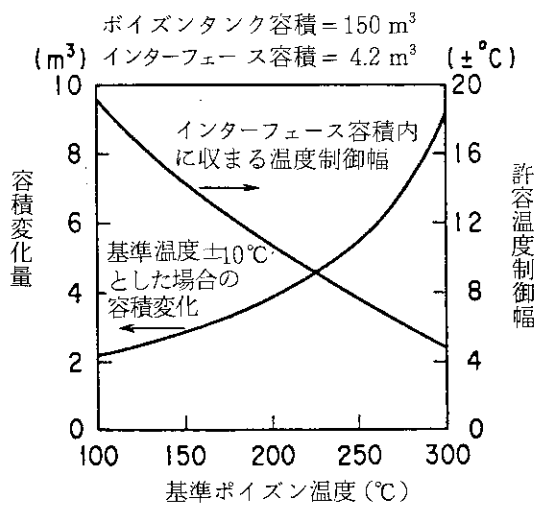


Fig. II. 9. 24 ボイズン温度と許容温度制御幅

10. 保守・点検計画

10.1 概要

Fig. II. 10.1に保守時のアプローチを示す。以下に SPWR の定検時の保守・点検方法と特徴を概念的に述べる。

- A. 保守時の被曝は少ないものと想定される。即ち、炉心がポイズンに包み込まれるような形で設置され、かつ、原子炉容器が分厚いので炉停止後の放射線量率は小さい。(先に示した Fig. II. 2.14参照)。
- B. 原子炉容器の溶接部の検査、ボルトの検査時に被曝を心配する事なく人が接近出来るものと想定される。
- C. 蒸気発生器は2次側を開いて管板部に接近するので被曝は少ないものと想定される。
- D. ポイズンタンク上部の水圧作動弁ならびに冷却器の点検は水中マニピュレータを利用するが、特に困難は無いものと想定される。
- E. 燃料交換には水中マニピュレータを利用するが、これも特に困難は無いものと想定される。
- F. 炉の寿命後の解体に際しては、原子炉容器の誘導放射能が小さいために作業が単純化されるものと想定される。

10.2 定検方法（やや具体的な説明）

① 原子炉容器溶接近傍の検査

原子炉容器は検査が可能なように構造（形状、溶接部の位置、等）を決定している。現行 BWR と風様な検査を行う（II. 3参照）。先に述べたように人の立ち入りが自由なだけ、易しいものと思われる。なお、原子炉容器の肉が厚いが、現在の技術で充分であることを確認している。

② 原子炉容器締結ボルトの検査

10年に1度検査するように義務づけられている。ボルトを着脱出来るように着脱機（テンショナー）を台車に乗せ、移動できるような設計にしている。下部から着脱する設計であるが故に検査が非常に困難ということはない。なお、現在主フランジを蒸気・給水ヘッダーの上に設ける案についても検討中である。

③ 蒸気発生器の検査

2次系の配管を取り外して管の内面から検査する（II. 4参照）。蒸気発生器は検査可能な内径（15 mm）と長さの伝熱管を用いて設計している。蒸気発生器の伝熱管は殆ど放射化しないので、2次系は低線量率と想定される（放射化した腐食生成物からのガンマ線のみ）。なお、蒸気発生器の交換は想定していない。PWR と同様に10%のプラグマージンを持たせており、また、外圧の加わるこの種蒸気発生器では応力腐食割れに鈍感である、等により、蒸気発生器の交換は不必要と考えている。なお、必要なら可成りな作業は伴うものの蒸気発生器の全面的取替えも可能である。

④ 主循環ポンプの検査

原子炉容器から取り外して検査する。なお、建屋にはポンプ保管、洗浄プールを設けている

(Ⅱ.12参照)。なお、ポンプに付設する加圧器（電気ヒータ）もポンプと同様に保守できる。

⑤ 水圧作動弁の検査

この弁は故障要素が存在しないので、炉の運転中の保守は不要であり、また、定検時の弁握え付け状態でのファイバースコープによる目視検査だけで充分と想定されるが、必要に応じてピストンを取り外して検査でき、更に必要ならマニピュレータにより弁本体を交換出来るようにしている（Ⅱ.9参照）。

また、弁締め切り時の弁座リークテストは具体的に検討しており、基礎試験計画中である。これについても大きな問題は想定されない。

⑥ ポイズン冷却器の検査

ポイズン冷却器はタンク上部から差し込み、シールリングを用い、ボルトで固定する。定検時の検査は管板部から行う。具体的な設計は行っていないが、大きな問題は想定されない。

⑦ 燃料交換

Ⅱ.10に述べるとおり。大きな問題は想定されない。

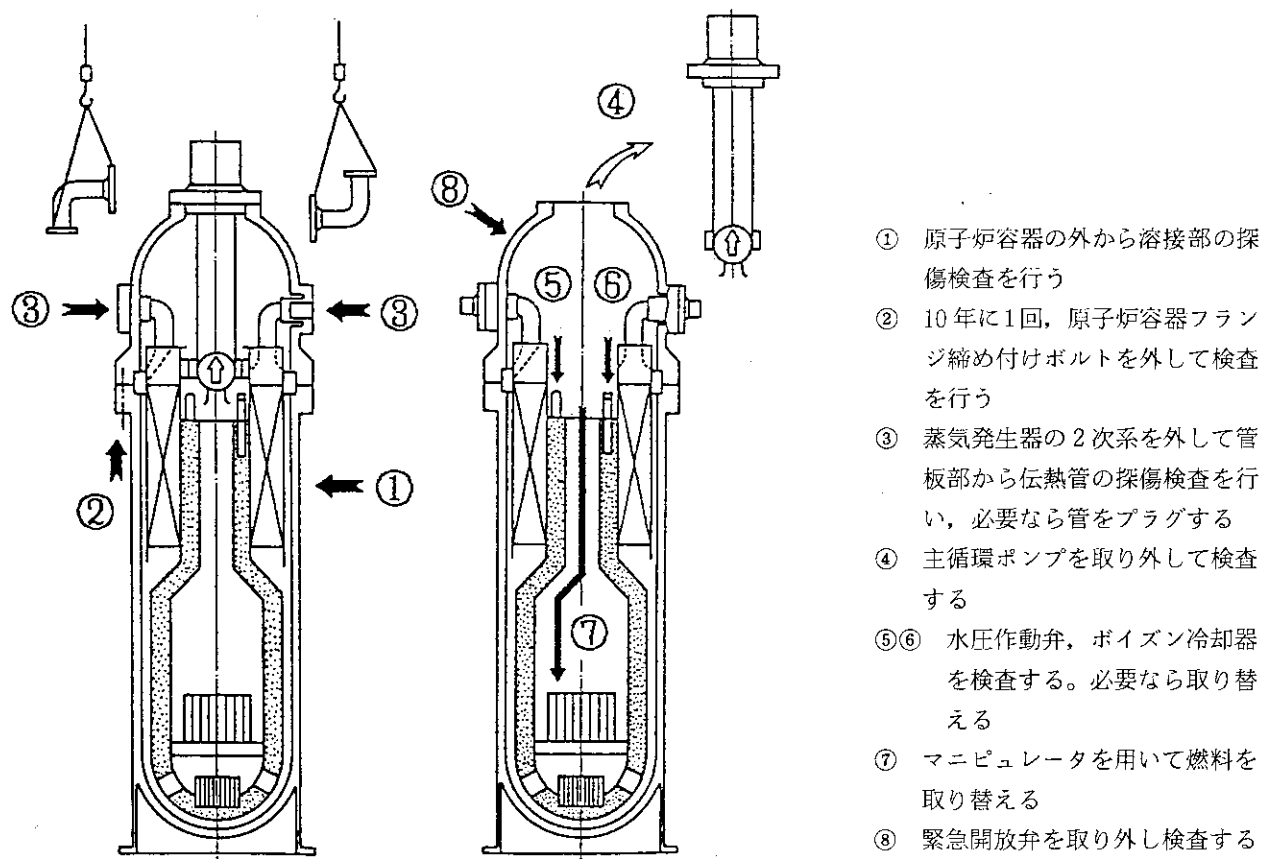
⑧ 緊急開放弁の検査

配管を原子炉容器内部で処理しつつ、運転中の検査ならびに定検時の検査、保守（交換を含む）が可能なように特に配慮した設計にしている（Ⅱ.9参照）。

⑨ 原子炉容器フランジ部の故障対策

通常は考えられないことであるが、万一シールリングが破損してリークを生じたような場合を想定して、リングの交換が可能な設計としている。具体的には、フランジを少し持ち上げて、シールリングを交換する（2つ割りのリングを溶接でつなぐ）。

なお、2基の炉を同時に点検するとしても、現行炉と遜色のない時間で行えるものと考えられる。即ち、炉容器外の原子炉系が著しく簡素化されていること、一体型炉でありながら、制御棒が無いことにより原子炉本体の複雑さが大幅に緩和されていること、被曝の可能性が非常に小さいこと、等によって保守・点検が容易になるものと考えられる。



- ① 原子炉容器の外から溶接部の探傷検査を行う
- ② 10年に1回、原子炉容器フランジ締め付けボルトを外して検査を行う
- ③ 蒸気発生器の2次系を外して管板部から伝熱管の探傷検査を行い、必要なら管をプラグする
- ④ 主循環ポンプを取り外して検査する
- ⑤⑥ 水圧作動弁、ポイズン冷却器を検査する。必要なら取り替える
- ⑦ マニピュレータを用いて燃料を取り替える
- ⑧ 緊急開放弁を取り外し検査する

Fig. II. 10.1 SPWRの保守方法（アプローチ）

11. 燃料交換

11.1 概 要

SPWR の構造上の特徴から、燃料交換に際しては水中マニピュレータを利用することになる。以下、燃料交換方式とマニピュレータの概念について述べる。Fig. 11.1に燃料交換システムを示し、Fig. II. 11.2に炉内（水中）マニピュレータを示す。

11.2 燃料交換手順

次のような手順で燃料を交換する。

- ① 炉停止後、低温になってから、ドライウエルの蓋を外し、主循環ポンプを取り外した後に水の漏れないように底板をとりつける。
- ② 水を張り、燃料冷却プールとの間のゲートを開く。
- ③ 炉内マニピュレータをポイズンタンク内管（ライザー）に挿入し、ポイズンタンク上板にピンで位置決めする。なお、ライザーの一部は機械加工されていてマニピュレータの軸受の役割（径方向の位置決め）を果たす。
- ④ 先端にフックのついたワイヤを降ろし、マニピュレータの手でつかむ。
- ⑤ マニピュレータを操作して燃料集合体を引き抜いて吊り上げ、中央に位置決めする。
- ⑥ マニピュレータの手を開き、軸の中を通して、ウインチで吊り上げる。

11.3 炉内マニピュレータ（概念）

このマニピュレータは胴、回転筒、上下に動く軸、人と同様の関節を持つ腕から成る。軸はコの字型になっており、燃料集合体の通路を形成する。軸の下端には蓋が設けられ、フックを吊すワイヤのガイドローラーが設けられる。また、テレビカメラや照明器具が設けられる。胴と回転筒との間には上下2箇所ラジアルベアリング、回転筒のツバの下面にはスラストベアリングが設けられる。回転筒上端には歯車が設けられ、モータ駆動の歯車によって回転する。回転筒の内側は、力の加わらない横方向に対してはスライド面で軸と接し、縦方向では燃料集合体の荷重の加わる所はスライドベアリング、加わらない所はスライド面で接するようになっている。軸はモータ駆動のウォームギヤによってウォームホイールが回転し、軸受両端の歯車によってラックの取り付けられた軸を上下する。

11.4 検討課題

設計の詰めが足りないので、確実なことは言えない段階にあるが、次のような事が考えられる。

① 燃料交換システム設計の必要性

現在軽水炉のように真下に見える燃料を交換するのと比較すれば面倒である。これはSPWRの性能向上のためにやむを得ない、即ち、原子炉容器内の空間の有効利用のために炉心上部を細くしている。しかし、ガス炉や高速炉の燃料交換（実績）と比較すれば遥かに易しいと思われるし、また、近年マニピュレータの進歩は著しく、JPDR 解体や海洋開発等で水中マニピュレータの開発も進んでいる。したがって、特に大きな困難の存在は感じられない。

先に示したように既に1例としての、システムとマニピュレータの概念図は出来ているので、その道の専門家が改めて設計を行い、必要な事項についてのモックアップ試験を行う事によって解決可能と考えられる。SPWRの炉構造概念の変更を強いられるような基本的に重要な問題が存在するとは考えられない。

しかし、SPWRが魅力的である事を示すためには、現設計レベル（燃料交換の概念のみ）では不十分と思われるので、現在専門家による設計を進めている。

② 設計上の要点

マニピュレータが動かなくなった場合の救済処置を確立して置く事が設計上の要点の様である。

③ 燃料交換所要時間の推定

燃料交換に要する時間が現行炉と較べて大幅に長くなるとは思えない。(同程度に出来るものと考えている)。理由は、マニピュレータを使うか否かにかかわらず、いずれにしても燃料集合体は人力で現り扱える重量ではなく(操作盤を人が操作することに変わり無く)、機械が少しばかり複雑になるだけである事による。

燃料交換は前後の作業を除いて、炉1基につき1週間程度で可能と想定される。

即ち、3バッチ交換として、炉1基につき40体の燃料交換と80体のシャッフリングを行うが、交換に要する時間は1体につき40分、シャッフリングは1体につき10分と考えている。合計40時間。

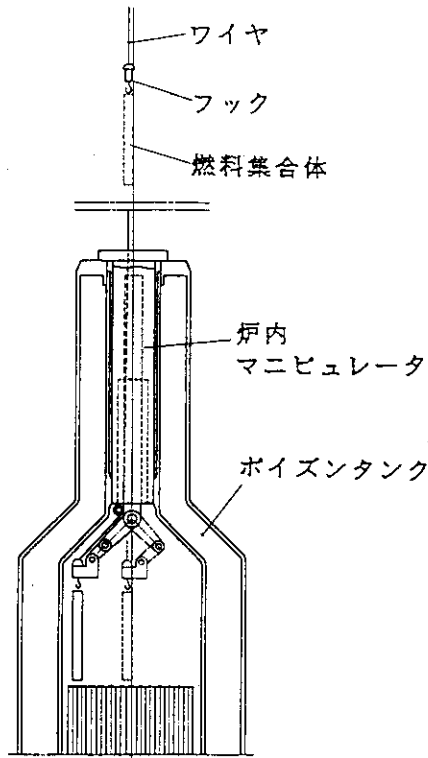


Fig. II. 11. 1 燃料交換システム

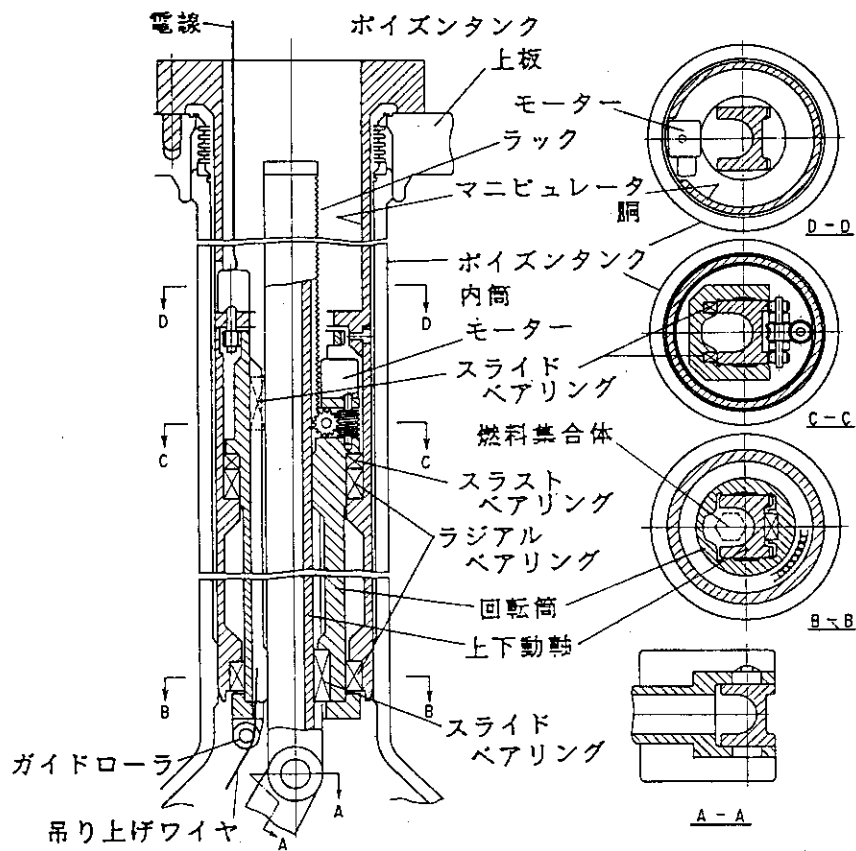


Fig. II. 11. 2 燃料交換用炉内マニピュレータ

12. プラント配置計画

12.1 概 要

SPWR は 1 次系を原子炉容器に収容する一体型であるために、炉 1 基あたりの出力を大きく出来ない。現設計は 1100 MWt で、約 350 MWe の発電プラント用であり、少なくとも我国の需要には小さすぎる。そこで、2 基の炉を一つの建屋に収容する事とした。ツインリアクター方式とする事によって、設備の共用によるコストダウンが期待される。

ここでは、①格納容器の基本仕様、②原子炉建屋ならびに機器配置、③全体配置、等についての検討結果の概要を述べる。

なお、当初、2 基の炉は PCV 内のサブプレッションプールのみを共用し、各々の運転・定検等は独立に行う事を考えていたが、検討の結果、無駄が多すぎて、ツインリアクター方式とするメリットが大きく損なわれることが判明したので、単に 2 基の炉を収容するだけとするように変更し、これについて配置設計を行った。

12.2 原子炉格納容器の基本仕様の検討

(1) PCV 型式の検討

PCV 型式は基本的に PWR が採用している“Dry Containment”型式と、BWR が採用しているサブプレッションプールを有する“Wet Containment”型式の 2 種類に大別される（他に“Dry”と“Wet”の中間的な型式である“Ice Condenser”型式がある）。

SPWR としては上記 2 型式の内“Wet Containment”型式を採用するものとした。

- ① Wet Containment はサブプレッションプールにより LOCA 時の放出蒸気の大部分を凝縮出来るため、PCV の必要容積が Dry Containment より格段に小さく、従って PCV・原子炉建屋のコンパクト化が可能である。
- ② サプレッションプール水量を増せば LOCA 後かなりの時間に渡り、炉心崩壊熱をサブプレッションプール水熱容量だけで吸収・除去可能となる。これは“外部からの冷却水補給無しでも LOCA 後かなりの時間炉心冠水状態を維持する”との SPWR-RPV の設計思想と合致する。よって RPV 設計思想との整合性の点からも Wet Containment の方がより適切である。
- ③ サプレッションプール水は LOCA 時放出蒸気の凝縮水源としてだけでなく、加圧器逃し安全弁の凝縮水源、RPV への注入水源、定検時の原子炉ウェル等の水張り水源等の多様な利用法があり、無駄の少ない設計と言える。

(2) サプレッションプール型式の検討

サブプレッションプール型式としては Fig. 12.1 に示すように、サブプレッションプールをドライウェルの上又は横（即ち炉心の上）に設置した“High Mounted S/P”型と、サブプレッションプールをドライウェルの下（即ち炉心の横）に設置した“Low Mounted S/P”型の 2 種類が考えられる。この 2 型式を最近検討されている中小型 BWR 用 S/P として注目されている High Mounted S/P をベースに、その長・短所を比較・検討すると以下の様になる。

（High Mounted S/P の長所）

- S/P が炉心よりかなり高い位置となるため、S/P を GDCS (重力落下式 ECCS) の水源とすることが出来る。
- 設置機器の多い原子炉建屋下部階に広いスペースを確保出来る。
- S/P 設置レベルが高いため、S/P を水源とする注入系ポンプに通常の横置きポンプの採用が可能である (ピットパレル型の必要性無し、但し、High Mounted S/P を採用する中小型 BWR は注入系ポンプの廃止を目指しているため、本項は余り長所とはならない。)

(High Mounted S/P の短所)

- PCV 形状が“段付き”となるため、構造・強度上不利である。
- PCV の径又は高さが Low Mounted S/P に比べて大となる (サブプレッションプールをドライウエル上部に設置する場合は高さが、横に設置する場合は径がかなり大となる)。
- Low Mounted S/P に比べて PCV の重心が高いため、耐震上不利である。
- Fig. II. 12.1 に示す様にドローダウン水はドライウエル底部にたまり S/P には回収されないため、S/P を水源とする注入系ポンプを設置した場合、水源の切換 (S/P→ドライウエル底部サンプ) が必要となる。
- サプレッションプールをドライウエル上部に設置する場合は使用済燃料プール及び機器ピットの設置スペース確保が困難となる。
- サプレッションプールをドライウエル横に設置する場合は、必要なペネトレーション・ハッチスペース確保が困難となる。

以上の長・短所を見ると High Mounted S/P は GDCS を採用するためのサブプレッションプール型式であり、GDCS を用いないプラントにおいてはむしろ短所の方が多いと言える。

一方 SPWR は炉心注入はポンプに依っており GDCS は採用されていない (GDCS 系の採用には炉圧の急速減圧が必要であり、これは“炉水の喪失 Min. とし注水無しの条件でも出来る限り長時間炉心冠水を維持する”との RPV の設計基本方針と相入れない恐れがある)。

従って、SPWR のサブプレッションプール型式は、現状では Low Mounted S/P の方がより適切であると判断される。

(3) PCV 構造の検討

PCV の構造としては以下の 3 種類が考えられる。

- 鋼製 PCV (SCV)
- 鉄筋コンクリート製 PCV (RCCV)
- プレストレス式コンクリート製 PCV (PCCV)

上記 3 種類の内、PCCV は出力増大により Dry Containment の必要体積が大きくなり過ぎ SCV や RCCV 化が困難となったために作られた PCV 構造であり、Wet Containment で PCV 内体積が小さい SPWR では採用の必要性は全くないと考えられる (PCCV は前 2 者に比べて施行性が劣り、また、テンドンワイヤの定期点検も必要であるため大型化し易いことを除けば Merit は無いと考えられる。)

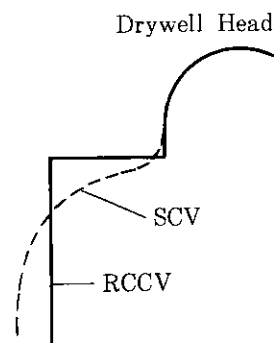
したがって、SPWR の PCV 構造としては SCV または RCCV となるが、ここでは以降の理由により RCCV の採用が妥当と考えられる。

- ① RCCV の方が形状の自由度が大であるため、次図に示す様に SCV に比べて無駄の無い

空間利用が可能である。

② Twin Reactor コンセプトの SPWR では1つの PCV 頂部に2つのドライウェルヘッドが設置されるため、これに SCV を適用すると PCV 上部形状が極めて複雑な3次元曲面になるため構造上困難と考えられる。

③ RCCV を採用し、かつ、原子炉建屋と RCCV を一体構造とすれば PCV および原子炉建屋の耐震性が向上する。



(4) PCV 概略サイジングの検討

1) PCV 直径;

PCV 直径は2基の RPV の配置スペースより決定され、Fig. 12.2および12.3に示すように約30 m 程度が適当であると考えられる。しかし、ABWR (1350 万 KWe) の PCV 径が 29 m であることを考えると、出力が約1/2の SPWR の PCV の径の方が大きいことは好ましくないで、若干径を縮めて ABWR と同じ 29 mφ とした(したがって、Fig. 12.2, 12.3は最終配置案とは若干相違する。)

2) ドライウェル高さ;

ドライウェル高さはドライウェル内の寸法の積み上げにより Min 寸法が決定される。そしてその Min 寸法は Fig. II. 12.4, II. 12.5より

- ・ドライウェル内ストラクチャ 2段-約8.5 m
- ・ " " " 1段-約6.5 m

程度と考えられる。また、他方ドライウェル高さは原子炉建屋のレベル計画によっても制約を受けることになる。

本検討では原子炉建屋のフロア割り、オペレーションフロアと RPV の相対位置等を総合的に検討した結果、ドライウェル高さ 8 m・ストラクチャ 1段とすることとした。

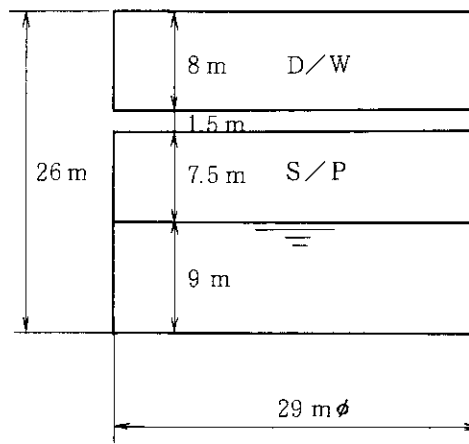
3) サプレッションプール高さ;

サプレッションプール高さを決めるには、まず、サプレッションプール水量を決定する必要があるが、これは添付資料6に示す考え方により約 3600 m³ とする (ABWR と同じ)

1) で定めた PCV 直径を用いると 3600 m³ に対応するプール水深さは約 9 m となる。これにサプレッションプール気相部高さ 7.5 m (サプレッションプール内圧が Max. 2 kg/cm² となる様プール水深の 0.8 倍以上として決定した。詳細は添付資料6を参照) を加えて、サプレッションプール高さは 16.5 m とした。

以上よりドライウェルとサプレッションプールを分けるダイヤフラムフロア (D/F) の床厚を 1.5 m (ABWR の D/F 厚に 25% の余裕を見込み定めた) とすると

PCV のサイズは右図のようになる。



12.3 原子炉建屋ならびに機器配置の検討

(1) 基本的考え方

原子炉建屋の基本構成としては、原子炉系設備のみを収納し原子炉建屋の小型化を計った単独建屋方式と、逆に原子炉系エリアの周囲に種々の付属機器を収納し原子炉建屋の大型化を計った複合建屋方式の2種類があるが、低地震帯では単独建家方式が、高地震帯では複合建屋方式がより一般的である。

SPWR の場合はサイト条件が不定であり、更に原子炉系以外の付属機器については不確定要因が非常に多いことから複合建屋方式での配置検討はもともと困難かつ不適當である。この点から以下では、単独建屋方式を前提に配置検討を行うものとする。

次に建屋形状としては外国で多い丸型（円筒型）と、我国で多い角型（直方体型）の2種類が考えられるが、単独建屋方式の場合は以下の理由により丸型の方がより適していると考えられる。

- ・丸型の方が躯体強度上優れているため、梁・柱無し構造（壁・床構造）が可能であり、スペースを有効に使える。
- ・原子炉系機器の大半はPCVに接続するため、PCVに沿って配置される傾向があるので丸型の方が配置上より自然である。角型を採用した場合は4隅にDead Spaceを生じる恐れがある。

以上から以下では丸型を主体に配置検討を行うものとする。但し、角型についても別途配置検討を行い、丸型と比較検討するものとする。

(2) 原子炉建屋収納機器等の検討

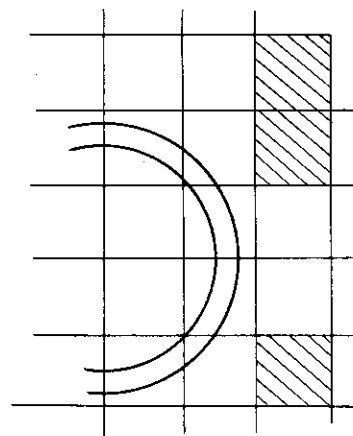
原子炉建屋のコンパクト化を計るため、同建屋内には原則として放射性物質を内包する系統で耐震 A/As クラスの機器又は高エネルギー機器のみを収納するものとする。

本原則に従ってリストアップした原子炉建屋内収納機器等の一覧表を Table II. 12.1 に示す。

(3) 丸型配置案の検討ならびに角型配置案との比較評価

丸型配置案を標準案として検討した。Fig. II. 12.6～II. 12.14 に原子炉建屋と機器配置を示す。角型配置案についても検討し、丸型案と比較した。Fig. II. 12.15～II. 12.20 に示す。以下に述べるように丸型の合理性が確認された。

- ① 角型配置における空スペースの発生-角型配置では地下4階及びオペフロを除くフロアで空スペース（図中☐）が発生しており、角型化によるスペース増加分が余り有効利用されていないことが分かる。特に空スペースは角型のコーナー部で発生しており（右図斜線部）これを有効利用するためには、PCVとの接続を要しない付属機器を原子炉建屋に取り込まざるを得ないと考えられる。
- ② ペネ面積の減少-Fig. II. 12.18等を見ると角型配置ではペネ室床面積はほぼ同等であってもペネを設置できる



RCCV 壁面面積は丸型配置よりむしろ減少していることが分る。これより RCCV 廻りの部屋配置としては RCCV と壁が直交する丸型配置の方がより合理的であると判断される。

- ③ 柱位置と壁の不一致-Fig. II. 12.19を見ると角型配置では柱位置と仕切壁の位置がうまく一致しないために不自然な形状となっている部屋がいくつか発生している。これは5)で述べた様に柱スパンがある特定のクリティカル寸法により決定されるためであり、角型配置ではある程度は避けられないと考えられる。

以上の点から考えて SPWR の現状の原子炉建屋収納機器計画をベースとする限り丸型配置の方がより合理的であり、角型配置は将来複合建屋化が必要となった時点で新たに検討すれば良いと考えられる。

(4) 今後の検討課題の抽出

- (a) 機器サイズ見直しによる建屋サイズの縮小化検討;

本書の検討で用いた機器サイズは 80 ~ 110 万 We BWR のそれを若干縮めて用いているため、SPWR 用として見直せばかなり小型化される可能性がある。

もし機器のサイズダウンが可能であれば原子炉建屋寸法を見直し、より一層の縮小を検討すべきと考えられる。

- (b) 安全系の Passive 化に関する配置検討;

将来的に見れば SPWR においても安全系の Passive 化を要求される可能性は大きいと考えられるので、GDCS・ヒート・パイプ等の SPWR への適用を配置の面からも検討すべきと考えられる。

12.4 全体配置の検討

(1) 基本的な考え方

- ① 放射能の有無および耐震クラスにより機器を下記の4種に分類し、各々の建屋に収納するものとする。

耐震クラス	放射能		建 屋
(i) A/As	ダーティ	→	原子炉建屋
(ii) "	クリーン	→	制御建屋 or 海水熱交 D/G 建屋
(iii) B/C	ダーティ	→	原子炉補助建屋
(iv) "	クリーン	→	タービン建屋

- ② ①で制御建屋と海水熱交・D/G 建屋の2つに分割したのは、何らかの事故により制御建屋が大きなダメージを受けた場合にも原子炉を安全停止させる機能を確保するためであり、より具体的には補機冷却系海水熱交・非常用 D/G, 非常用制御盤 (RSS 盤) を海水熱交・D/G 建屋に収納する。

- ③ 従って高地震帯用として原子炉建屋の複合建屋化が必要となる場合は海水熱交・D/G 建屋を原子炉建屋外周部に取り込むものとする。

- ④ また、配置に際しては、クリーン建屋同士、ダーティ建屋同士を隣接設置することにより、アクセスルートの最短化・常用換気空調系の共用化を計る。

- ⑤ 主要付帯設備は以下の方針にて配置する。

- ・CST—水の供給先は主に LCW 系であるため、LCW 系処理装置の設置される原子炉補助建屋に隣接設置する。
- ・主排気筒—気体廃棄物の発生源である原子炉補助建屋に隣接設置する。
- ・トランス—塩害防止の観点からタービン建屋山側に設置する。

(2) 全体配置の検討

(1)に従い検討した全体配置図を Fig. II. 12.21に示す。但し、原子炉建屋以外の建屋に関しては同程度の出力の先行 BWR・PWR の建屋サイズより推定している。

(3) 今後の検討課題の抽出

- (a) 原子炉補助建屋収機器の明確化と建屋サイズの見直し、;

ほう酸のみにより反応度を制御する SPWR では、水処理系が大規模となる恐れがあるため、水処理系を収納する原子炉建屋についてもサイジング検討が必要と考えられる。

- (b) タービン建屋 I 型配置の検討;

Fig. II. 12.21を現行 BWR の全体プロットプラン等を比較すると(図の)上下方向がやや大である。また、制御建屋、海水熱交・D/G 建屋がタービン軸に平行に配置されているためタービンミサイルを受ける恐れが若干ある。

以上の問題点を手段としてタービン建屋の I 型配置も検討すべきと考えられる。

Table II. 12.1 原子炉建屋収納機器等一覧表

系 統 名	機 器 名 簿	基数	備 考
高圧注入系	注入ポンプ	3	
予熱除去・サブレッション プール冷却浄化系	ポンプ	2	
	熱交換器	2	
ほう酸注入系	注入ポンプ	2	
	注入タンク	2	
化学体積制御系	高圧充填ポンプ	4	PCV 内に設置するため原子炉建屋配置上は考慮せず 補助建屋内設置も可
	再生熱交換器	2	
	非再生熱交換器	2	
	バッファタンク	(2)	
	体積制御タンク	(1)	
燃料プール 冷却浄化系	プールポンプ	2	
	プール熱交換器	2	
	ろ過脱塩器	2	
	スキマサージタンク	2	
	ろ過脱塩器プリコートポンプ	1	
	“ “ タンク	1	
非常用排気系	排風機	2	
	チャコールフィルタユニット	1	
	空気乾燥ユニット	2	
水素再結合系	水素再結合ユニット	2	
1次冷却系ポンプ 除染系	除染ブースタポンプ	1	
	化学除染液混合ポンプ	1	
	化学除染液タンク	1	
放射性排気物 処理系	ろ過脱塩器逆洗水受タンク	1	
	ろ過脱塩器逆洗水受移送ポンプ	2	
	原子炉建屋 HCW サンプ	2	
	“ “ LCW サンプ	2	
	“ “ SD サンプ	1~	
	“ “ LCW サンプ冷却器	2	
	ドライウェル HCW サンプ	1	
“ “ LCW サンプ	1		
換気空気調系	給気ダクト隔離弁	2	} ファン・フィルタ本体は補助建 } 屋内に設置
	排気ダクト隔離弁	2	
補機冷却系	サージタンク	3	
原子炉計装系	エアロボール測定室	1	炉内計装用, KWU-PWR にて実績あり その他計装用
	計装ラック室	4	
	PCV モニタ室	2	
ハッチ・ エアロック類	PCV 機器ハッチ	1	
	PCV アクセスエアロック	1	
	原子炉建屋アクセスエアロック	1	
そ の 他	加圧器 SR 弁ラッピング室	1	
	除染パン・シンク	各1	
	RSS 盤	(2)	海水 Hx・D/G 建屋内設置も可

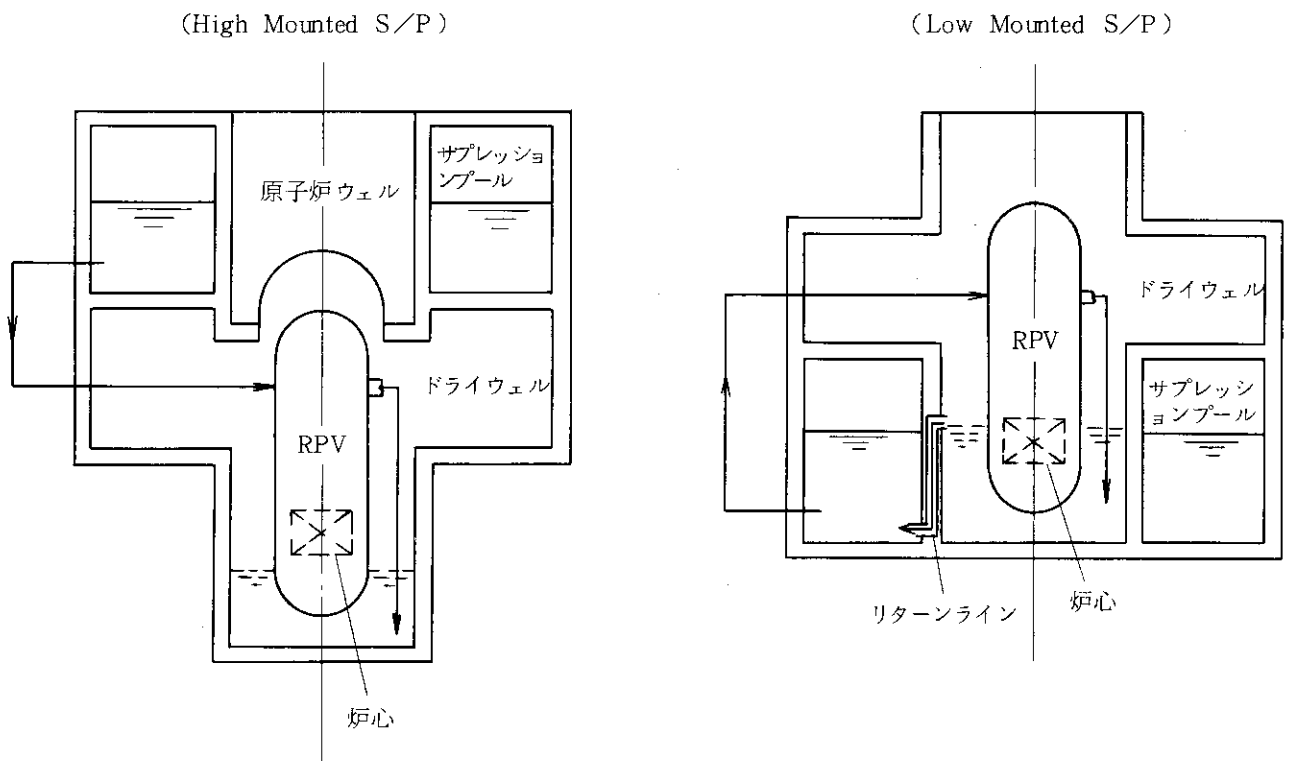


Fig. II. 12.1 サプレッションプール型式とRPV注入水の流れ

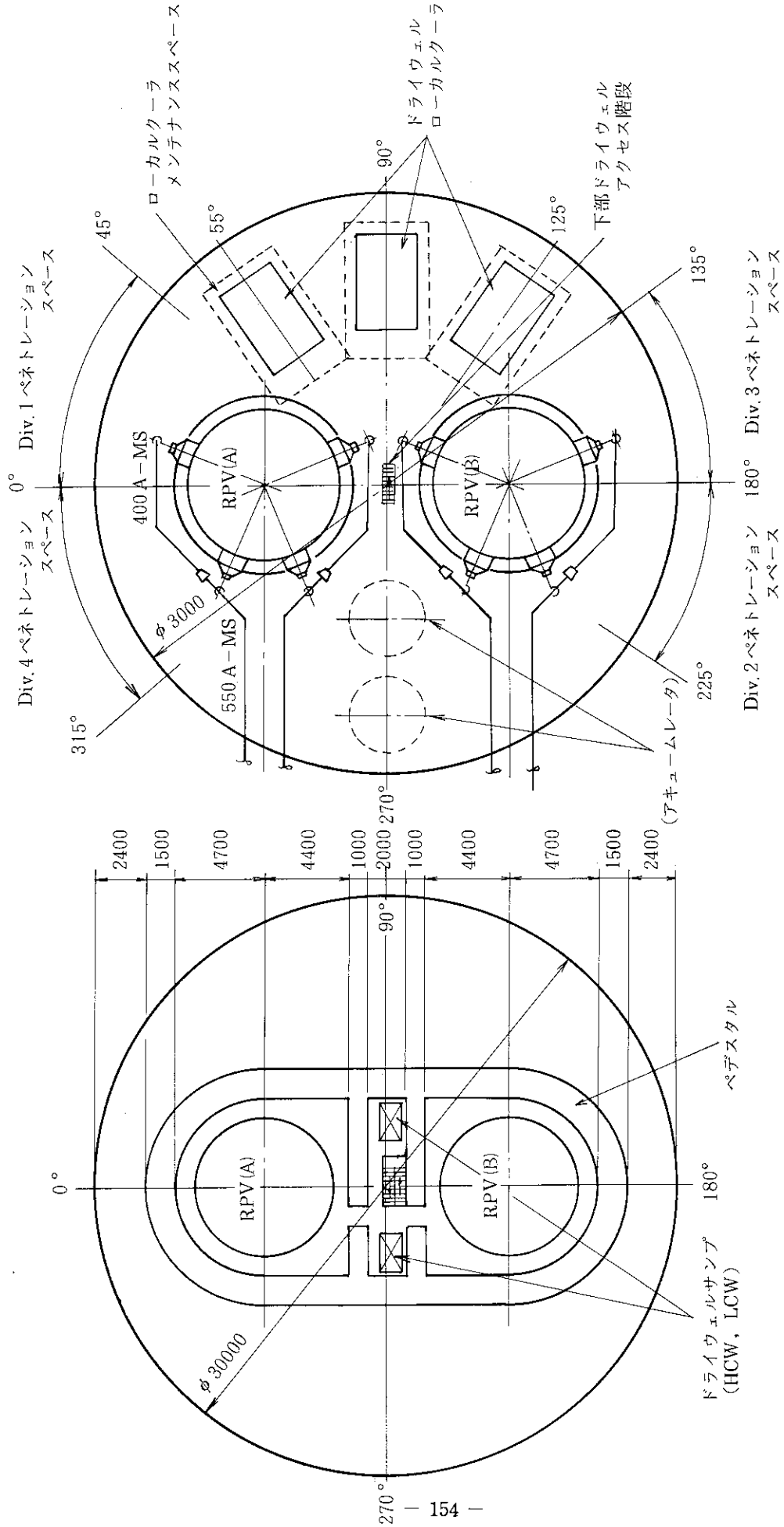


Fig. II. 12.2 SPWR サブアセンブリ配置検討図

Fig. II. 12.3 SPWR ドライウエル配置検討図

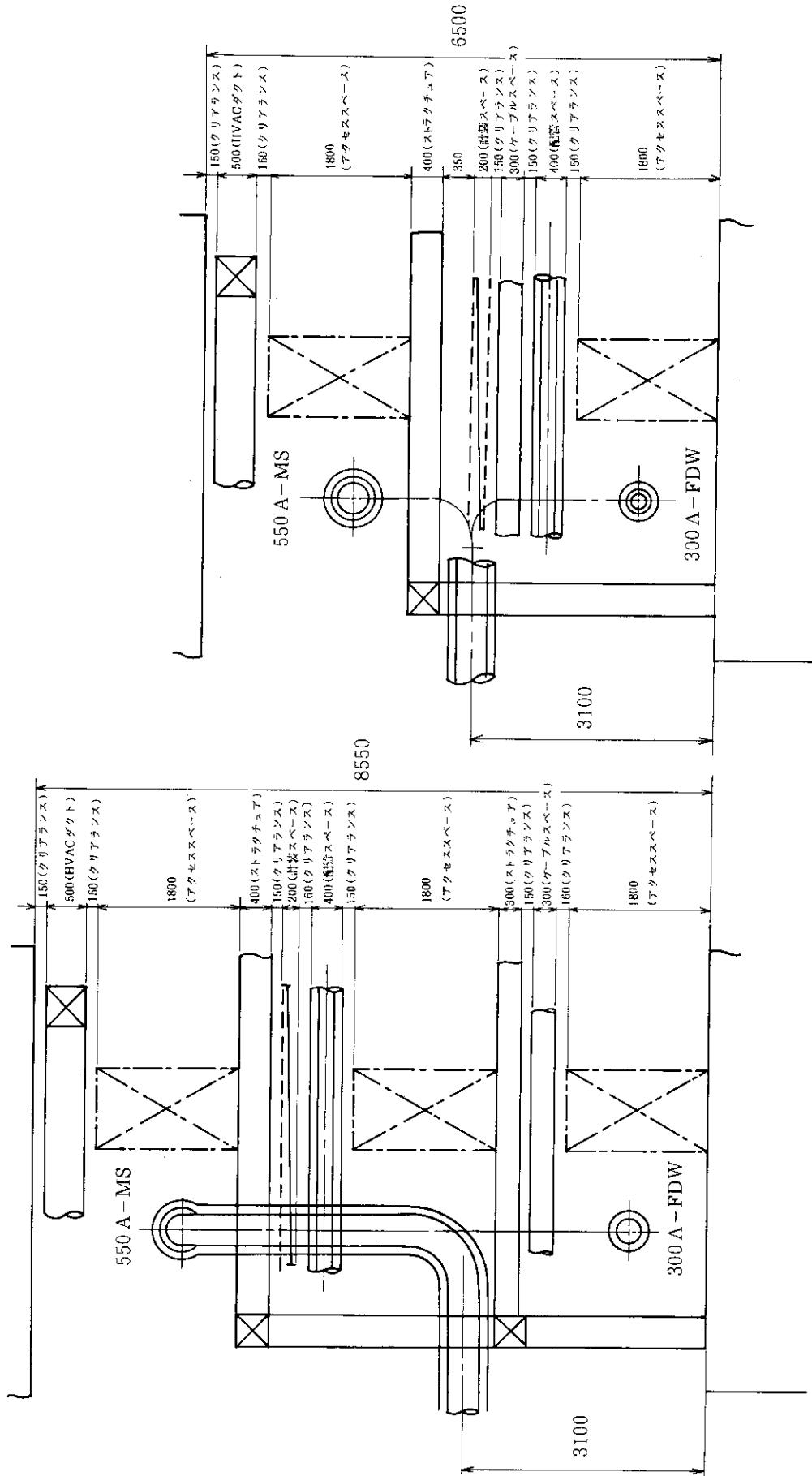


Fig. II. 12.4 SPWR ドライウエル高さ検討図
(ストラクチャ2段案)

Fig. II. 12.5 SPWR ドライウエル高さ検討図
(ストラクチャ1段案)

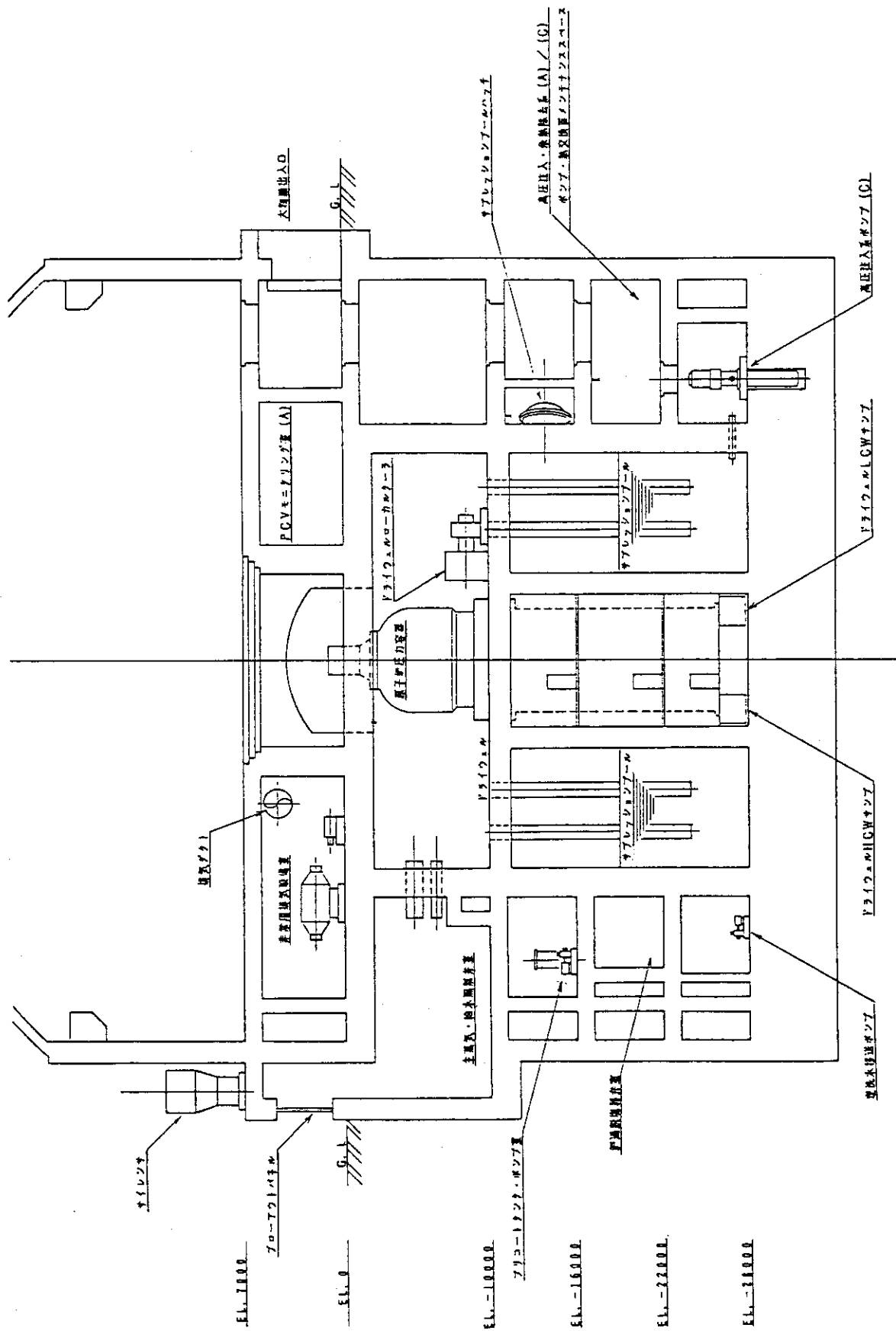


Fig. II. 12. 6 SPWR 原子炉建屋機器配管図 (90° - 270° 断面)

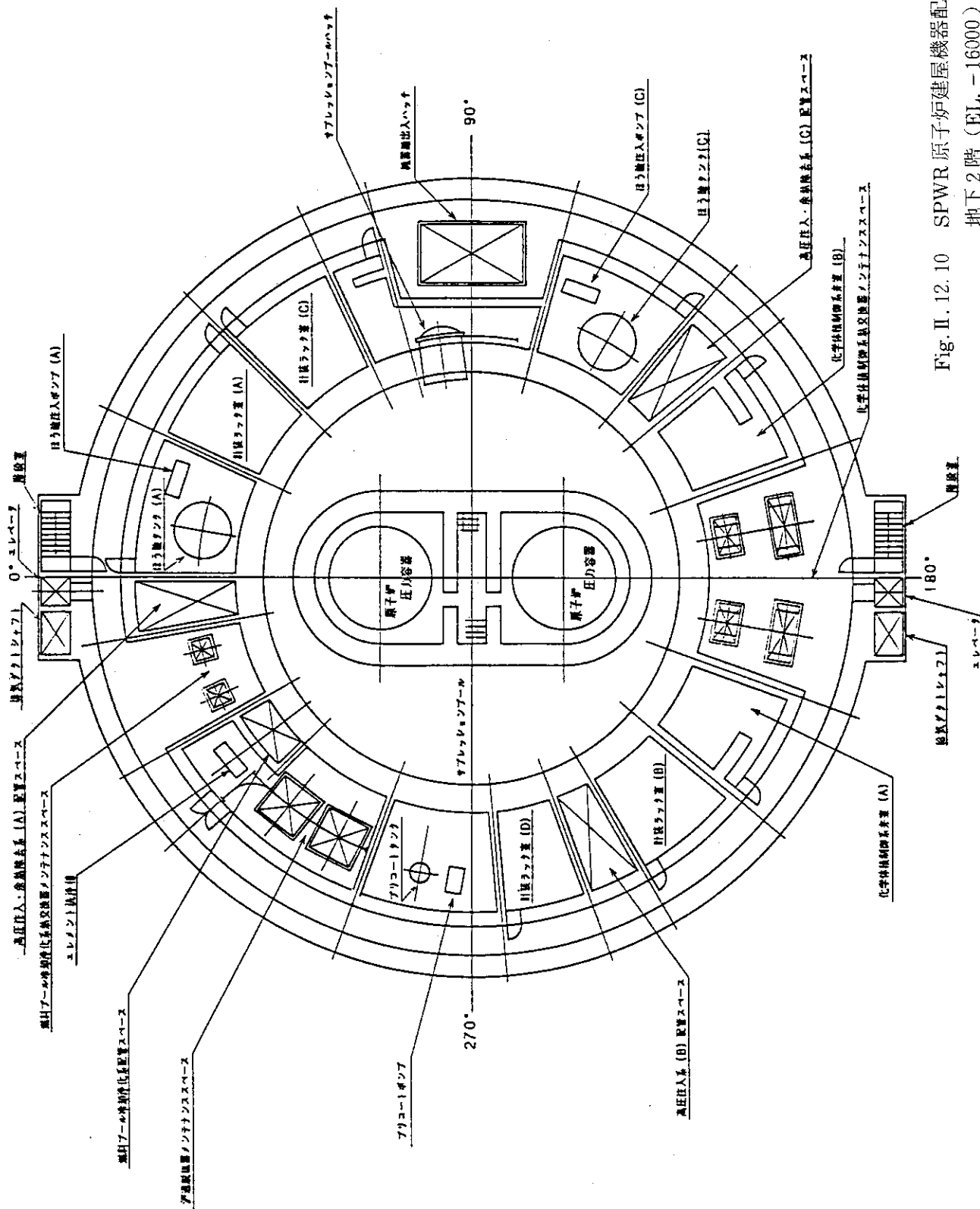


Fig. II. 12.10 SPWR 原子炉建屋機器配置図
地下2階 (EL. -16000)

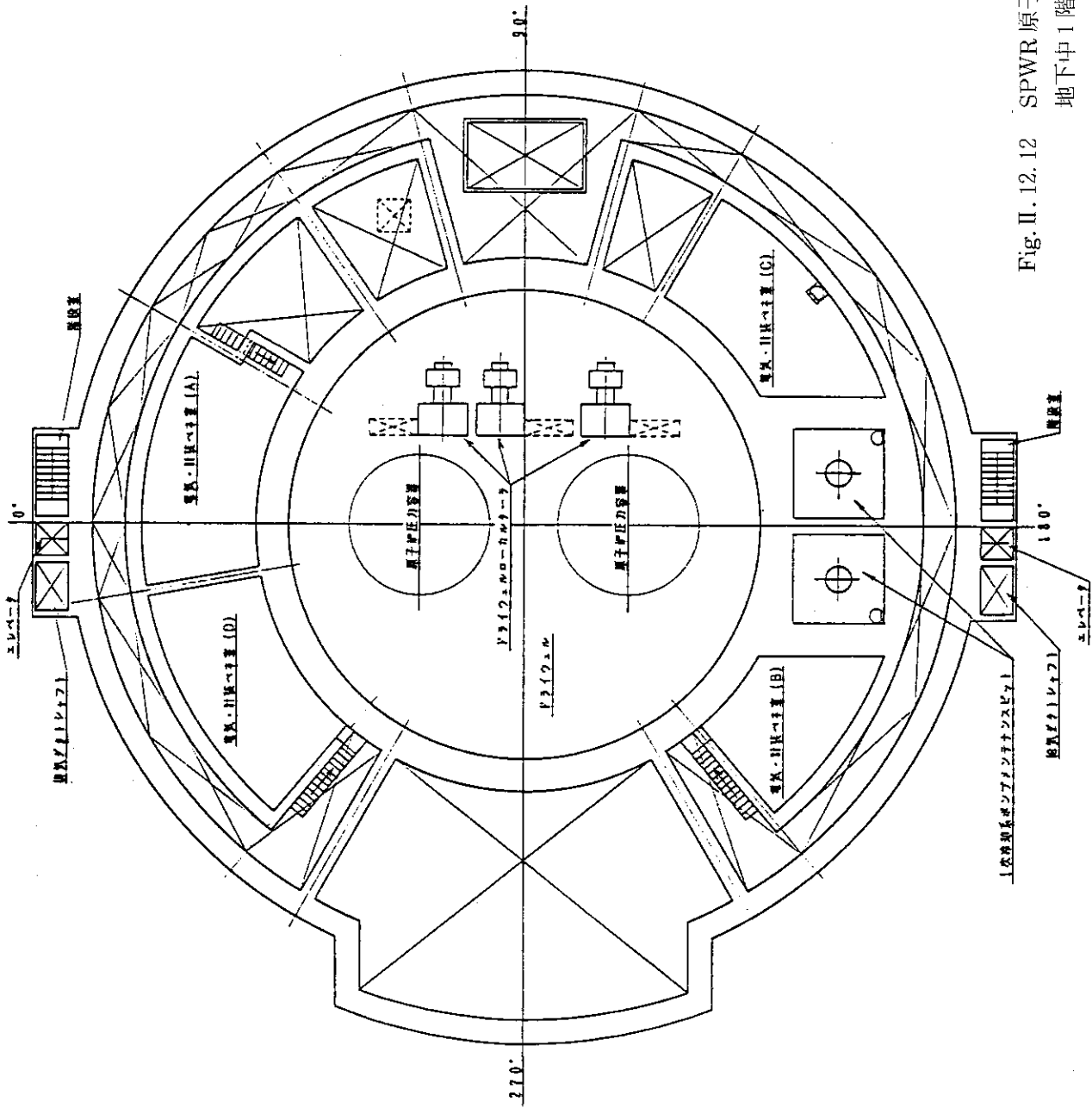


Fig. II. 12. 12 SPWR 原子炉建屋機器配置図
地下中 1 階 (EL. - 4800)

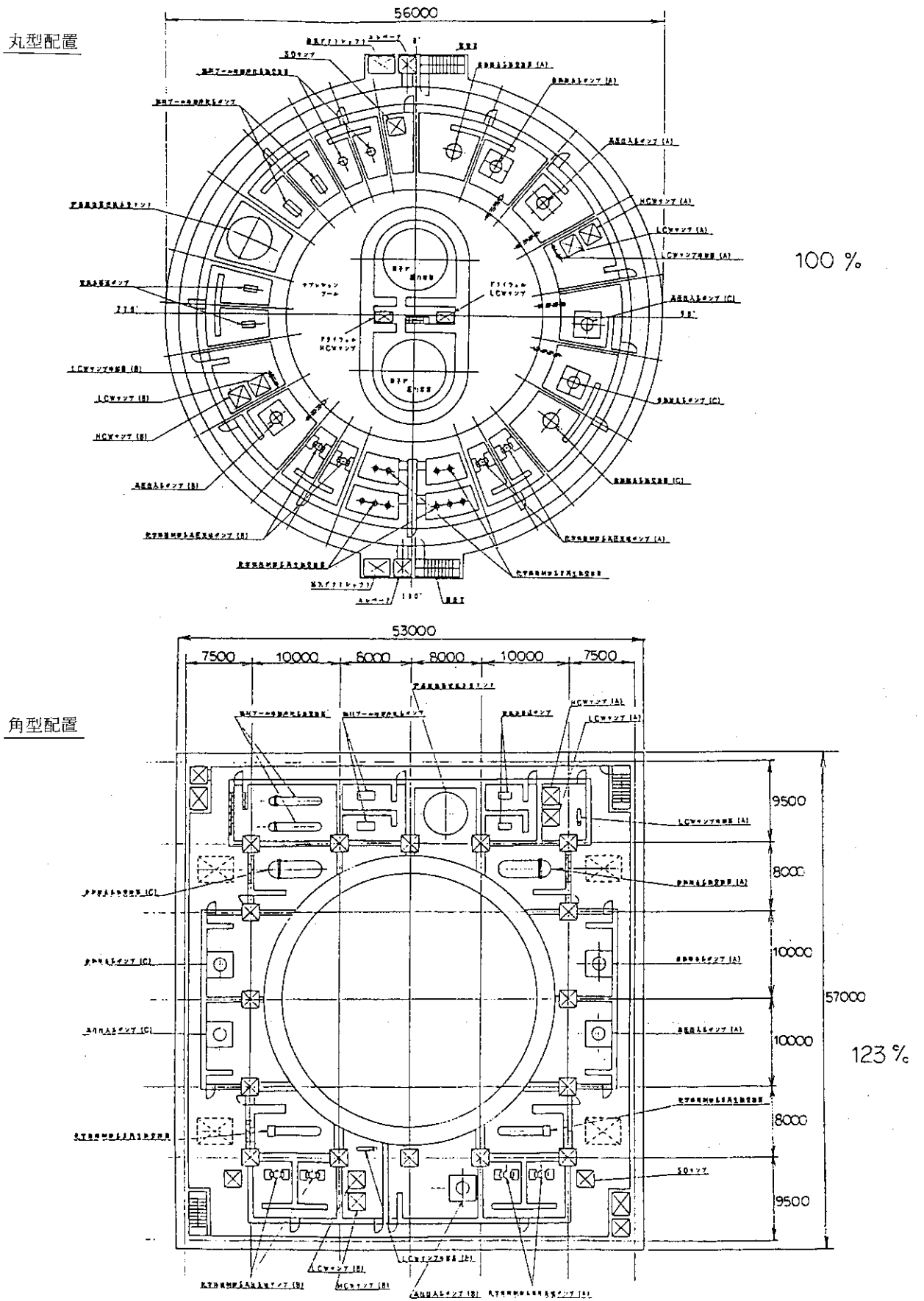
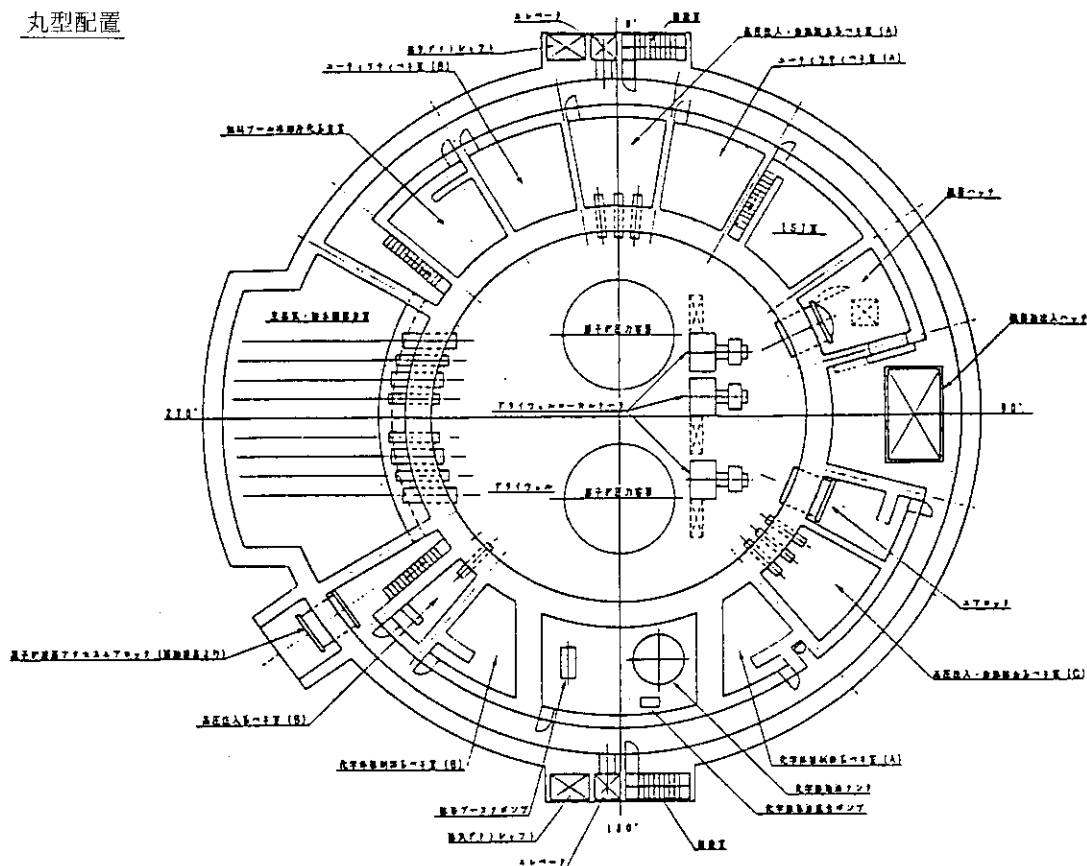


Fig. II. 12. 15 SPWR 機器配置計画の比較
地下4階 (EL. -28000)

丸型配置



角型配置

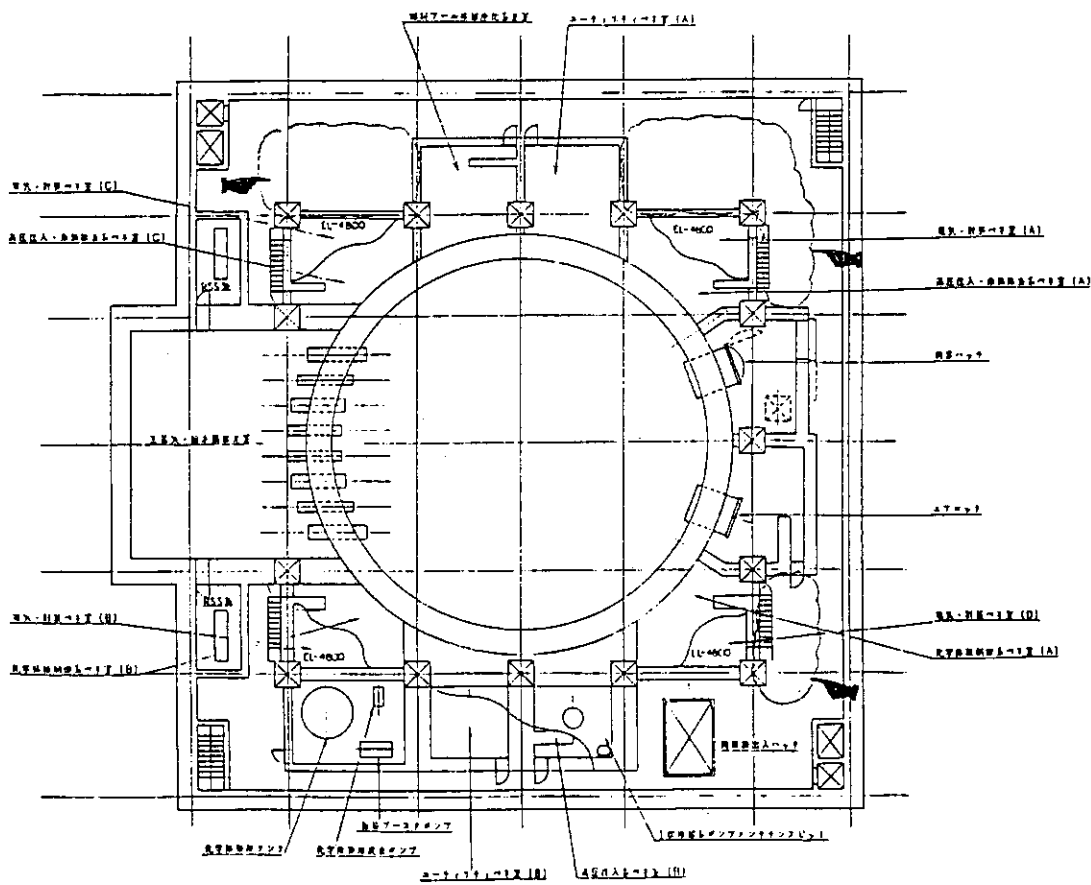
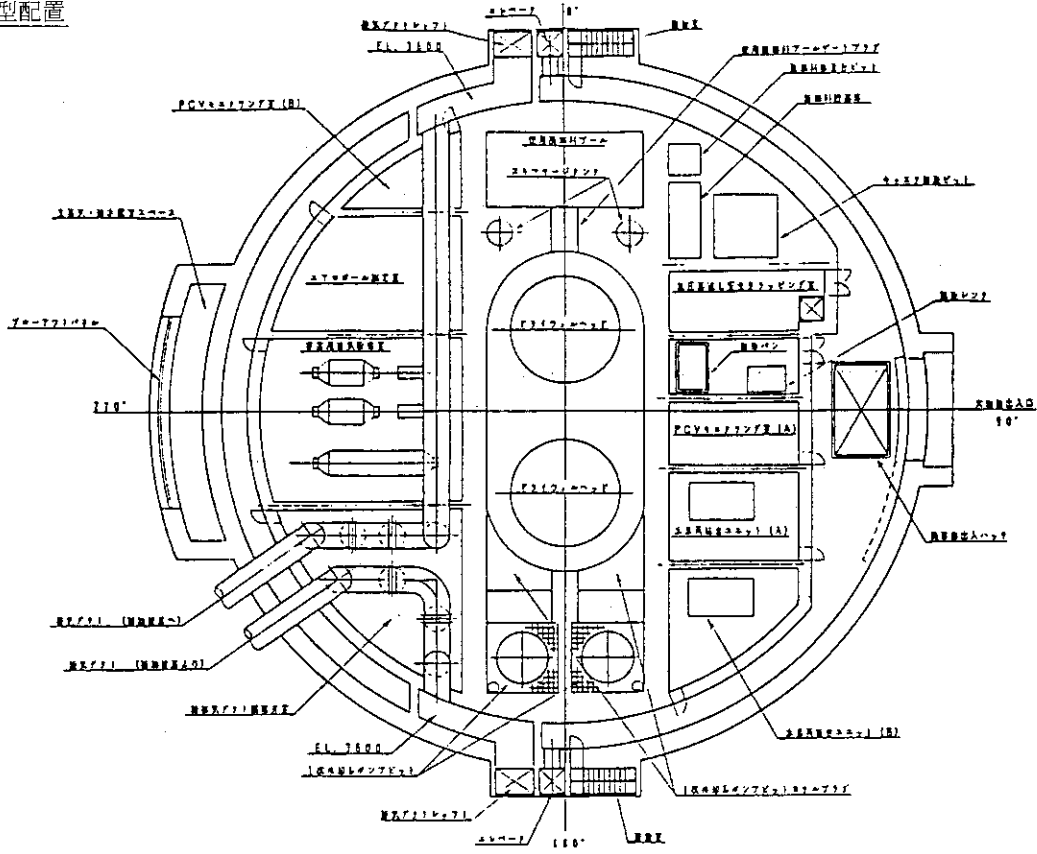


Fig. II. 12. 18 SPWR 機器配置計画の比較
地下1階 (EL. - 10000)

丸型配置



角型配置

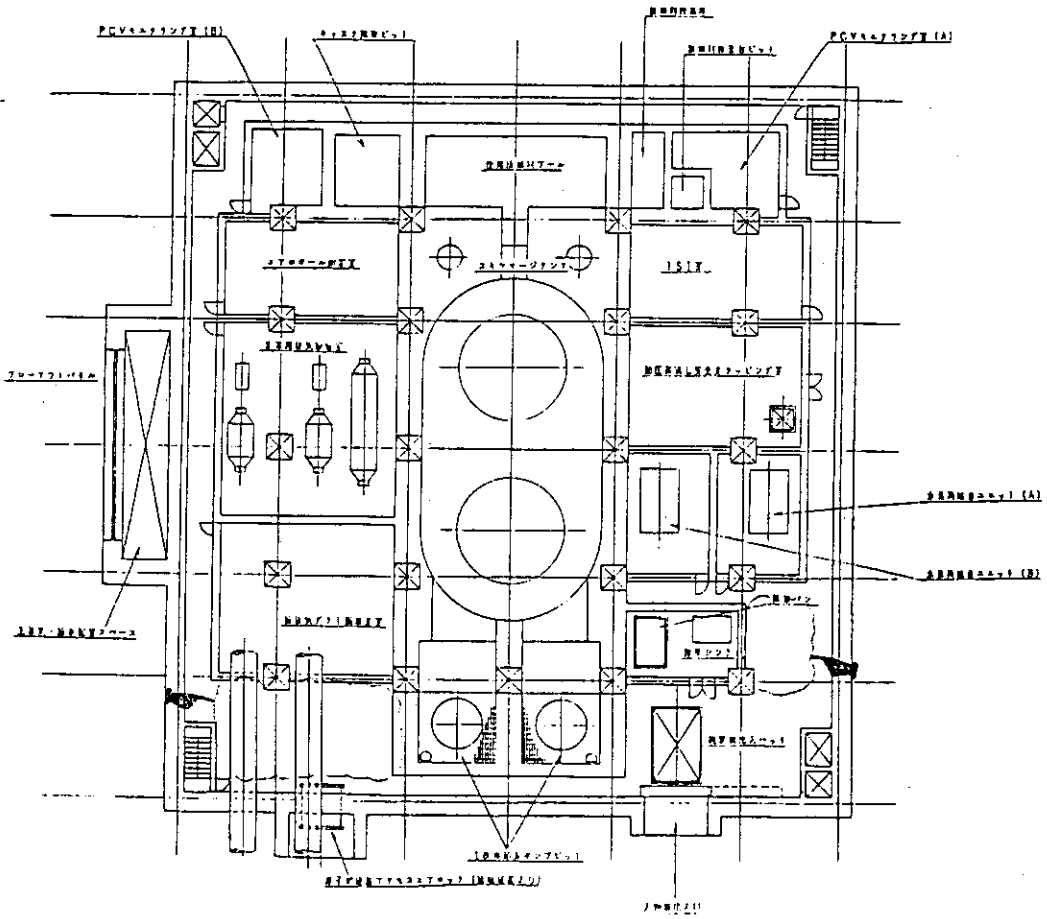
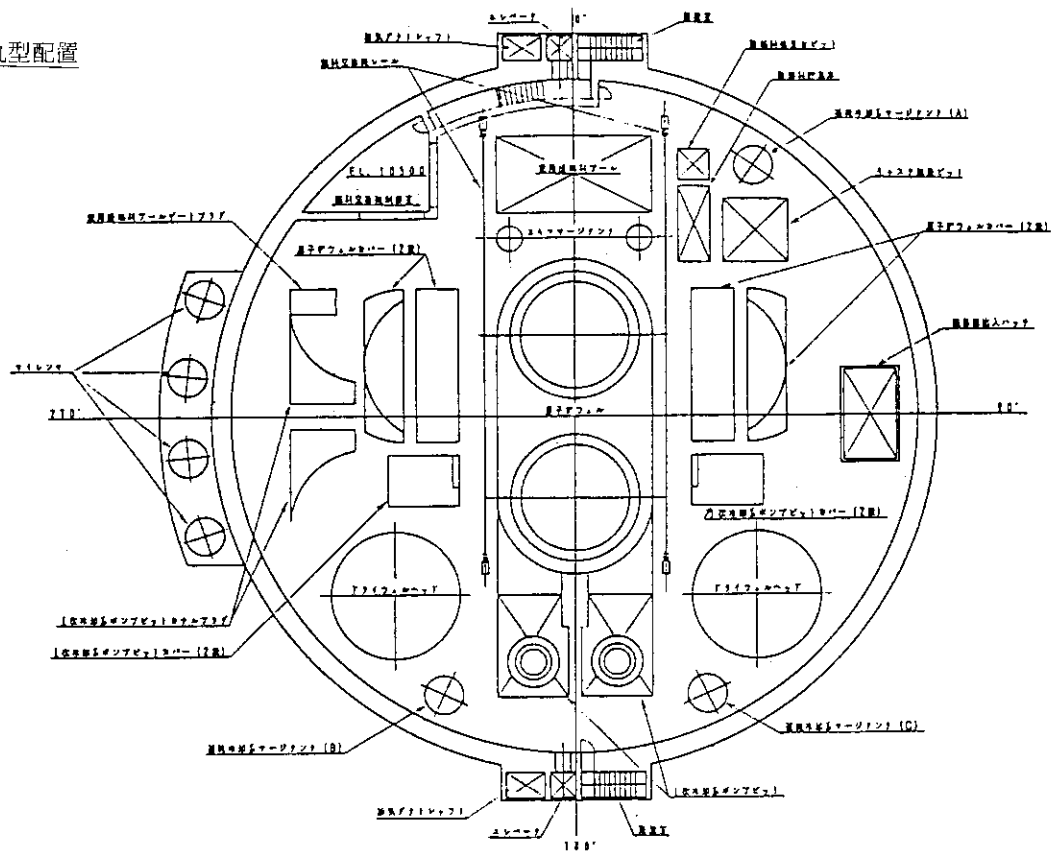


Fig. II. 12.19 SPWR 機器配置計画の比較
地上1階 (EL. 0)

丸型配置



角型配置

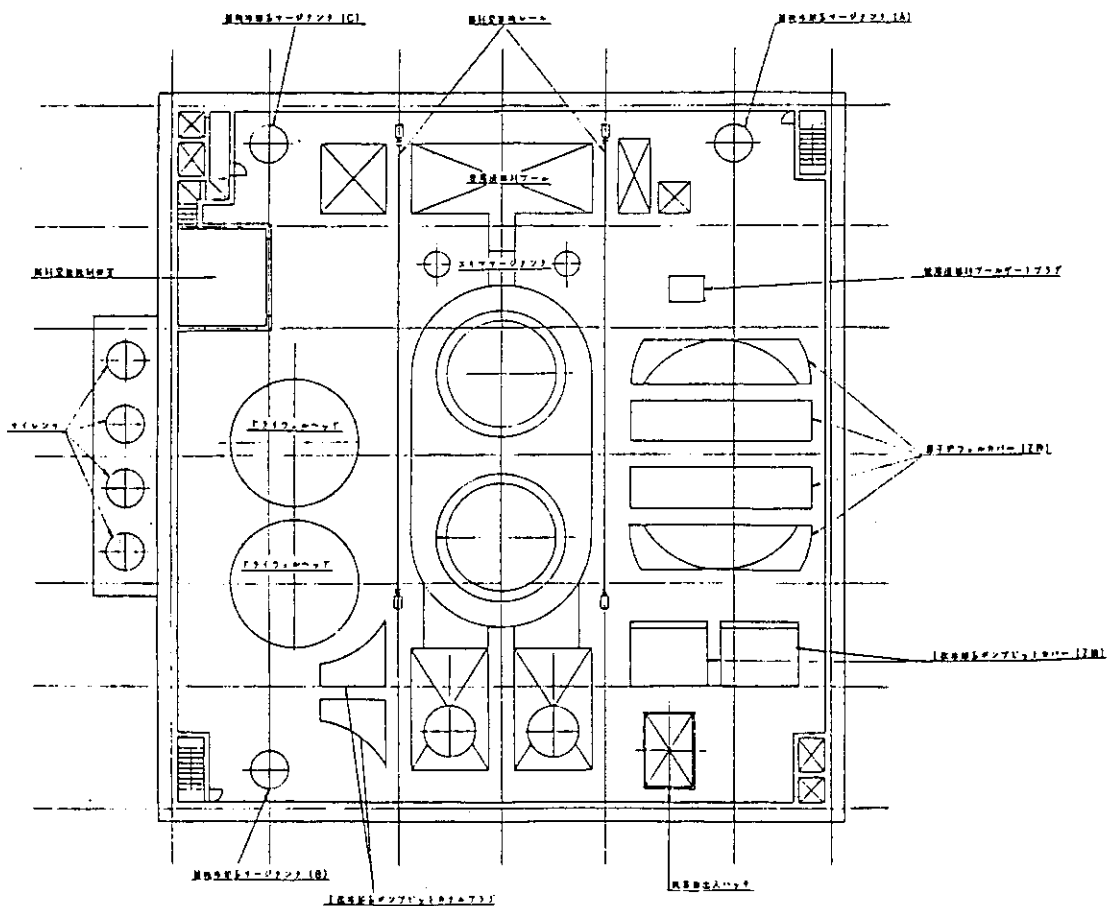


Fig. II. 12. 20 SPWR 機器配置計画の比較
地上 2 階 (EL. 700)

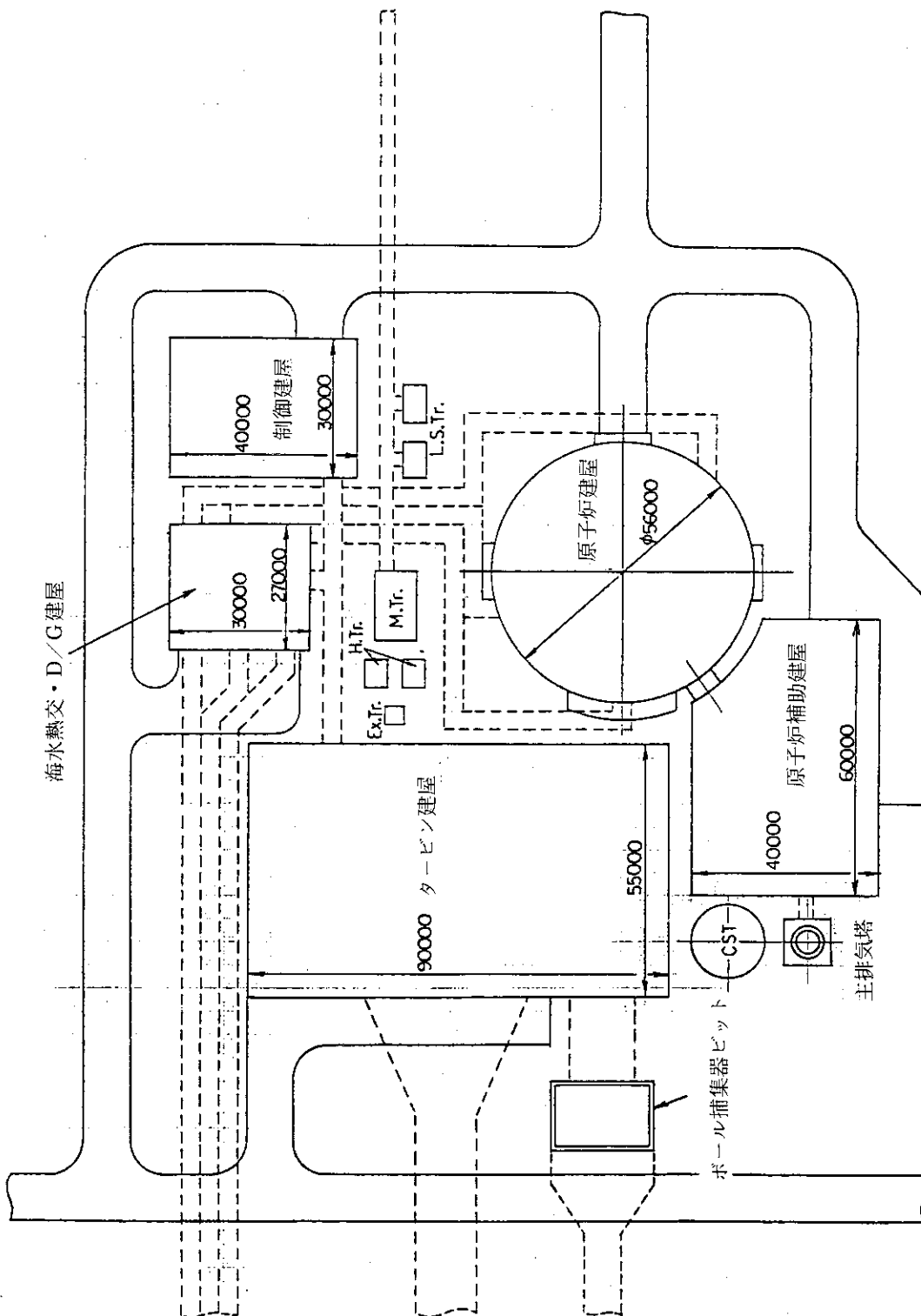


Fig II. 12.21 SPWR 全体配置図

添付資料 6 原子炉格納容器サプレッションプール水量

(1) はじめに

格納容器設計にあたり、ひとつの目安として、原子炉無冷却状態で、蒸気の形でサプレッションプール内に放熱する場合に、サプレッションプールを無冷却状態で、プール水温が 80°C に達するまでに 7 時間を要するように設定し、このような設定条件の実現性について検討した。なお、格納容器の設計条件は 3.6 気圧（飽和水温度 139°C）であり、先の 7 時間は 20 時間に対応する。

(2) 検討条件

- 1) 炉心崩壊熱: Fig. A 6.1 の標準崩壊熱曲線による。
- 2) サプレッションプール (S/P) 水上限温度を 80°C とする。これは BWR における蒸気凝縮試験が 80°C 弱程度までしか実施されておらず、これ以上の温度での蒸気凝縮性が不確定であるためである。この点に関しては今後実験的な研究により設計の合理化が図れる。

(3) 検討結果

1) 放出熱量

- 崩壊熱: Fig. A 6.1 より 7 時間までの総崩壊熱は、

$$(0.07 \times 0.9S) + (0.06 \times 9S) + (0.04 \times 90S) + (0.025 \times 900S) + (0.013 \times 9000S) \\ + (0.008 \times 15200S) = 265S \text{ full power}$$

となるので、これを安全側に丸めて 270 S とすれば、総崩壊熱は以下ようになる。

$$1.1 \times 10^9 (\text{Wt}) \times 860 (\text{cal/hr} \cdot \text{Wt}) \times 10^{-3} (\text{cal} \rightarrow \text{kcal}) \times 270S / 3600S (\text{hr}) \\ = 7.10 \times 10^7 \text{kcal}$$

- RPV・炉心・炉内構造物放熱量: SPWR の炉圧は、1 次冷却水放出速度を Min とするため、LOCA 後も安全弁設定圧ギリギリに維持され、したがって、温度降下もほとんど無いと思われる。よって RPV・炉心・炉内構造物からの放熱は無視する。
- 1 次冷却水放熱量: 1 次冷却水の内、RPV 内に留まるものは上記と同様に、放熱を無視する。

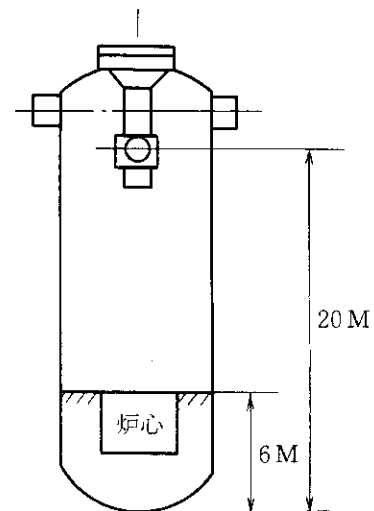
しかし破断口および安全弁から放出された 1 次冷却水（右図より全水量の 7/10 程度と考えられる）は、S/P 温度 80°C まで冷却されるために、その温度差分だけ放熱する（液→気→液の相変化の際の潜熱変化は相殺されると考える）。

この 1 次冷却水からの放熱量は以下の通りである。

$$2.81 \times 10^5 (\text{kg}) \times (300 - 80) (^\circ\text{C}) \\ = 6.18 \times 10^7 \text{kcal}$$

- 総放出熱量: 上記より総放出熱量は以下のとおりとなる。

$$(7.10 + 6.18) \times 10^7 = 13.3 \times 10^7 \text{kcal} \rightarrow 1.4 \times 10^8 \text{kcal}$$



2) S/P 必要水量

S/P の LOCA 前温度を 40°C (BWR の R/B・W/W の通常時 Max 温度) とすれば、上記放出熱量より S/P 必要水量 W_s は以下のようになる。

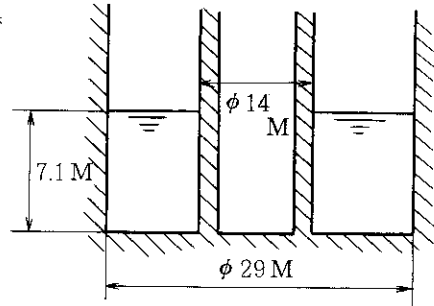
$$W_s = \frac{1.4 \times 10^8}{80 - 40} = 3.75 \times 10^6 (\text{kg}) = 3.60 \times 10^3 (\text{m}^3) \rightarrow 3600 \text{m}^3$$

↑
比容積 0.0010292 (m³/kg) at 80°C

3) 現行 BWR の S/P 水量との比較

現行 BWR として ABWR を例とすると、その S/P 水量は下図より約 3600 m³ となる。

したがって、上記 S/P 必要水量は、出力比で見れば、現行 BWR の約 2 倍 (LOCA を起こした原子炉の出力で見れば 4 倍) となるが、絶対値はほぼ同等であり、プラントとしての成立性は充分あるものと思われる。



4) W/W 内圧の概略確認

LOCA 後 7 時間での W/W 内圧を

- D/W と W/W 気相部は完全に分離されている。
- PCV 雰囲気温度は 80°C とする。
- D/W 内の非凝縮性ガスは全て W/W 気相部に移行するものとする。

との条件下で求めると、以下のようになる。

D/W - W/W 気相部体積比		W/W 内圧
D/W	W/気相部	(ゲージ圧 kg/cm ²)
1.0	0.4	— 3.43
	0.5	— 2.87
	0.6	— 2.49
	0.7	— 2.22
	0.8	— 2.02
	0.9	— 1.86
	1.0	— 1.74
	1.1	— 1.64
	1.2	— 1.55

上記圧力は現行 BWR の PCV 設計圧と同等あるいは以下であり、特に問題となるレベルではない。

また、実設計上は D/W と W/W を分けるダイヤフラムフロア (D/F) への設計荷重 (差圧荷重) を低減するために、W/W - D/W 真空破壊弁を設けて、W/W 側が高圧となった場合に W/W - D/W を均圧化するのが通例であり、SPWR でも同種真空破壊弁を設置すれば、平衡状態での PCV 内圧は D/W, W/W 共 1.5 kg/cm² 程度となる。

したがって、SPWR においても、PCV 内圧は LOCA 時過渡解析により決定されることが考えられる。

(4) 結 論

- 1) S/P 水容量を 3600 m³ 程度とすれば, LOCA 後 7 時間までの PCV 冷却を S/P 水熱容量のみで行うことが可能である。
- 2) 上記 S/P 水量は現行 BWR に比べて特に過大ではなく, 実設計上適応可能なレベルである。
したがって, LOCA 後 7 時間までの S/P 冷却設備は不要である。
- 3) IOCA 後 7 時間での PCV 内圧も特に問題となるレベルではなく, したがって, 平衡状態での PCV 内圧が設計上 Critical となる恐れはない。

(5) 参 考

サプレッションプール水温を 139°C に設定した場合の試算を以下に示す。なお, 格納容器 (RCCV) の設計条件は温度 175°C, 圧力 3.6 kg/cm² である。

1) 崩壊熱の時間積分

7	hr	7.1 × 10 ⁷ kcal
14		11.1 × 10 ⁷
27.8		16.9 × 10 ⁷ (10 ⁵ SEC)

2) RCCV 内の圧力・温度

水の温度, 圧力の関係は次表のとおりである。

温度(°C)	飽和圧力(kg/cm ²)	比熱(kcal/kg°C)
65	0.2550	1.000
80	0.4829	1.002
100	1.0332	1.007
120	2.0246	1.014
130	2.7546	1.018
140	3.685	1.023
160	6.303	1.036
170	8.076	1.044
180	10.244	1.053

139°C, 3.6kg/cm²
(設計条件)

RCCV 内の圧力, 温度は以下のようなになる。

時間	崩壊熱	圧力	温度
7 hr	7.1 × 10 ⁷ kcal	1.5 kg/cm ²	80 °C
14	11.1 × 10 ⁷	2.3	125
20	14.0 × 10 ⁷	3.6	139
27.8	16.9 × 10 ⁷	4.2	143

(大概算)

- 仮定
- * RCCV 内の圧力は崩壊熱に比例する。
 - * 飽和温度, 圧力以下では蒸気は正常に凝縮する。
 - * ヒートパイプによる冷却効果を見捨てる。

3) ヒートパイプの容量

温度条件を高めることによって小型化できる。

10 hr	0.006 MWt	80°C → 40°C, 40 O.D×2t×6m×1500本
20	0.0052	139 → 40°C, 40 O.D×2t×6m×600

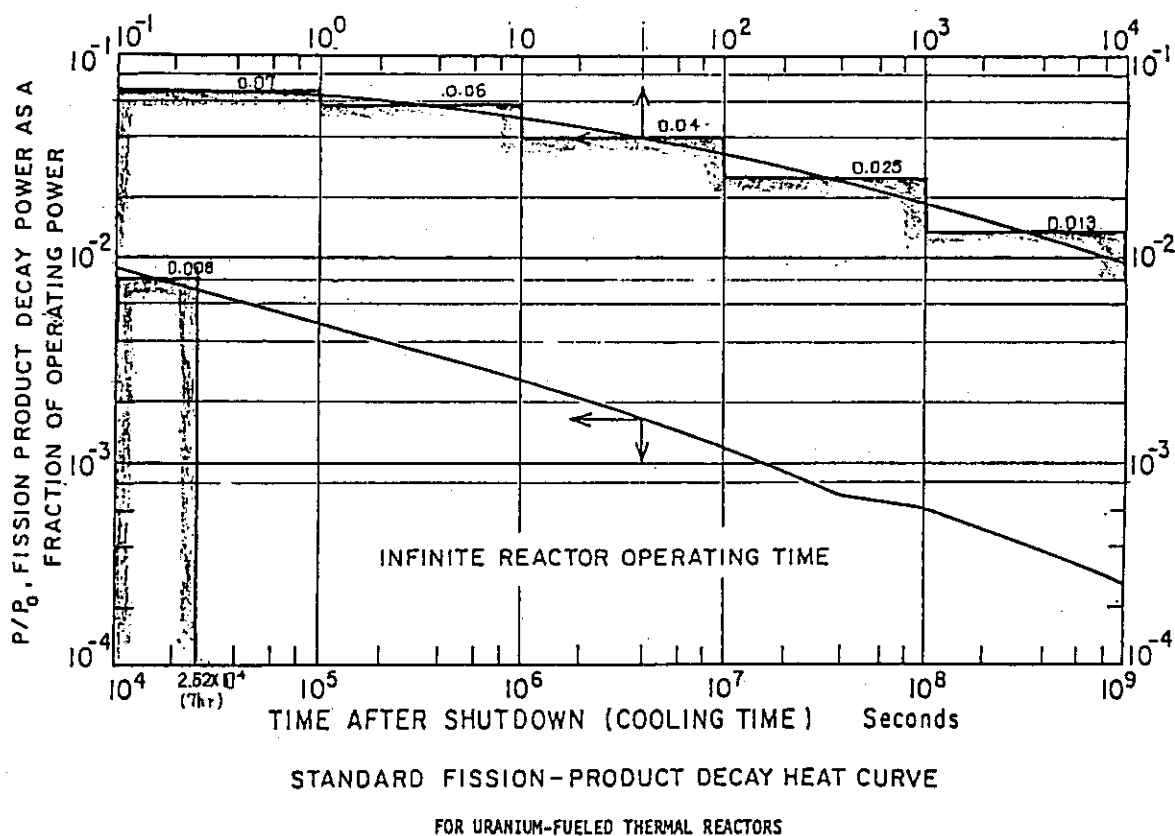


Fig. A 6.1 崩壊熱曲線

添付資料7 SPWR と従来型軽水炉の原子炉建屋の比較検討

(1) はじめに

SPWR プラントのタービン設備および制御系・非常用電源系等のクリーン設備は従来型軽水炉と大差無いものであるため、従来型軽水炉と比較した SPWR プラントの経済的成立性はその原子炉設備のコストによる。

原子炉設備のコストは原子炉エリアの面積・容積に大きく依存すると考えられるため、原子炉エリアの面積・容積は SPWR の経済的成立性を見る上で有力な指標になるものと考えられる。

以上の観点から以下では原子炉エリア面積・容積による従来型軽水炉と SPWR の比較結果を示す。

(2) SPWR と従来型軽水炉の原子炉建屋の概略比較

Twin Reactors-700 MWe SPWR プラントとほぼ同出力の従来型軽水炉として 800 MWe 級 BWR (MARKI) を選び、その原子炉建屋を SPWR プラントと比較して Fig. A 7.1 に示す。

この図より SPWR プラントの原子炉建屋は、高さ、面積共に従来型炉よりコンパクト化されていることが分かる。このコンパクト化の主要因は、主にドライウエルの小型化にあると考えられるが、これは「主要コンポーネントを全て RPV に内蔵し、かつ制御棒駆動機構を有さない」という SPWR の技術的特徴により可能となったものと考えられる。

(3) SPWR と従来型軽水炉の比較評価

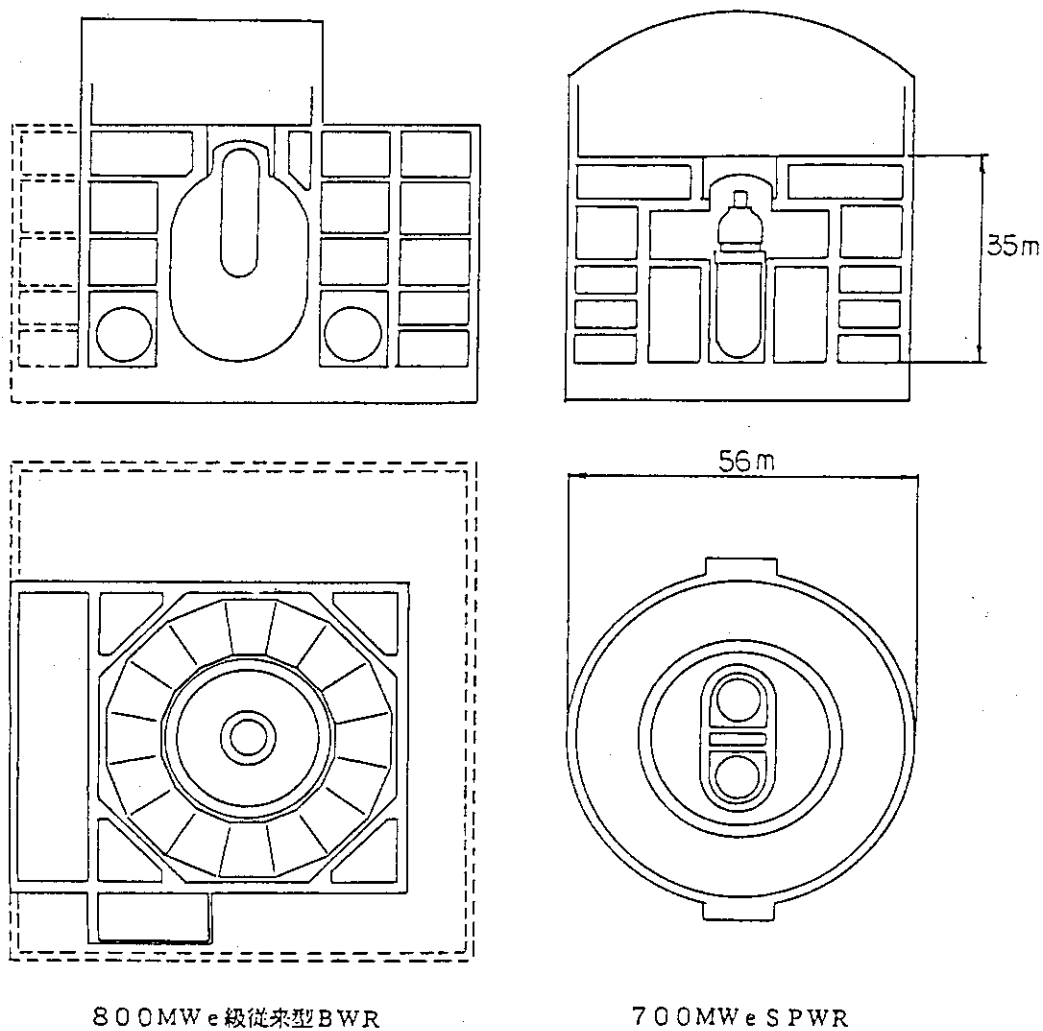
次に SPWR プラントと従来型軽水炉 (800 MWe 級および 1100 MWe 級 BWR) の原子炉エリア面積・容積の比較結果を Table A 7.1 に示す。

SPWR は LOCA 後の崩壊熱を 6～7 時間にわたり S/P 水で除去可能な様に出力に比べて大きな S/P を有しているため、単位出力当りの PCV 容積は従来型 BWR より若干大であるが、単位出力当りの R/A 延床面積・建屋容積では 800 MWe 級 BWR よりかなり小さく、1100 MWe 級 BWR とほとんど同等である。したがって今後安全系機器のパッシング化等により原子炉建屋が若干大型化しても、同クラスの従来型軽水炉と同等な経済性は充分確保可能と考えられる。

以上に示した様に、原子炉エリア面積・容積から考えると Twin Unit SPWR プラントは従来型軽水炉と同等以上にコンパクト化されたプラントであり、経済的にも充分成立し得るプラントであると考えられる。

Table A 7.1 SPWR と従来軽水炉の比較評価

		従来型 BWR		SPWR (700 MWe)
		800 MWe 級	1100 MWe 級	
PCV 容積	(m ³)	18,000	21,000	17,600
単位出力当りの PCV 容積	(m ³ /MWe)	220	190	250
R/A 延床面積	(m ²)	17,000	20,000	12,800
単位出力当りの R/A 延床面積	(m ² /MWe)	210	180	180
R/A 建屋容積	(m ³)	139,000	143,000	90,000
単位出力当りの R/A 建屋容積	(m ³ /MWe)	1,680	1,300	1,290



800MWe 級従来型BWR

700MWe SPWR

Fig. A 7.1 SPWR と従来型軽水炉の原子炉建屋の比較

13. 建設工法

13.1 概要

SPWR は原子炉容器に炉心、蒸気発生器、ポイズンタンク、加圧器等の原子炉構成機器を内蔵しているため工場で原子炉を組立て、モジュール化できる可能性がある。一方、SPWR の原子炉構成機器は出力のわりに大形で、350 MWe SPWR の原子炉容器本体の重量は従来型の 1100 MWe BWR の原子炉容器本体の重量と同等以上であり、350 MWe SPWR の原子炉モジュールの重量は約 2500 トンで、従来型軽水炉の建設で一体として取扱われた最大重量物の約 3 倍となる。したがって、原子炉をどのようにして建設するかが重要な検討課題と考えられるので、原子炉を原子炉建屋内で組立てる工法（従来工法）と工場で原子炉モジュールを組立てる工法（モジュール工法）について検討を行った。

SPWR は蒸気発生器を原子炉容器に内蔵しており、主蒸気が原子炉容器から直接取出されるため、原子炉建屋内の配置は従来型 BWR に類似している。したがって、原子炉建屋は従来型 BWR の建設で実績のある工法により建設することができる。タービン建屋 (T/B)、放射性廃棄物建屋 (RW/B)、サービス建屋 (S/B)、その他多くのプラントを構成する設備の建設は従来型の BWR または PWR と同様に行うことができるものと考えられる。

建設工程（岩盤検査～営業運転開始）は今後建設される 1100 MWe の軽水炉の建設工程が 50 ヶ月程度を目標としていることを考慮し、従来工法、モジュール工法による目標工程を夫々 42 ヶ月、36 ヶ月に設定した。

13.2 原子炉構成機器の重量

SPWR を構成する主要な機器の製品重量ならびに輸送、据付け時の重量を Table II. 13.1 に示す。

1) 各機器の計画図に基ずく製品重量は以下の通りである。

原子炉容器本体 (RPV 本体)	約 920 トン
原子炉容器上蓋 (RPV 上蓋)	約 720 トン
蒸気発生器 (S/G)	約 430 トン
ポイズンタンク	約 200 トン
主循環ポンプ	約 160 トン
加熱器等	約 40 トン

13.3 原子炉本体の組立て手順

1) Fig. II. 13.1 に原子炉本体の組立手順を示す。

従来工法 (A 方式) の場合は工場で仮組立てを行い、分解して工場からサイトへ輸送し、原子炉建屋内で組立てを行う。モジュール工法 (B 方式) の場合は工場で組立て、そのまま輸送し (主循環ポンプは取外す)、一体で原子炉建屋内へ搬入し、据付ける。

2) 原子炉本体の仮組立・組立は既存の原子炉容器製造工場の設備を一部増強することに

よって（工場内の輸送設備/天井クレーン等）可能である。

- 3) 原子炉容器の耐圧試験以外の原子炉モジュールの諸試験を工場で実施することは試験設備が大規模となるので、今後の検討課題である（SPWRを連続的に建設する場合には新たに設備投資することが経済的に成立つ可能性がある。）

13.4 原子炉本体の輸送

1) 従来工法の場合、原子炉本体は工場で仮組立を行い、分解し、サイトへ輸送する。原子炉容器本体の輸送は以下の要領で行う（原子炉容器上蓋、蒸気発生器およびポイズンタンクの輸送もこれと同様に行う。）

- ① 原子炉容器本体を輸送用架台（スキッド）に乗せ、主フランジ盲蓋取付け、窒素ガス封入等を行い、工場から工場の岸壁へ搬出する。
- ② 岩壁に設置されているクレーン又は海上クレーンで重量物運搬船に積込む（Fig. II. 13.2参照）。
- ③ サイトの岸壁まで海上輸送する（Fig. II. 13.3参照）。
- ④ サイトの岸壁で岸壁に設置されているクレーン又は海上クレーンで吊り揚げ、重量物運搬車に積込む（Fig. II. 13.2, Fig. II. 13.4参照）。
- ⑤ 重量物運搬車でデリックの下まで輸送する（Fig. II. 13.4参照）。
- ⑥ デリックで重量物運搬車から吊り揚げて地上に卸す。
- ⑦ デリックで垂直に立て、吊り揚げて原子炉格納容器内に搬入し、原子炉容器ペDESTALの上に据付ける（Fig. II. 13.5参照）。

2) A方式（従来工法）で扱う最大重量物はRPV本体、B方式（モジュール工法）で扱う最大重量物は原子炉モジュールで、工場出荷からサイトで原子炉建屋内に据付けるまでの各段階に於けるスキッド類を含めた重量単位は以下の通りである。

単位 トン

	A方式	B方式
最大重量物	RPV 本体	原子炉モジュール (主循環ポンプ含まず)
製品重量	920	2470 (2310)
水切り重量	1120	2930 (2770)
輸送重量	1110	2900 (2740)
地切り重量	970	2570 (2410)
吊込み重量	940	2490 (2330)

〔注記〕

水切り重量：工場の岸壁で海上クレーンで本船に積込む時の重量

サイト岸壁で海上クレーン又は岸壁のクレーンで本船から荷揚げする時の重量

輸送重量：サイト構内で重量物運搬車で岸壁からデリックの下まで輸送する時の重量

地切り重量：原子炉建屋内に吊り込むため、デリックでRPV本体を水平の状態から垂直に立て、回転架台の支持部を撤去した時の重量

吊込み重量：デリックでRPV本体を吊り上げる時の重量

- 3) 従来型軽水炉プラントの建設工事で一体として輸送・据付けが行われた最大の重量物は原子炉容器（一部の内部構造物を含む）で、1100 MWe BWR でも 900 トン以下である。350 MWe SPWR のプラントの建設ではこれと同等以上の重量物を輸送し、据付けることになる。特に、原子炉モジュールを一体で輸送し、据付けるためには大容量（従来使用しているものの 3 倍程度）の輸送、据付用機材を必要とするので技術的な面のみでなく、経済的な面（工事中機材の償却等）の検討が必要である。
- 4) モジュール工法の場合、原子炉モジュールは工場で組立て後、主循環ポンプを取外し、前項に記載の原子炉容器本体と同様の要領でサイトへ輸送する。但し、サイト構内の輸送は重量物運搬車を使わず、コロ洩きで行う。コロ洩きとする理由は原子炉モジュールの製品重量は原子炉容器本体の約 2.5 倍であり、重量物運搬車に原子炉モジュールを搭載するためには荷重を荷台に均等に分散させるための大きな架台が必要であり、輸送重量が更に大きくなることが予想されるからである。（Fig. II. 13.6, II. 13.7, Fig. II. 13.8 参照）。

13.5 原子炉容器吊り込み要領

1) A 方式（従来工法）

Fig. II. 13.5 にデリックによる原子炉本体の原子炉建屋への吊込み要領を示す。

- ① この方式で 1100 MWe BWR の原子炉容器（吊込み重量：約 750 トン）を吊り込んだ実績がある。
- ② 原子炉容器上蓋、ポイズンタンク、蒸気発生器等も同じ方法で原子炉建屋内への吊込みを行う。
- ③ デリックは走行できないので、2 個の原子炉容器を吊り込める位置にデリックを設置する。
- ④ デリックの設置位置はプラントの配置、原子炉容器のサイト構内搬入ルート等を考慮して決める必要がある。
- ⑤ 本図に示す原子炉建屋は半地下式（地下約 30 m）である。原子炉建屋の設置レベルが本図 Fig. II. 13.5 より高い場合にはデリックのジブを長くし、カウンターウエイトを増す必要がある。
- ⑥ 図中の寸法等の数値は概略の規模を示すための参考値である。
- ⑦ 原子炉建屋が円筒形で、ポーラークレーンを設置する場合は原子炉容器を吊り込み時にポーラークレーンと干渉する可能性があるため詳細な検討が必要である。

2) B 方式（モジュール工法）

原子炉モジュールの吊り込みは A 方式と同様に行う。但し、デリックの容量が従来実績の 3 倍程度となるので、デリックの設置場所の確保、設備投資効果等について検討を要する。

13.6 建設工程

Table II. 13.2 に従来工法による建設工程を、Table II. 13.3 にモジュール工法による建設工程を示す。

- 1) 今後建設される 1100 MWe の軽水炉の建設工程は 50 ヶ月程度を目標としているので、

SPWR の目標工程（岩盤検査～営業運転開始）を以下の通りとした。

従来工法…………… 42 ヶ月 モジュール工法…………… 36 ヶ月

- 2) SPWR の蒸気発生器は RPV の中に内蔵されているので、蒸気が RPV から直接取出される形となっている。このため SPWR は PWR であるが原子炉建屋内の配置は在来の PWR より BWR の配置に類似している。したがって、BWR の建設工法、工程が参考になる。
- 3) 建屋建築工程は中型 BWR (524 MWe) の実績工程を参考とした。
建屋建築工程：2 ヶ月/1 階（複雑な所 3 ヶ月 1 階）
- 4) 配管、弁等はユニット化する範囲を拡大し、現地における据付け工数を低減し、工程の短縮を図る。
- 5) 機器、配管等の搬入、据付けは工程短縮のため必要な箇所は建築工事と並行して行う建屋の床および壁完成後、天井（次の階の床）工事前に機器、配管等を搬入する。このため、天井工事のための型枠用支柱は鋼製ビーム・デッキプレートを使う。
- 6) 原子炉容器の吊り込みを先に記した要領で行うことにより、原子炉容器の据付け時期を遅くして原子炉容器製造時期を含むプラント全体の建設期間を短縮するとともに、原子炉建屋建築工事との干渉をなくし、現地工事の短縮を図る。
- 7) 原子炉容器、蒸気発生器等の原子炉構成機器を吊り込み後、直ちにインターナルス工事を行うため、天井クレーンを先に据付けておく必要があるが、原子炉容器吊り込み時に原子炉容器と、天井クレーンが干渉する可能性があるため、今後詳細検討を要する。
- 8) 従来工法の場合、インターナルは工場で作組立を行い、現地での据付工程を短縮を図るが、短縮の程度について今後検討を要する。
- 9) モジュール工法の場合、原子炉モジュールの工場における試験を充実し、現地における系統試験および出力上昇試験に要する期間の短縮を図るが、工場の試験設備の投資効果等について検討を要する。
- 10) 燃料装荷に要する期間は燃料交換機の性能によるので今後検討を要する。

Table III.13.1 SPWR 原子炉構成機器の重量

	A方式(従来工法)				B方式(モジュール工法)			
	水切り重量	輸送重量	地切り重量	吊込み重量	水切り重量	輸送重量	地切り重量	吊込み重量
原子炉構成機器	1. RPV 本体	920	920	920	920	920	920	920
	2. RPV 上蓋	720				720	720	720
	3. 蒸気発生器	430				430	430	430
	4. ボイズンタンク	200				200	200	200
	5. 主循環ポンプ	160				160	160	160
	6. 加熱器等	40				40	40	40
1 製品重量	920	920	920	920	2470 (2310)	2470 (2310)	2470 (2310)	2470 (2310)
スキッド類	1. 吊上げ用ワイヤー	11.7				29.4		
	2. 作業台	5.9				14.9		
	3. ワイヤー固定治具	13.7				34.3		
	4. ノズル盲蓋	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3	0.3
	5. 吊上げ用ブラケット	6.5	6.5	6.5	6.5	16.3	16.3	16.3
	6. 上フランジ盲蓋	9.4	9.4	9.4	9.4			
	7. スカート盲蓋	7.4	7.4	7.4		7.4	7.4	7.4
	8. 後部スキッド							
	回転架台	29.1	29.1	29.1		72.3	72.3	72.3
	支持架台	53.8	53.8			134.9	134.9	
9. 中央部架台		24.0				53.0		
10. 前部架台	58.0	58.0						
2 スキッド類重量	195.8	188.5	52.7	16.2	455.1	429.5	96.3	16.6
1+2 合計重量	1116	1109	973	936	2925 (2765)	2900 (2740)	2566 (2406)	2487 (2327)

注記 1. 各機器の重量は計画図に基づく概略推定値を示す。

2. スキッド類の重量はBWR 1100MWe RPVのスキッド類の重量(実績)から外そうとして推定した。

3. 水切り重量: 工場の岸壁で海上クレーンで本船に積込む時の重量; サイト岸壁で海上クレーン又は岸壁のクレーンで本船から荷揚げする時の重量

輸送重量: サイト構内で重量物運搬車で岸壁からデリックの下まで輸送する時の重量

地切り重量: 原子炉建屋内に吊り込むため、デリックでRPV本体を水平の状態から垂直に立て、回転架台の支持部を撤去した時の重量

吊り込み重量: デリックでRPV本体を吊り上げる時の重量

4. () は主循環ポンプを含まない重量を示す(主循環ポンプを外して原子炉モジュールを輸送する場合を考慮)。

Table II.13.2 SPWR 建設工程 (A案: 従来工法)

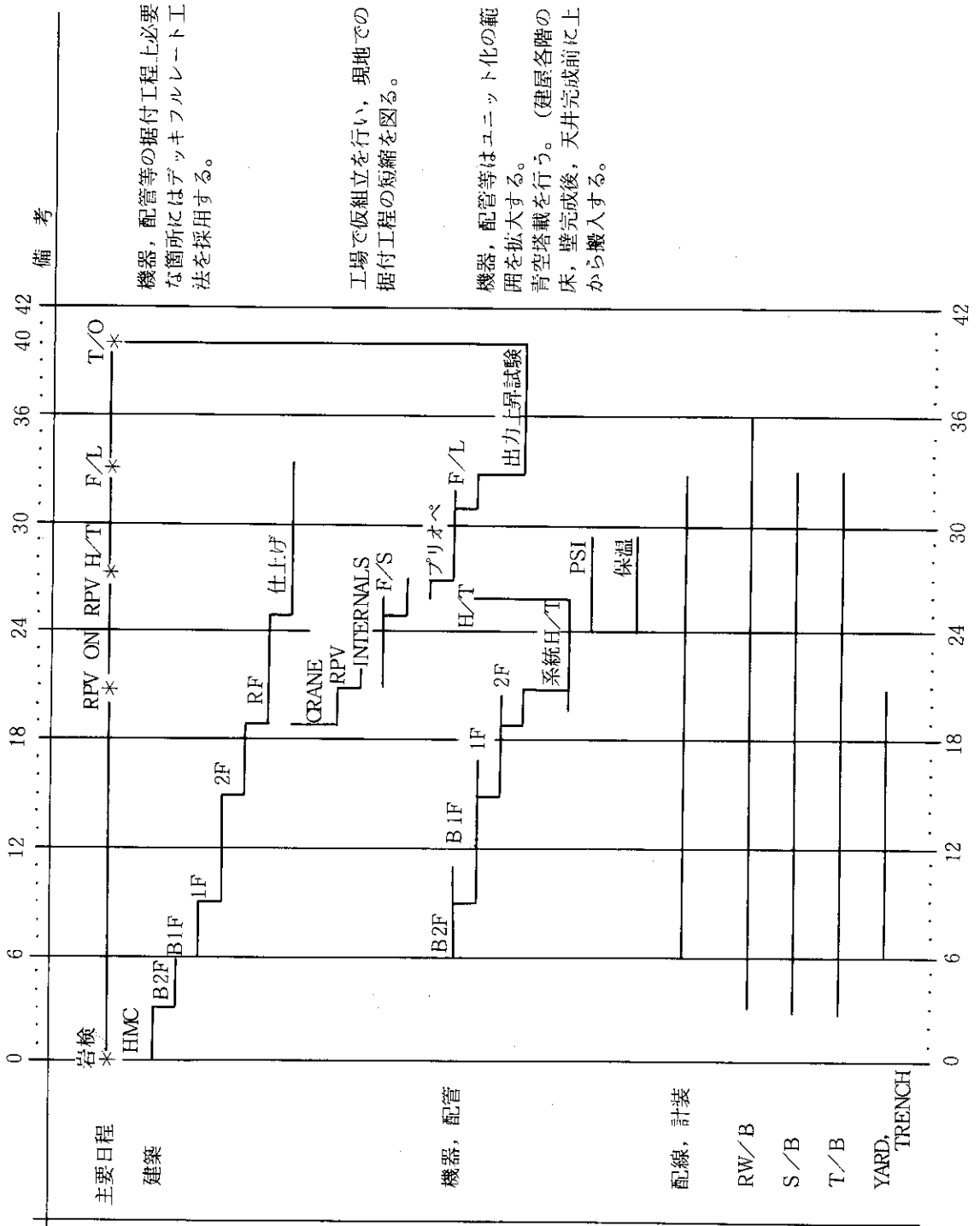
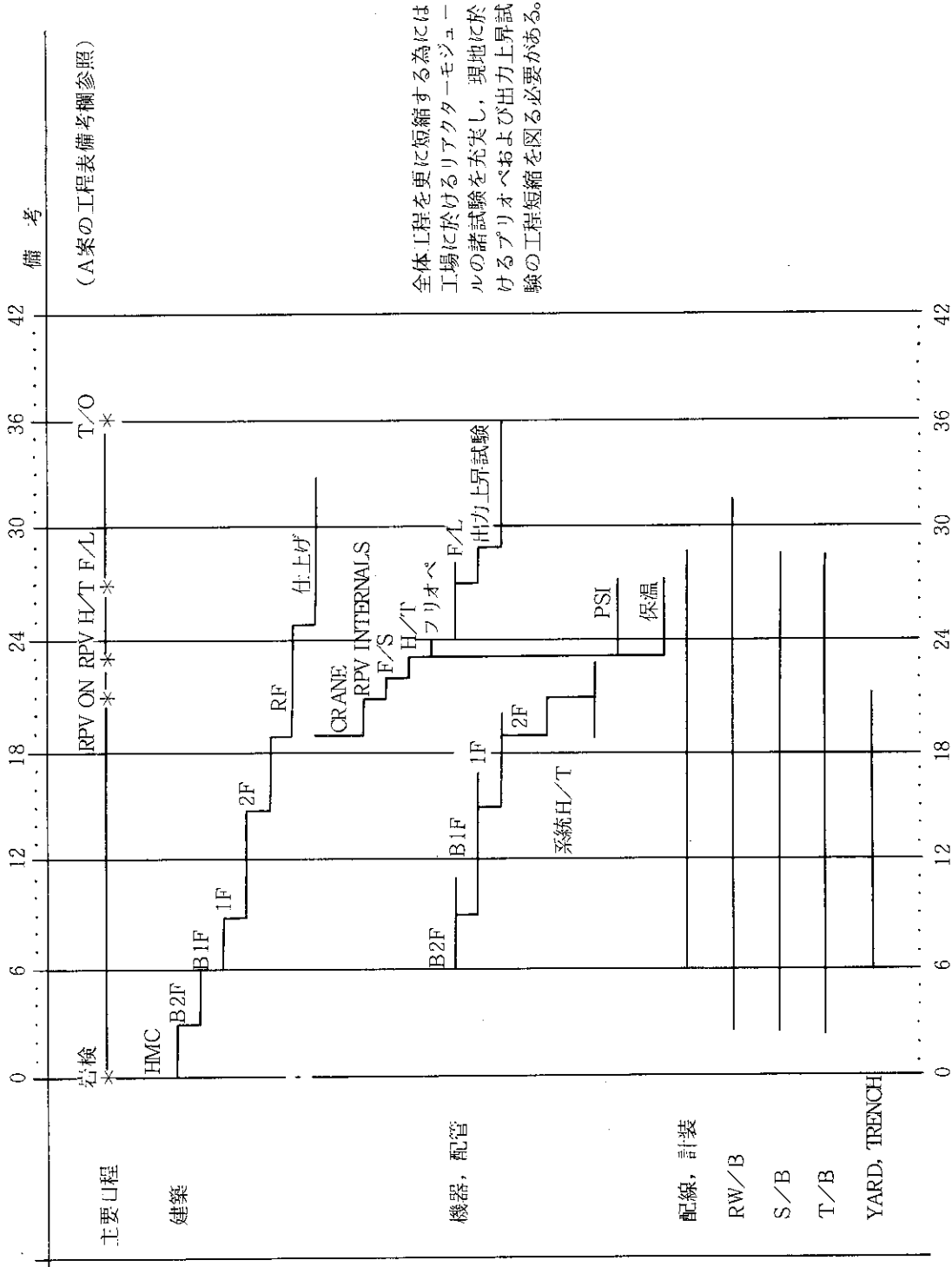


Table II.13.3 SPWR 建設工程 (B案: モジュール工法)



略語説明 岩検: 岩盤検査 RPV ON: 原子炉圧力容器据付開始 RPV H/T: RPV一次水圧試験完了 F/L: 燃料装荷開始
T/O: 営業運転開始 HMC: 人L岩 B2F, B1F: 地下2階, 地下1階 1F, 2F, RF: 1階, 2階, 屋根
INTERNALS: 原子炉内部構造物 F/S: Final Spool /最終接続管 プリアオペ: 系統試験 H/T: 水圧試験
RW/B: 放射性廃棄物処理建屋 S/B: サービス建屋 T/B: タービン建屋 YARD, TRENCH: 屋外, トレンチ

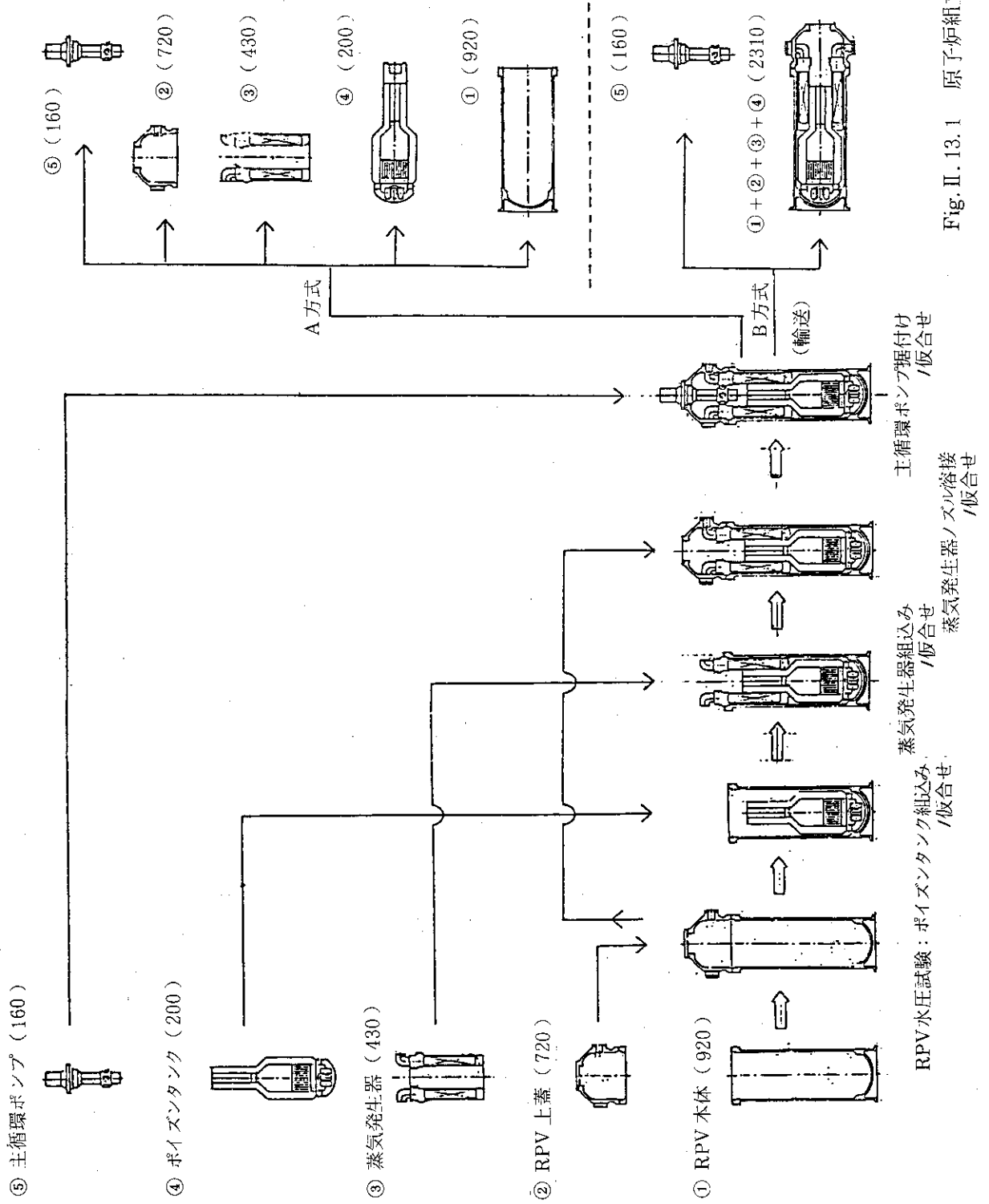


Fig. II. 13.1 原子炉組立手順

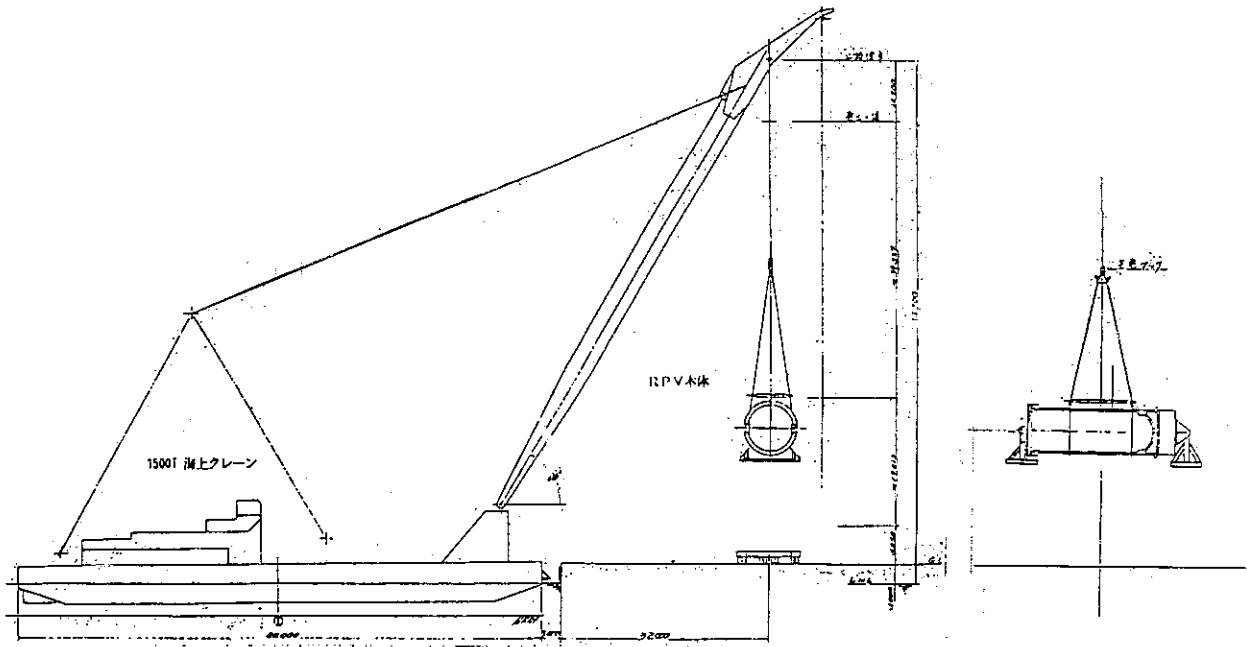


Fig. II. 13.2 A案 RPV 水切り要領図

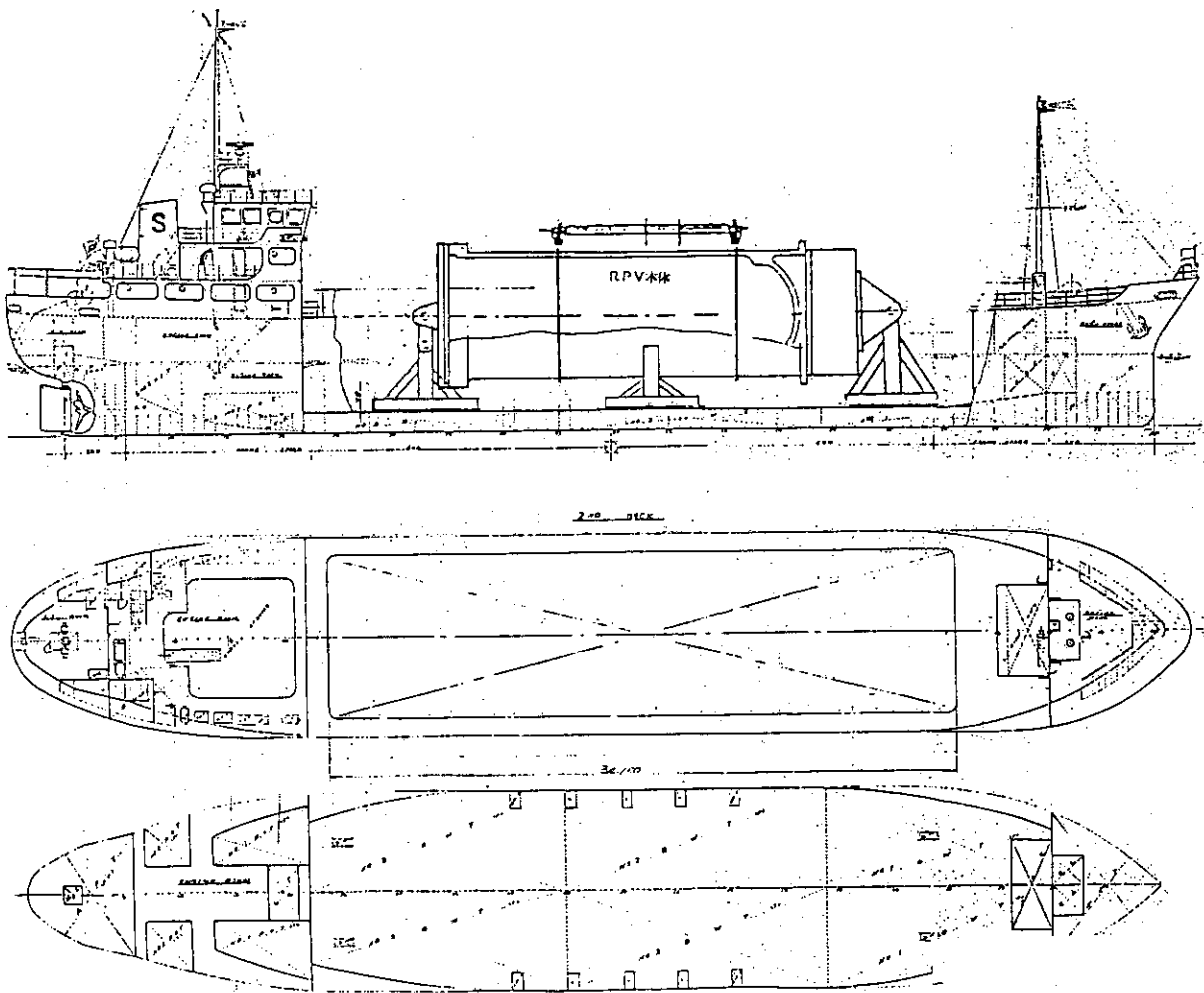


Fig. II. 13.3 A案 RPV 積載要領図

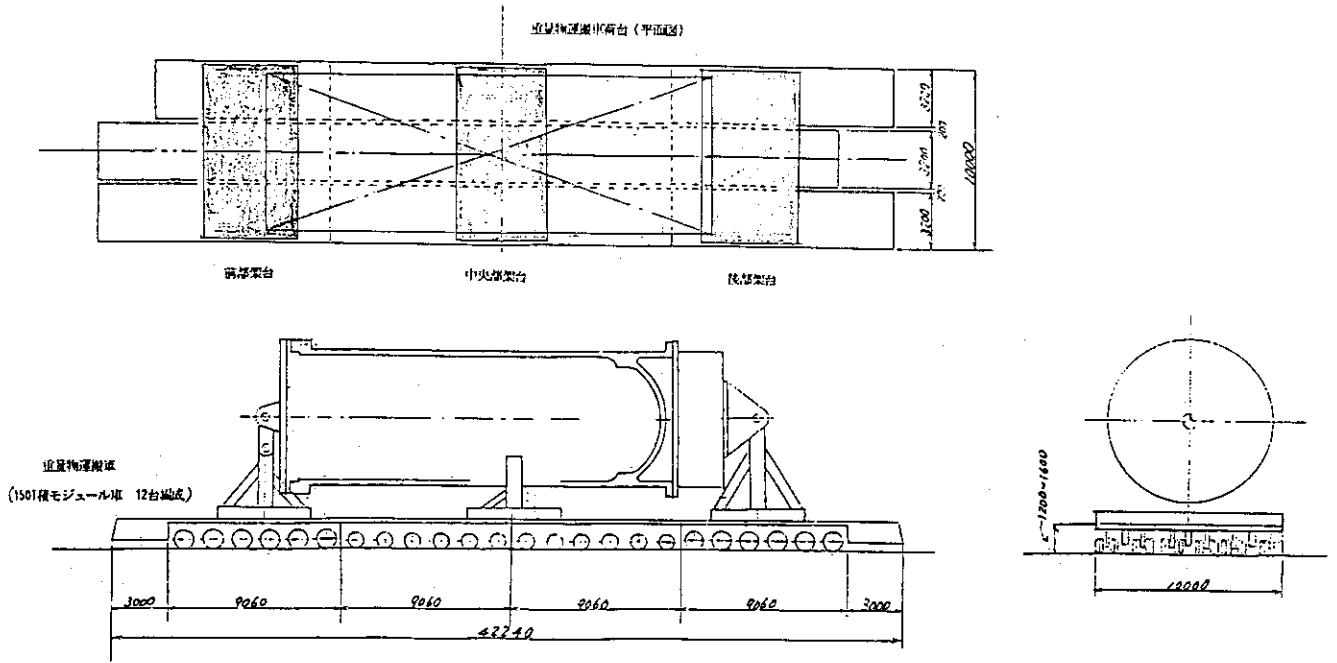


Fig. II. 13.4 A 案 RPV 構内輸送要領図

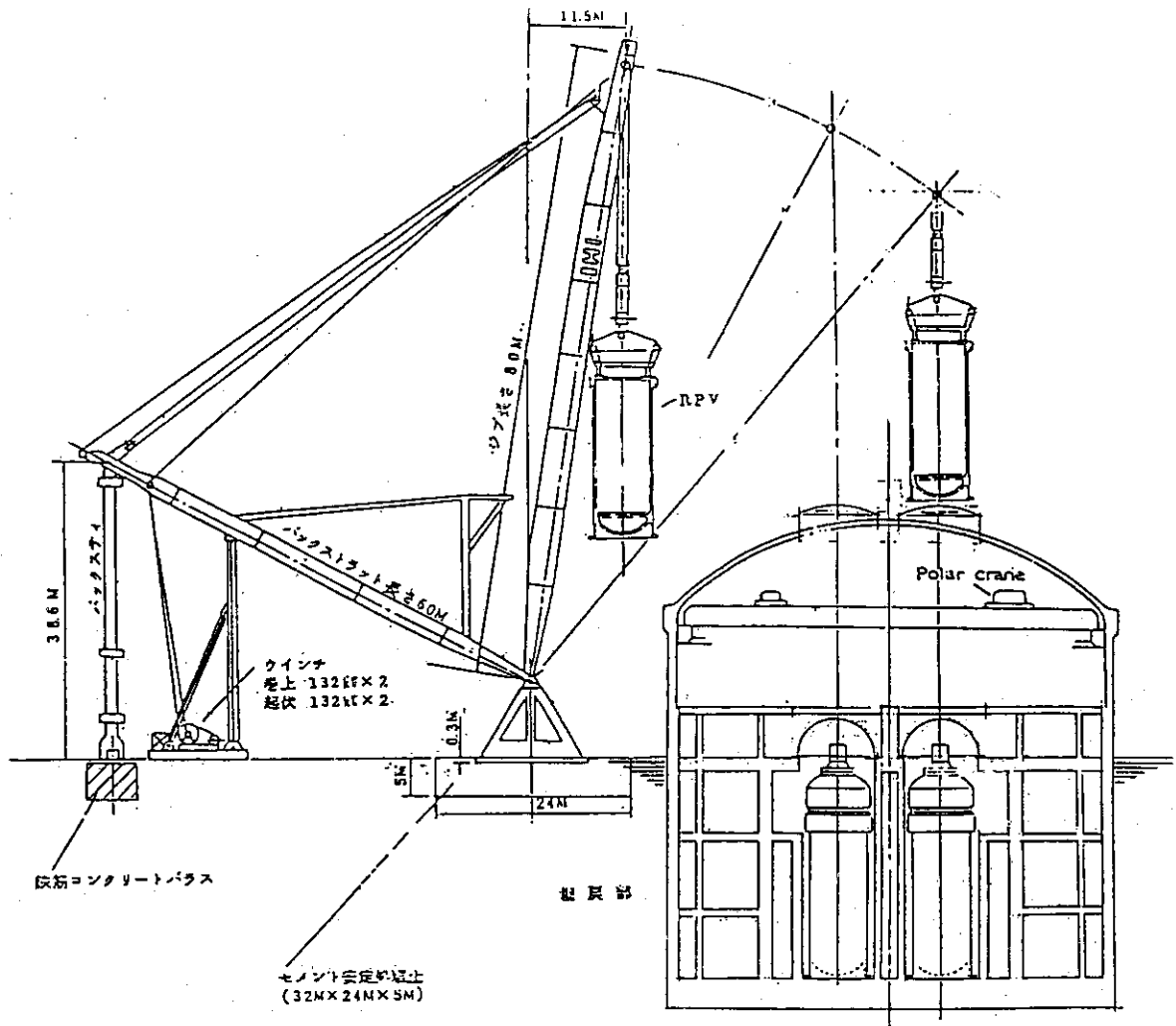


Fig. II. 13.5 A 案 RPV 吊上り込み要領図

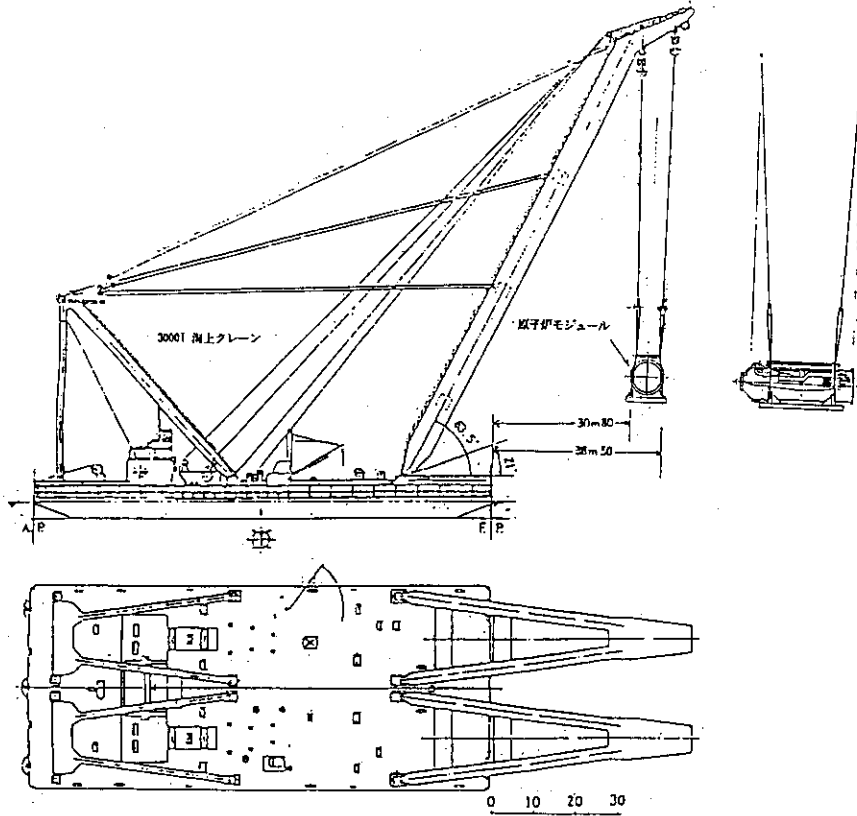


Fig. II. 13.6 B案 RPV 水切り要領図

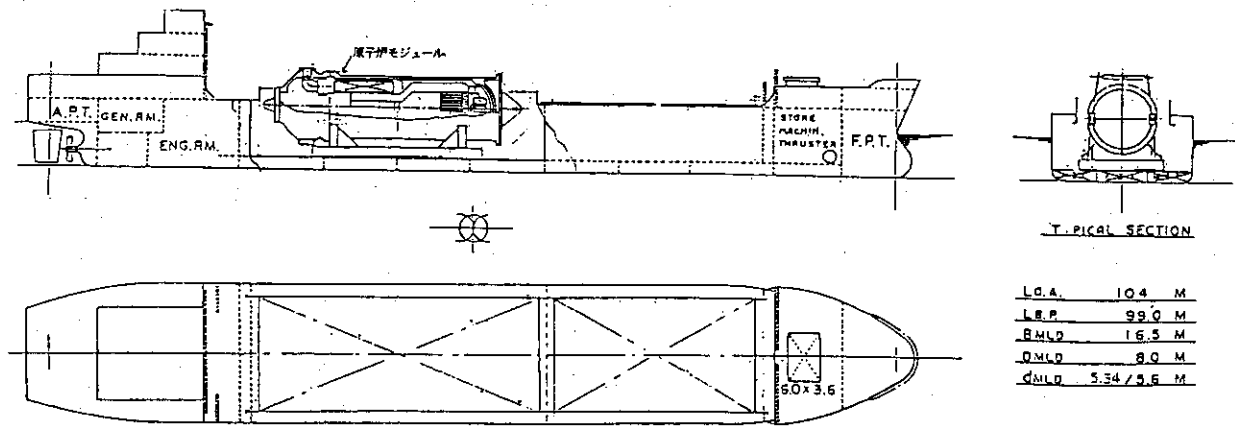


Fig. II. 13.7 B案 RPV 積載要領図

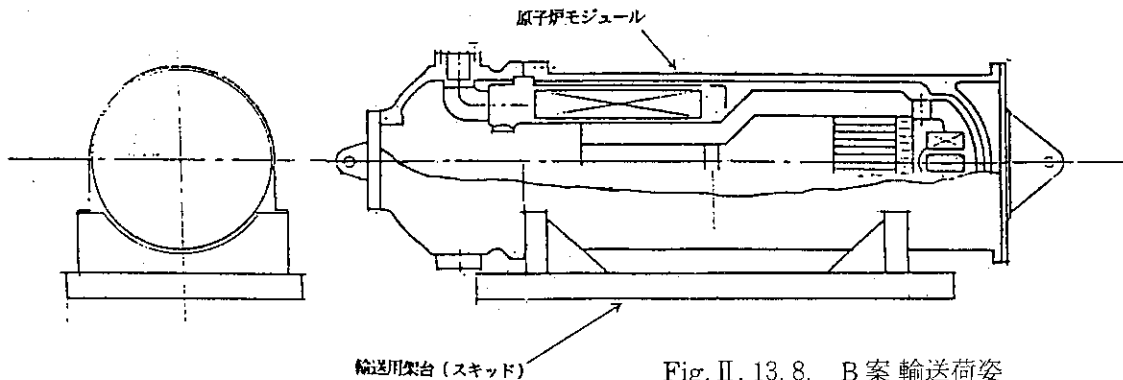


Fig. II. 13.8 B案 輸送荷姿

14. 経済性評価

14.1 概要

設計の進行段階で経済性評価を行うのは困難を伴うが、SPWR の特徴を明らかにするための予備的な経済性評価を行った。

14.2 コスト評価の範囲

(1) コスト評価の範囲

一般に発電プラントの総建設費は、土地代、港湾施設などの構築物、建屋、原子炉および付属設備、タービンなどの機械装置のコストならびに建中利子から構成される。本評価の目的は SPWR の特徴を明らかにすることであり、土地、港湾施設など、発電プラントの立地条件の影響を受け、SPWR の特徴とは関連が薄い構成費用については評価範囲から除いている。コスト評価範囲の設備、機器の構成を Table II. 14.1 に示す。

(2) 評価項目

1) SPWR 特有の設備、系統

今回の設計研究にて具体化が進められた以下の SPWR 特有の設備、系統については設計仕様に基づきコストを評価した。

2) 現行軽水炉に類似の設備、系統

SPWR の設備、系統で現行軽水炉と類似のものは、PWR コストデータを参考に電気出力に基づくスケール則を用いてコスト評価を行った。対象設備は次の通りである。

(原子炉および付属設備)

- ① 原子炉補助設備
 - ・原子炉補機冷却水設備
 - ・原子炉補機冷却海水設備
 - ・燃料取扱貯蔵設備
 - ・試料採取設備
- ② 放射性廃棄物処理設備
- ③ 放射線管理設備
- ④ 換気空調設備
- ⑤ 諸設備

(機械設備)

- ① 蒸気タービン
- ② 発電機設備
- ③ 電気設備
- ④ 計算機および盤類

14.3 コスト評価の方法

コスト評価はプラント構成設備を次のように分類して、既存 LWR の設計仕様コストデータに

基づき評価した。

(1) 製缶類

- ① 原子炉容器
- ② 炉内構造物
- ③ 蒸気発生器
- ④ 原子炉格納設備

製缶類のコストを構成する費目および算出方法を Table II. 14.2 に示す。同表の主要人力項目は設備の設計仕様から定まるものであり、本設計各設計資料から抽出した。

製缶類のコスト算出上考慮した点は次のとおりである。

- ① ポイズンタンク、ポイズン熱膨張吸収器、蒸気発生器、伝熱管支持構造物は炉内構造物に含めて算出した。
- ② 格納容器設備については鋼製ライナ部分のみ評価し、ペDESTALについては原子炉建屋に含まれるものとした。

(2) プラント設備類

SPWR プラントの系統のうち、SPWR 特有の設備、系統は Table II. 14.3 の費用項目および算出方法によりコストを算出した。残る設備については、スケール則により評価した。

(3) 機械装置設備類、計測制御設備類、電子機器設備類および電気設備類

これらの設備については設計が進行中であり、既存軽水炉との相違が見出せないので、スケール則により評価する。但し、計測制御設備類は SPWR プランの以下の要因を考慮した。

① 原子炉計装

SPWR では制御棒が無いので、制御棒位置指示装置のコストを除いた。

② プロセス計装設備

設計の相違により、温度、圧力、流量、水位のチャンネル数を減じた。

③ 原子炉制御設備

制御棒が無いことにより関連費目を削除した。但し、「制御棒クラスタ引抜防止」については「ホウ素濃度希釈防止」に相当するものとして残した。また、ホウ素濃度制御系および給水制御系は、複雑になると考えられるので増額した。

④ 原子炉保護設備

設計の相違によりチャンネル数を減じた。

⑤ 工学的安全施設作動設備

高圧注入系（非常用炉心冷却設備）のチャンネル数および原子炉格納容器作動系を削減した。

(4) 土木設備類

この分類に属する設備のうち構築物については 14.2 で記したように評価の対象から除いている。

建屋については既存 LWR の床面積当たりの単価を用いて算出した。

SPWR では既存 LWR と建屋構成が異なり、原子炉建屋を除き設計が進行中であるので以下の仮定を置いた。

- ① 原子炉建屋を除く各建屋の階数は、既存 LWR の階数を参考にして定める。

- ② SPWR の補助系の主要設備は、原子炉建屋に入っているため、SPWR の補助建屋の単価は、既存 LWR のサービス建屋の単価を用いる。
 - ③ 制御建屋は、既存 LWR の原子炉補助建屋の単価を用いる。
 - ④ H_x・D/G 建屋は、既存 LWR のタービン建屋とサービス建屋の中間の単価を用いる。
 - ⑤ 原子炉建屋は、②の理由により、既存 LWR の原子炉建屋と原子炉補助建屋の中間の単価を用いる。
- (5) 現行軽水炉と類似の設備のコスト評価
- SPWR の設備、系統で現行軽水炉と類似のものは、既存の LWR プラントのコストデータを参考にスケール則を使ってコスト評価を行った。スケール指数を Table II. 14.4 に示す。

14.4 コスト評価

原子力発電所の総建設費に占める今回評価した設備費目の比率は、個々の発電プラントにより相違するが、概略 70% 程度とする。

具体的数値は省略するが、SPWR 2 基を一つの原子炉建屋に収容した 700 MWe 発電プラントの総建設費としては、現行大型発電プラントと遜色のないものが得られた。大型化（2 基で 1000 MWe）により更に有利になる可能性がある。

Table II. 14.1 コスト評価の対象とした発電プラント設備機器の構成 (1/2)

レベル1	レベル2	レベル3
[1]原子炉及び付属設備	1 原子炉設備	(1) 原子炉容器 (2) 炉心構成要素 (3) 炉内構造物 (4) ポイズン冷却系
	2 主冷却設備	(1) 蒸気発生器 (2) 主循環ポンプ (3) 加圧器ヒータ
	3 工学的安全設備	(1) 能動停止系 (2) 受動停止系 (3) 高圧注入系 (4) 原子炉格納容器 (5) 余熱除去およびサプレッション プール浄化冷却系 (6) ポイズンタンク冷却系
	4 原子炉補助設備	(1) 体積制御設備 (2) 主冷却水ボロン濃度調整系 (3) ほう酸注入系統 (4) 原子炉補機冷却水設備 (5) 原子炉補機冷却海水設備 (6) 使用済燃料貯蔵プール浄化冷却 (7) 燃料取扱貯蔵設備 (8) 試料採取設備
	5 計測制御設備	(1) 原子炉計装 (2) プロセス計装設備 (3) 原子炉制御設備 (4) 原子炉保護設備 (5) 工学的安全施設作動設備
	6 放射性廃棄物処理設備	(1) 気体廃棄物処理設備 (2) 液体廃棄物処理設備 (3) 固体廃棄物処理設備
	7 放射線管理設備	(1) プロセスモニタリング設備
	8 換気空調設備	(1) 格納容器換気空調系 (2) 格納容器再浄化系 (3) 格納容器空気浄化系 (4) ドライウェル冷却系 (5) アスファルト固化建屋空調系 (6) 中央制御室換気系 (7) 空調用冷水系 (8) タービン建屋換気系

Table II. 14.1 コスト評価の対象とした発電プラント設備機器の構成 (2/2)

レベル 1	レベル 2	レベル 3
[1]原子炉及び附属設備	9 諸設備	(1) 給水処理設備 (2) 制御用圧縮空気設備 (3) 所内用圧縮空気設備 (4) 補助蒸気設備 (5) 水消化設備 (6) 二酸化炭素消化設備 (7) 核物質防護設備 (8) 建屋内排水系設備
[2]機会装置	1 蒸気タービン	(1) 蒸気タービン設備 (2) 主蒸気系統設備 (3) 復水器 (4) 復水設備 (5) 給水設備 (6) 復水浄化系 (7) 空気抽気系 (8) タービンランド蒸気系 (9) 二次系補給水設備 (10) 軸受冷却水海水設備 (11) 潤滑油系統設備
	2 発電機設備 (発電機本体及び附属設備)	(1) 発電機 (2) 主励磁機 (3) 副励磁機
	3 電気設備	(1) 主変圧器 (2) 開閉所設備(I) (3) 開閉所設備(II) (4) メタルクラッド開閉処置設備 (5) パワーセンタ (6) 所内動力変圧器 (7) その他, ケーブルトレー, 電機設備 (8) 非常用ディーゼル発電機設備 (9) 直流電源設備 (10) 計測制御用電源設備 (11) 送電線
	4 計算機及び盤類	(1) 中央制御設備
[3]建屋	1 原子炉建屋 2 タービン建屋 3 補助建屋 4 制御建屋 5 Hx・D /G 建屋	

Table II. 14.2 製缶類の構成費用項目および算出方法

費用項目	主要入力項目	算出方法
(1) 本体材料費	主要寸法 径 肉厚 全長(高)など	簡易重量算定[ton] × 材料基準単価[¥/ton]
(2) 付属品材料費	—————	本体に対する付属品重量(比)[ton] × 材料基準単価[¥/ton] (付属品)
(3) 製作加工組立費	1に同じ	簡易重量算定[ton] × 製作加工組立基準単価[¥/ton]
(4) 機器据付費	—————	簡易重量算定[ton] × 経済的基準単価[¥/ton]など
(5) 運搬費	—————	
(6) 設計技術費	—————	(1)~(4)までの合計金額などに対し、左記 各費用の経験的比率を乗じる。
(7) テスト費	—————	
(8) 総合仮設費	—————	
(9) 現場経費	—————	
(10) 諸経費及び 一般管理費	—————	

原子炉容器の設計は積算に必要なレベルに近づきつつあり、(1)材料費として、素形材(鍛造リング等)の積算、また、(3)製作加工組立費も溶接、肉盛等を考慮して積算を行いうる状態にあるが、ここでは従来の経験に基づく簡略計算で求めている。また、(6)設計技術費以降の項目については、容器が同じものなのに、2基分で求めている等の保守的な計算である。こういった点については今後の検討課題である。

Table II. 14.3 プラント設備類の構成費用項目および算出方法

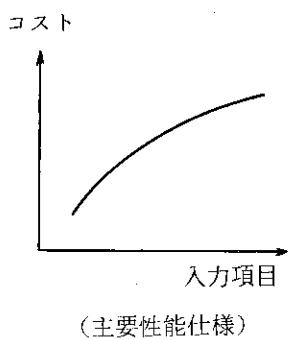
費用項目	入力項目	算出方法
(1) 冷却器	伝熱面積 A_1 (基数)	主にコストカーブ(関数)による算定。 
(2) 冷却水ポンプ	吐出容量 Q_1 揚程 H_1 (台数)	
(3) 冷却水サージタンク	容量 V_1 (台数)	
(4) 配管	流量 Q_1 (口径)	
(5) 弁	同上	
(6) 配管支持金物	同上	
(7) 機器搬入据付費	——	
(8) 設計技術費	——	
(9) 試運転及び調整費	——	上記機器・配管類のコスト合計などに対し、左記費用の経験的比率を乗じる。
(10) 総合仮設費	——	
(11) 現場経費	——	
(12) 諸経費及び一般管理費	——	

Table II.14.4 SPWRのコスト評価に用いるスケール指数

項 目	スケール指数 (a)
原子炉および付属設備	0.6
蒸気タービン設備	0.8
電気設備	0.4
発電所補助設備および設備費	0.3

15. 動特性解析 (要約)

炉心の BOC と EOC の諸量を用いて以下の解析を行う。但し、原子炉等の設計としては 1988 年 8 月現在のものを対象とする。なお、ポイズン定格温度は 150°C (ポイズンを冷却する設計) とするが、280°C の場合についても検討する。

解析に共通する諸条件は次のとおりである。

- A. 圧力開放弁は定格運転圧力 (13 MPa) の 15% 増 (15 MPa) で開放する。
- B. 主蒸気圧力は定格 (5.7 MPa) の 5% 増 (6 MPa) でコンデンサにダンプする系統が開放する。
- C. 給水流量は時定数 10 秒で主蒸気流量 (タービン側) に追従する。
- D. 主循環ポンプの回転数低下の時定数は 5 秒。
- E. 水圧作動弁は主循環ポンプ吐出圧が定格の 15% 以下 (循環流量で 40% 以下) で 1 秒の時間遅れで開放する。

15.1 過渡解析

(1) 負荷遮断解析

定格運転状態から外乱として部分ならびに全負荷遮断を想定し、軽水炉の諸量の変化を求める。負荷遮断の大きさは次の 3 とおりである。即ち、

25%, 50%, 90% 負荷遮断

(2) 負荷追従性解析

定格運転状態から 50% 出力に緩やかに低下させ、安定後、再び同じ変化速度で定格出力に戻す。その際、1 次冷却水の硼酸濃度を変更する事なく安定な運転を行う条件を求めるための解析を行う。

15.2 事故解析

(1) 1 次系配管破断事故

定格運転状態で、炉上部の加圧室に設けた配管の瞬時破断を想定して解析する。但し、破断部口径としては 20,50,100 mm の 3 ケース。

(2) 主循環ポンプ瞬時トリップ事故

定格運転状態で、主循環ポンプが瞬時にトリップした場合の解析を行う。

ポンプの回転数低下の時定数は 0.1 秒とする。

(水圧作動弁が故障することは想定されないが、①特性の把握、②水圧作動弁の設計データを取得するために、水圧作動弁が働かないと仮定した場合の解析も行う。)

(3) 全電源喪失事故

定格運転状態での全電源喪失を想定して解析する。但し、タービンバイパス弁および能動停止弁は開放しないとす。また、2 次系給水も時定数 5 秒で減衰するものとする。

(4) 1 次系冷却水ボロン希釈事故

定格運転状態で、連続的に 20 kg/s の 1 次水希釈 (純水注入) を行った場合の解析を行う。

15.3 解析結果の概要

一般的にみて、本解析により、SPWR は制御棒がなくても充分実用に供し得る炉である事が示された。

(1) 過渡解析

1次水中のボロン濃度の低い末期炉心(EOC: 35 ppm)では、負荷変動によって1次水温度が変わり、炉心の負の温度係数による自動的な負荷追従が可能であるが、ボロン濃度の高い初期炉心(BOC: 1000 ppm)では、負荷追従は困難という結果が得られた。BOCのボロン濃度は高すぎるという計算結果であった。

(2) 事故解析

以下のような事が明確になった。

- ① 一体型PWRであるので、大口径配管破断事故を想定する必要がなく、従ってこの点に関しては大きな過渡変化はなく、ゆっくりと対処すれば良い。
- ② 主循環ポンプ軸固着、全停電事故に関しても緩やかな現象であり、容易に対処出来る。
- ③ 1次冷却水ボロン希釈事故(反応度事故)は緩やかな現象で、容易に対処出来る。
- ④ ポイズン温度を280℃と高くしても問題は生じない。これは設計の合理化に役立つ。

(3) 検討課題

上記のようにSPWRの成立性評価に有意義な結果が得られたが、この種の計算においては信頼性を高めるために、異なる種類の計算コードによる比較検討が欠かせない。そこで、現在同じ条件で、RETRANによって解析を進めている。

第Ⅲ章に詳述するTHYDEコードによる一連の計算の、BOCの結果に関しては不合理と思われる点がある。即ち、Fig. II.3.8に示すボイド反応度のグラフからは、BOCの1次水中ボロン濃度が1000 ppmであっても十分な負のボイド係数を持つように見受けられる。然しながら、解析ではその効果が出ていない。

第Ⅲ章2.3「入力データ」の項に述べられたように、計算コードの中の反応度計算の仕組みに起因する問題の可能性がある。

SPWRの運転持能において特に重要なのは負荷追従性能(例えば、日負荷調整運転)であり、当面BOC(1000 ppm)での自動的な負荷追従の可能性の確認を行う必要がある。更に、Xeの効果を入れ、また、2次系を正確に模擬した本格的な解析が今後の重要な課題である。

Ⅲ. 動特性解析

1. 概 要

1.1 解析の目的

SPWR 設計研究の一環として、設計の妥当性を確認するために実施したもので、零過渡解析で作成した入力データ等に基づいて、動特性解析（過渡解析および事故解析）を実施した。

1.2 解析内容の要約

初期炉心と末期炉心の諸量を用いて以下の解析を行った。

バルブの作動条件を以下のように設定した。

- a. 圧力開放弁は直径 10 cm のバルブが 5 つあるとし、それらの合計断面積をもつバルブを 1 つ仮想した。圧力開放弁は 15 MPa 以上で開き、14 MPa 以下で閉じるものとした。
- b. 水圧作動弁は、主循環ポンプ流量が定格の 40% 以下で、1 秒の時間遅れで作動することとした。
- c. 能動停止弁は、主循環ポンプ吐出圧力が 14.5 MPa 以上で作動することとした。
- d. 2 次系主蒸気管側にあるタービン・バイパス弁および逃し弁は、両者共定格運転時（5.6 MPa）の 5% 以上の圧力で開放し、定格値で閉じるものとした。

(1) 過渡解析（運転特性解析）

① 負荷遮断解析

定格運転状態から以下の負荷遮断を行った。

なお、主蒸気流量は時定数 1 秒で減衰し、給水流量が時定数 10 秒でこれに追従するものとした。

- a. 25% 負荷遮断時の過渡解析
- b. 50% 負荷遮断時の過渡解析
- c. 90% 負荷遮断時の過渡解析

② 負荷変動追従性解析

主蒸気流量を時定数 10 分で定格運転時の 50% に減衰させ、安定後、再び同じ変化速度で定格にもどした。給水流量は時定数 110 秒で主蒸気流量に追従するものとした。

(2) 事故解析

① 主循環ポンプ瞬時トリップ事故解析

定格運転時に主循環ポンプが時定数 0.1 秒で軸固着した場合の解析を、水圧作動弁作動と不作動の場合について行った。また、ポイズン定格温度 150℃（ポイズンを冷却した場合）の他に、280℃（ポイズンを冷却しない場合）で水圧作動弁が作動するケース（初期炉心）についても解析した。

なお、水圧作動弁が作動しない事は想定されないが、現象把握に有用なので解析すること

としたものである（電源喪失事故の場合も同称）

また、ポイズン温度として 280°C の解析は、ポイズンを高温状態で使えれば炉システムを単純化できるので、その可能性を探るために行うこととしたものである。

② 全電源喪失事故

定格運転状態での全電源喪失を想定。水圧作動弁が作動する場合と、作動しない場合について解析を行った。主循環ポンプの回転数低下の時定数は 5 秒とした。また、2 次系給水流量も時定数 5 秒で減衰するものとした。ポイズンを冷却しない場合、水圧作動弁が作動するケース（初期炉心）についても解析を行った。

③ 1 次系間管断事故解析

定格運転状態で、炉上部の加圧室に貫通する配管の瞬時破断（開口部直径 20 mm, 50 mm, 100 m の 3 ケース）を想定して解析した。

④ 1 次系冷却水ボロン希釈事故解析

定格運転状態で炉上部の CVCS 入口から、連続的に 20 kg/sec の純水注入を行った場合の解析を行った。このとき、CVCS 出口から連続的に 20 kg/sec の一次冷却水の排水も行った。注入される純水の温度は 150°C とした。

2. 計算モデル

2.1 使用コードの概要 (THYDE-W) [1] [2]

原子力分野で使用されている動特性コードには、気液間平衡状態を仮定して基本式を組むモデル (EVET モデル; RELAP 4, RETRAN コードなどが採用している)^{*} および非平衡状態を仮定し基本式を組むモデル (UVUT モデル; RELAP 5, TRAC/PF 1, ED 1 コードなどが採用している)^{**} と、それらの中間的なモデル (ドリフトフラックスモデル, 別分非平衡モデル) などがある。

THYDE-W はこの中間モデルに属するものとして位置づけられるが、いくつかの工夫により、UVUT モデルに接近しているコードである。以下にその特徴を述べる。

- (1) まず、UV 効果についてはドリフトフラックスモデル [3] の使用により取り入れており、UT 効果についてはボイド率に関する緩和方程式 [1] を導入し、この効果を取り入れている。この方程式は非平衡状態にある蒸気相を考え、相関の熱の流れを支配する式から導かれている。しかし、ボイド発生消滅の時間的遅れ効果に限定され、気液間温度差は陽的には計

*) EVET: Equal Velocity Equal Temperature

**) UVUT: Unequal Velocity Unequal Temperature

[1] Y. ASAHI, M. HIRANO, and K. SATO

'THYDE-P 2 Code: RCS (Reactor-Coolant System) Analysis Code' JAERI 1300 (1986)

[2] Y. ASAHI "THYDE-W Users Manual" JAERI internal memo. (1988)

[3] N. Zuber and F. W. Staub, Nucl. Sci. and Eng., 30, 268 (1967)

としたものである（電源喪失事故の場合も同称）

また、ポイズン温度として 280°C の解析は、ポイズンを高温状態で使えれば炉システムを単純化できるので、その可能性を探るために行うこととしたものである。

② 全電源喪失事故

定格運転状態での全電源喪失を想定。水圧作動弁が作動する場合と、作動しない場合について解析を行った。主循環ポンプの回転数低下の時定数は 5 秒とした。また、2 次系給水流量も時定数 5 秒で減衰するものとした。ポイズンを冷却しない場合、水圧作動弁が作動するケース（初期炉心）についても解析を行った。

③ 1 次系間管断事故解析

定格運転状態で、炉上部の加圧室に貫通する配管の瞬時破断（開口部直径 20 mm, 50 mm, 100 m の 3 ケース）を想定して解析した。

④ 1 次系冷却水ボロン希釈事故解析

定格運転状態で炉上部の CVCS 入口から、連続的に 20 kg/sec の純水注入を行った場合の解析を行った。このとき、CVCS 出口から連続的に 20 kg/sec の一次冷却水の排水も行った。注入される純水の温度は 150°C とした。

2. 計算モデル

2.1 使用コードの概要 (THYDE-W) [1] [2]

原子力分野で使用されている動特性コードには、気液間平衡状態を仮定して基本式を組むモデル (EVET モデル; RELAP 4, RETRAN コードなどが採用している)^{*} および非平衡状態を仮定し基本式を組むモデル (UVUT モデル; RELAP 5, TRAC/PF 1, ED 1 コードなどが採用している)^{**} と、それらの中間的なモデル (ドリフトフラックスモデル, 別分非平衡モデル) などがある。

THYDE-W はこの中間モデルに属するものとして位置づけられるが、いくつかの工夫により、UVUT モデルに接近しているコードである。以下にその特徴を述べる。

- (1) まず、UV 効果についてはドリフトフラックスモデル [3] の使用により取り入れており、UT 効果についてはボイド率に関する緩和方程式 [1] を導入し、この効果を取り入れている。この方程式は非平衡状態にある蒸気相を考え、相関の熱の流れを支配する式から導かれている。しかし、ボイド発生消滅の時間的遅れ効果に限定され、気液間温度差は陽的には計

*) EVET: Equal Velocity Equal Temperature

**) UVUT: Unequal Velocity Unequal Temperature

[1] Y. ASAHI, M. HIRANO, and K. SATO

'THYDE-P 2 Code: RCS (Reactor-Coolant System) Analysis Code' JAERI 1300 (1986)

[2] Y. ASAHI "THYDE-W Users Manual" JAERI internal memo. (1988)

[3] N. Zuber and F. W. Staub, Nucl. Sci. and Eng., 30, 268 (1967)

算されない。

- (2) THYDE-W のもう 1 つの特徴は UVUT モデルにありがちな“質量消滅”の欠点を持たないことである。一般的な UVUT モデルでの“質量消滅”のメカニズムは必ずしも明らかになっていないが、各バランス式から算出されるクオリティ x が方程式の解として $x < 0$, $x > 1.0$ をとり得るにもかかわらず、コード内ではこれらの値を切り捨てていることが関連していると考えられる。

本コードではこれを独特な方法で処理しており、平衡質量クオリティがゼロ、および 1 の近辺で不連続的な変化をしないようにしている。この結果として質量消滅が発生しないコードとなっている。

- (3) 不安定性数値解を示すことがほとんどない。

UVUT モデルでは気液間摩擦、熱伝達などの各種パラメータがボイド率の関数になっており、その取り扱い方によって非線形系の不安定振動解が発生することがある。しかし、本コードでは流動様式の境界において不連続となるパラメータ使用が抑制されていることおよびなめらかな内挿曲線を用いていることによって避けられている。

コードの基本式系は文献 [1] に詳しく述べられている。

2.2 計算モデル

以下に過渡解析の結果の説明に必要なノーディング図と、それらの主要構成について述べる。

SPWR の熱構造物および水力流路ネットワークを Fig. 2.1 のように構成した。ここで圧力容器内のノード分割は Fig. 2.2 に従っている。

(1 次系)

炉心部は平均チャンネルおよびホットチャンネルを設け、流れ方向に 5 分割した。このうち燃料棒発熱部は 3 分割で両端にプラグ部等の非発熱部を 2 つ分割した。平均チャンネルの間には cross flow (21) を考慮している。

上部プレナムおよびライザーは poison tank と熱遮蔽体を介して接しており、100°C 以上の熱落差があるため、これらの熱的特性を模擬するため、熱構造物を考慮した。

Main Circulation Pump (MCP) から蒸気発生器 1 次側を経てダウンカムへ至るループには同様に poison tank との隔壁に熱構造物を考慮するとともに、圧力容器外壁における熱損失も考慮できるモデルとした。

圧力容器頂部は加圧器としても機能することおよびスプレイライン等の注入口があること等のため、Fig. III. 2.2 に示すようにノード 30, 31, 32, 36, と 4 分割した。

(2 次系)

蒸気発生器内の細管内では、ボイド発生とその挙動を精度良く模擬するために流れ方向に 9 ノード分割した。(ノード 40, ~ 48)

通常の給水ライン (FWL) の他に補助給水ライン (AFWL) からの給水も考慮してあり、主蒸気ライン (ML) には逃し安全弁 (SRV) および通常の給水ライン (FWL) の他に補給水ライン (AFWL) からの給水も考慮してあり、主蒸気ライン (ML) には逃し安全弁 (SRV) およびタービンバイパス弁 (TBV) の動作も模擬できるようにモデルの構成を行った。

2.3 入力データ

入力データの基本的な構成および計算に関しては、各種の解析ケースの初期値設定はすべて共通であり、Table III. 2.1に示すとおりである。

それぞれの過渡解析および事故解析は条件はトリップ信号および制御ブロックデータの組み立てにより設定した。

入力データのうち反応度係数については1部に問題点があり、以下に示すような解決方法を採用した。

(1) 反応度の計算

(問題点)

動特性コードにおける反応度計算においては、一般に密度反応度としてはボロン個数密度変化を含めないで構成され、ボロン個数密度変化による反応度は別に評価される。

しかるに核計算において SPWR 炉心では、密度反応度にボロン個数密度の変化が考慮された結果が算出されている。

したがって、動特性計算の結果ではボイド発生時には常にボロン個数密度変化による反応度が Over-estimate になる。

ただし、ボイドが発生している間だけである。

(詳細な説明)

① 動特性コードにおける密度反応度は

$$\Gamma_{\rho} f(\rho/\rho_0) \quad [\$]$$

ここに

ρ : 炉心全平均における冷却材密度 (ボイドにより変化する)

ρ_0 : ρ の初期値

② 一方ボロン反応度は

$$\Gamma_B = \frac{-\sigma_B(N_B - N_B^0)}{\Sigma_a \beta} \quad [\$]$$

ここに

N_B : 炉心全平均のボロン個数密度 (ボイド発生により変化する) σ_B/Σ_a の値は実際には一定ではないがコードでは一定値しか使用できない。

$\sigma_B = 750$ (barn) (一定) として組み込まれている。

Σ_a は次のように決める。即ち核計算における σ_a/Σ_a の変化曲線 (II. 2のFig. II. 2.8に示す) の相対密度 1.0 における値を上記の σ_B によって満たすように Σ_a を決める。

即ち、

$$\Sigma_a = \frac{750.0}{\left(\frac{230.986}{0.023446}\right)} = 0.076128 \text{ (barn)} \quad [\text{BOC}]$$

$$= \frac{750}{\left(\frac{246.679}{0.022918}\right)} = 0.069680 \text{ (barn)} \quad [\text{EOC}]$$

(対 策)

ほとんどの動特性コードにおいては、ボロン反応度は密度反応度の中に含まないため、本コードの計算モデルもそのままとするのが妥当であると思われる。

本計算モデルによれば、密度反応度はボロン密度変化を考慮しないで計算した値でなければならない。

しかるにそのデータは核計算で得られていないため、ボロン濃度が最も少ないケース (35 ppm) の場合のカーブを密度反応曲線とした採用した。

BOC の密度反応度は 1000 ppm ~ 3000 ppm のデータを log スケース上で最小 2 乗フィッティングして 0 ppm の値を推定して以下の表を得る。Fig. III. 2.3 にそのプロットを示す。

Relative density	$\ln YO$	Y (Keff)	$\rho (\$)$
0.1	-0.46650	0.627194	-115.952
0.2	-0.3406173	0.711331	-81.9522
0.3	-0.2444818	0.78311	-58.7213
0.4	-0.1699443	0.843712	-42.1852
0.5	-0.111300	0.89467	-30.0144
0.6	-0.06450605	0.937531	-20.8020
0.7	+0.02658045	0.97377	-13.6455
0.8	+0.004449485	1.00446	-7.98872
0.9	+0.03010307	1.03056	-3.44306
1.0	+0.04998298	1.05125	-0.31195
1.10	+0.06929145	1.07175	3.28033

(2) ポンプ特性データ

ポンプホモログス特性曲線は事故時の主循環流量の流量を確定する重要なデータであるが、SPWR について使用し得るデータがなかったため LOFT 計画で使用されているポンプのホモログス特性曲線を使用した。Fig. III. 2.4 ~ III. 2.7 にそれらを示す。

これらのデータがどのように使用されるかについては [文献 1] の 35 ページに詳細が記されているのでここでは省略する。

Table III.2.1 Null Transient後の初期条件と指定値と初期値設定計算結果

物 理 量	入力指定値 または目標値	初期定常 設定計算	ヌルトランジェ ント後の値	誤 差 (%)
	(入力指定値)			
原子炉出力 (MWt)	1,100	1,098.69	1,098.69	0.0
給水流量 (Kg/sec)	563.3	563.3	563.3	0.0
	(目標値)			
バイパス流量/ 冷却材全流量 (-)	0.05	0.05	0.05	0.0
再循環ポンプ流量 (Kg/sec)	6,681.2	6,681.2	6,681.17	-0.0005
主蒸気流量 (Kg/sec)	563.3	563.3	563.3	0.0
ホットチャンネル流量 (Kg/sec)	52.89	52.89	52.87	-0.04
蒸気ドーム圧力 (Pa)	-	1.288×10^7	1.288×10^7	-0.6
炉心中心圧力 (Pa)	1.3038×10^7	1.3042×10^7	1.2982×10^7	-0.6
給水温度 (°C)	210	209.83	209.83	0.0
炉心入口温度 (°C)	290	289.49	289.49	0.0
Hot Channel 炉心出口クォリティ	-	0.004	0.005	0.25
ペレット最高温度 (°C)*		1,597.7	1,596.8	-0.06
被覆管表面最高温度 (°C)*		366.5	366.4	-0.03
炉心出口 (上部プレナム) 温度 (°C)	320	318.2	318.2	0.0

*ホットチャンネルにおける最高温度

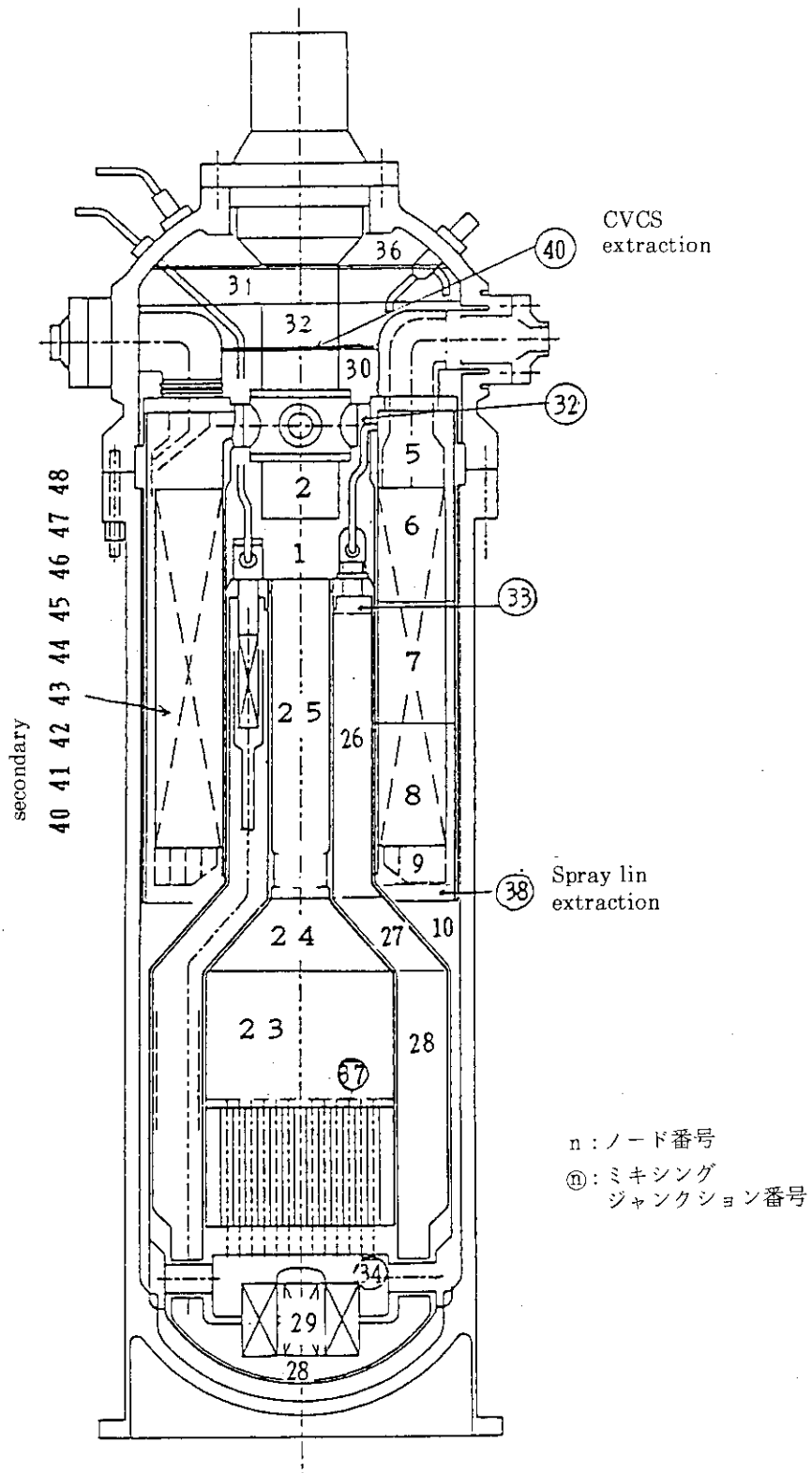


Fig. III. 2.2 SPWR の圧力容器内ノード分割

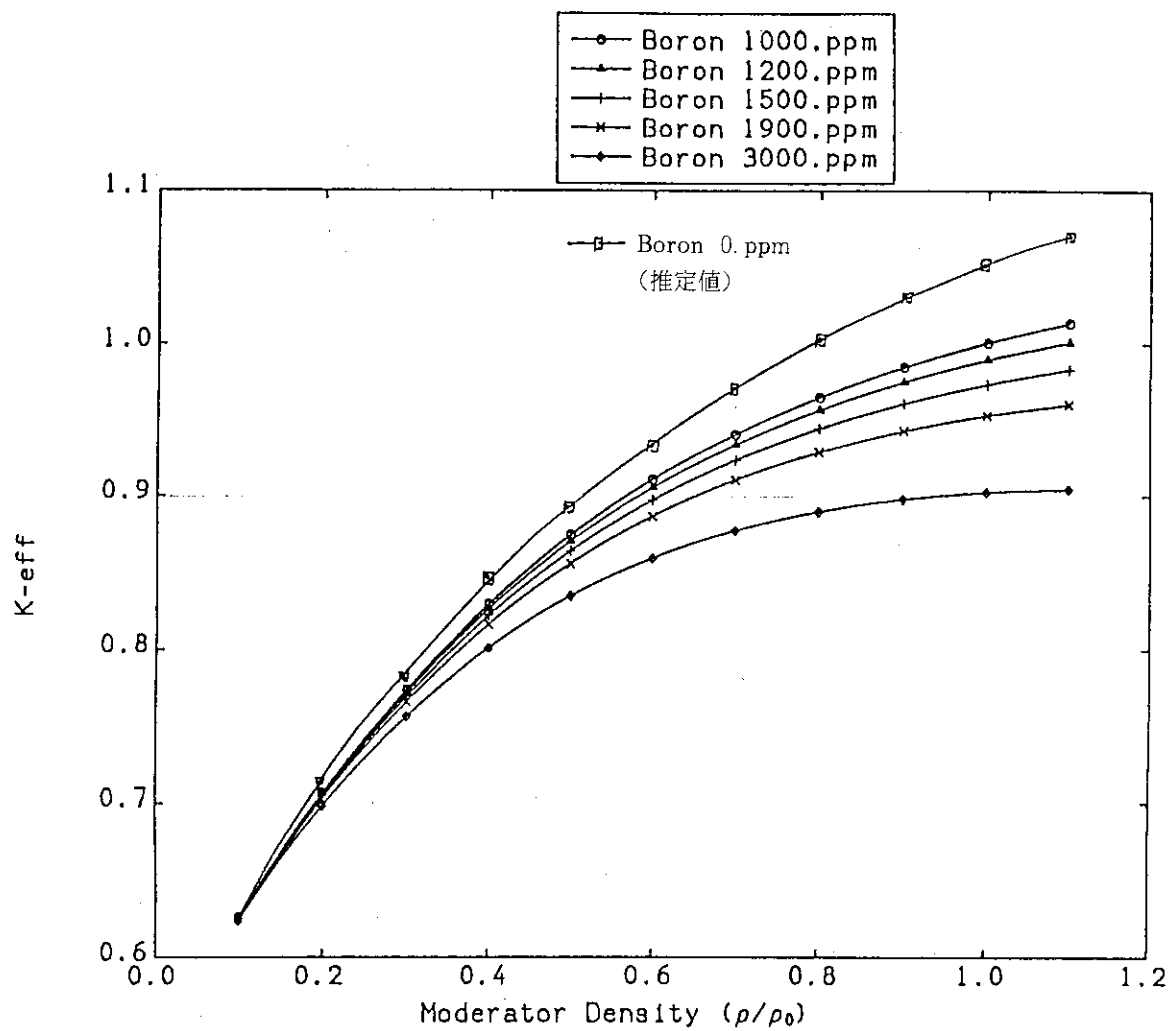


Fig. III. 2.3 BOC 炉心でのボイド反応度変化

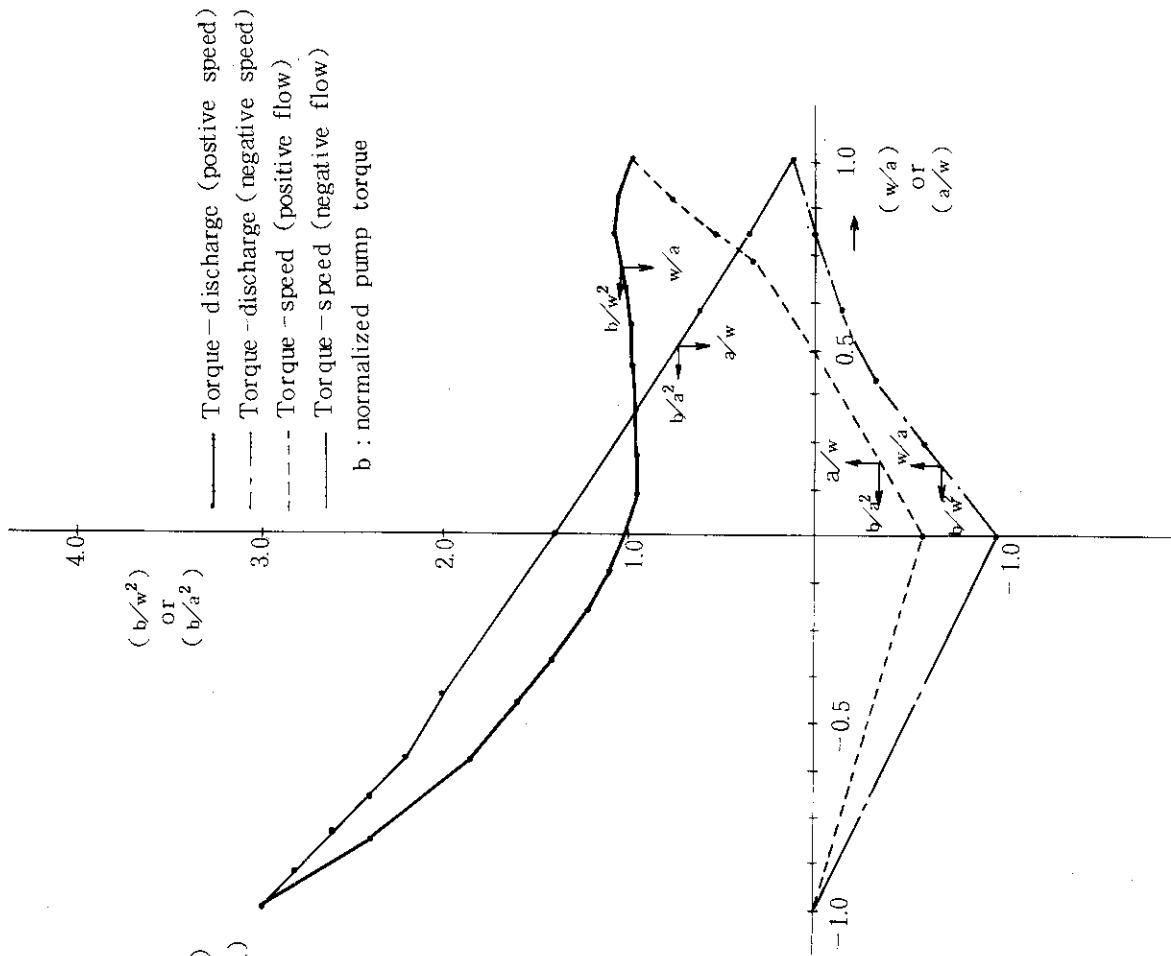


Fig. III. 2. 5 ポンプホモロガストルク曲線

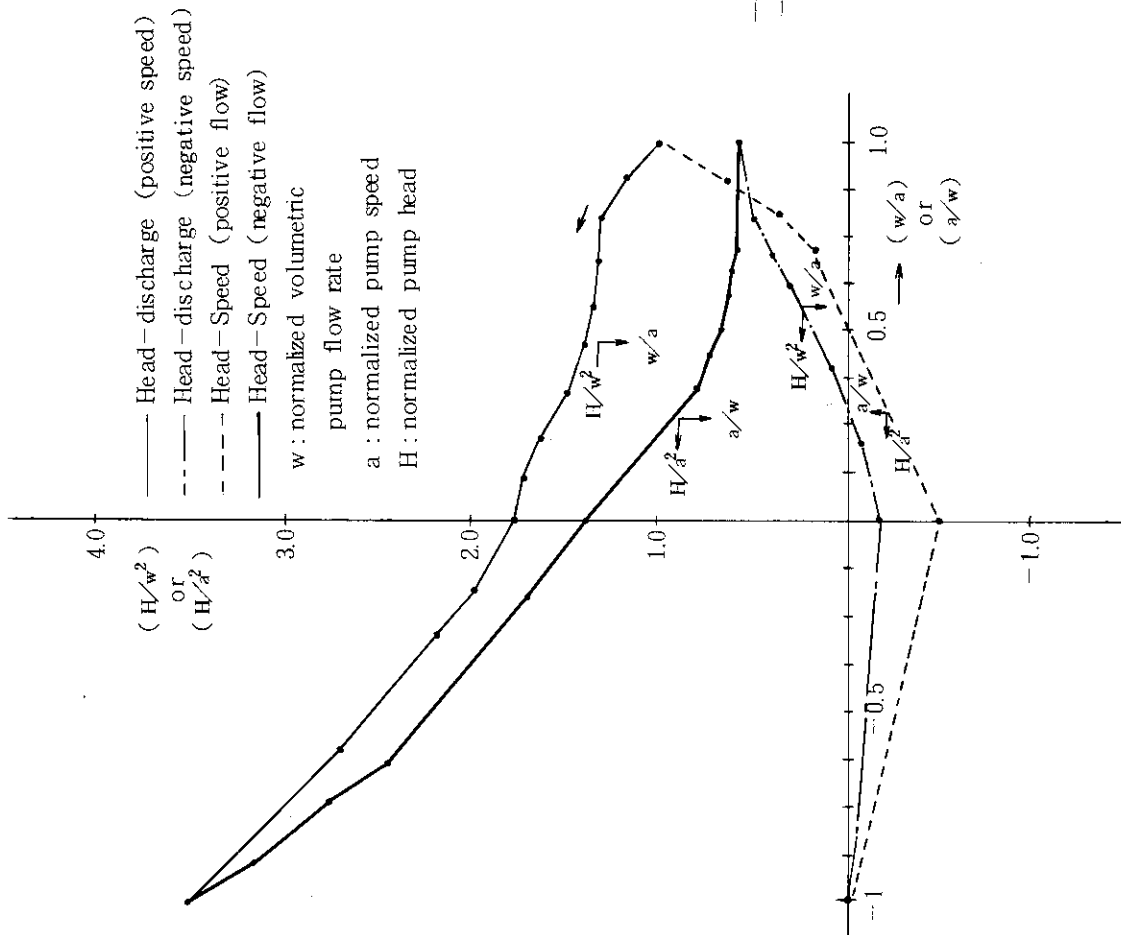


Fig. III. 2. 4 ポンプホモロガス水頭曲線

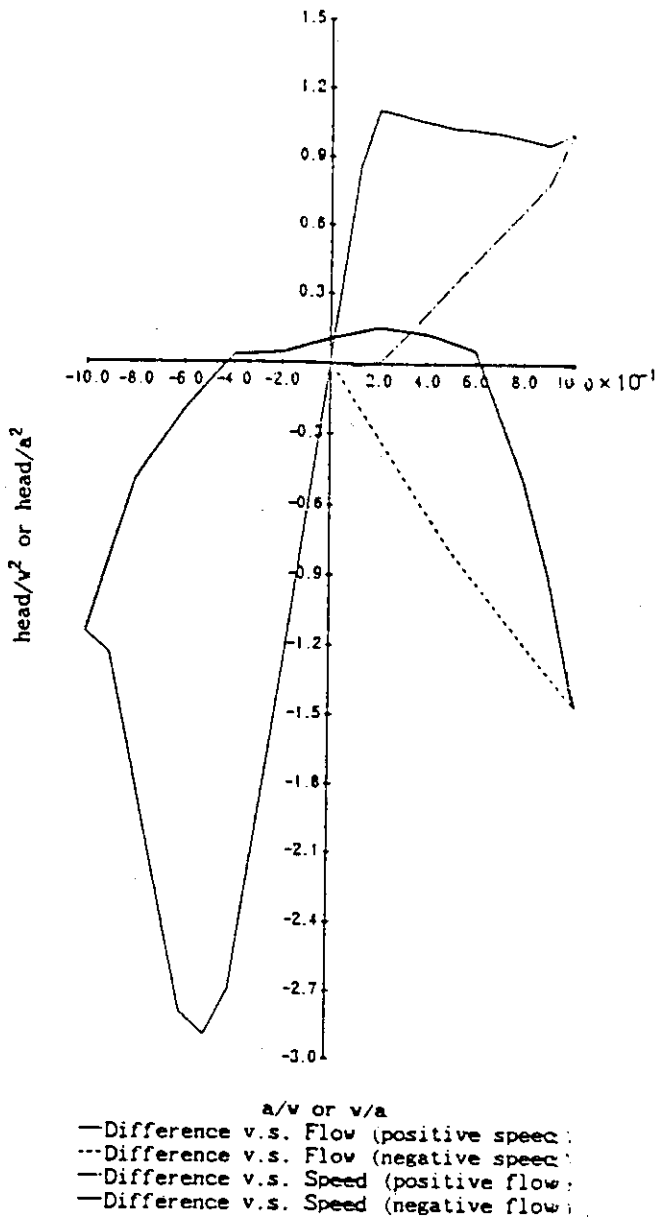


Fig. III. 2.6 ヘッド差ホモログス曲線

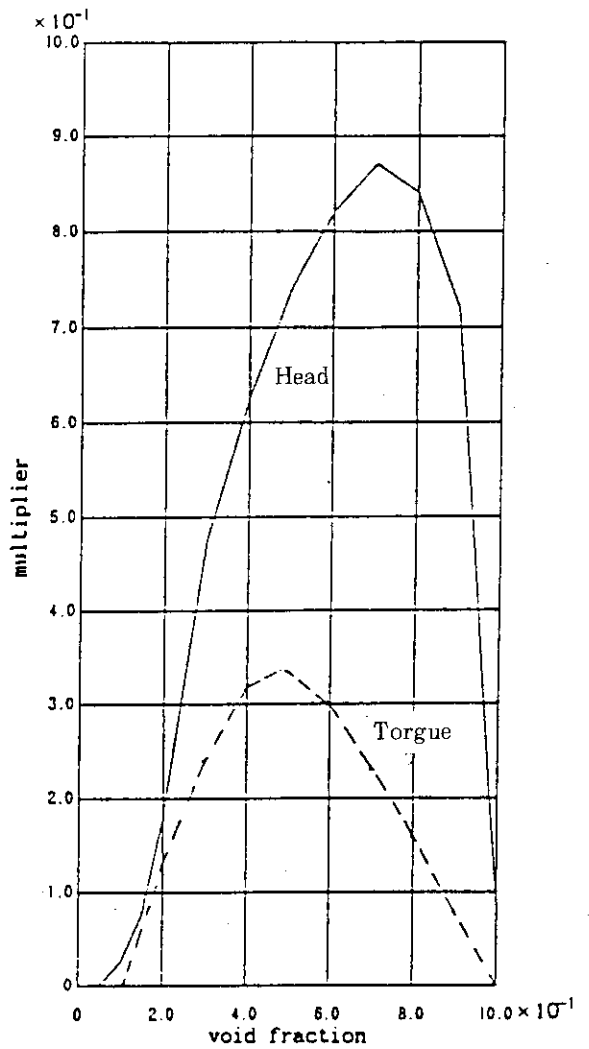


Fig. III. 2.7 ヘッドおよびトルク乗数

3. 過渡解析

3.1 負荷遮断解析

定格運転状態から 25%、50% および 90% の負荷変動分がそれぞれ 1 秒間で発生するとして、その時の過渡解析を行った。また、このとき給水流量は時定数 10 秒でそれぞれの蒸気流量減少分に見合ったレベルまで低下するよう制御されるものとした。なお、それぞれについて初期炉心 (BOC)、末期炉心 (EOC) の計算があり、両者の計算結果を比較して説明する。

(1) 25% 負荷遮断解析 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から 25% 負荷遮断の外乱が入って後、初期炉心については約 800 秒、末期炉心については 700 秒のトランジェントを計算した。

計算結果に基づき、その主要事象シーケンスを Table III. 3.1 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 3.1~III. 3.11 (BOC) および Fig. III. 3.12~III. 3.22 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について、初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

時刻 0 秒から主蒸気流量は 1 秒で給水流量は 10 秒で、それぞれ定格値の 25% に当たる流量を失うと、二次系の急激な温度上昇および圧力上昇が起こる。これに伴い、二次系レリーフ弁による圧力抑制がなされる。初期炉心では二次系流量の減衰で冷却の能力が低下した一次系冷却水は、その温度が上昇し (ピークで 340°C)、同時に圧力の上昇を伴う。圧力は約 136.8 秒で 15 MPa に到達。一次系圧力開放弁の動作とともに蒸気が放出され、炉心にボイドが発生する。ボイドの発生により原子炉出力はやや落ちるが、ボロン水が炉心より部分的に追い出されることによる正の反応度効果により、ボイドの負の反応度が打ち消されて負荷変化に追従し難くなる。圧力開放弁の作動により圧力上昇が抑制され、かろうじて炉出力が抑制される。

末期炉心においては、温度上昇に伴う 0.5 MPa 程度の圧力上昇があるものの、冷却水密度変化によるボロン反応度の正のフィードバックが小さいため、出力は徐々に下降し、圧力開放弁の作動なしに炉出力が追従する。

2) 原子炉各部の事象

① 二次冷却系

Fig. III. 3.7 と III. 3.18 にみられるように、主蒸気流量が減じると二次系圧力が上昇しレリーフ弁が開き、給水が二次側の出口側に急速に移行する。このため出口の蒸気温度がいったん 20°C 程度下がる。蒸気流量の減少により圧力が上昇し、タービン・バイパス弁および二次系レリーフ弁が作動する。10 秒後に給水流量が 25% 減に落ち着くと、二次冷却水の温度上昇がはじまる。初期炉心では、主蒸気側で 50°C 程度 (Fig. III. 3.7)、末期炉心では 20°C 程度 (Fig. III. 3.18) の上昇がある。その間温度上昇に伴う圧力上昇でタービン・バイパス弁、二次系レリーフ弁の開閉が繰り返される。その後出力の低下による一次系の安定とともに、二次系も安定化する (Fig. III. 3.4, III. 3.15)。

② 原子炉圧力

Fig. III. 3.8とIII. 3.9に示したように二次系の冷却能力低下とともに、一次系の温度は上昇、圧力も上昇する。初期炉心では、136.8秒後に圧力が15 MPaに達し (F. III. 3.5)、圧力開放弁が作動する。圧力の低下で炉心のボイド発生が起これ、再び圧力は上昇、圧力開放弁の開閉が繰り返される (Fig. III. 3.11)。

末期炉心では圧力の上昇が0.5 MPa程度見られるだけで、圧力開放弁の作動なく約100秒後には圧力が一定に保たれる (Fig. III. 3.16)

③ 原子炉出力

初期炉心では、一次冷却水の温度上昇に伴う密度変化により、Fig. III. 3.3に示すようにボロン反応度の正のフィードバックが働き、原子炉出力は徐々に上昇してゆく (初期値の5%程度)。136.8秒後に圧力開放弁が作動し、炉心にボイドが発生するが (Fig. III. 3.10)、ここでもボロン反応度の正のフィードバックがボイド反応度の負のフィードバックを打ち消す方向に働き (Fig. III. 3.3)、炉出力は上昇、下降を繰り返しながらも全体的には低下して徐々に約350秒後、約80%レベルに落ち着く。

末期炉心においては Fig. III. 3.14とIII. 3.17に示すように、冷却水密度変化による負の反応効果により、原子炉出力は負荷に追従する約190秒後、出力は20%減で安定する。ここで負荷変化は蒸気流量25%減として与えているが、過渡変化の結果、蒸気の温度が上がり (加熱蒸気) (Fig. III. 3.7とIII. 3.18) エンタルピ上昇しているため、実質的負荷 (エネルギー) で~20%の部分となっている。実質的負荷変動は次式で表される。

$$\Delta Q = h_{sf0}W_{s0} - h_{sf}W_s,$$

h_{sf} : 蒸気エンタルピと給水エンタルピの差、

W_s : 蒸気流量

ここに添え字0は初期値を示す。

④ 燃料棒温度

初期炉心では、負荷遮断後190秒で燃料中心温度は100°C程度の上昇がみられるが、圧力開放弁作動後の出力の低下に伴い徐々に低下して行く。

末期炉心では、燃料中心温度は単調に減少し、約190秒後にはほぼ一定となる。

(2) 50%負荷遮断時の過渡解析 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から50%負荷遮断の外乱が入って後500秒 (初期炉心) および、400秒 (末期炉心) のトランジェントを計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 3.2に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 3.23~III. 3.33 (BOC) および Fig. III. 3.34~III. 3.44 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について、初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

二次系流量の50%低下により冷却能力が低下すると、一次系の温度上昇が起これ、原子炉内の圧力は上昇する。圧力上昇は25%負荷遮断時のそれよりも激しい Fig. III. 3.27。

初期炉心では約80.9秒で圧力は15 Mpaに達し、圧力開放弁が開く。ボイド反応度効果により原子炉出力は低下して行くものの、その間ボロン反応度の正のフィードバックによりボ

イド反応度フィードバックが打ち消される傾向は、25% 負荷遮断時と同様である。(Fig. III. 3.25)。約 200 秒後出力は定格時の約 60% までに抑えられるがまだ上昇傾向にあり、圧力開放弁が動作している間は過渡状態にある。

末期炉心の場合は、冷却水密度変化による負の反応度効果で原子炉出力は低下、定格時の約 55% で安定する。原子炉圧力は約 0.9 MPa 程度の上昇をみせるが、炉出力とともに安定する。末期炉心では圧力開放弁は作動しない。

2) 原子炉各部の事象

① 二次冷却系

二次冷却系の全体的な挙動は 25% 負荷遮断時と比べ、大きな差異はないが、一次系の変動が 25% 負荷遮断にくらべて大きいこと、結果として、二次系の変動も早い時間に現われる (Fig. III. 3.26 と III. 3.29)。

② 原子炉圧力

二次系流量の喪失は 25% 負荷遮断時以上大きいこと、一次系冷却水温度の上昇はより激しく、圧力上昇もより厳しいこととなる (Fig. III. 3.27)。初期炉心では、負荷遮断の外乱が与えられて後 80.9 秒で圧力は 15 MPa に達し、圧力開放弁が動作する (Fig. III. 3.33)。ボイド体積の増大 (Fig. III. 3.32) に伴ない圧力開放弁の開閉は繰り返され、炉出力の低下とともに開閉間隔はしだいに延びる。なお、Fig. III. 3.27 の圧力の変動からして、圧力開放弁の動作は 500 秒以後も続くと考えられる。

末期炉心では圧力の上昇は約 0.9 MPa 程度あるが、出力の安定でこれ以上の上昇はなく、圧力開放弁も作動しない。

③ 原子炉出力

初期炉心では、上昇していた炉出力も圧力開放弁の作動により約 120 秒から低下して行く。500 秒後出力は約 60% になるが上昇傾向にあり、これは系の圧力が変動している限り変動が続くものと思われる。

末期炉心では、冷却ボロンの正のフィードバックが少ないため (Fig. III. 3.36)、密度変化による負の反応効果で十分に出力が追従している。出力は約 55% で安定する。この値と負荷 (蒸気流量 50%) 変化との差は、3.1 (1) に述べた理由により生じる。

④ 燃料棒温度

初期炉心では負荷遮断後 90 秒で、燃料中心温度は 150 度程度の上昇をみせ、圧力開放弁作動の出力の低下とともに徐々に低下して行く (Fig. III. 3.31)。

末期炉心では、燃料中心温度は単調に低下を続け、ほぼ一定値で安定する (Fig. III. 3.42)。

(3) 90% 負荷遮断時の過渡解析 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

90% 負荷遮断ケースでは、主蒸気流量は 90% の流量を喪失することとしたが、給水流量については、50% 減衰と設定した。

初期定常計算から 90% 負荷遮断の外乱が入って後 500 秒 (初期炉心) および 300 秒 (末期炉心) のトランジェントを計算した。

計算結果の主要事象シーケンス Table III. 3.3 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 3.45～III. 3.55 (BOC) および Fig. III. 3.56～III. 3.66 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について、初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

主蒸気流量を上回る給水の流入があるため、二次系の圧力上昇に伴うタービンバイパス弁および二次系レリーフ弁の開閉も激しいものとなる。

25%、57% 負荷遮断から分かるように、一次系の挙動は二次系給水流量の変化量に大きく左右される。90% 負荷遮断であっても給水流量が 50% 供給されているためリリーフ弁を通して蒸気を放出し、結局一次系は 50% 負荷遮断時の挙動とほとんどかわらない挙動となる。

初期炉心では、一次系温度上昇に伴う圧力の上昇が負荷発生後約 81.3 秒で圧力開放弁が作動を始め、炉心のボイド発生による負の反応度効果で原子炉出力は約 55% のレベルまで低下する。

末期炉心は出力の上昇もなく、冷却水密度変化による負の反応度効果で、出力は約 55% に抑えられる。これは主蒸気の 90% 負荷があっても給水流量を 50% 確保することにより、リリーフ弁およびタービンバイパス弁動作によって、負荷を吸収していることを示す。

2) 原子炉各部の事象

① 二次冷却系

主蒸気流量 90%、給水流量 50% 減少により、二次系の圧力は上昇する。上昇圧力はタービン・バイパス弁および二次系レリーフ弁の作動によって抑制される。給水流量が 50% 確保されるため、リリーフ弁、タービンバイパス弁を通して約 55% の出力が放出され続ける (Fig. III. 3.48 と III. 3.59)。初期炉心、末期炉心での挙動の激しさの差異は、S. G. でつくられる蒸気量の多少による。S. G. からの熱量は原子炉出力に依存している。

② 原子炉圧力

初期炉心では圧力は約 81.3 秒後に 15 MPa に達し、圧力開放弁の作動によって圧力上昇が抑制される (Fig. III. 3.49)。その後炉出力の安定とともに圧力の上昇も徐々に緩やかになり、圧力開放弁の開閉間隔も延びる。(Fig. III. 3.49)。

末期炉心は 1 MPa 程度の緩やかな上昇があるが、圧力開放弁の作動には至らない (Fig. III. 3.60)。

③ 原子炉出力

初期炉心では、一次冷却水の温度上昇により水が膨張し、ボロン濃度がわずかに低くなるため反応度の正のフィードバックが働き、原子炉出力は徐々に上昇して行く。81.3 秒後圧力開放弁が作動し炉心にボイドを発生させ、ボロン反応度の正のフィードバックがあるものの炉出力は全体的には低下傾向をたどり、約 55% レベルに到り、ゆるやかに変動を続ける (Fig. III. 3.50)。図中に見られる微少な出力の振動は、二次系の圧力制御で二次系冷却水温度にわずかな変動が生じ、それとともなって起こる一次冷却水のわずかな温度変化および密度変化、ボイド率の振動によるものである (Fig. III. 3.47, III. 3.51, III. 3.52, III. 3.54)。

末期炉心は、冷却水密度変化による負の反応度効果により、炉出力は緩やかに低下して行く。圧力開放弁の動作もなく、炉心にボイドを発生させることなく炉出力は約 55% に低下し、安定する。(Fig. III. 3.61)。

④ 燃料棒温度

初期炉心では約 100 秒で、燃料中心温度は 150°C 程度の上昇を見せ、圧力開放弁作動後の出力低下にともない徐々にその温度を下げて行く (Fig. III. 3.53)。

末期炉心では燃料中心温度は単調に低下をつづけ約 150 秒後には一定となる (Fig. III. 3.64)。

燃料被覆管温度は初期炉心では、ボイド発生時に変化はなく、燃料損焼の可能性はないと思われる (Fig. III. 3.53)。

(4) 結果のまとめ

初期炉心では圧力開放弁の作動により炉出力の制御がなされる。しかし、一次冷却水の外部放出は、放射能放出および除熱の処理上好ましくない。また、密度変化によるボロン反応度の正のフィードバックが大きいことが、自己制御性を欠く大きな原因となっているため、ボロン濃度 1000 ppm という値は負荷遮断過渡特性には厳しい条件と考えられる。

末期炉心においては、ボロン濃度が低濃度のため、温度上昇に伴う密度変化で生ずるボロン反応度の正のフィードバックが非常に小さい。そのため出力も緩やかに低下し安定に負荷追従する。圧力開放弁の作動もなく、給水流量を適切に制御しさえすれば、出力も安定に制御される。

3.2 負荷変動追従性解析

主蒸気流量を 10 分、給水流量を 10 分 10 秒かけて 50% に落とし、炉出力安定後に再び同じ変化速度で定格流量に戻した時の原子炉の負荷追従性について解析した。

(i) 50% 負荷変動追従特性 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から 1200 秒のトランジェントで負荷変動追従性の過渡解析を初期炉心、末期炉心に分けて行った。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 3.4 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 3.67~III. 3.77 (BOC) および Fig. III. 78~III. 3.88 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について、初期炉心および末期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

時刻 0 秒から主蒸気流量を 10 分、給水流量を 10 分 10 秒で、それぞれ定格値の 50% に減少させた。二次系流量の減少によって一次冷却水への冷却能力が低下する。そのため一次冷却水の温度は上昇し、それに伴い圧力の上昇も起こる。

初期炉心では、温度上昇で生じた密度変化によるボロン反応度の正のフィードバックによって原子炉出力は上昇する。約 280 秒後圧力開放弁の作動により圧力上昇が抑制されると炉心にボイドが発生し、負の反応度効果で炉出力は低下する。給水流量が 610 秒で 50% に落ち着くと、原子炉出力にもそれに応じて (約 700 秒)、50% から 60% の間で抑えられる。900

秒後再び二次系の流量が減衰時と同じ変化速度で増加し始めると、それに追従して原子炉出力の上昇が起こる。これは、一次系に対する二次系の冷却機能が復活したため、一次系冷却水の温度が低下し、これに伴う密度変化で炉心に正の反応度フィードバックが働いたことによる。圧力は二次系の除熱能力向上により低下して行く。

末期炉心では、負荷減少による炉出力の上昇はなく、ボロン濃度が低いことから、密度減少で起こる負の反応度効果によって炉出力は負荷追従する。約 640 秒後出力は定格の 55% 程度になり、二次系流量が一定したことにより炉出力も安定する。また、圧力も 0.6 Mpa の上昇があるものの、圧力開放弁の作動には至らない。900 秒で再び二次系の流量を増加させると、原子炉出力も再び上昇する。しかし二次系における圧力抑制が考慮されない限り、二次系圧力は低下する。

2) 原子炉各部の事象

① 二次冷却系

主蒸気流量を 10 分、給水流量を 10 分 10 秒で、それぞれ 50% に減少させると (Fig. III. 3.67), 過渡的には蒸気の輸送するエネルギーが大きく変化することおよび時間的に給水変化が遅れているため二次系圧力は上昇、タービン・バイパス弁および二次系レリーフ弁が作動する (Fig. III. 3.70)。流量の減少とともに二次系内の温度が上昇するのに従い、弁開閉も激しくなる (Fig. III. 3.70)。二次系流量が安定すると圧力も落ち着く。900 秒後、減少時と同じ変化速度で再び二次系流量を増加すると、二次系圧力は急激な下降を始める。これは、流量減少時と逆の現象により圧力を下降させるものである。しかし、圧力の降下に対しては圧力上昇時とは異なり、それを抑制する機構を考えていないため、負荷変化が続くかぎり下降し続ける。これは、初期炉心、末期炉心ともに同様の結果が得られる (Fig. III. 3.70 と III. 3.81)。

② 原子炉圧力

Fig. III. 3.71～III. 3.82に見られるように二次系の冷却能力低下により一次系は温度上昇を伴ないその圧力が上昇する。

初期炉心では、約 280 秒で 15 MPa に到達、圧力開放弁が作動する。圧力上昇の抑制により炉心のボイドは増加、一瞬落ちた圧力もすぐに上昇開始、圧力開放弁の開閉は繰り返される。原子炉出力がほぼ落ち着くと圧力の上昇も抑えられ、900 秒後から二次系流量が再び増加すると、冷却能力の回復により、温度低下し、それにともない圧力が低下する (Fig. III. 3.71)。

末期炉心では、0.6 MPa 程度の圧力上昇があるものの、炉出力が低下するため、圧力開放弁の作動には至らない。時刻 900 秒からの二次系流量の増加に伴って圧力も下降して行く。圧力は負荷変化が続く間は下降し続ける。

③ 原子炉出力

初期炉心では一次冷却水の温度上昇により、冷却水密度減少に伴うボロン反応度の正のフィードバックにより原子炉出力は上昇する。280 秒後に圧力開放弁の動作により炉心にボイドが発生し、原子炉出力は低下する。二次系給水流量が 50% で落ち着くと、炉出力も約 55% に落ち着く (Fig. III. 72)。900 秒後二次系流量は再び増加、冷却能力回復により一

次冷却水の密度変化による反応度フィードバック効果により (Fig. III. 3.69と III. 3.75), 炉出力は再び上昇する。

④ 一次系主循環流量

初期炉心では, 圧力開放弁開放にともなう炉心のボイド発生 (Fig. III. 3.76) でポンプの駆動力が減じ流量は30%程低下する。二次系流量の増加で一次冷却水の冷却効率が上がると, 一次冷却水密度も増加し, 流量も径々に増加して行く。

末期炉心では, 炉心のボイド発生がないため変動は少なく, 2.5%程度の密度変化にともなう流量変化しかみられない (Fig. III. 3.79)。

⑤ 燃料棒温度

初期炉心では燃料棒中心温度はホットチャンネルで約100°C, 平均チャンネルで50°C程の上昇が見られる。圧力開放弁が作動して炉出力が低下すると, それにともない燃料棒温度も低下する。二次系流量の増加により炉出力が再び上昇すると, 燃料棒温度とそれに追従して上昇する (Fig. III. 3.75)。

末期炉心では, 冷却材密度変化によるボロン反応度の挿入は僅かで, 密度変化による負の反応度効果が支配的となり炉出力は負荷追従する。したがって, 燃料棒温度は0秒から単調に低下し, 炉出力の変化に追従して上昇する。

(2) 計算結果のまとめ

初期炉心では, ボロン濃度が高いために冷却材の密度膨張時のボロン反応度の正のフィードバックが大きい。そのため原子炉出力は増大傾向にある。圧力の急激な上昇は280秒後に15 MPaに達し, 圧力開放弁が作動する。炉心のボイド発生は出力は下がり, 二次系流量の増加とともに再び上昇する。初期炉心では, 圧力開放弁の作動によって圧力の制御がなされたが, 電力需要の変化に対応しての負荷追従運転では, 一次系冷却材放出を伴うため好ましくない。また, 一次系冷却水中ボロンが高濃度(1000 ppm)であることも出力の制御を難しくしている原因であり, 安定した負荷追従特性を得るためにはボロン濃度に一定の制限を設ける必要がある。

末期炉心ではボロン濃度は低いため, 密度膨張時のボロン反応度の正のフィードバックは小さく, 原子炉出力は二次系流量に追従して低下して行く。圧力上昇は0.6 MPa程度あるだけで圧力開放弁の作動はなく, 負荷追従は順調に行われる。しかし, これには二次系の圧力が安定に制御されている必要があり, 二次系圧力降下に対してはタービンバイパス弁, リリーフ弁では対処できないため, 何らかの圧力制御系が設計されなければならない。

Table III.3.1 主要事象シーケンス (25%負荷遮断)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)	
	初期炉心	末期炉心
1. 二次系主蒸気流量 減少開始	0.0	0.0
二次系給水流量 減少開始	0.0	0.0
2. タービン・バイパス弁および 二次系レリーフ弁 開	○	○
3. 二次系主蒸気流量 25%に到達	1.0	1.0
二次系給水流量 25%に到達	10.0	10.0
炉出力上昇	○	×
原子炉圧力上昇	○	○
4. 一次系圧力開放弁 開	136.8	×
炉心ボイド率増大	○	×
密度変化による負の反応度効果	○	○
ボロン濃度変化による正の反応度効果	○	○
炉出力 低下	○	○
炉出力 安定	×	○
5. 解析終了	760	700

Table III.3.2 主要事象シーケンス (50%負荷遮断)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)	
	初期炉心	末期炉心
1. 二次系主蒸気流量 減少開始	0.0	0.0
二次系給水流量 減少開始	0.0	0.0
2. タービン・バイパス弁および 二次系レリーフ弁 開	○	○
3. 二次系主蒸気流量 50%に到達	1.0	1.0
二次系給水流量 50%に到達	10.0	10.0
炉出力上昇	○	×
原子炉圧力上昇	○	○
4. 一次系圧力開放弁 開	80.9	×
炉心ボイド率増大	○	×
密度変化による負の反応度効果	○	○
ボロン濃度変化による正の反応度効果	○	○
炉出力 低下	○	○
炉出力 安定	×	○
5. 解析終了	500	400

Table III.3.3 主要事象シーケンス (90%負荷遮断)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)	
	初期炉心	末期炉心
1. 二次系主蒸気流量 減少開始	0.0	0.0
二次系給水流量 減少開始	0.0	0.0
2. タービン・バイパス弁および		
二次系レリーフ弁 開	○	○
3. 二次系主蒸気流量 90%に到達	1.0	1.0
二次系給水流量 90%に到達	10.0	10.0
炉出力上昇	○	×
原子炉圧力上昇	○	○
4. 一次系圧力開放弁 開	81.3	×
炉心ボイド率増大	○	×
密度変化による負の反応度効果	○	○
ボロン濃度変化による正の反応度効果	○	○
炉出力 低下	○	○
炉出力 安定	×	○
5. 解析終了	500	300

Table III.3.4 主要事象シーケンス (負荷追従性解析)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)	
	初期炉心	末期炉心
1. 二次系主蒸気流量および 二次系給水流量 減少開始	0.0	0.0
2. タービン・バイパス弁および 二次系レリーフ弁 開	○	○
炉出力上昇	○	×
原子炉圧力上昇	○	○
3. 圧力開放弁 開	280	×
炉心ボイド率増大	○	×
密度変化による負の反応度効果	○	○
ボロン濃度変化による正の反応度効果 増大	○	×
炉出力低下	○	○
4. 圧力開放弁 閉止	500	×
5. 二次系主蒸気流量 50%に到達	600	600
二次系給水流量 50%に到達	610	610
炉出力安定	×	○
6. 二次系主蒸気流量 増加開始	900	900
二次系給水流量 増加開始	910	910
原子炉圧力下降	○	○
炉出力上昇	○	○
7. 解析終了	1200	1200

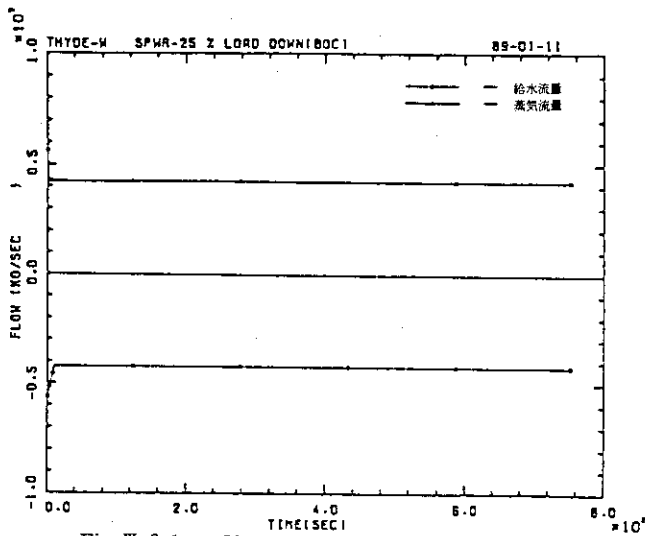


Fig. III. 3.1 FEED WATER AND STEAM FLOW

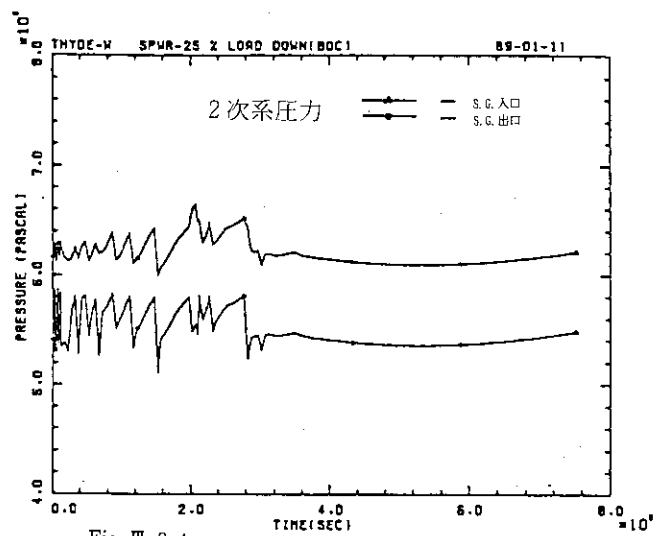


Fig. III. 3.4 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

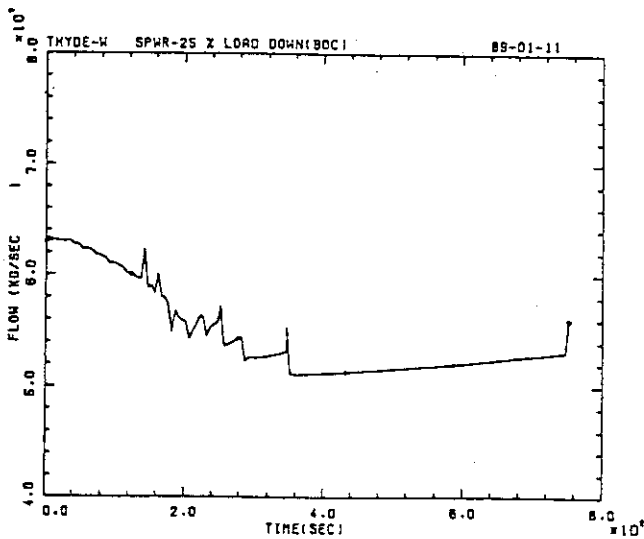


Fig. III. 3.2 CORE FLOW

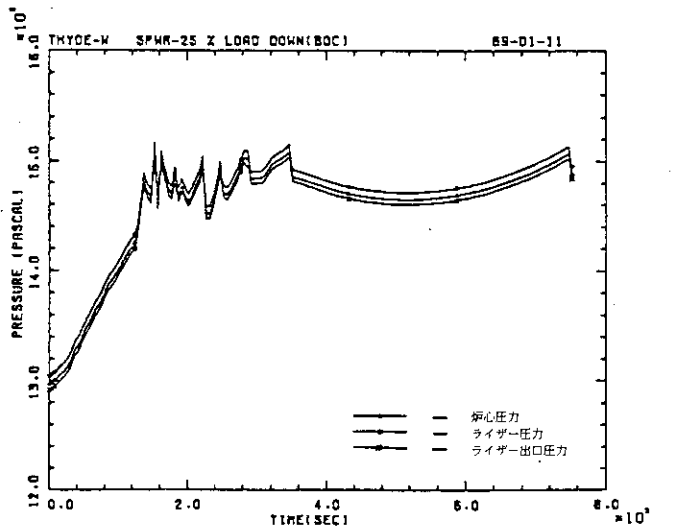


Fig. III. 3.5 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

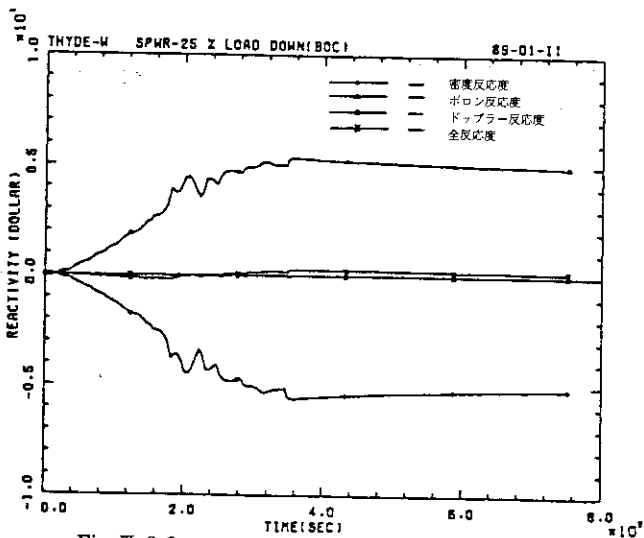


Fig. III. 3.3 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

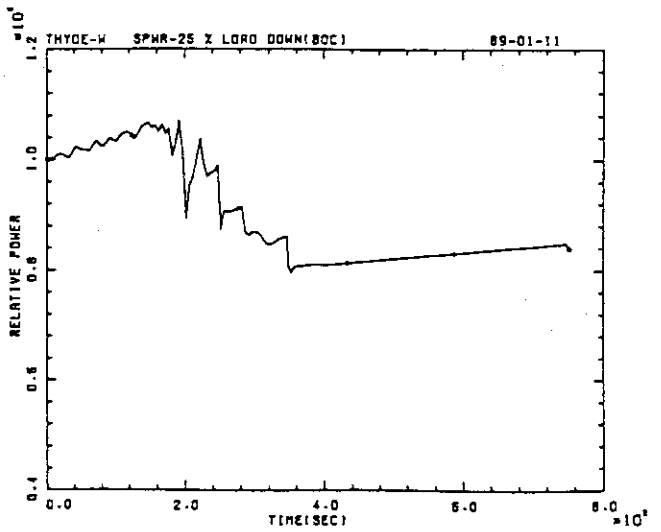


Fig. III. 3.6 REACTOR POWER

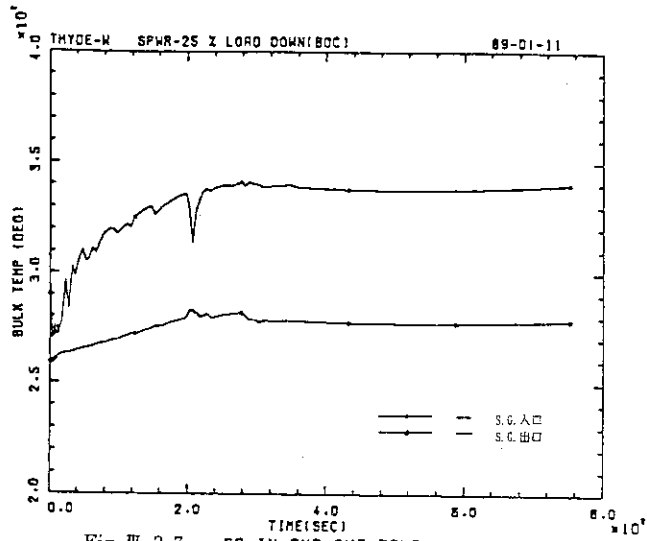


Fig. III. 3.7 SG IN AND OUT TEMP

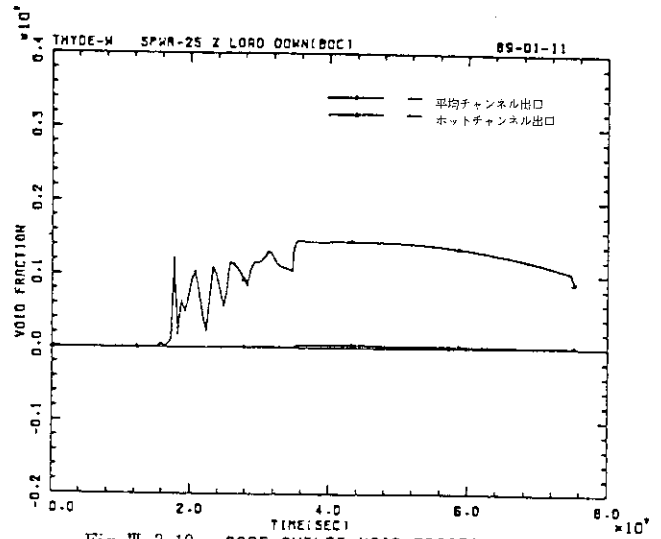


Fig. III. 3.10 CORE OUTLET VOID FRACTION

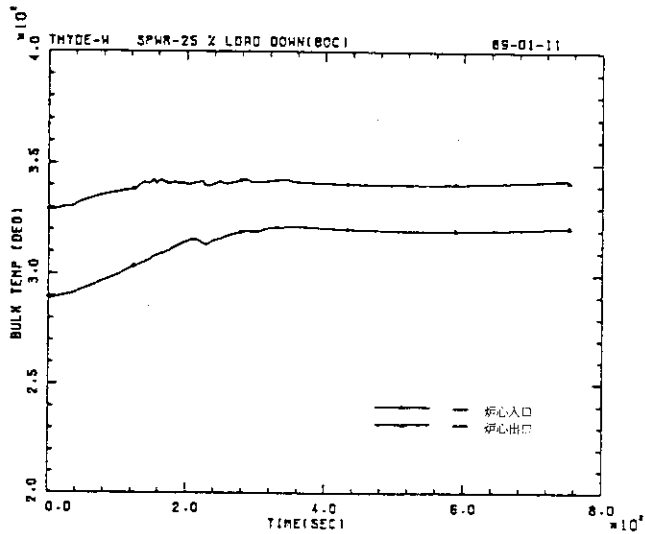


Fig. III. 3.8 CORE IN AND OUT TEMP (HOT)

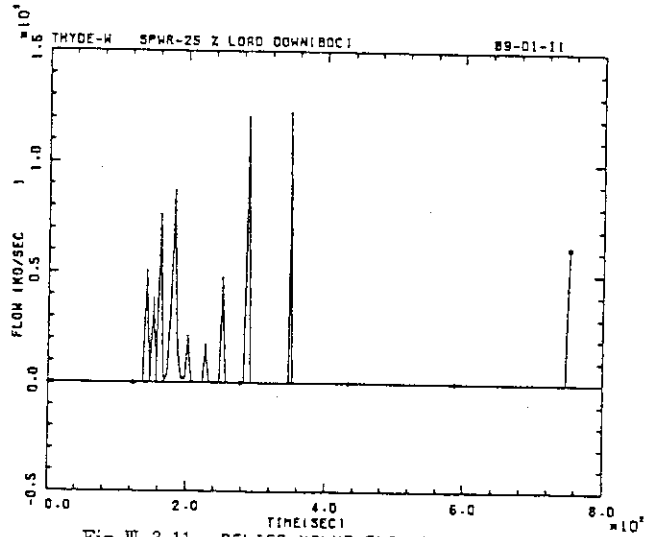


Fig. III. 3.11 RELIEF VALVE FLOW RATE

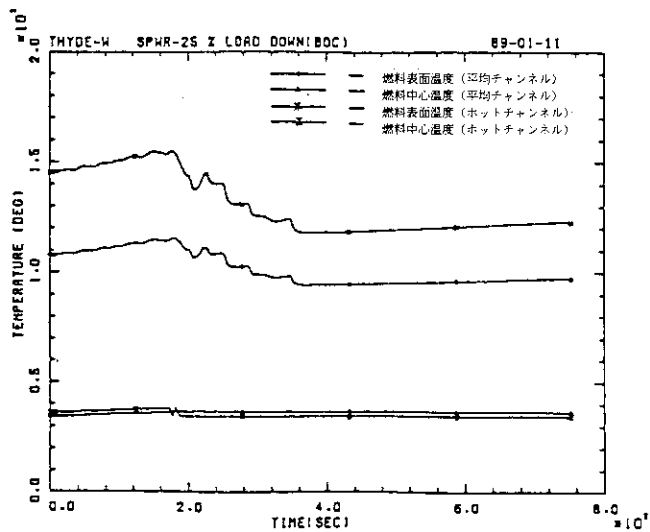


Fig. III. 3.9 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

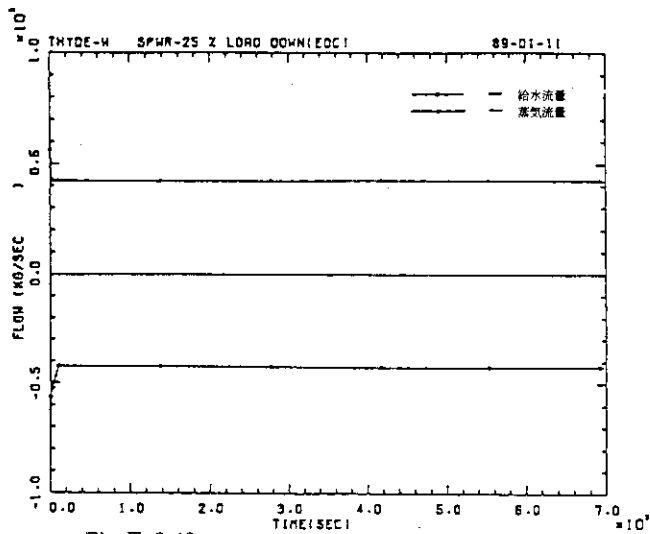


Fig. III. 3.12 FEED WATER AND STEAM FLOW

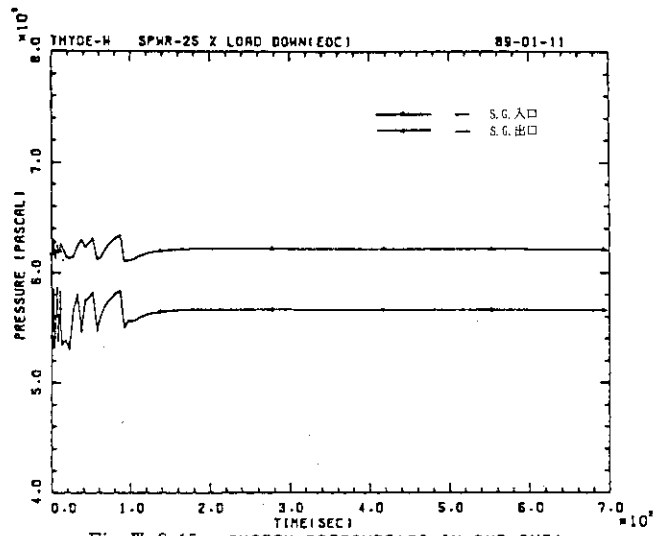


Fig. III. 3.15 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

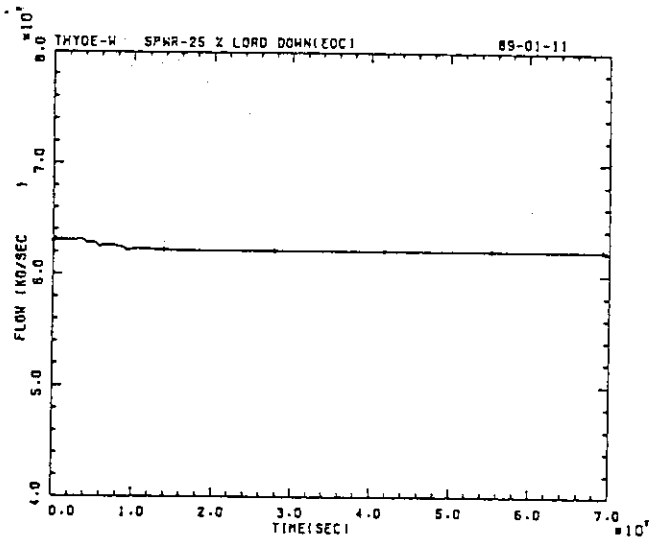


Fig. III. 3.13 CORE FLOW

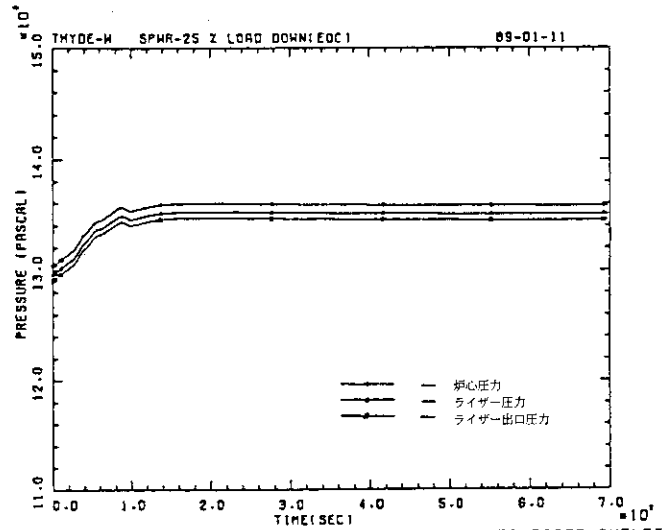


Fig. III. 3.16 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

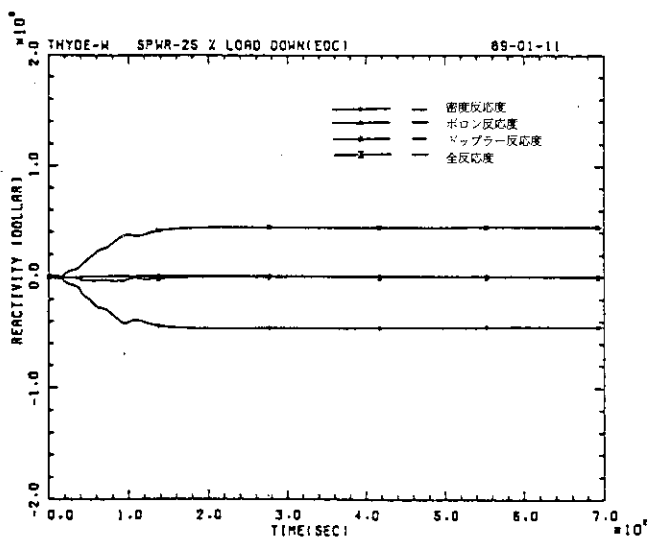


Fig. III. 3.14 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

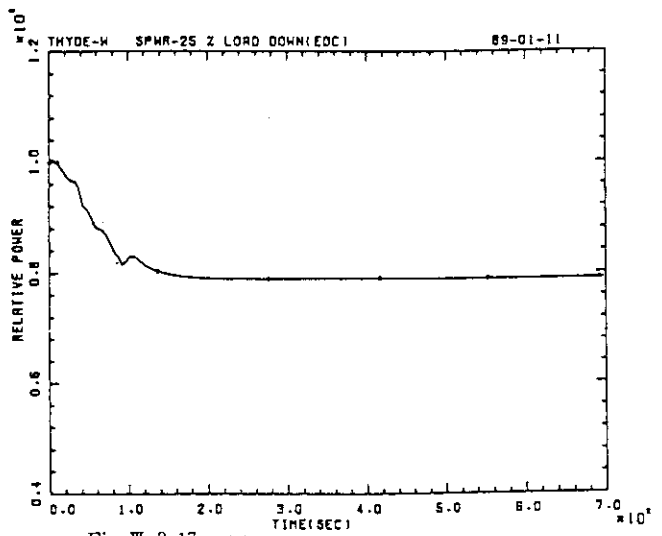


Fig. III. 3.17 REACTOR POWER

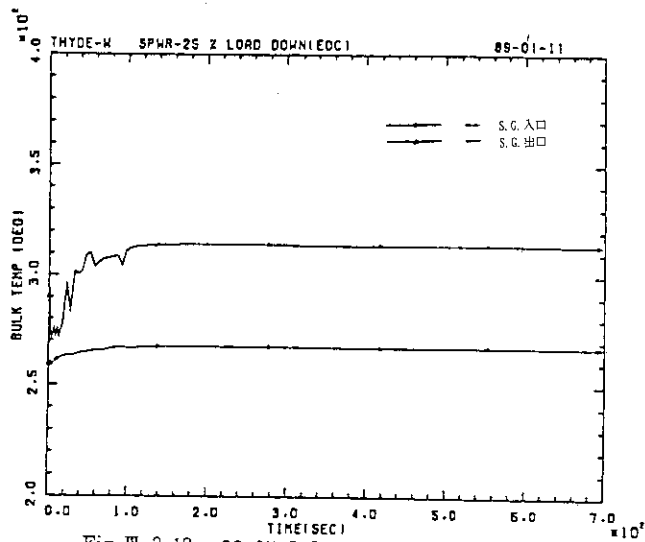


Fig. III. 3.18 SG IN AND OUT TEMP

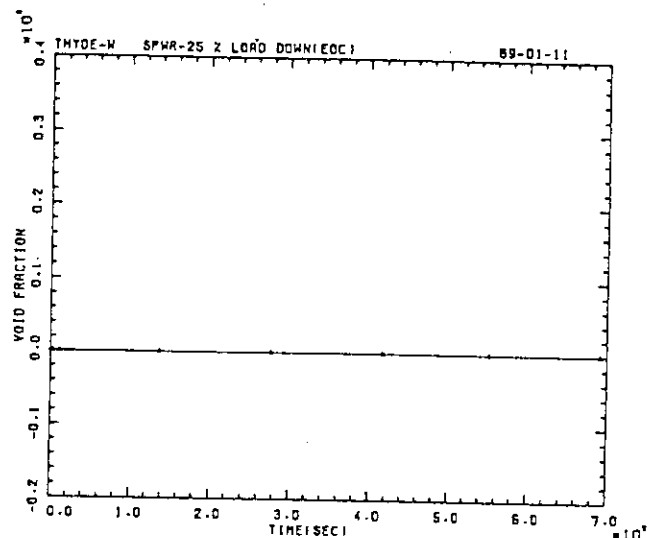


Fig. III. 3.21 CORE OUTLET VOID FRACTION

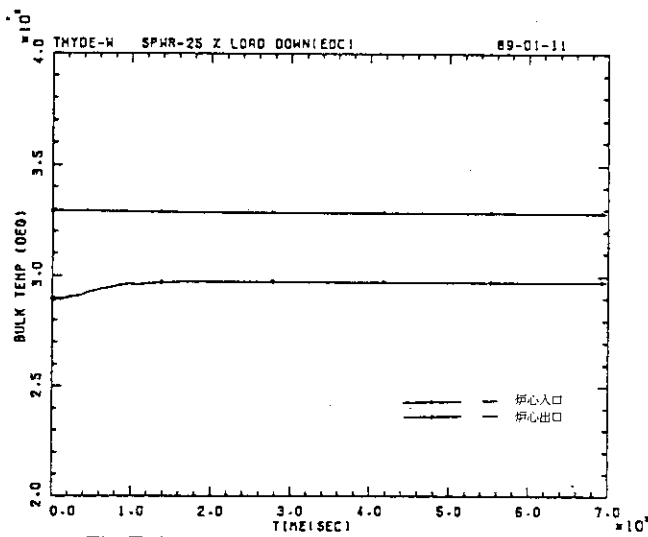


Fig. III. 3.19 CORE IN AND OUT TEMP (HOT)

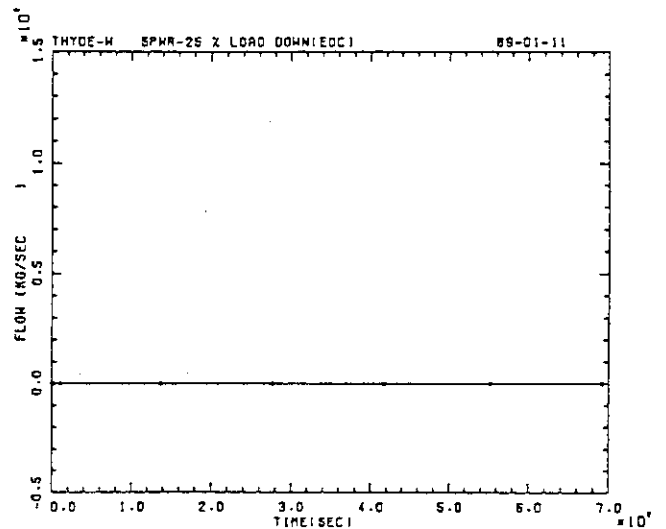


Fig. III. 3.22 RELIEF VALVE FLOW RATE

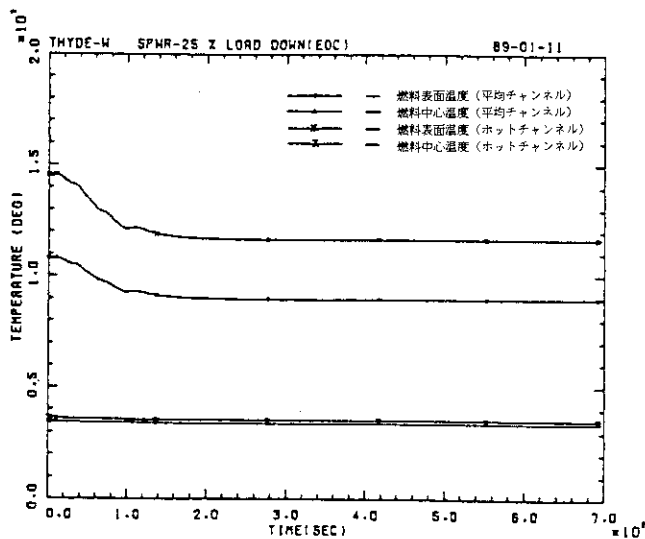


Fig. III. 3.20 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

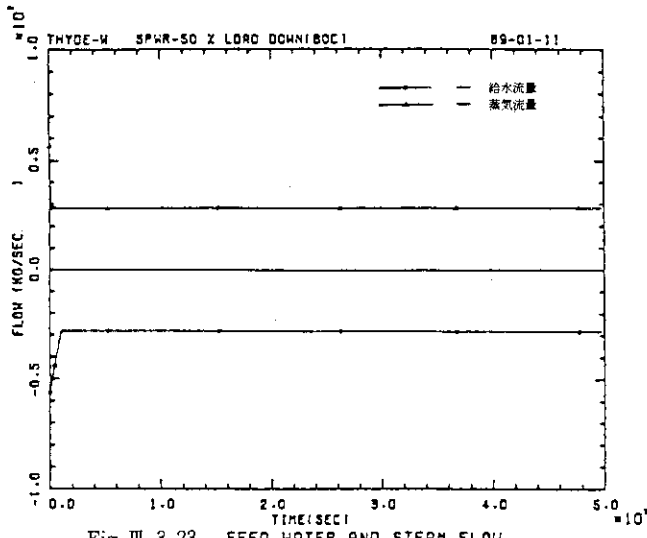


Fig. III. 3.23 FEED WATER AND STEAM FLOW

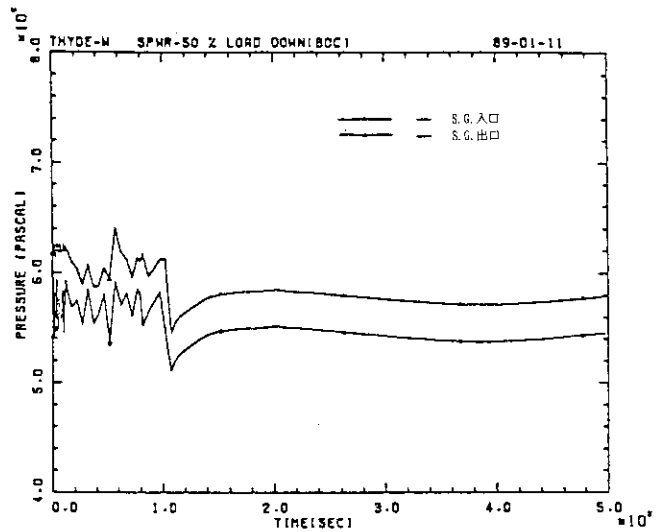


Fig. III. 3.26 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

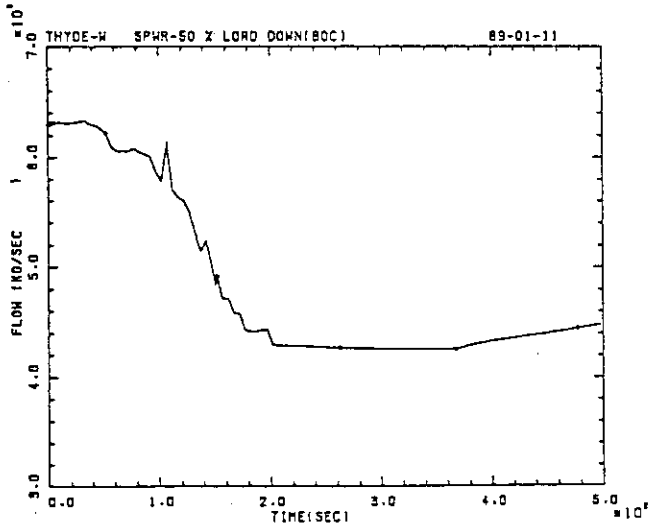


Fig. III. 3.24 CORE FLOW

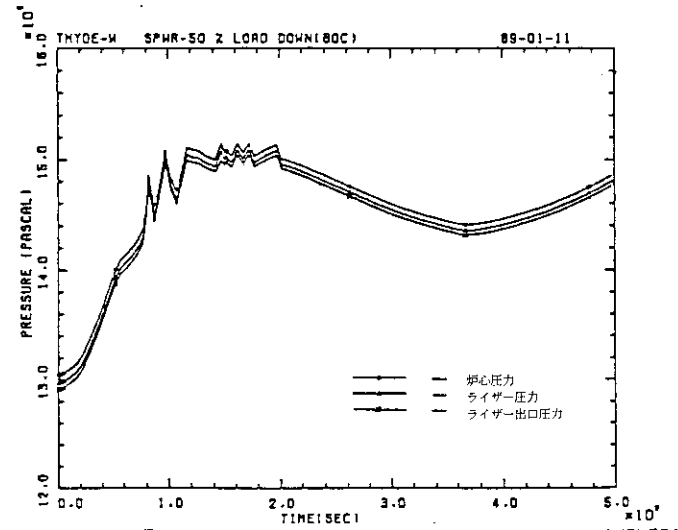


Fig. III. 3.27 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

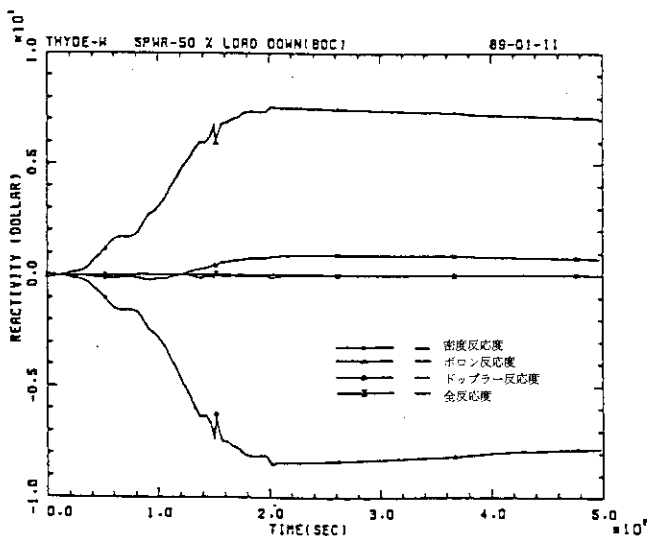


Fig. III. 3.25 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

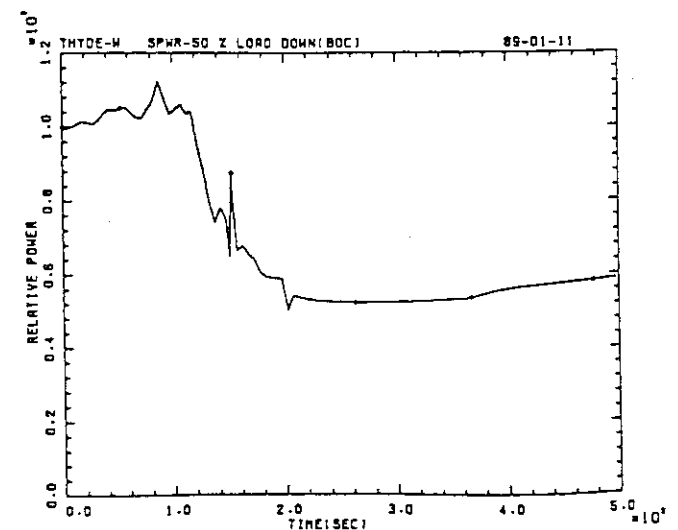


Fig. III. 3.28 REACTOR POWER

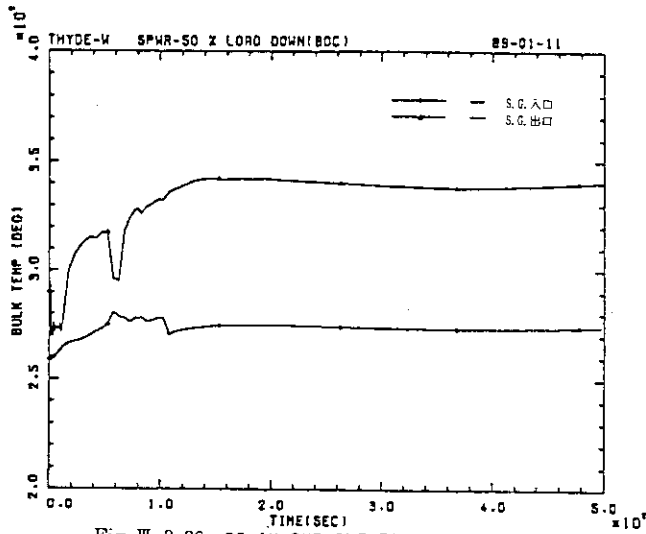


Fig. III. 3.29 SG IN AND OUT TEMP

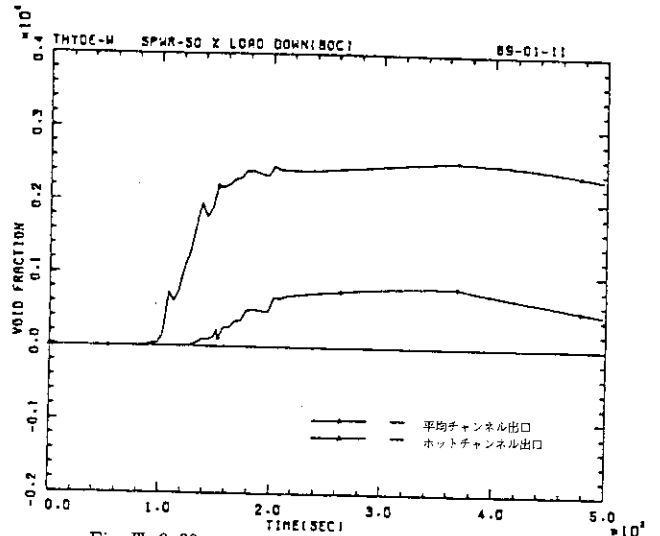


Fig. III. 3.32 CORE OUTLET VOID FRACTION

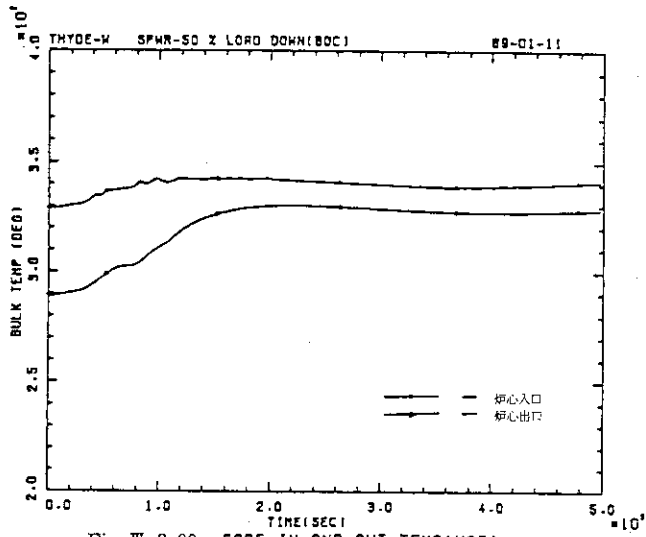


Fig. III. 3.30 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

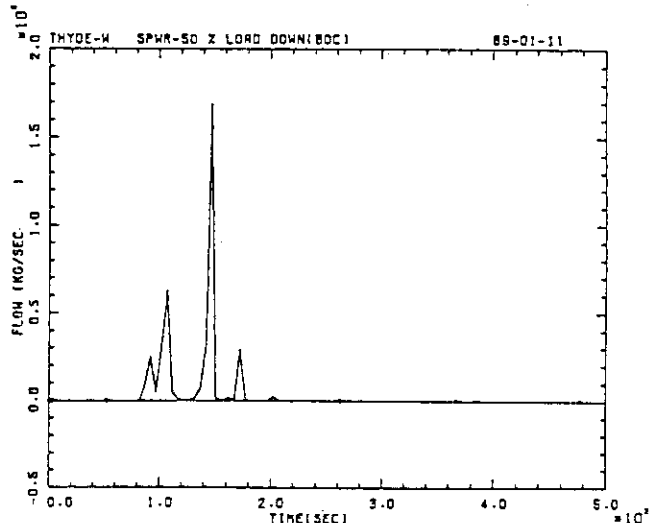


Fig. III. 3.33 RELIEF VALVE FLOW RATE

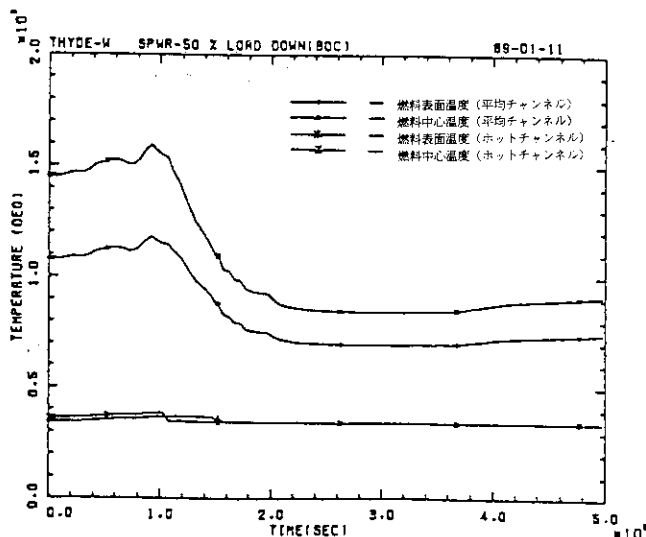


Fig. III. 3.31 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

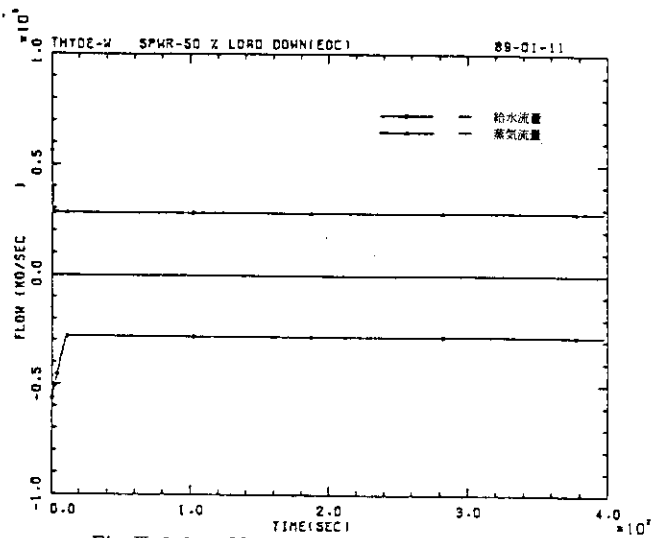


Fig. III. 3.34 FEED WATER AND STEAM FLOW

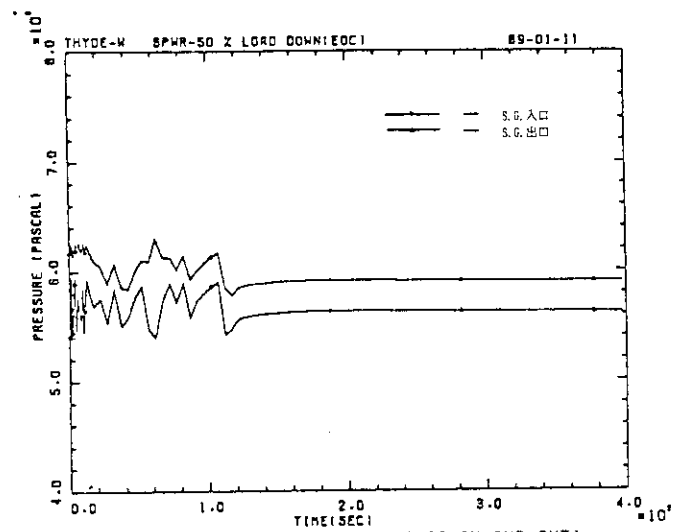


Fig. III. 3.37 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

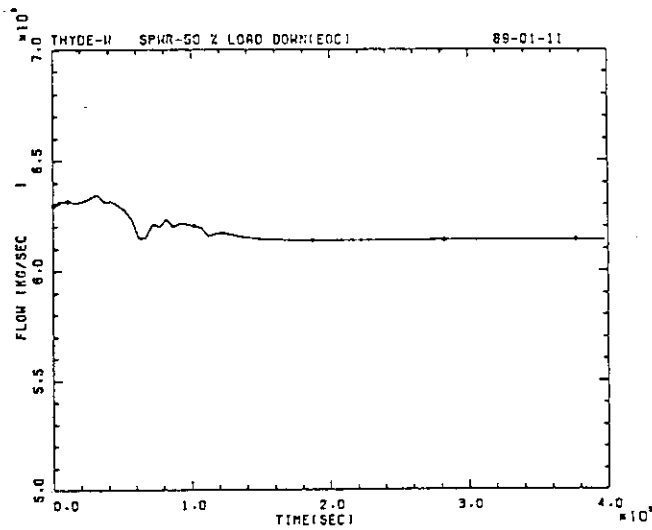


Fig. III. 3.35 CORE FLOW

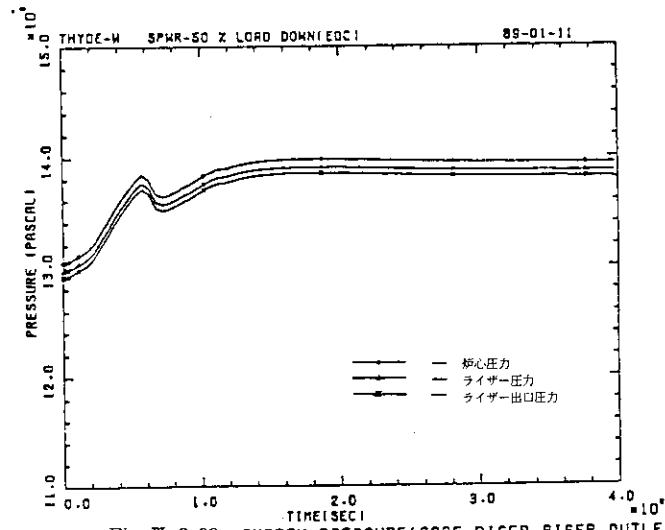


Fig. III. 3.38 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

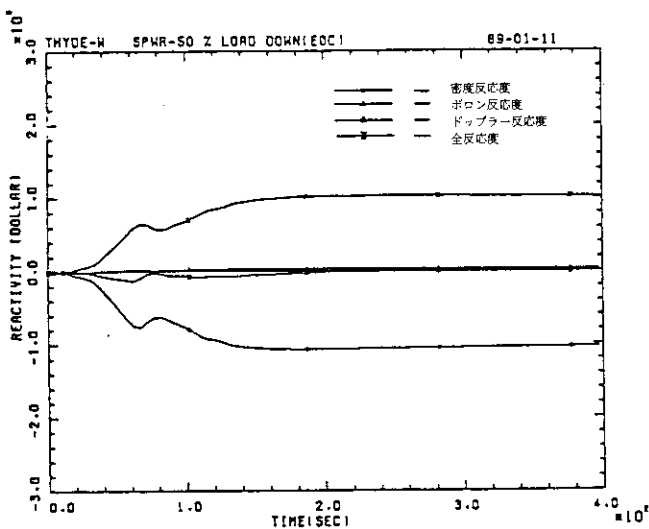


Fig. III. 3.36 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

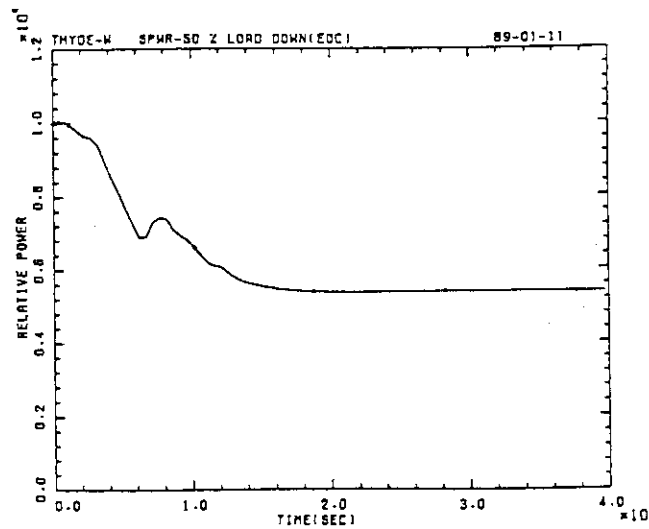


Fig. III. 3.39 REACTOR POWER

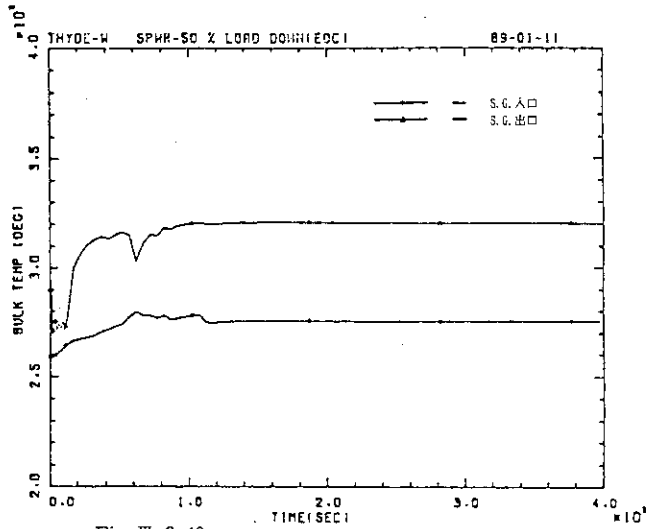


Fig. III. 3.40 SG IN AND OUT TEMP

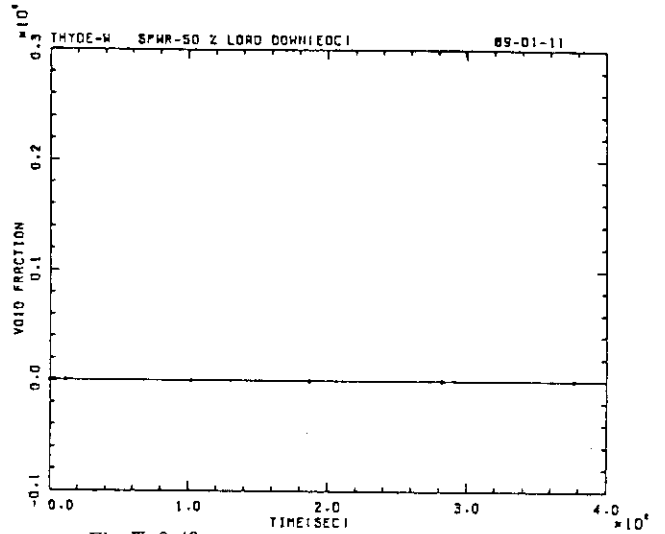


Fig. III. 3.43 CORE OUTLET VOID FRACTION

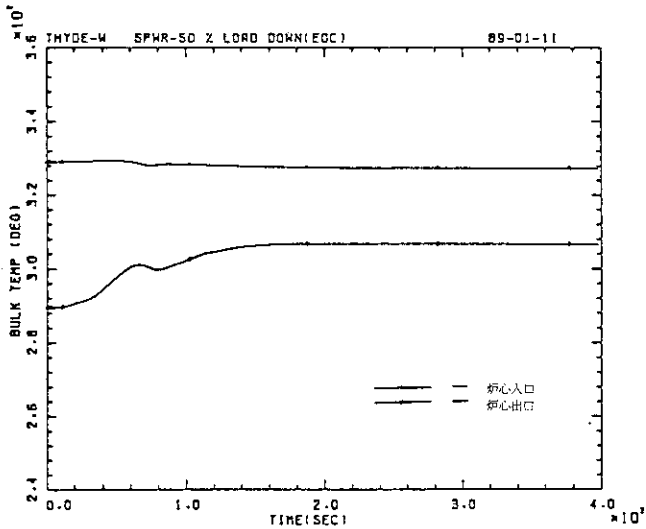


Fig. III. 3.41 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

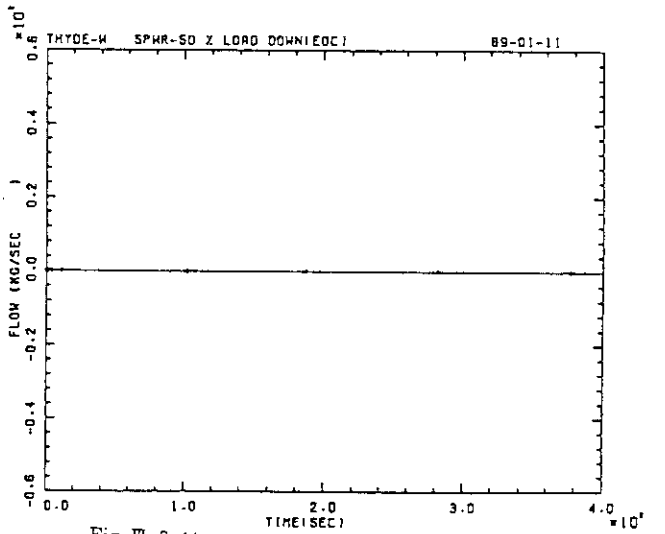


Fig. III. 3.44 RELIEF VALVE FLOW RATE

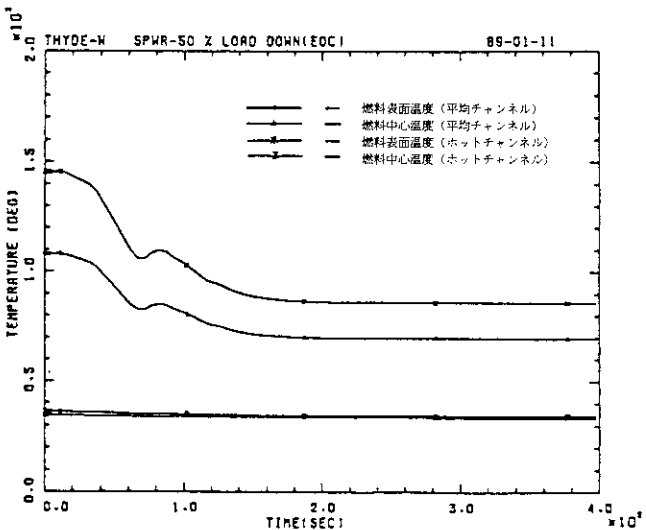


Fig. III. 3.42 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

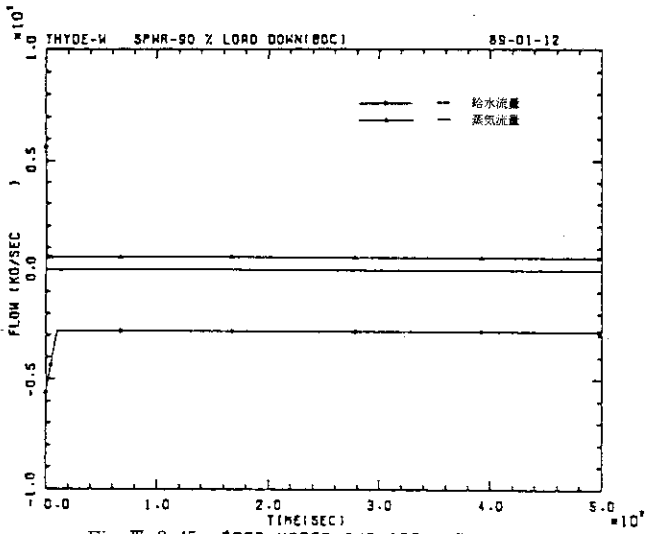


Fig. III. 3.45 FEED WATER AND STEAM FLOW

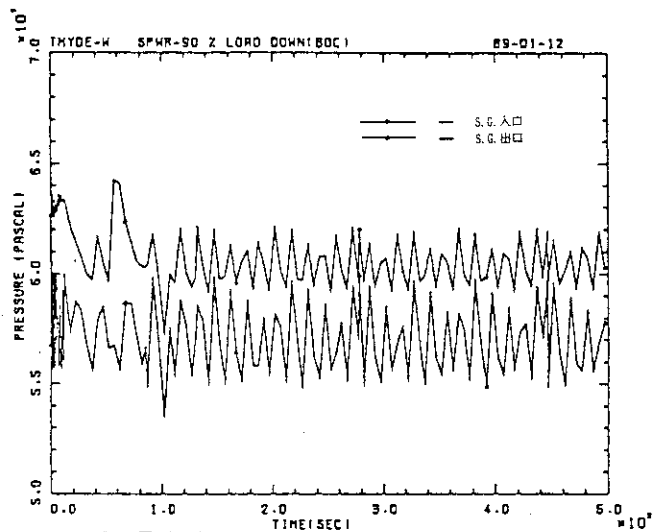


Fig. III. 3.48 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

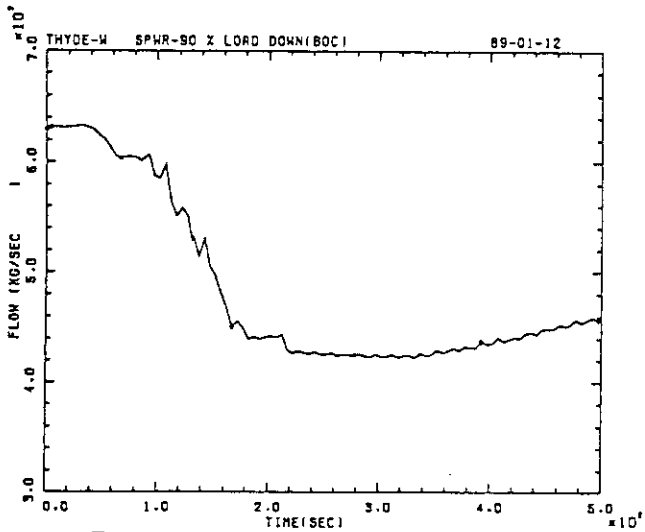


Fig. III. 3.46 CORE FLOW

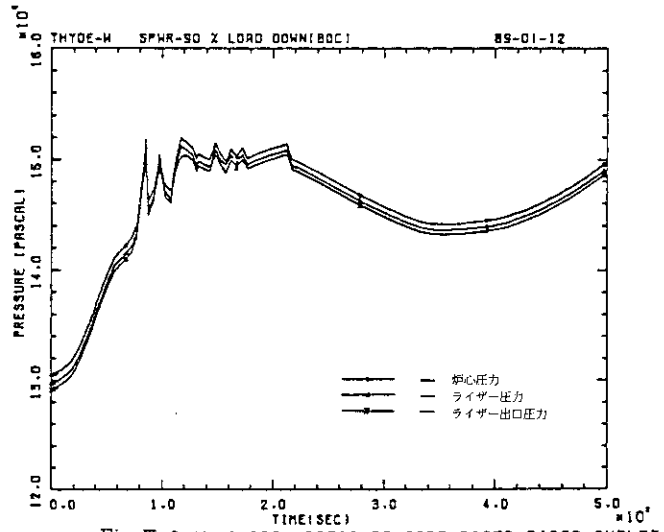


Fig. III. 3.49 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

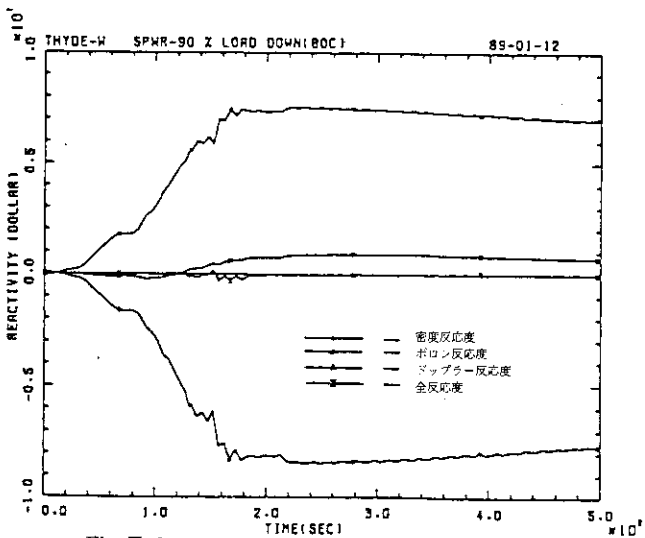


Fig. III. 3.47 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

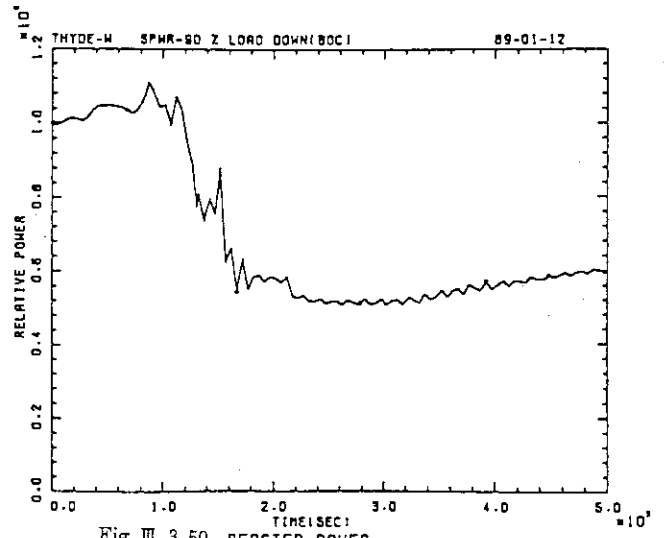


Fig. III. 3.50 REACTOR POWER

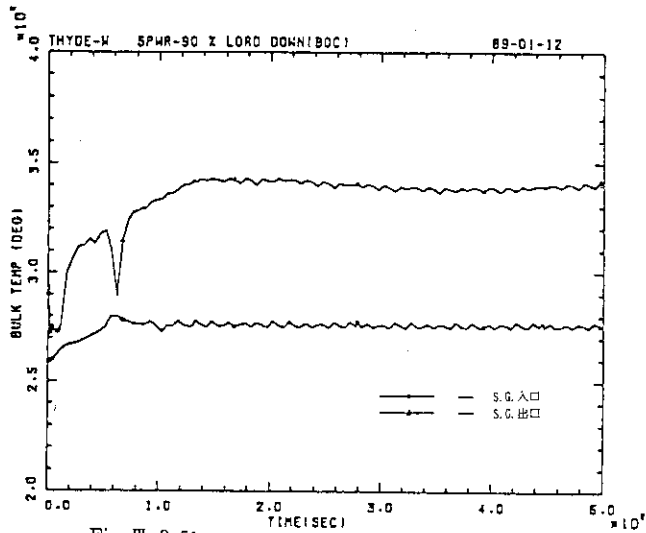


Fig. III. 3.51 SG IN AND OUT TEMP

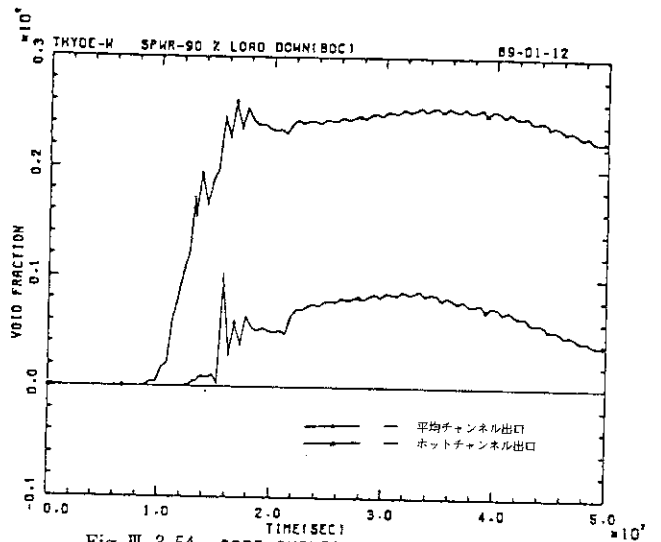


Fig. III. 3.54 CORE OUTLET VOID FRACTION

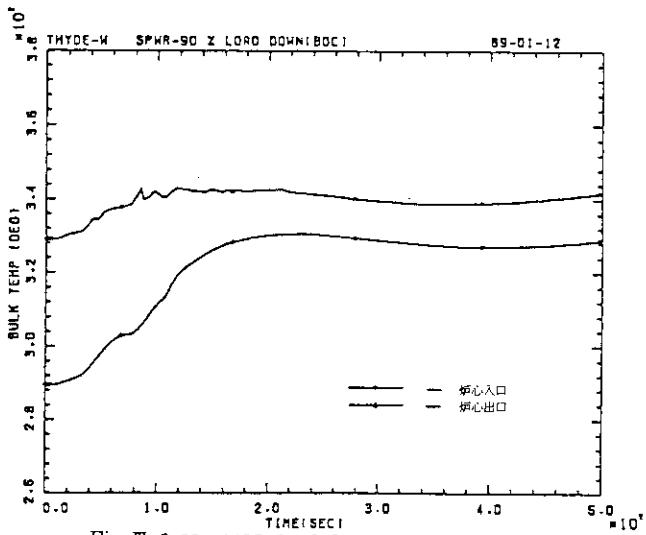


Fig. III. 3.52 CORE IN AND OUT TEMP (HOT)

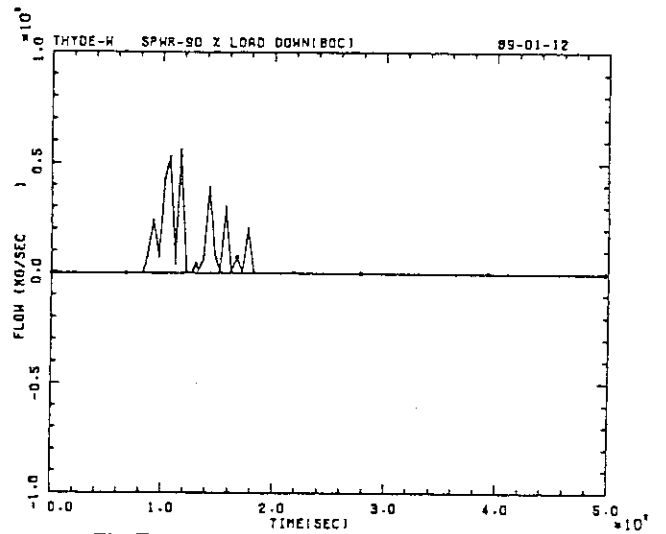


Fig. III. 3.55 RELIEF VALVE FLOW RATE

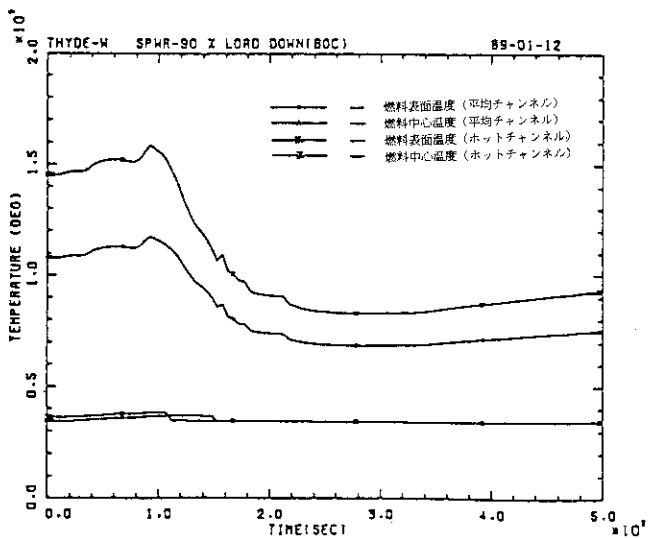


Fig. III. 3.53 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

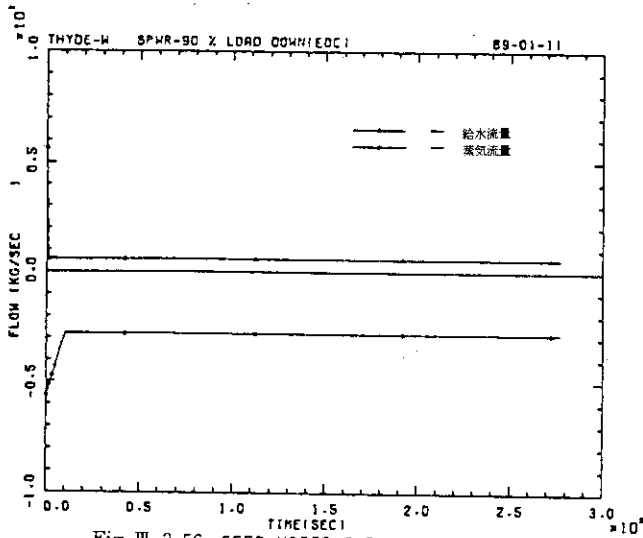


Fig. III. 3.56 FEED WATER AND STEAM FLOW

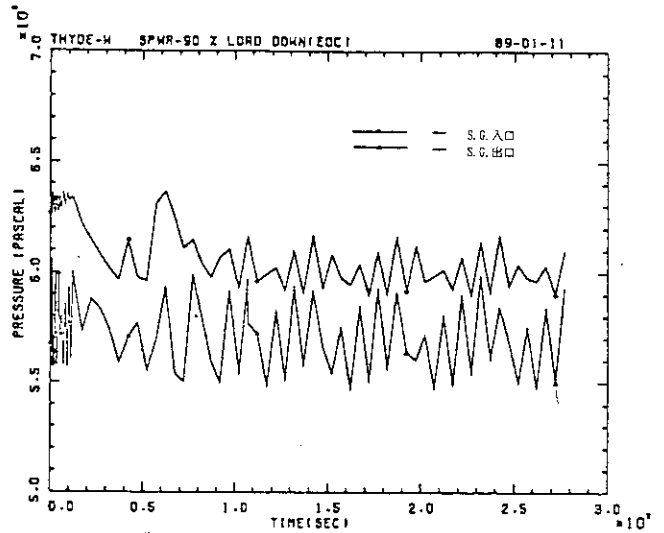


Fig. III. 3.59 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

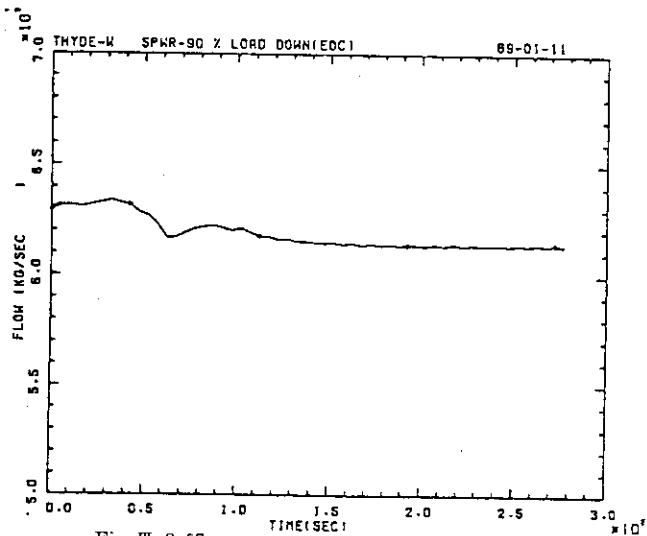


Fig. III. 3.57 CORE FLOW

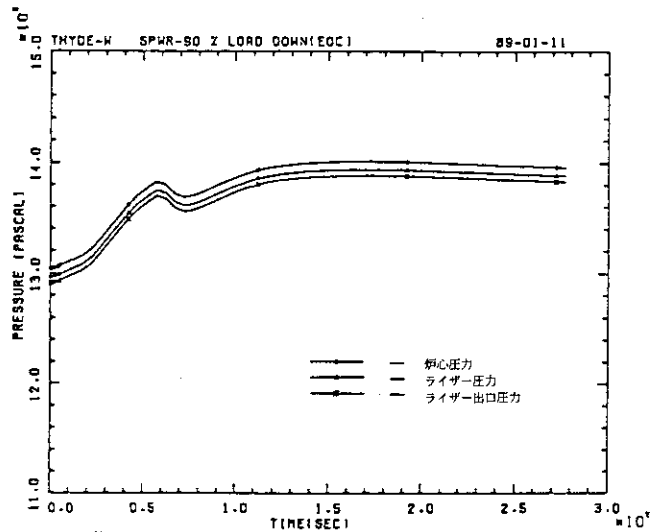


Fig. III. 3.60 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

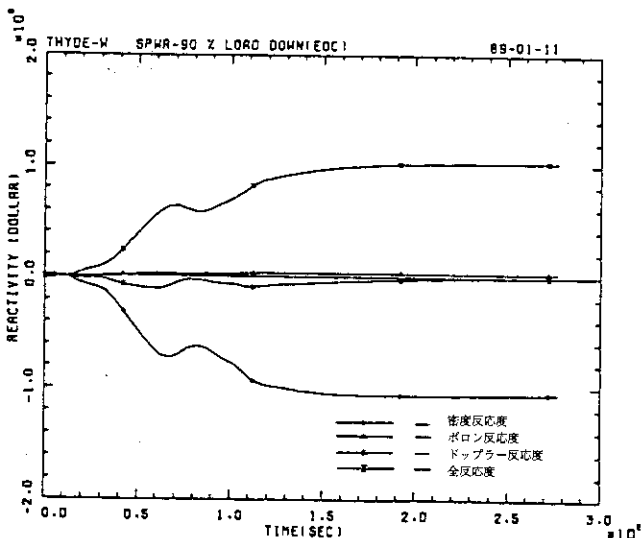


Fig. III. 3.58 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

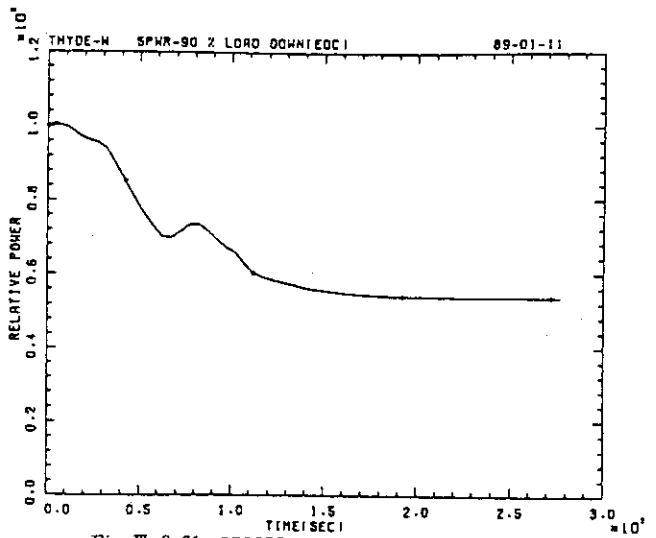


Fig. III. 3.61 REACTOR POWER

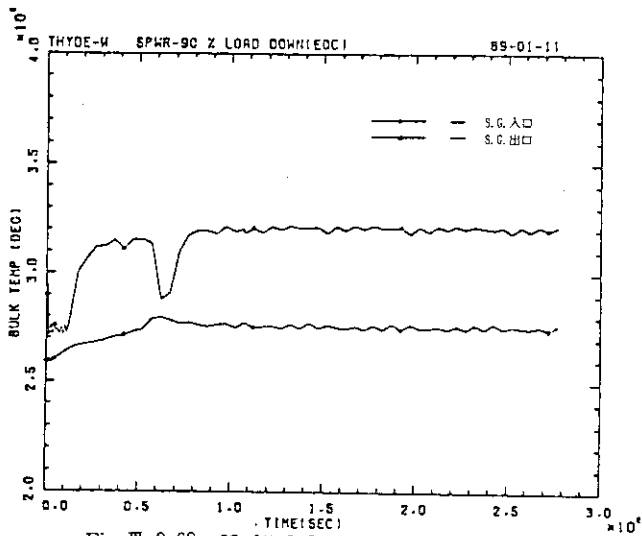


Fig. III. 3.62 SG IN AND OUT TEMP

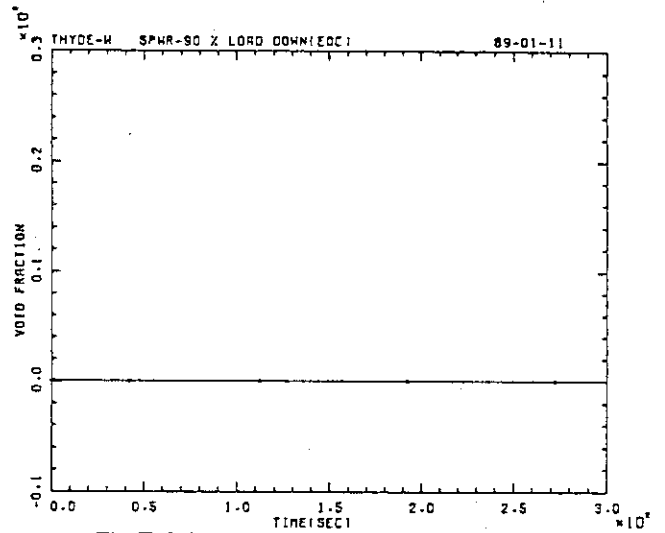


Fig. III. 3.65 CORE OUTLET VOID FRACTION

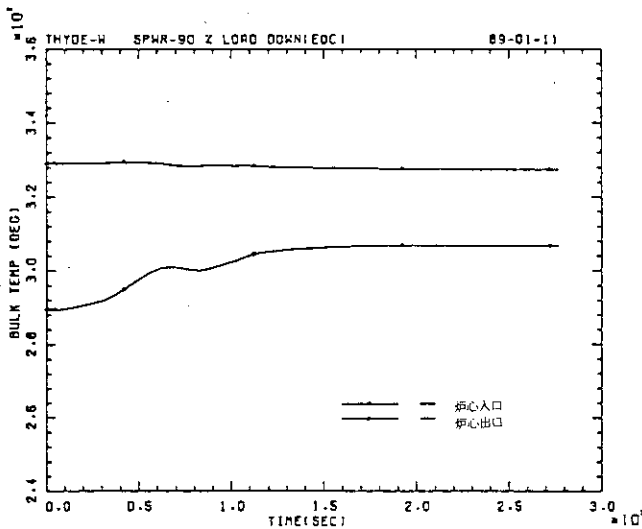


Fig. III. 3.63 CORE IN AND OUT TEMP (HOT)

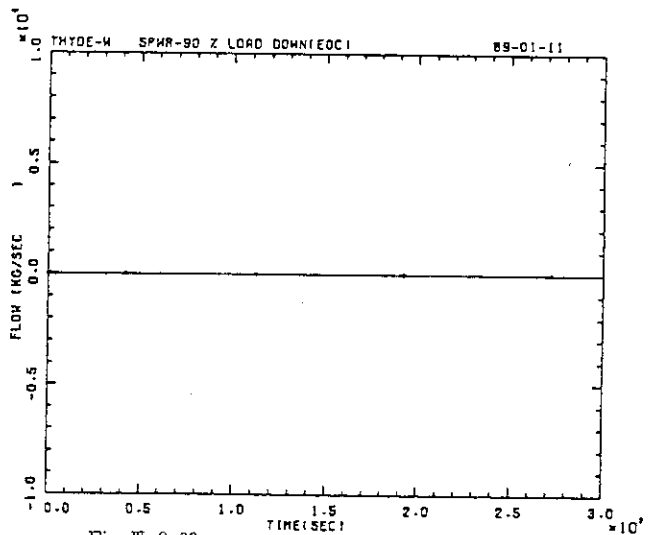


Fig. III. 3.66 RELIEF VALVE FLOW RATE

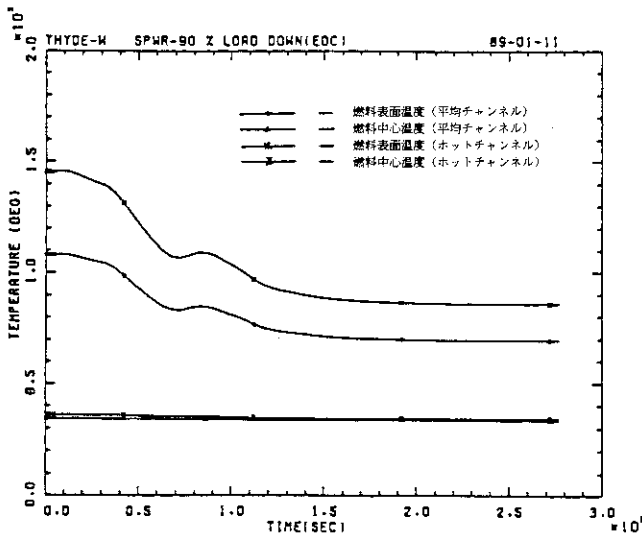


Fig. III. 3.64 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

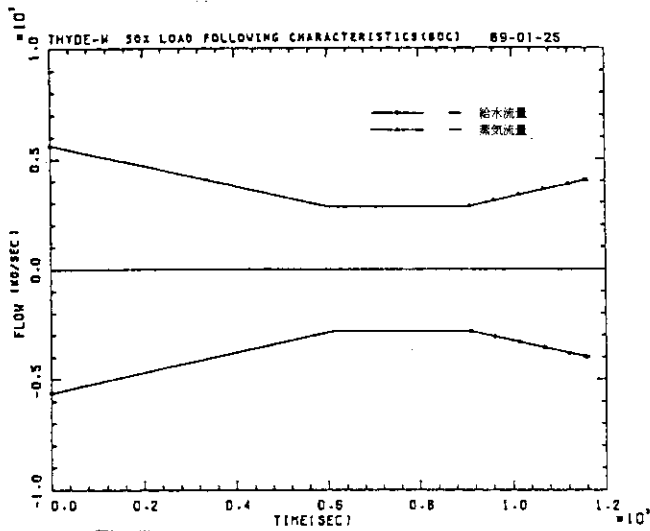


Fig. III. 3.67 FEED WATER AND STEAM FLOW

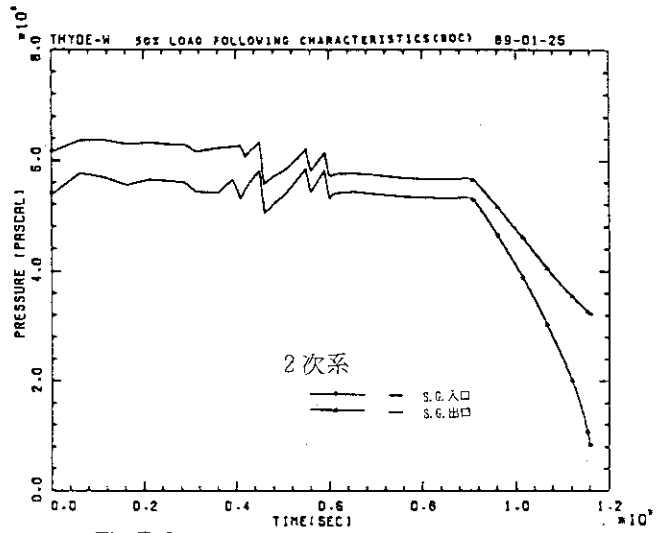


Fig. III. 3.70 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

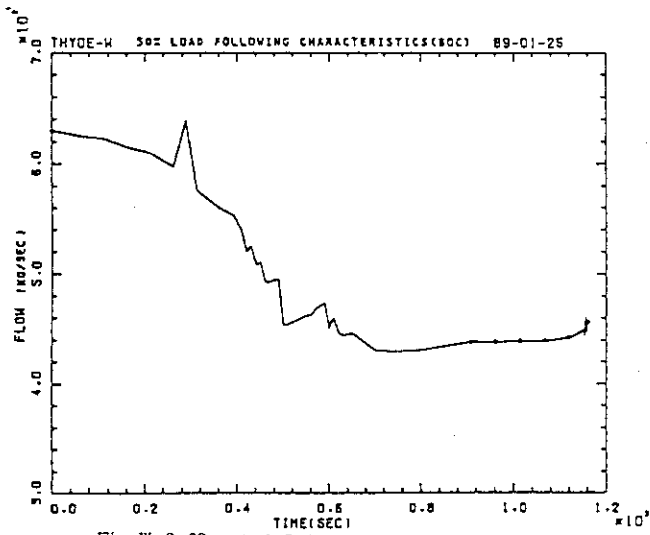


Fig. III. 3.68 CORE FLOW

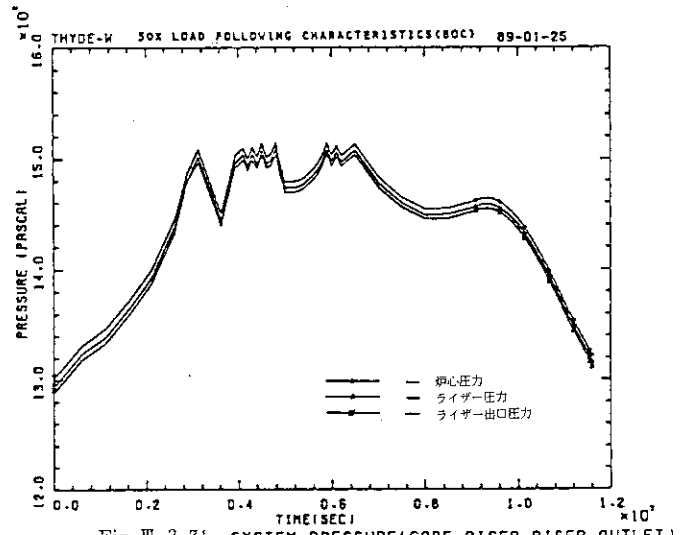


Fig. III. 3.71 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

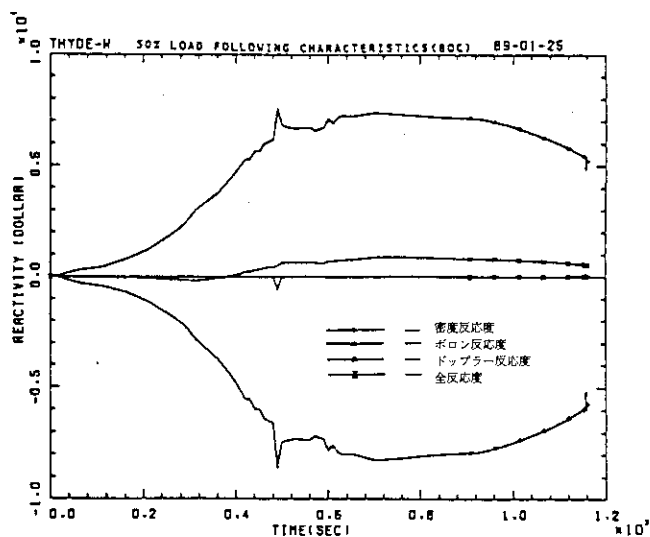


Fig. III. 3.69 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

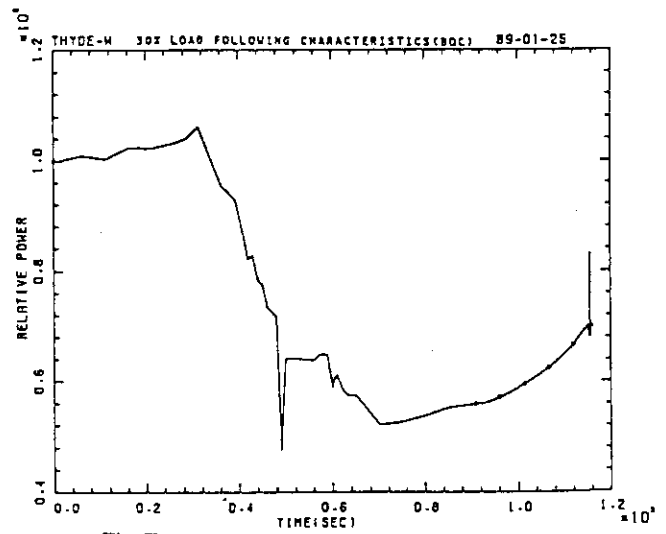


Fig. III. 3.72 REACTOR POWER

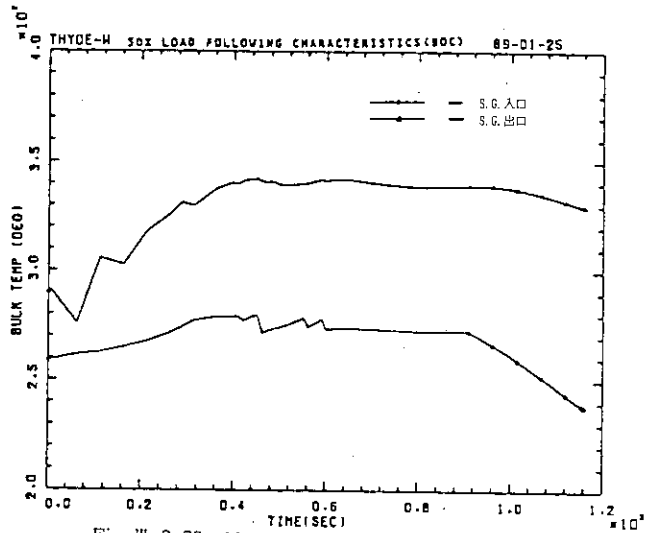


Fig. III. 3.73 SG IN AND OUT TEMP

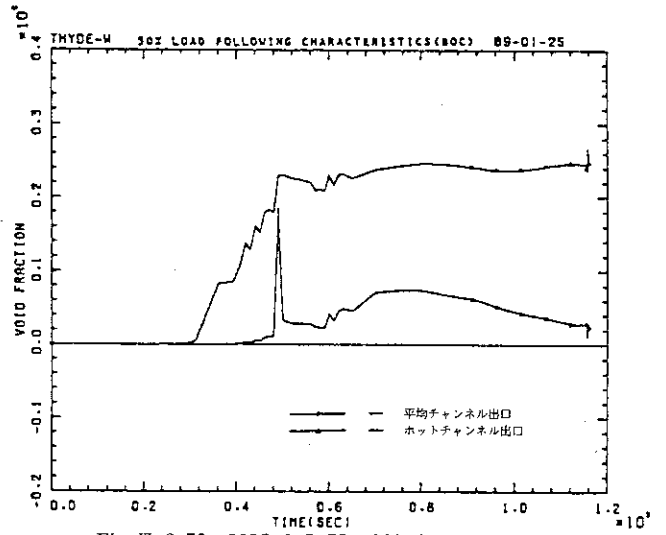


Fig. III. 3.76 CORE OUTLET VOID FRACTION

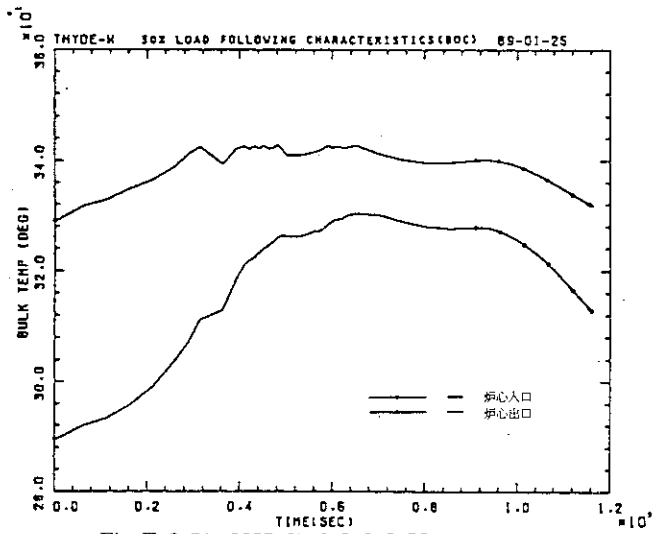


Fig. III. 3.74 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

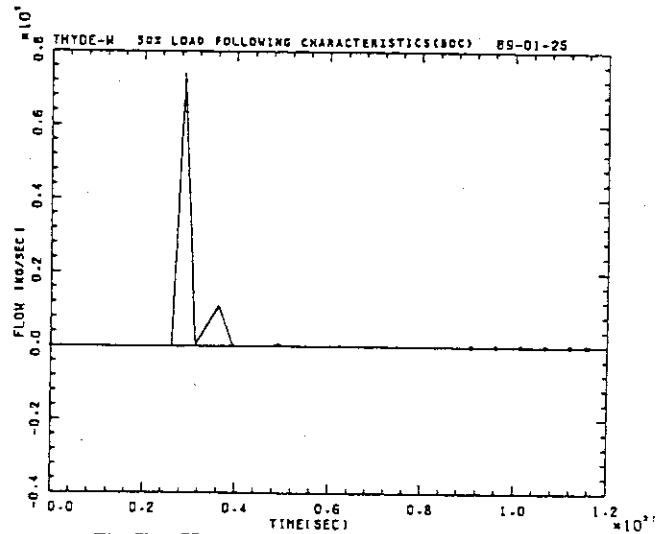


Fig. III. 3.77 RELIEF VALVE FLOW RATE

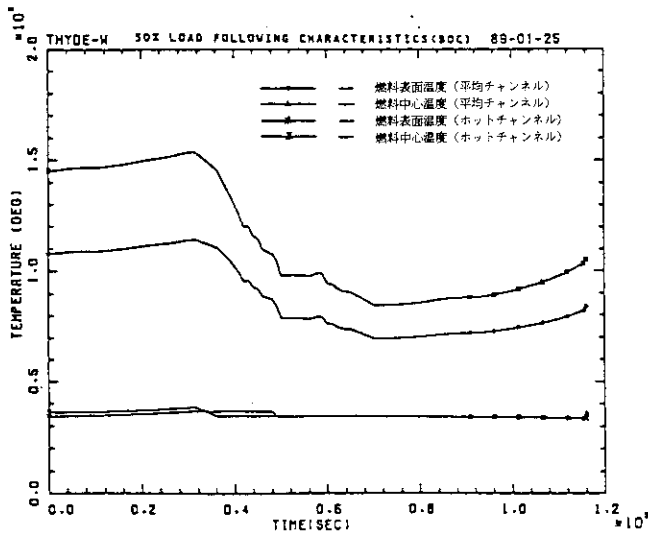
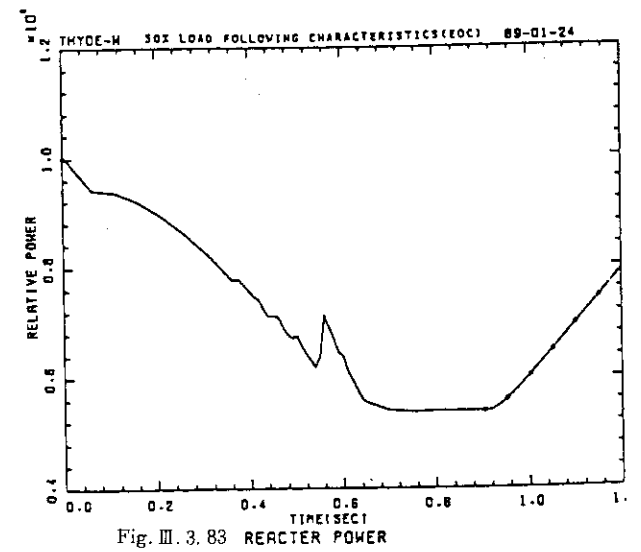
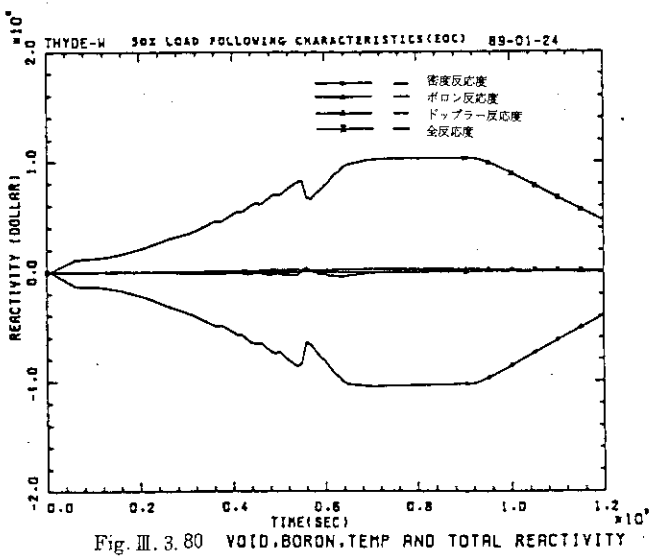
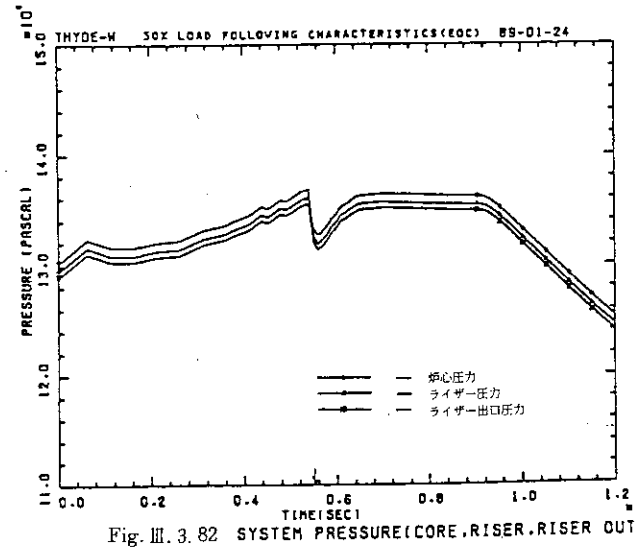
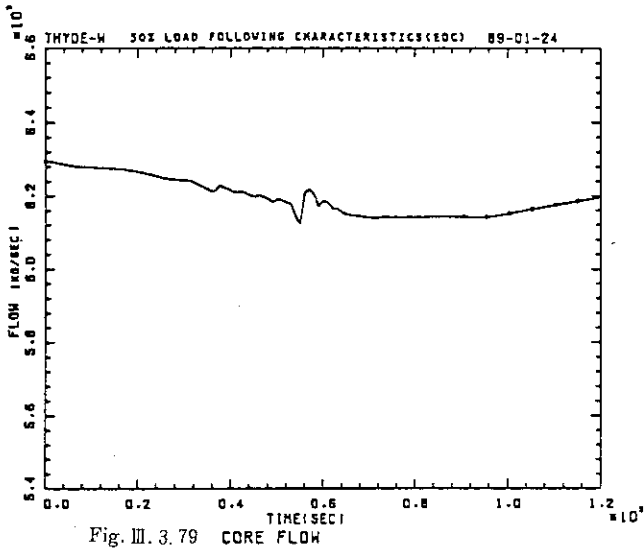
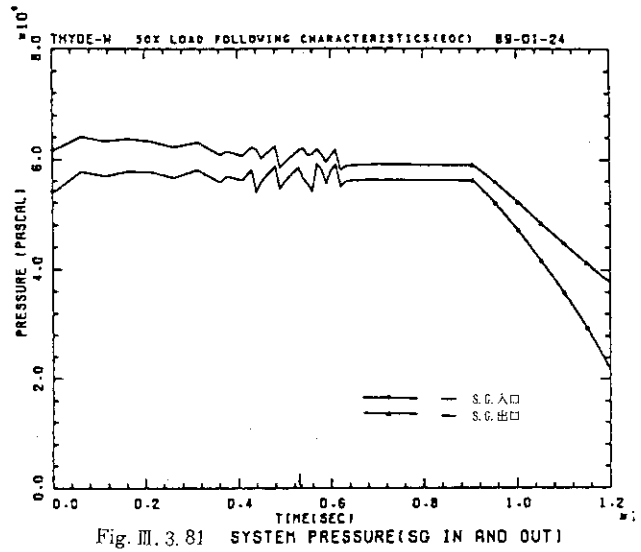
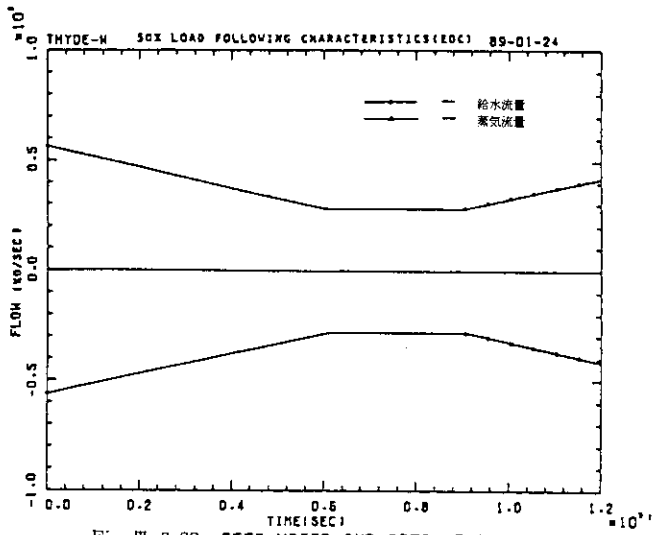


Fig. III. 3.75 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)



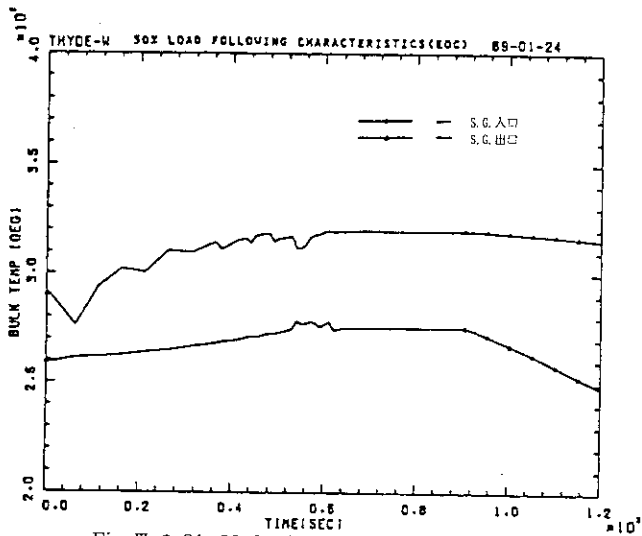


Fig. III. 3.84 SG IN AND OUT TEMP

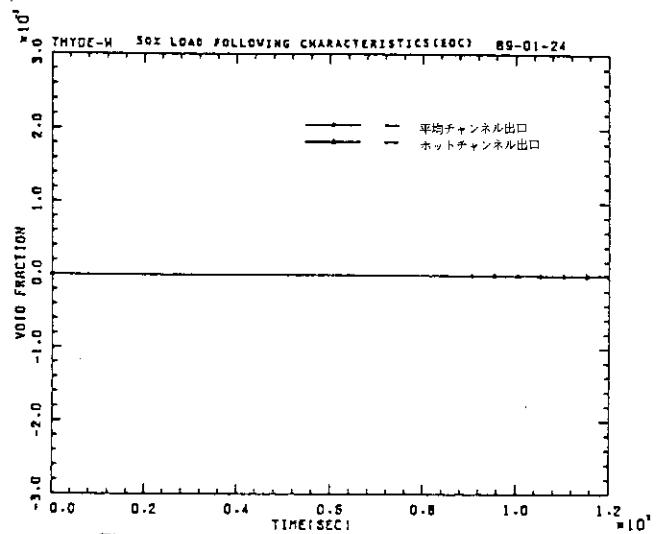


Fig. III. 3.87 CORE OUTLET VOID FRACTION

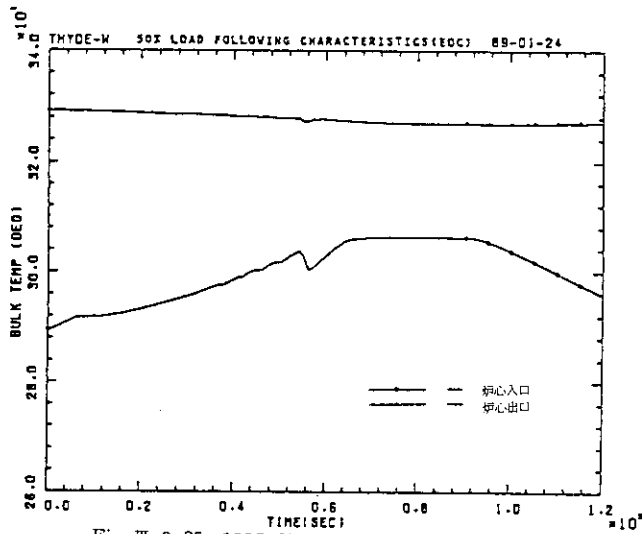


Fig. III. 3.85 CORE IN AND OUT TEMP (HOT)

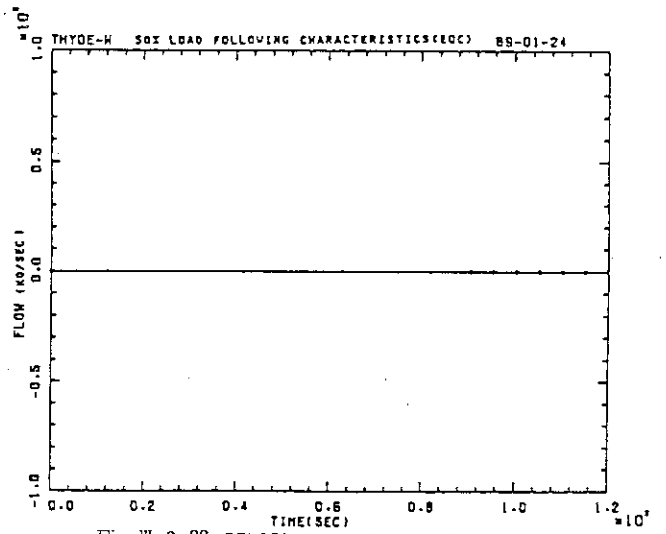


Fig. III. 3.88 RELIEF VALVE FLOW RATE

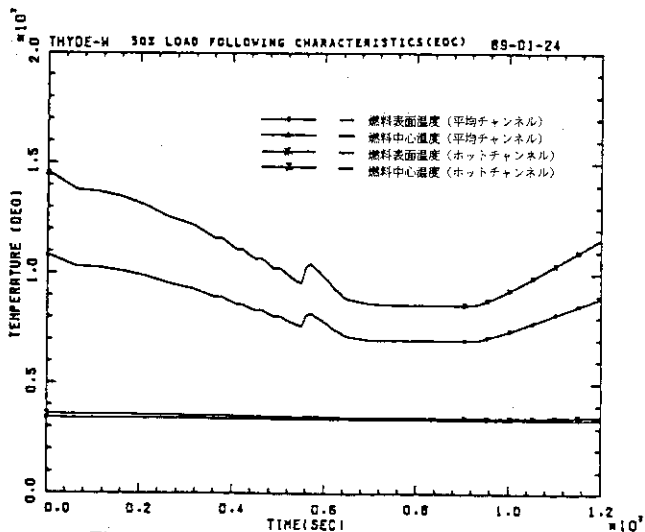


Fig. III. 3.86 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

4. 事故解析

事故解析として主循環ポンプトリップ事故、全電源喪失事故、一次系配管破断事故、および一次冷却水ボロン希釈事故を取り扱う。以下順に記述する。

4.1 主循環ポンプ瞬時トリップ事故解析

主循環ポンプがほとんど瞬時(0.1秒程度内)に軸固着する事故を想定した。このとき2次系は特にコントロールされないものとし、給水流量は一定であるとした。水圧作動弁作動、不作動およびボロンを冷却しない(初期炉心で水圧作動弁作動)場合について述べる。なお、それぞれについて初期炉心(BOC)、末期炉心(EOC)の計算があり、両者の計算結果を比較して説明する。

(1) 水圧作動弁作動の場合(初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から主循環ポンプ瞬時トリップの発生後60秒間のトランジェントを初期炉心と末期炉心に分けて計算した。

計算結果の主要事象シーケンスをTable III. 4.1およびTable III. 4.2に示す。また、トランジェントの過程をFig. III. 4.1~III. 4.22(BOC)およびFig. III. 4.23~III. 4.44(EOC)に示す。なお、各ケースは14秒までの図と60秒までの図が掲げている。

以下に事象の概要と主要な変量について初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

主循環ポンプの軸の時刻0秒における瞬時トリップにより、一次系の流量は急減し、炉心流量は、定格運転時の約20%に減衰する。主循環ポンプ流量が定格運転時の40%になると水圧作動弁が受動的に開く(0.5秒)。水圧作動弁の作動により、ボロンタンク内の高濃度ボロン水が下部インターフェースを通過して一次側に押し出されるが、炉心への到達には時間を要するため、この効果による原子炉出力への影響はさらに遅れる。

一方、炉心流量の減衰により炉心部のボイド率が増大し、負の反応度効果を生ずる。これによって原子炉出力は低下する。

初期炉心では、一次冷却水中のボロン濃度が高いため、炉心ボイド率上昇による正のボロン反応度効果が末期炉心のそれよりも顕著である。しかし、ボイドによる負の反応効果がそれ以上に大きいため全反応度は負となる。その際ボイド体積の増加により原子炉圧力は上昇する。

ボイドの効果により炉出力が低下したその後に、ボロンタンク内から押し出された高濃度ボロン水が炉心に到達し(2.5秒)、原子炉は停止し、出力は崩壊熱が支配的となる。

2) トリップによる原子炉各部の事象

① 原子炉圧力

原子炉圧力(炉心、ライザー、ライザー出口)をFig. III. 4.10(BOC)およびFig. III. 4.32(EOC)に示す。事故発生後ボイド体積増加により原子炉圧力は上昇する。その後炉心の負のボイド反応度効果による原子炉出力の低下と水圧作動弁の作動により圧力の低下が起こる。以後、二次系冷却水により崩壊熱は除去されるため圧力は緩やかに低下する。

なお、原子炉圧力は初期/末期炉心とも15 MPaを超えないため圧力開放弁は開放され

ない。

② 主循環流量および炉心流量

主循環ポンプの回転は瞬時に止まり、ポンプ水頭および流量を喪失し、定格運転時の約20%となる。流量の急激な減少に伴う炉心ボイド発生により冷却水密度の膨張、収縮が瞬間的に起こる。計算結果によると炉心内ボイド発生と流量変動において短時間ではあるが、不安定振動の傾向がみられる。事故発生後約3秒で自然循環水頭が確保される。

炉心流量は Fig. III. 4.2 (BOC) および Fig. III. 4.25 (EOC) に示すように、事故発生直後に急減し定格運転時の約20%の流量に低下して約3秒後に自然循環水頭を確保する。初期炉心、末期炉心ともにほぼ同様である。

③ 原子炉出力

原子炉出力は Fig. III. 4.6 (BOC) および Fig. III. 4.28 (EOC) に示すように、炉心流量減少に伴う負のボイド反応度効果により低下し、さらに水圧作動弁作動による高濃度ボロン水の一次冷却水流入により炉停止する。末期炉心ではボロン濃度が低く、ボロンボイドのために炉心から押出されて正の反応度となる効果がほとんどなく、早期出力低下がみられる。

2.5秒後にはボイズンタンクからの高濃度ボロン水が炉心に到達して炉停止に至る。その後、炉出力は崩壊熱が支配的となる。

④ 燃料棒温度

Fig. III. 4.9 (BOC) および Fig. III. 4.31 (EOC) に示すように、燃料中心温度は単調に減少する。被覆管表面温度は瞬時に50°C程度上昇がみられるが、DNBが発生している。かどうかはコードのマイナエディット（時間的変化をプロット出力する機能）に出力がなく確認できなかった。

⑤ 事故発生後1秒～2秒間の流量振動について

Fig. III. 4.2とIII. 4.3に見られる流量振動が、コードの数値解上の振動によるものか、物理的事象に対応したものかについての疑問がある。この判別について次のテストがある。即ち数値解上の不安定振動ならば、計算上のタイムメッシュを変化させると振動の大きさおよび位相関係が変わってくる。もし物理的事象に対応しているものならば、振動の大きさ、位相関係は不変である。

このテストを実際に行い、数値計算タイムメッシュを50 msecから、0.1 msecまで変化させて解析を行った。結果は振動の大きさ、位相ともに変わらず、数値解上の不安定振動ではないことを示した。

物理的事象に対応した振動はさらに2種類あり、1つは組み込まれる方程式系のパラメータの不連続による非線形振動と、熱水力流路特有の不安定振動または減衰振動である。この両者を判別するためにはコード性能評価（実験解析）を行わなければならない。本計算作業ではこれは不可能であり、確定的な判定は困難である。

しかしながら、計算解析のデータから熱水力的な多重のフィードバックループによる不安定振動、又は減衰振動の可能性はきわめて大きい。その理由は次の通りである。

- a. 自然循環の状態に入っている（ポンプは駆動力を失っている）。

- b. 炉心チャンネルにボイドが急激に、かつ多量に発生している。
- c. 圧力振動がともなう。
- d. 本コードは、2相流体方程式系のパラメータ不連続による非線形振動を起こさないように、いくつかの有効な工夫がなされている。(2.1(3)参照)

3) 解析のまとめ

負のボイド反応度効果により、何らかの外部からの制御なしに順調に炉出力は低下し、受動水圧作動弁の動作により高濃度ボロン水の注入により炉停止する。燃料棒温度は単調に減少し、冷却材温度に漸近していく。

燃料棒熱伝達における DNB の発生の有無は確認できなかった。燃料健全性を精度良く評価するためには、本計算モデルではノード分割その他の計算条件が適切でなく、燃料健全性を評価する専用のコードで行う必要がある。こととき炉心出入口条件を別計算の出力データより与えることができよう。

事故発生後自然循環に入った時点での流量振動に関してその振動のメカニズムを解明するには、熱水力チャンネル安定性解析を別途行う必要がある。

(2) 水圧作動弁不作動の場合 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から主循環ポンプ瞬時トリップの発生後 60 秒間のトランジェントを計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.1 および Table III. 4.2 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 4.45~III. 4.66 (BOC) および Fig. III. 4.67~III. 4.88 (EOC) に示す。なお、各ケースは 14 秒までの図と 60 秒までの図が掲げている。

以下に事象の概要と変量について初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

主循環ポンプの軸の時刻 0 秒における瞬時トリップにより、一次系の流量は急減し、炉心流量は定格運転時の約 20% に減衰する。水圧作動弁は作動しないため、ボイゾンタンク内の高濃度ボロン水は注入されない。

炉心流量の減衰により炉心部のボイド率が增大し、負の反応度効果を生ずる。これによって原子炉出力は一時的に低下する。しかし、ボイドの発生は減少して再び炉出力は増大する。

初期炉心では、一次冷却水中のボロン濃度が高いため、炉心ボイド率上昇による正のボロン反応度効果が末期炉心のそれよりも顕著である。ボイドによる負の反応度効果がそれ以上に大きいため、一時的に全反応度は負となるが再び両者はつり合ってほぼゼロとなる。その際ボイド体積の増加により原子炉圧力は上昇する。原子炉は自動的に停止することはなく不安定な変動が続く。

2) ポンプトリップによる原子炉各部の事象

① 原子炉圧力

原子炉圧力 (炉心, ライザー, ライザー出口) を Fig. III. 4.10 (BOC) および Fig. III. 4.32 (EOC) に示す。事故発生後ボイド体積増加により原子炉圧力は上昇する。その後炉心の負のボイド反応度効果による原子炉出力の低下により一時的な低下があるが、初期炉心ではボロンの正の反応度効果による炉出力増加で再び上昇に転じ、14.3 MPa まで上が

る。末期炉心ではボロンの効果が大きくないため炉出力上昇はあるものの、それに伴うボイドの発生がわずかであり、圧力も上昇することなくゆるやかに下降する。

なお、原子炉圧力は初期/末期炉心とも 15 MPa を超えないため圧力開放弁は開放されない。

② 主循環流量および炉心流量

主循環ポンプの回転は瞬時に止まり、ポンプ水頭および流量を喪失し、定格運転時の約 20% となるのは、水圧作動弁作動のケースとほとんど同じである。

炉心流量は Fig. III. 4.47 (BOC) および Fig. III. 4.69 (EOC) に示すように、事故発生直後に急減し定格運転時の約 20% の流量に低下して約 3 秒後に自然循環水頭を確保する。初期炉心、末期炉心ともにほぼ同様である。

③ 原子炉出力

原子炉出力は Fig. III. 4.50 (BOC) および Fig. III. 4.72 (EOC) に示すように、炉心流量減少に伴う負のボイド反応度効果により一時的に低下し、ボイドの消失が進んで再び上昇する。

ポイズンタンクからのボロン水の炉心到達がないため炉停止せず、不安定な変動を繰り返す。

④ 燃料棒温度

Fig. III. 4.64 (BOC) および Fig. III. 6.86 (EOC) に示すように、燃料中心温度は一度低下し再びゆっくりと上昇するが初期値の 1/2 程度におさえられる。被覆管表面温度は瞬時に 50°C 上昇がみられる。

3) 解析のまとめ

負のボイド反応度効果により、一時的に炉出力が低下するものの炉停止には至らず、不安定な変動が続く、燃料棒温度は減少するが、初期値の 1/2 程度で変動が続く。

しかし、60 秒の解析時間内では炉出力が定格値以上に上昇することはなかった。運転員が何らかの操作をするまでの時間余裕は 10 分とされるのが通常であるから、600 秒間の不安定事象を解析する必要がある。

(3) ポイズンを冷却しない場合の解析 (初期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から主循環ポンプ瞬時トリップの発生後 60 秒間のトランジェントを初期炉心について計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.1 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 4.89~III. 4.99 (14 秒まで) および Fig. III. 4.100~III. 4.110 (60 秒まで) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について述べる。

主循環ポンプの軸の時刻 0 秒における瞬時トリップにより、一次系の流量は急減し、炉心流量は、定格運転時の約 20% に減衰する。主循環ポンプ流量が定格運転時の 40% になると水圧作動弁が受動的に開く (0.5 秒)。水圧作動弁の作動により、ポイズンタンク内の高濃度ボロン水が下部インターフェースを通過して一次側に押し出されるが、炉心への到達には時間を要するため、この効果による原子炉出力への影響はさらに遅れる点については、ポイズン

を冷却する場合と同様である。しかしながら、高濃度ボロン水の温度が 280°C と高いため、Fig. III. 4.99に見られるように下部インターフェースを通過して炉心に入るボロン水流量が冷却されている場合に比べて、1/2 程度少ない。このため原子炉が停止するまでの時間がやや遅れる。それ以外は 4.1 (1) に述べたケースとほぼ同様の経過をたどる。

2) 原子炉各部の事象

① 原子炉圧力

原子炉圧力（炉心、ライザー、ライザー出口）を、Fig. III. 4.98（14 秒まで）および Fig. III. 4.109（60 秒まで）に示す。ピーク形成後の圧力低下はポイズンを冷却した場合（Fig. III. 4.21）に比べ緩やかに低下する。（Fig. III. 4.109）。

② 主循環流量および炉心流量

流量の急激な減少に伴う炉心ボイド発生不安定振動の傾向についても、ポイズンを冷却した場合とほとんど同じである。

③ 原子炉出力

原子炉出力は Fig. III. 4.94（14 秒）まで および Fig. 4.105（60 秒まで）に示すように、ポイズンを冷却した場合とほぼ同様な経過をたどる。しかし、高濃度ボロン水の注入がやや抑えられているため、炉停止までの時間が遅れる（Fig. III. 4.105）。

④ 燃料棒温度

Fig. III. 4.108 に示すように、燃料中心温度および被覆管表面温度の変化はポイズンを冷却した場合と大差ない変化を示している。

3) 解析のまとめ

ポイズンを冷却しない場合には、炉心部との密度差が大きくないために炉心に流れ込む高濃度ボロン水の流量がやや抑制される。しかし、トランジェント初期には循環流量が十分減衰していないことおよびボイド率が高いことから冷却した場合に比べ大差はない。約 30 秒以後には自然循環水頭の差に基づく差異が徐々に表われる。しかし、順調に炉停止に到る点については同じである。

4.2 全電源喪失事故解析

全電源喪失による給水流量の減衰（時定数 5 秒）と、主循環ポンプ軸駆動力の喪失による回転停止（時定数 5 秒）を想定して解析を行った。給水流量の減衰には指数関数的な時間変化曲線を用いた。蒸気流量の変化曲線は、主蒸気系の制御系の状態に深く関わっているが、この部分について設計の詳細が未確定のため、Fig. III. 4.111 に示すような指数曲線とした。

以後、水圧作動弁作動、不作動およびポイズンを冷却しない（初期炉心で水圧作動弁作動）場合について述べる。なお、ポイズン冷却しない場合を除いてそれぞれについて初期炉心（BOC）、末期炉心（EOC）の計算があり、両者の計算結果を比較して説明する。

(1) 水圧作動弁作動の場合（初期/末期炉心）

1) 計算結果の概要

初期定常計算から全電源喪失事故発生後 50 秒のトランジェントを初期炉心と末期炉心に分けて計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.3 および Table III. 4.4 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 9.111～III. 4.124 (BOC) および Fig. III. 4.125～III. 4.138 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について、初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

時刻 0 秒より、主循環ポンプ軸回転数および二次系給水流量を時定数 5 秒で停止させた。主循環系の流量は約 10 秒後に定格運転時の約 20% 近くに減少した。また二次系給水流量の減衰により、一次系冷却水の除熱も機能しなくなる。このため一次冷却水の温度が上昇し、炉心部でボイド率が増大する。原子炉圧力は一時的に上昇する。

主循環ポンプ流量が定格運転時の 40% に低下した時点で、水圧作動弁が受動的に開き、ポイズンタンク内の高濃度ボロン水が一次冷却系に流入する。流入した高濃度ボロン水はかなり遅れて（事故発生後 10～20 秒）炉心に到達し、ボロンの負の反応度効果により炉出力の停止に至り、崩壊熱が支配的となる。末期炉心も炉出力の低下が遅れること以外はほぼ同様の傾向を示した。

2) 原子炉各部の事象

① 主循環流量

主循環ポンプの回転数が時定数 5 秒で停止 (Fig. III. 4.112) すると、主循環系の流量が急減する (Fig. III. 4.115)。初期炉心、末期炉心で、パルス的な流量の変動がみられるが (Fig. III. 4.115 と III. 4.129)、これは炉心ボイド発生に伴う冷却材密度の急激な変動による振動である。Fig. III. 4.115 では凸になっているが、これはプロット点が粗いため、この部分では激しい振動が発生していると見てよい。主循環ポンプ流量が 40% 以下になったところで水圧作動弁が開放され、徐々に炉心の冷却材温度は低下してゆく (Fig. III. 4.123, III. 4.124)。

Fig. III. 4.115 においてポンプ流量が 46 秒以降逆方向に流れ始めるが、その理由は次の通りである。

- ポイズンタンク内の冷たい水 (150°C) は密度が大きく、炉心およびダウンカマの水は温かい (280～320°C) ため、ポイズンタンク内の水が下降して上端から温かい水が入り込む。このときの炉内温度分布を Fig. III. 4.139 に示す。
- このときの冷却材の流れの方向は同図に示す通りである。即ち二次系が停止しているため除熱ができず、SG 部の温度は上部で 320°C となり、温かい水がポンプを逆流してポイズンタンク上端に流れ込み、同時にライザー部上端からも流れ込んでポイズンタンク内の水を入れ替える。
- この流れはポイズンタンク内の水 (総量 150 ton) すべてが入れ替わるまで続き、水圧作動弁流量が約 0.5 ton/sec であるから約 300 秒かかる。

二次系では給水流量の減衰 (Fig. III. 4.111) により、二次系冷却水が淀み、飽和蒸気となっている。このため二次系温度の上昇 (Fig. III. 4.120) に伴う S.G. 一次側温度の上昇が起り、炉心の温度を超えるため、主循環系にそれまでとは逆の自然循環水頭が生ずる。これは、初期炉心、末期炉心ともに、ほぼ同じような挙動を示す。

② 原子炉圧力

原子炉圧力（炉心，ライザー，ライザー出口）を Fig. III. 4.113 (BOC) および Fig. III. 4.127 (EOC) に示す。炉心流量減少によるボイド発生により，原子炉圧力は高濃度ボロン水が炉心に達するまで緩やかに上昇する。高濃度ボロン水の流入により炉出力が低下すると圧力も下降してゆく。初期炉心，末期炉心ともほぼ同様の変化を示す。但し，末期炉心ではピークの形成はあまり明確ではない。

③ 原子炉出力

初期炉心では，事故発生後約 4 秒で炉心にボイドが発生し，それによって原子炉出力は低下する。さらに，水圧作動弁の作動（5 秒）によって流入した高濃度ボロン水が炉心に到達（10 秒），ボロンの負の反応度挿入により，原子炉出力は低下し，やがて炉停止に至る。

末期炉心では冷却水の密度変化に対するボロンの正の反応度効果がほとんどない。そのため，炉心にボイドが発生する以前に冷却水密度の変化による負の反応度効果で炉出力は低下してゆく。さらに水圧作動弁による高濃度ボロン水の一次冷却水流入で炉停止に至る。初期炉心と末期炉心の違いは，事故後 10 秒までの間，前者においてボイドによる負の反応度がボロンの密度変化による正の反応度により打ち消されているため，その間の炉出力低下が発生しない点である。(Fig. III. 4.117と III. 4.119)。

④ 二次冷却系

二次系の給水流量は時定数 5 秒の変化量で徐々に減少する。給水流量および蒸気流量の減少で，二次冷却水の温度は上昇，圧力もそれに伴って上昇する。このときの圧力変化は蒸気流量変化曲線に強く依存する。ここでは冒頭に述べた前提条件のもとでの結果である。

事故発生後，約 3.6 秒で圧力が定格時の 5% 増に達するので，主蒸気側にあるタービン・バイパス弁と二次系レリーフ弁が開放される。その後給水がなくなると二次系に淀みが生ずる。淀んだ二次系冷却水は，一次系からの熱によって温度を上昇させ，蒸気として存在する。

⑤ 結果のまとめ

水圧作動弁が作動する限り，圧力上昇もほとんど問題とならず，また，原子炉も事故後約 20 秒以後には温態停止の状態となる。冷却されたボロン水により原子炉は徐々に冷却され，約 300 秒間は炉心温度が降下し続けると考えられる。圧力開放弁は開放されず，したがって，一時系冷却材は失われることがない。

(2) 水圧作動弁不作動の場合（初期/末期炉心）

1) 計算結果の概要

初期定常から全電源喪失事故発生後 500 秒のトランジェントを初期炉心と末期炉心に分けて計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.3 および Table III. 4.4 に示す。また，トランジェントの過程を Fig. III. 4.119～III. 4.153 (Fig. III. 4.139 は除く) (BOC) および Fig. III. 4.154～III. 4.167 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について初期炉心および末期炉心を比較検討して述べる。

事故発生後、二次系による一次冷却水の除熱がなくなると、一次冷却水の温度は上昇を始める。それに伴い原子炉内の圧力も急激に上昇する。水圧作動弁の作動がないため上昇した圧力はやがて 15 Mpa に達し、圧力開放弁が作動する。圧力開放弁作動までに要する時間は、初期炉心で 41.3 秒、末期炉心では 121.7 秒であった。初期炉心では圧力開放弁の動作により炉心に多量のボイドが発生し、かろうじて負の反応度が挿入され出力はやがて低下していく。末期炉心では、圧力開放弁作動以前に発生したボイドによってただちに原子炉出力は低下し、一次系冷却水の温度上昇も初期炉心に比べ抑えられる。

2) 原子炉各部の事象

① 主循環流量および炉心流量

主循環ポンプの回転数が時定数 5 秒で停止すると、主循環系の流量が急減し、炉心流量も減衰。やがて定格運転時の約 10% となる。流量減衰時の瞬間的流量の変動は、急激な炉心内のボイド発生に伴う振動によるものである。

水圧作動弁が開かないため、冷却されたボイゾンタンク内の水の循環もなく、下部から冷水の流出もないため S. G に逆流が起こり得ず、ポンプも逆流は発生しない。

② 原子炉圧力

原子炉圧力（炉心、ライザー、ライザー出口）を Fig. III. 4.142 (BOC) および Fig. III. 4.156 (EOC) に示す。初期炉心では炉心流量減衰と給水流量減少による冷却能力の低下に伴い、原子炉圧力は上昇する。事故発生後約 41 秒で圧力は 15 MPa に到達、圧力開放弁が作動する。圧力の開放によるボイド体積の増大で一瞬下がった圧力もすぐに上昇を始め、圧力開放弁の開閉が繰り返される。末期炉心では原子炉出力が十分低下するため、一次系冷却水の温度上昇も初期炉心のそれに比べて少なく、原子炉圧力の上昇も初期炉心に比べるとゆるやかである。

末期炉心では、圧力開放弁開放までに要する時間は 121.7 秒と遅い、圧力開放弁の開閉間隔も初期炉心に比べて長くなっている。

③ 原子炉出力

初期炉心では、事故発生後約 4 秒で炉心にボイドが発生する (Fig. III. 4.145)。しかしボイドによりボロンが追い出されるため、ボイドの負の反応度が打ち消されてわずかな負の反応度が残るにすぎない (Fig. III. 4.146)。初期炉心では、圧力開放弁が作動するまで原子炉出力は十分低下せず、不安定である。圧力開放弁が作動すると炉心でボイド率が増大し、十分な負の反応家効果で出力は低下し、やがて炉停止する (Fig. III. 4.148)。末期炉心では、十分な負のボイド反応度が確保され、炉出力も低下する。(Fig. III. 4.160と III. 4.162)。いずれの場合も事故後 250 秒には炉の温態停止に到る。

④ 二次冷却系

二次系の給水流量は時定数 5 秒の変化量で徐々に減少する。給水流量および蒸気流量の減少に伴い二次冷却材の温度、圧力上昇が発生するのは水圧作動弁作動の場合と同様である。

⑤ 結果のまとめ

水圧作動弁が作動しないと、一時系圧力開放弁が作動し、蒸気を放出する。これに伴って炉心に大量のボイドが発生し、炉出力は温態停止に至る。しかし、それまでに250秒かかり、水圧作動弁動作の場合(約20秒)とくらべ大幅に遅れる。さらに一時冷却材が放出されることにより炉内の冷却水の喪失が続く。炉心露出に至るまでには相当の時間を要すると考えられるため、その間に炉停止はもとより、十分な注水除熱系の確保をすることが可能であろう。

なお、燃料温度は定格値以上に上昇することはない。バーンアウトについては別途解析の必要がある。

(3) ポイズンを冷却しない場合(初期炉心で水圧動弁作動)

1) 計算結果の概要

ポイズンタンク冷却器を設けない(あるいは冷却を軽減)場合を想定し、ポイズンタンク内の冷却材温度を280°Cとして初期条件を設定した。

初期定常計算から、全電源喪失事故発生後50秒のトランジェントを初期炉心について計算した。

計算結果の主要事象シーケンスをTable III. 4.3に示す。また、トランジェントの過程をFig. III. 4.168~III. 4.180に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について述べる。

時刻0秒で主循環ポンプおよび二次系給水量を時定数5秒で停止、あるいは減少させた。ポンプの停止により主循環系の流量が定格運転時の約20%近くに減少し、一次冷却水の温度上昇、炉心部でボイド率増大、原子炉圧力上昇などの事象シーケンスはポイズンを冷却した場合にほぼ同じである。

主循環ポンプ流量が定格運転時の40%に低下すると、水圧作動弁が受動的に開き、ポイズンタンク内の高濃度ボロン水が一次冷却系に流入するが、その流量が冷却した場合に比べて1/3程度少ない点異なる。ボロン水の炉心到達もやや遅れる(事故発生後12秒)。ボロンの負の反応度効果により炉出力は低下し、30秒後には崩壊熱が支配点となる点も同じである。ポイズンが冷却されないケースでは高濃度ボロン水の流量が少なく、ポイズンを冷却しない場合に比べ時間の遅れが生ずる。

2) 原子炉各部の事象

① 主循環流量および炉心流量

水圧作動弁が作動する以前の挙動に関しては、初期炉心で水圧作動弁が作動する場合と差異はない。しかし、水圧作動弁作動後の高濃度ボロン水の炉心への到達時間が約2秒ほど遅れる。これは、一次冷却水とポイズンタンク内との間の温度差が小さいことにより密度差も小さく、自然水頭差によるポイズンタンク内の水の下降が妨げられるためである(水圧作動弁の流量はポイズンを冷却した場合(150°C)、ピーク時で約480 kg/secあったのに対し、冷却しない場合(280°C)では約340 kg/secと減少する。)(Fig. III. 4.121とIII. 4.172)

ポイズンを冷却した場合は、約46秒後に主循環系の流動方向が逆流となるのに対し、ポイズンを冷却しない場合は、この時間ではまだ逆流には至っていない。これは炉出力の

低下が緩やかなため、炉心に十分な熱源があること、流入するポイズンの温度が高く、S. Gに逆流を起こすに足りる循環水頭が確保されていないことによる (Fig. III. 4.172)。

② 原子炉圧力

原子炉圧力 (炉心, ライザー, ライザー出口) を Fig. III. 4.170 に示す。

炉心のボイド発生により圧力の上昇はあるが、ポイズンの炉心到達がポイズンを冷却しない場合に比べ遅れるため、圧力低下は約5秒ほど遅れる。

③ 原子炉出力

事故発生後約4秒で炉心にボイドが発生し (Fig. III. 4.173), それによって原子炉出力は低下する。高濃度ボロン水の炉心到達の遅れにより、しばらくはボイドの負の反応度効果により炉出力の低下が続く (Fig. III. 4.174)。

遅れて到達した高濃度ボロン水により、炉出力停止となり、以後は崩壊熱のみとなる (Fig. III. 4.176)。

④ 二次冷却系

二次冷却系の挙動は、ポイズンを冷却した場合とほとんど変わらないが、一次系冷水の高濃度ボロン水混入後の温度が高いため (Fig. III. 4.179), S. Gの二次側の温度もやや高く (Fig. III. 4.177), 圧力の上昇もある (Fig. III. 4.171の約330秒付近)。

⑤ 結果のまとめ

ポイズンタンクを冷却しない場合には、水圧作動弁が作動後にポイズンタンクから流出する流量が冷却した場合に比べて約30%程度減少し、結果として炉停止が5秒程度遅れる。しかし、事象シーケンスは全体的には冷却した場合と大差なく、安全に炉停止に至ることが確定された。

4.3 一次系配管破断事故解析

原子炉上部加圧室に貫通する配管の瞬時破断を想定した。配管は加圧室蒸気相部に開口しているとした。その位置は Fig. III. 2.2におけるノード31と36の間である。このときポンプ軸の回転数は制御されず一定であるとした。破断口径は20 mm, 50 mm, 100 mmの3ケースがあり、各ケースごとに初期炉心, 末期炉心について計算した。破断口における臨界流計算にはサブクール水にはZaloudek, 2相流にはMoodyの式が使用され、放出係数は1.0とした。

以下に各破断口径ごとの計算結果について説明する。

(1) 開口部20 mmの場合 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から一次配管破断事故発生後1000秒間のトランジェントを初期炉心と末期炉心について計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.5 および Table III. 4.6 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 4.181~III. 4.195 (BOC) および Fig. III. 4.196~III. 4.210 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について初期炉心, 末期炉心を比較して述べる。

上部加圧室の配管が時刻0秒で破断すると、一次冷却水が圧力容器外へ放出される。破断

部の流量は約 0.8 kg/sec である。それと同時に系の圧力は降下して行く。

破断による急激な圧力変動で、炉心流量がじょう乱を受け、一時的に炉出力が乱される。しかし、破断口からの連続的なエネルギー放出と、圧力の連続的な低下で、冷却水温度は緩やかに低下する。

初期炉心では、冷却材密度が高くなることによりボロン反応度が増加し、冷却水の密度反応度とほぼ平衡してしまう。主循環系とポイズンタンクの圧力バランス不均衡による、高濃度ボロン水の少量流入により、原子炉出力は徐々に低下して行く。

末期炉心では、破断時の急激な圧力変動で一端炉出力を下げるものの、冷却水温度の低下に基づく密度増加により正のフィードバックが効く。このとき初期ボロン濃度が低いため密度変化によるボロン反応度の挿入がほとんどなく、炉出力は上昇する。この際、燃料棒の温度上昇（100°C 程度）による負のドップラー反応度フィードバックが大幅な出力上昇を抑制する。しかし、下部インターフェースから、高濃度ボロン水がわずかではあるが一次系に流入するため、ボロンの負の反応度効果が徐々に炉心に効いてくる。一旦定格の 8% 近く上昇した炉出力もゆるやかに低下、1000 秒後には定格値に近づく。

2) トリップによる原子炉各部の事象

① 原子炉圧力

原子炉圧力を Fig. III. 4.184 (BOC) および Fig. III. 4.199 (EOC) に示す。

原子炉上部の配管の破断により、原子炉の圧力は降下する。約 100 秒程で、0.5 MPa の低下がみられる。以下に述べるように初期炉心と末期炉心では炉出力にやや違いがあり、これに伴ない圧力の降下の変化率には差異があり、末期炉心において降下がやや遅れる。

② 炉心流量

炉心流量を Fig. III. 4.182 (BOC) および Fig. III. 4.197 (EOC) に示す。配管の破断により、圧力容器全体に圧力変動が伝播し流量が変動する。初期炉心ではその後エネルギー放出に伴う冷却水温度の低下に伴って密度の増加が起り、ポンプ軸回転数の低下もないため、流量は徐々に増加する。末期炉心では温度低下はあるものの、炉出力が初期炉心に比べて高いレベルにあるため低下の度合いは少ない。また、炉心でボイド率も徐々に高くなって来るため、流量は極くわずかではあるが減少する。

③ 原子炉出力

原子炉出力を Fig. III. 4.190 (BOC) および Fig. III. 4.205 (EOC) に示す。破断時には流量振動が発生し、下部インターフェースでの圧力バランスの崩れに伴い、ポイズンタンク内の冷たい水（150°C）が一時的に流入する。このために炉出力も一時的に振動する（～20 秒）。その後圧力の連続的な降下により、初期炉心では冷却材温度はゆるやかに低下（Fig. III. 4.189）、密度が増加してボロン反応度がゆるやかに増加し（Fig. III. 4.187）炉出力もゆるやかに低下する。末期炉心では、初期炉心と同様にポイズンタンク側の冷たい水が一時的に炉心に流入し、以後は～0.4 kg/sec 程度となるが、冷却材温度の低下による密度増加から正の反応度が入る。

末期炉心ではもともとボロン濃度が低いため、これを相殺するボロン反応度が確保できないため炉出力は上昇するが、ドップラ反応度フィードバックにより抑制される。また、

Fig. III. 4.202でボロンの反応度がゆるやかに大きくなっていくのは、下部インターフェースからの高濃度ボロン水の流入がわずかではあるが存在するからである。

なお、炉心にボイドは発生するが平均チャンネル出口で 0.001 以下と非常に少ない。

(2) 破断口径 50 mm の場合

1) 計算結果の概要

初期定常計算から一次系配管破断事故(破断口径 50 mm) 発生後、初期炉心では 1000 秒、末期炉心では 900 秒間のトランジェントをそれぞれ計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.5 および Table III. 4.6 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 4.211~III. 4.225 (BOC) および Fig. III. 4.226~III. 4.243 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について初期炉心、末期炉心を比較して述べる。

原子炉上部の配管が破断口径 50 mm の破断を起こすと、上部加圧室の蒸気が外部へ流出する。流出流量は約 4.5 (kg/sec) である。

初期炉心では、圧力降下およびエネルギー放出によって冷却水温度がゆるやかに低下、密度増加のため 250 秒まではボロン反応度により炉出力は低下する。250 秒以後は炉心ではボイド率の増大が見られ、約 235 秒後、密度反応度と、ボロン反応度の正負逆転がみられる。ボイド反応度はボロンの減少による正の反応度でほとんど相殺されるが、わずかに負の値を保ち、炉出力は緩やかに低下の傾向にある。

末期炉心では、ボロン濃度が低いため~300 秒まではボロン反応度の増加はほとんどなく、密度反応度の効果で炉出力は上昇する。この時燃料棒中心温度が平均チャンネルで 50°C ホットチャンネルで 100°C 程の上昇をみせ、ドップラー反応度フィードバックによって抑制される。約 250 秒に振動が発生し、いったん収まるが~500 秒から次第に振動傾向を示し、600 秒後は大幅な不安定振動のモードに入る。これは解析の結果、核熱水力カップルの不安定振動と認められた。初期炉心で不安定振動が抑えられているのは、ボイド発生によるボロンの正の反応度がボイド反応度を抑えており、核熱水力フィードバックループがかろうじて不安定領域を脱しているものと思われる。

2) 原子炉各部の事象

① 原子炉圧力

原子炉圧力を Fig. III. 4.214 (BOC) および Fig. III. 4.229 (EOC) に示す。配管の破断後、炉圧力は急激に低下する。

初期炉心では 250 秒で 3 MPa の圧力低下が見られる。その後一時的な炉出力の回復(~500 秒) で圧力低下に幾分の歯止めがかかり、低下の度合いは緩やかになる。1000 秒後圧力は定常の 4 MPa 減となり、さらに 1 気圧へと近づいていく。

② 炉心流量

炉心流量を Fig. III. 4.212 (BOC) および Fig. III. 4.227 (EOC) に示す。初期炉心では最初の 5 秒程は、急激な圧力変動により流量が振動する。200 秒後ライザ出口(ポンプ入口)のボイド体積の増大(Fig. III. 4.224)とともに流量は振動しながら減衰、600 秒後には 30% の減少となる。末期炉心でも、ライザ出口(ポンプ入口)ボイド体積の増大とともに

炉心流量も減少するが振動が激しくなっている。末期炉心タイムメッシュを振動の激しいところで 1×10^3 から 1×10^4 (sec) と細かくした。250 秒後以後に激しい不安定振動がみられる。一般にポンプ入口のボイド率が上昇すると、Fig. III. 2.7 に示したようにヘッド、トルクが変化する。これら特性曲線は SPWR 用に設計されたポンプについて得られたデータではないことに注意する必要がある。

③ 原子炉出力

原子炉出力を Fig. III. 4.220 (BOC) および Fig. III. 4.237 (EOC) に示す。

初期炉心では、圧力が連続的に降下するとともにエネルギー放出が起これ、冷却材の温度はゆるやかに低下する。このとき～250 秒までは密度変化によるボロンの反応度がわずかに負となり、炉出力はやや低下する。さらに圧力の低下は続き、炉心のボイド率が増大する。～250 秒後、密度反応度とボロン反応度の正負関係が逆転する (Fig. III. 2.217)。しかし、ボイド発生により追い出されるボロンによって正の反応度が入り、両者はほとんど相殺されるため大きな炉出力低下は起らない。

末期炉心では、冷却材温度の低下により、正の密度反応度が挿入される。その際末期炉心ではボロンが低濃度なため、ボロンによる反応度の挿入は～250 秒までみられない。そのため炉出力の 10% 程度の上昇がある。しかし、燃料棒温度の上昇により、ドプラーフィードバックが発生、出力上昇はおさえられる。さらに圧力降下によって炉心にボイド率が増大してくると、ボイドによる負の反応度が炉心に効き、炉心流量の振動と核熱水力フィードバックループとの相互作用により、600 秒あたりから炉出力の激しい不安定振動がみられる。

この振動については 4.3(4) に詳しく分析する。

(3) 破断口径 100 mm の場合

1) 計算結果の概要

破断口径 100 mm の配管の破断事故を想定、初期炉心で 100 秒、末期炉心で 350 秒間のトランジェントをそれぞれ計算した。

計算結果の主要事象シーケンスを Table III. 4.5 および Table III. 4.6 に示す。また、トランジェントの過程を Fig. III. 4.244～III. 4.258 (BOC) および Fig. III. 4.259～III. 4.276 (EOC) に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について初期炉心、末期炉心を比較して述べる。

破断口径 100 mm の配管の破断で上部加圧蒸気が外部へ流出する。破断流量は約 20 kg/sec である。～180 秒から一時的に放出流体は 2 相流となる (Fig. III. 4.244)。

初期炉心では、圧力の急降下で炉心にボイド率が増大すると、それによって炉出力は低下していく。約 580 秒から 670 秒の間で不安定振動がみられる。

末期炉心では約 250 秒後から炉心にボイドの発生が始まると不安定性振動がおこる。この振動メカニズムも破断口径 50 mm の場合と同じものである。

2) 原子炉各部の事象

① 原子炉圧力

原子炉圧力を Fig. III. 4.247 (BOC) および Fig. III. 4.262 (EOC) に示す。破断口径は

これまでの2ケースよりも大きいため、圧力の低下も他のケースより速くなっている。

初期炉心では、事故発生後100秒で3 MPa程度の急激低下があり、その後ボイド体積の増加にともなって圧力の低下も緩やかになるがインベントリが大きいため、1000秒後においても6 MPaまで低下するにすぎない。

末期炉心でも事故発生後350秒で6 MPaまで低下する。

② 炉心流量

炉心流量をFig. III. 4.245 (BOC) およびFig. III. 4.260 (EOC) に示す。初期炉心ではボイド率の変動に応じて流量も変動する。ポンプ流量も振動的である (Fig. III. 4.248)。1000秒で40%程度の減少となる。650秒付近で流量の不安定振動がみられる。末期炉心はボイドの発生において激しい上下変動をみせる。これらの状況は破断口径50 mmの場合と同じであり、変動が激しいため早期に発生する。

③ 原子炉出力

原子炉出力をFig. III. 4.253 (BOC) およびFig. III. 4.270 (EOC) に示す。

初期炉心では、炉心のボイド率が～100秒より増加し始めるが、ボイドの負の反応度とボロンの正の反応度が相殺して、原子炉出力はほとんど低下しない。～400秒からボイド率が増大し、ようやく出力低下を始める。約580秒から670秒の間でボイドの発生に影響されて炉出力に不安定性振動がみられる。

末期炉心では、炉心ボイドの発生が少ないうちは冷却材温度低下（密度上昇）による反応度とほとんど相殺しているが、下部インターフェースからボイズンの流全も多少あり、全反応度はわずかに負となり、炉出力はゆるやかに低下していく。しかし、250秒あたりから炉心ボイド率が0.2程度になると不安定振動が発生する。この振動も核熱水力フィードバックループによるものであり次節に分析する。

(4) 不安定性振動の分析

末期炉心においてボイドが炉心に発生しはじめると核熱水力的な不安定性振動の振舞がみられるのでその部分についてプロット図を拡大してさらに詳細に分析する。Fig. III. 4.277にはこの不安定性振動が発生したもきのループの概念図を示す。この時点では1次系配管の破断により加圧室からの蒸気が放出され、圧力の低下に伴ってポンプ、ライザーがフラッシングをおこす。この時点までは不安定性振動は発生していないが、炉心チャンネル部が2相流化した時点より不安定振動が発生する。

このときの反応度フィードバック・ループとして考えられるものをFig. III. 4.277の右端に示した。ここで、

δk_f : ドップラ反応度変化分

δk_a : ボイド（密度）反応度変化分

δk_b : ボロンのボイドによる反応度変化分

$\delta \alpha$: ボイド率（炉心平均）

$\delta \phi$: 炉出力変化分

δW_i : 炉心流量変化分

δT_f : 燃料中心温度変化分

これらはいずれも初期定常値からの変化分として考える。問題とする振動が核燃水力不安定振動とみなされる理由は次のとおりである。即ち、炉心にボイドが発生しはじめたときに発生する。もし、ボイド率が発生していないならば反応度フィードバックで $\delta\alpha = 0$ となり、反応度フィードバックはほとんどがドップラ効果によるものだけであり、PWR燃料設計条件では通常、安定である。ひとたびFig. III. 4.277に示したようなループ状態となるとBWRと類似と状態となる。

Fig. III. 4.278には振動時の炉心のボイド率分布を示す。この図によると、この状態では炉心中心部のノードに沸騰境界が実現されていると考えられ、核的反応度フィードバック・ループによりボイド率が大きく振動しているとみられる。

Fig. III. 4.279には270秒～300秒間の関連する変数をプロットしたものである。この間の計算タイム・メッシュは $1.0 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-4}$ 秒(1 msec～0.1 msec)と十分に小さくとられているが、コードのメジャー・エディット出力の都合により粗くプロットしている。したがって、これは鎖線で結んだ点の間には多数の計算点があり、ここではそれらを表示していない点に注意することができる。

Fig. III. 4.279の上から1段目には、ここでは鋸歯状波に見えるが実際には多分にパルス状である炉出力を示した。第2段目には燃料中心温度を示したが、燃料棒の時定数により位相が遅れている。

第3段には、炉心出口のボイド率を示したが、燃料中心温度が上ると熱流束が増加し、ボイド率が増加するので燃料中心温度とほぼ同位相で変動している。第5段にはボイド反応度、ボロン反応度の変動を、第6段にはドップラ反応度と全反応度を示した。第5、第6段のプロットからわかることは、全反応度の変化はボイド反応度が支配的であり、ボロン、ドップラ反応度の寄与は小さいことである。したがって、炉出力の立ち上がりはボイド反応度、即ちボイド率の低下により起こり、これが燃料棒の熱伝達の時定数により位相が約180度遅れて発生する典型的な発振ループを形成していると見られる。

第4段に示した炉心出口およびポンプ流量のプロットによると、振動は位相が逆転(180度のずれ)しており、Fig. III. 4.277によって考察すれば、ライザ部におけるボイド率に変動が関連しているものと思われる。

ここで初期炉心においてはおこりにくい点を説明すれば次のようになる。即ちボロンの反応度がボイドの反応度とほとんど相殺することによりFig. III. 4.277に示した反応度フィードバック・ループにおいて炉心ボイド $\delta\alpha$ から反応度 δk への寄与がゼロに近い($\delta k_B - \delta k\alpha$)がわずかに負となるが、このため支配的な反応度はドップラ効果によるものとなって安定化する。

以上に述べた分析は完全なものでなく、各フィードバック・ループのゲインと位相関係は周波数応答解析をとうして分析してはじめて明確になる。このため、別コードにより安定判別の解析を行い、安定化するための各種パラメータのしきい値を求めるなどの設計計算が必要となる。

(5) 解析のまとめ

一次系配管破断事故解析の結果、圧力容器のインベントリが大きいと、100 mm口径程度の破断であっても炉心の露出は1000秒以内には可能性がないことが確認されたが、一方次の

ようないくつかの問題を提起した。

- ① 本解析条件においては末期炉心において核熱水力不安定振動が発生する。
- ② 炉出力はほとんど低下せず、高出力レベルを保つ。

これらが主循環ポンプ、二次系圧力、流量などの制御条件によって、どのように変化するか解析していない。

さらにこれら振動の様相は炉心チャンネル部のノード分割数に依存することが多いため、7～12分割ノードモデルによる解析も必要である。

また、ポンプ特性曲線はSPWR用ポンプとして詳細仕様およびホモログス特性曲線等について十分に検討を進めた上、データを作成する必要がある。それでもなお不安定振動が確認される場合には、本格的な安定性解析を行って各設計パラメータの感度解析による安定/不安定領域の研究が必要になるであろう。ただし、能動停止弁は何時でも作動させ炉停止できるので、大きな問題ではない。

4.4 一次冷却水ボロン希釈事故解析

定格運転状態で炉上部のCVCS (Chemical Volume Control System: 化学体積制御系) 入口から、連続的に20 kg/secで150°Cの純水が注入されたとき発生するボロン水希釈事故の解析をした。

能動停止弁は主循環ポンプ出口圧力が14.5 Mpaに達した時、トリップ信号が発せられて作動するものとした。(なお、能動停止弁は他の信号、例えば過出力でも働くが計算の便宜上こうした。)なお、傾向把握のために能動停止弁を作動させないケースも設定した。また二次系の制御は考慮しない。

以後、能動停止弁作動および不作動の場合について述べる。

なお、能動停止弁不作動の場合は、初期炉心、末期炉心に分けて計算したが、能動停止弁作動の場合は初期炉心のみである。

(1) 能動停止弁作動の場合 (初期炉心)

1) 計算結果の概要

初期定常計算から一次冷却水ボロン希釈事故発生後500秒のトランジェントを初期炉心について計算した。

計算結果の主要事象シーケンスをTable III. 4.7に示す。また、トランジェントの過程をFig. III. 4.280～III. 4.290に示す。

以下に事象の概要と主要な変量について説明する。

時刻0秒で原子炉上部のCVCS入口から20 kg/secの流量で純水(温度150°C)を連続的に注入した。また、この時CVCS出口から一次冷却水を注入と同じ流量で排出した。

純水の注入によってボロン濃度の希釈が発生した炉心では、ボロンの正の反応度効果によって炉出力が徐々に上昇する(Fig. III. 4.285)。炉出力の上昇が冷却材の温度を上げ密度変化をもたらすが、そのことによって生ずる負の反応度効果も、ボロンの正の反応度効果にうち消され出力の上昇は止らない。同時に圧力上昇も続く。ポンプ出口圧力が14.5 MPaに達する(176秒)と、能動停止弁が作動し、高濃度ボロン水が移動する。高濃度ボロン水が炉心

に達すると、負の反応度効果により炉出力は急激に低下、後は崩壊熱の支配するところとなり圧力も下降して行く。

2) 原子炉各部の事象

① 原子炉出力

純水注入により炉心でボロン濃度は低下、ボロンの正の反応度効果により原子炉出力は上昇を始める (Fig. III. 4.285)。出力上昇は能動停止弁が作動す直前まで続き、定格値の約 1.34 倍に達する。この間、炉心の冷却水密度の変化により負の反応度効果が働くものの、ボロンの正の反応度効果により打ち消されてしまう (Fig. III. 4.284)。

事故発生後約 176 秒で能動停止弁が作動すると、高濃度ボロン水流入により出力は停止する。

② 原子炉圧力

原子炉出力の上昇に伴い、一次系冷却水の温度が上昇、原子炉の圧力も上昇する。圧力が 14.5 MPa に達すると、能動停止弁の作動で原子炉圧力は急激に低下する (Fig. III. 4.289, 約 190 秒)。崩壊熱は二次系によって除熱され、それに従って圧力も緩やかに低下して行く。

③ 主循環流量および炉心流量

Fig. III. 4.281 と III. 4.282 に主循環ポンプ流量と炉心流量を示す。事故発生後 0 秒から約 176 秒の間での流量の低下があるが、これは冷却水温度の上昇による密度変化によるものである。能動停止弁の作動後に冷却水が急激に冷えると (Fig. III. 4.287, III. 4.288)、密度増大によって流量は急激に増す (定格時の約 1.3 倍)。なお、二次系の制御は考慮しないので、冷却能力は 100% あり、したがって、一次系の冷却は急激に進行する。

④ 燃料棒温度

Fig. III. 4.286 に示すように、燃料中心温度および被覆管表面温度は出力の上昇に伴って高くなり、炉停止が起こるまでに前者は 400°C 程度、後者は 30°C 程度の上昇が見られる。炉停止が働いた後は急激に低下し、冷却材温度に近づいて行く。燃料棒中心温度ピーク値は 1850°C である。本解析ではメッシュが粗いため燃料健全性に関しては別コード、又は別モデルでの解析評価に待たなければならない。

(2) 能動停止弁不作動の場合 (初期/末期炉心)

1) 計算結果の概要

初期炉心については、176 秒以前では、4.4(1)の場合と事象シーケンスにおいて差異はない。ここでは事故発生後 176 秒以後 (能動停止弁作動ケースの能動停止弁作動時刻) の説明を記す。トランジェントの過程を Fig. III. 4.291~III. 4.300 (BOC) および Fig. III. 4.301~III. 4.310 (EOC) に示す。

原子炉出力の上昇とともに圧力も上昇し続ける。約 191.3 秒で圧力は 15 Mpa に達し、圧力開放弁が作動する。圧力上昇の抑制により炉心にボイドが発生する。しかし、純水注入によってボロン濃度はすでに低下し正の反応度が加わっている上に、ボイドによる炉心内ボロンの追い出し、という状態になるため、原子炉出力は流量、ボイド、ボロン、反応度間の複雑なフィードバックループにより不安定となる。

末期炉心においては初期のボロン濃度は低いため、希釈の程度は相対的に非常に小さく、わずかに炉出力上昇（1.02倍）がみられるにとどまり、ドップラ反応度フィードバックにより解析時間（500秒）内で不安定になることはなかった。

2) 原子炉各部の事象

① 原子炉出力

初期炉心では、出力は圧力開放弁が作動する時間約191.3秒まで上昇を続け、定格時の約1.4倍に達する（Fig. III. 4.296）。圧力開放弁の作動によって低下して行くものの、その変動は不安定である。これは一次冷却水のボロン希釈による反応度印加があり、炉心にボイドが発生するが（Fig. III. 4.294）、これがボロンを炉心から追い出す効果によってほとんど相殺される。わずかに負の反応度印加となるが、圧力の変化が激しいため（Fig. III. 4.289）、出力を不安定にさせているものである。

末期炉心では初期ボロン濃度が35ppmとわずかであるため、希釈の効果はごくわずかとなり、正の反応度印加はやがてドップラ反応度フィードバックにより打ち消される。（Fig. III. 4.305）。炉出力は約1.02倍で安定しており、解析時間（500秒）までに不安定になることはなかった（Fig. III. 4.306）。

② 原子炉圧力

初期炉心では原子炉出力の上昇に伴い、一次冷却水の温度が上昇（Fig. III. 4.298）、原子炉の圧力もそれに追従する（Fig. III. 4.300）。圧力が15MPaに達すると、圧力開放弁が作動（191.3秒）する。ボイド発生が引き続き起こり（Fig. III. 4.294）、その後圧力開放弁の開閉が繰り返される。

末期炉心では、事故発生後100秒間に0.2Mpaの圧力低下がある。これは注入される純水の温度が150℃と冷たいため、一次冷却材が冷やされることによる。（Fig. III. 4.310）100秒以後は炉出力の増加によって埋め合わされ、圧力の低下は止まる。

③ 主循環流量および炉心流量

初期炉心では、流量は一次冷却水の温度上昇に伴う密度変化によってわずかに減少して行く（Fig. III. 4.292, III. 4.293）。事故発生後191.3秒で圧力開放弁が作動すると、炉心のボイド発生および圧力変動により流量の変動が激しくなる。

末期炉心では、事象は非常に緩やかで出力上昇による温度上昇も150℃純水の混入による冷却効果でほとんど相殺されており、流量もほとんど変化しない（Fig. III. 4.302, III. 4.303）。

④ 燃料棒温度

初期炉心では、Fig. III. 4.297に示すように、ホットチャンネルでの燃料中心温度は約1920℃に達している。被覆管温度は解析では400℃を越える変動は示していない。

末期炉心ではほとんど安定しており（Fig. III. 4.307）、問題にならない。

(3) 解析のまとめ

純水注入後の挙動を確認するため、能動停止弁を作動させない場合についても解析した。初期炉心においては一次冷却水中ボロン濃度の希釈による炉心の正の反応度効果で上昇した原子炉出力も能動停止弁の作動により、十分に炉停止する。その後は崩壊熱によるものとなる。

能動停止弁が動作しない場合には、炉出力は不安定となる。

末期炉心では初期ボロン濃度が十分に低いため、純粹の注入があっても極くわずかなトランジェントがあるのみで事故状態には陥らない。

なお、初期炉心における純粹注入事故では、燃料棒健全性について本コードのノード分割モデルでは不十分であり、別コード又は別コーディングモデルで詳細な評価計算が必要である。

ただし、別項で述べたように、能動停止弁は何時でも作動させることができるので、スクラム信号の設定レベルを燃料健全性を損われない領域に置くことで解決できるので、大きな問題ではない。

Table III .4.1 主要事象シーケンス (主循環ポンプ瞬時トリップ事故解析)
(初期炉心)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)		
	水圧作動弁 作動ケース	水圧作動弁 不作動ケース	ポイズンを冷却し ないケース (水圧 作動弁作動)
1. 主循環ポンプ瞬時トリップ	0.0	0.0	0.0
主循環流量減少	○	○	○
2. 水圧作動弁 開	0.5	×	0.5
(ポイズンタンク内ボロン流入)			
炉心ボイド率増大	○	○	○
ボイドフィードバックにより 出力低下	○	○	○
高濃度ボロン水炉心到達	~3	×	~3
原子炉圧力上昇	○	○	○
3. 圧力解放弁 開	×	×	×
圧力解放弁 閉	×	×	×
炉出力は崩壊熱が支配的となる	○	×	○
4. 解析終了	60.0	60.0	14.0

Table III.4.2 主要事象シーケンス (主循環ポンプ瞬時トリップ事故解析)
(末期炉心)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)	
	水圧作動弁 作動ケース	水圧作動弁 不作動ケース
1. 主循環ポンプ瞬時トリップ	0.0	0.0
主循環流量減少	○	○
2. 水圧作動弁 開	0.5	×
(ポイズンタンク内ボロン流入)		
炉心ボイド率増大	○	○
ボイドフィードバックにより出力低下	○	○
高濃度ボロン水炉心到達	~2.4	×
原子炉圧力上昇	○	○
3. 圧力開放弁 開	×	×
圧力開放弁 閉	×	×
炉出力は崩壊熱が支配的となる	○	×
4. 解析終了	60.0	60.0

Table III.4.3 主要事象シーケンス (全電源喪失事故解析) (初期炉心)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)		
	水圧作動弁 作動ケース	水圧作動弁 不作動ケース	ボイズンを冷却し ないケース (水圧 作動弁作動)
1. 主循環ポンプ回転数低下	0.0	0.0	0.0
2. 二次系主蒸気流量減衰 開始	0.0	0.0	0.0
二次系給水流量減衰 開始	0.0	0.0	0.0
3. タービン・バイパス弁および 二次系レリーフ弁 開	○	○	○
炉心ボイド発生	○	○	○
ボイドフィードバックにより 出力低下	○	○	○
原子炉圧力上昇	○	○	○
4. 水圧作動弁 開	5		5
ボロン濃度変化による負の反応 度効果	○		○
炉出力は崩壊熱が支配的となる	○		○
5. 圧力解放弁 開		41.3	
炉心ボイド率増大		○	
炉出力は崩壊熱が支配的となる		○	
6. 解析終了	50	500	50

Table III.4.4 主要事象シーケンス (全電源喪失事故解析) (末期炉心)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)	
	水圧作動弁・ 作動ケース	水圧作動弁・ 不作動ケース
1. 主循環ポンプ回転数低下	0.0	0.0
2. 二次系主蒸気流量減衰 開始	0.0	0.0
二次系給水流量減衰 開始	0.0	0.0
3. タービン・バイパスおよび 二次系レリーフ弁 開	○	○
炉心ボイド発生	○	○
ボイドフィードバックにより出力低下	○	○
原子炉圧力上昇	○	○
4. 水圧作動弁 開 (ボイズンタンク内ボロン流入)	8.9	
ボロン濃度変化による負の反応度効果	○	
炉出力は崩壊熱が支配的となる	○	
5. 圧力開放弁 開		121.7
炉心ボイド率増大		×
密度変化による負の反応度効果		○
炉出力は崩壊熱が支配的となる		○
6. 解析終了	50	500

Table III.4.5 主要事象シーケンス (一次系配管破断事故解析)
(初期炉心)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)		
	破断口径	破断口径	破断口径
	20mm	50mm	100mm
1. 原子炉上部加圧室配管破断	0.0	0.0	0.0
原子炉圧力下降	○	○	○
2. 一次冷却水温度低下	○	○	○
密度変化による正のフィードバック	○	○	○
炉出力上昇	×	×	×
3. 炉心ボイド率増大	×	○	○
ボイドによる負の反応度効果	×	○	○
ボロン濃度変化による正の反応度効果	×	○	○
ゆるやかな炉出力低下	○	○	○
4. 解析終了	600	1000	1000

Table III.4.6 主要事象シーケンス (一次系配管破断事故解析)
(末期炉心)

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)		
	破断口径 20mm	破断口径 50mm	破断口径 100mm
1. 原子炉上部加圧室配管破断	0.0	0.0	0.0
原子炉圧力下降	○	○	○
2. 一次冷却水温度低下	○	○	○
密度変化による正のフィードバック	○	○	○
炉出力上昇	6.95	不安定振動	不安定振動
3. 炉心ボイド率増大	○	〃	〃
ボイドによる負の反応度効果	×	〃	〃
ボロン濃度変化による正の反応度効果	×	×	×
ゆるやかな炉出力低下	○	不安定振動	不安定振動
4. 解析終了	1000.0	900.0	350.0

Table III.4.7 一次冷却水ボロン希釈事故解析

備 考	発生時 (秒) または発生の有無 (○・×)		
	初期炉心 (能動 停止弁作動)	初期炉心 (能動 停止弁不作動)	末期炉心 (能動 停止弁不作動)
1. 純水注入 開始	0.0	0.0	0.0
ボロン濃度変化による正の反応度効果	○	○	○
炉出力上昇	○	○	○
原子炉圧力上昇	○	○	×
2. 能動停止弁 開	176.0	—	—
3. 圧力解放弁 開	×	191.3	×
炉心ボイド率増大	—	○	×
ボロン濃度変化による正の反応度効果	—	○	×
4. 炉出力は崩壊熱が支配的となる	○	×	×
5. 解析終了	500	500	500

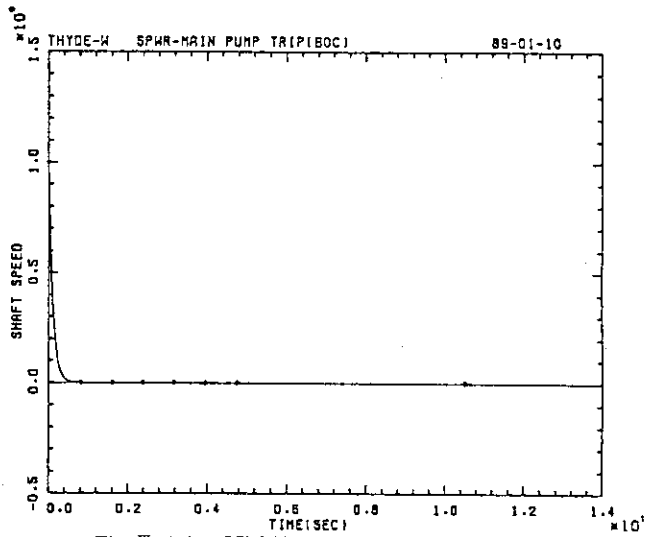


Fig. III. 4.1 RELATIVE SHAFT SPEED

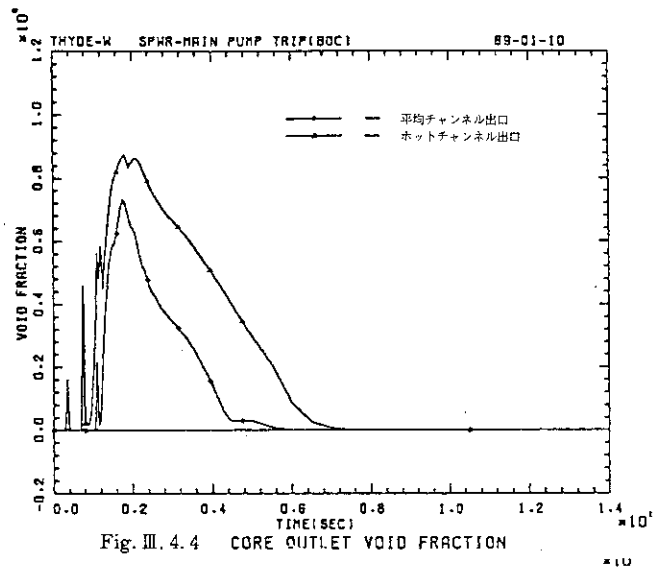


Fig. III. 4.4 CORE OUTLET VOID FRACTION

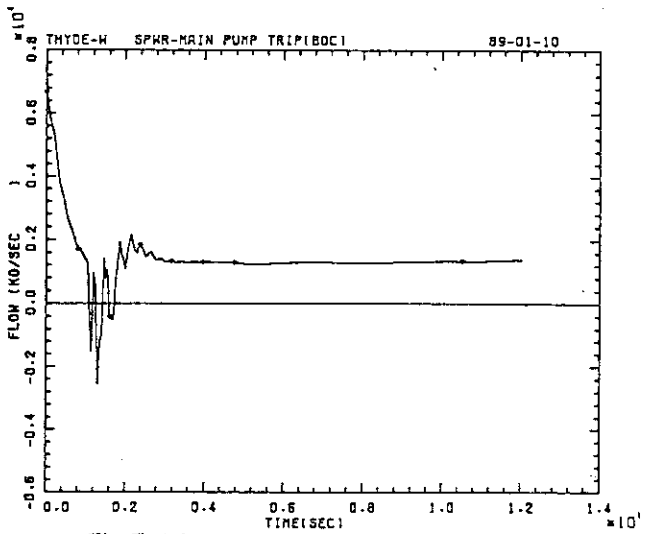


Fig. III. 4.2 FLOW RATE(PUMP)

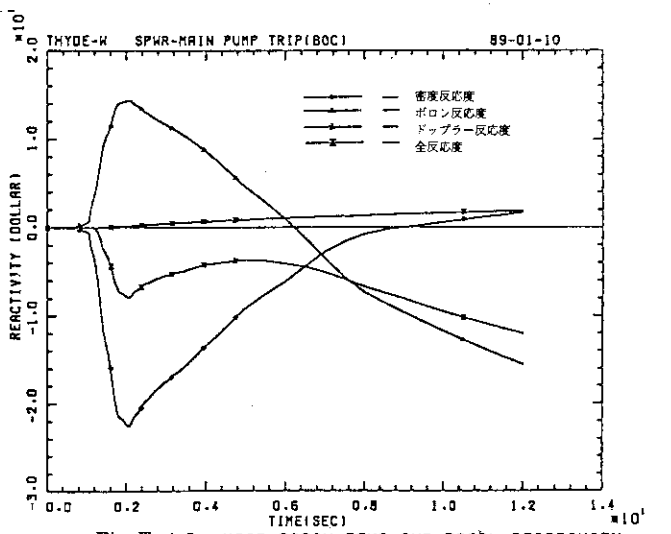


Fig. III. 4.5 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

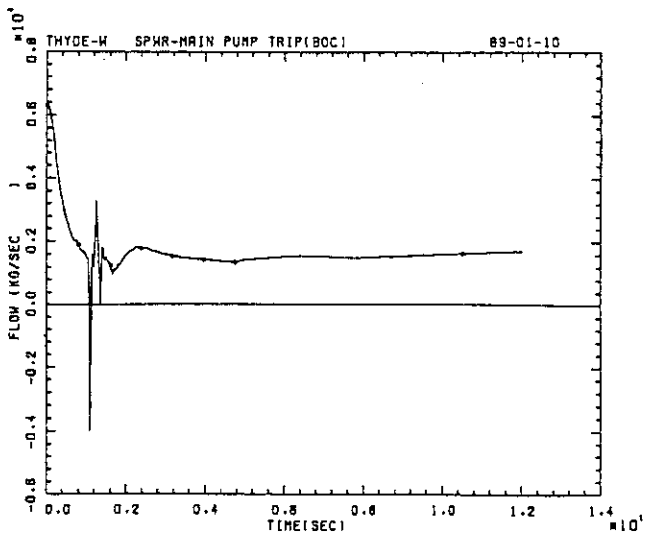


Fig. III. 4.3 CORE FLOW

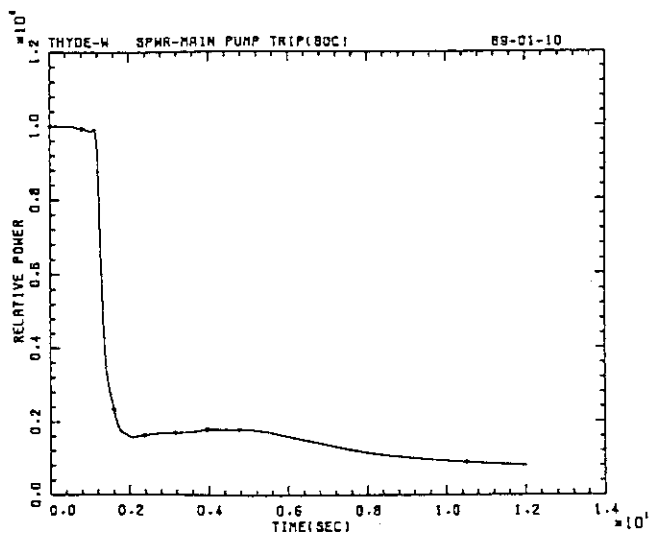


Fig. III. 4.6 REACTOR POWER

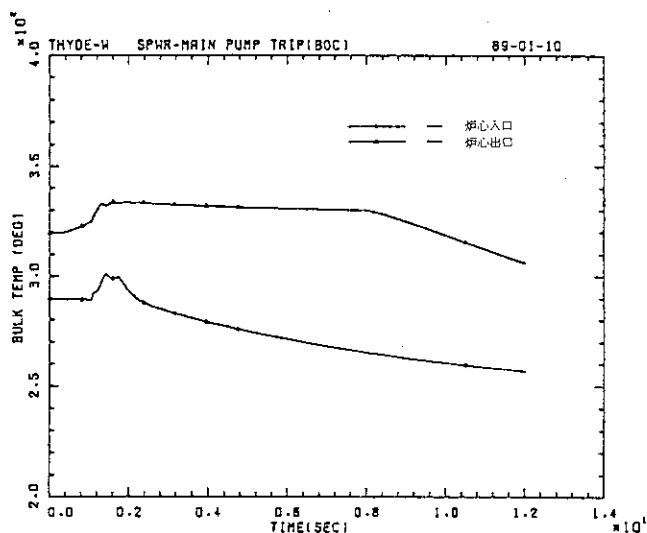


Fig. III. 4.7 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

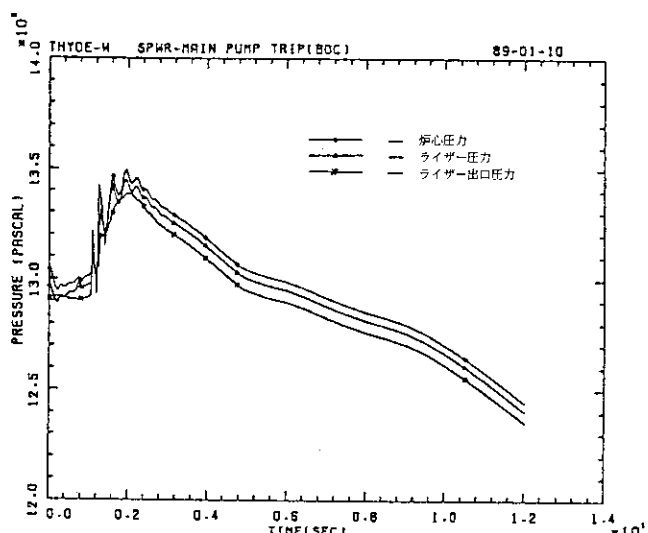


Fig. III. 4.10 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

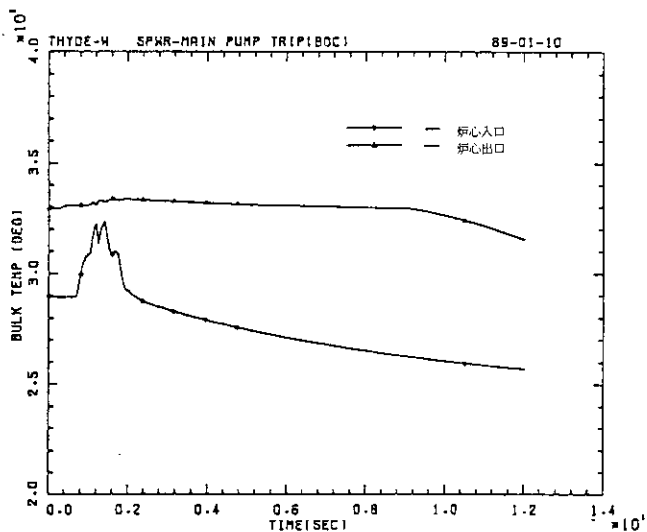


Fig. III. 4.8 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

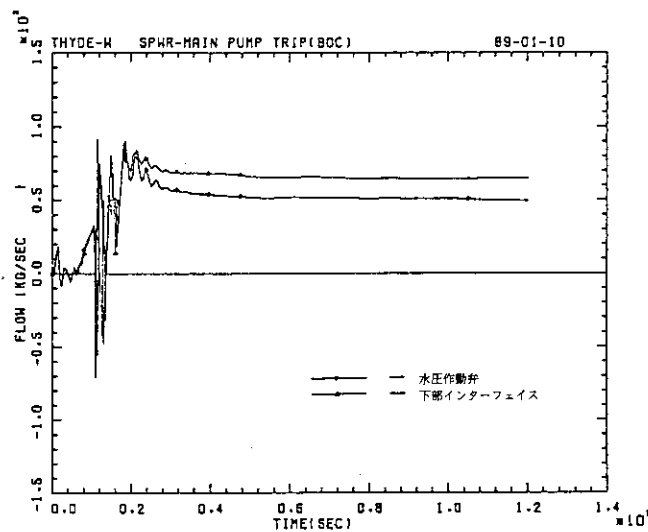


Fig. III. 4.11 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

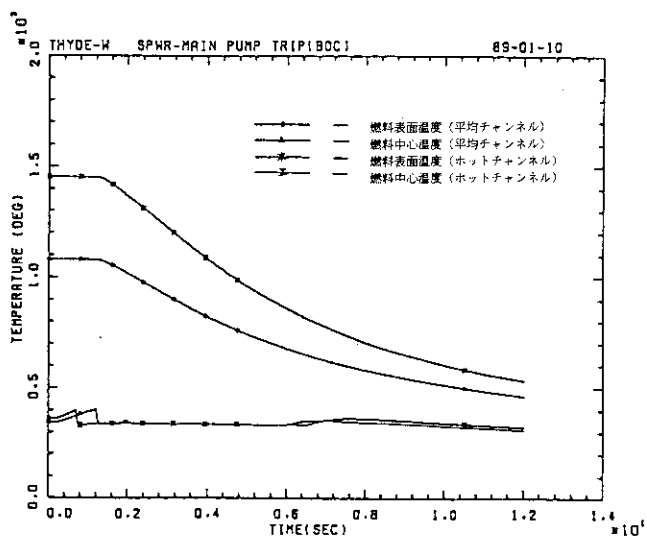


Fig. III. 4.9 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

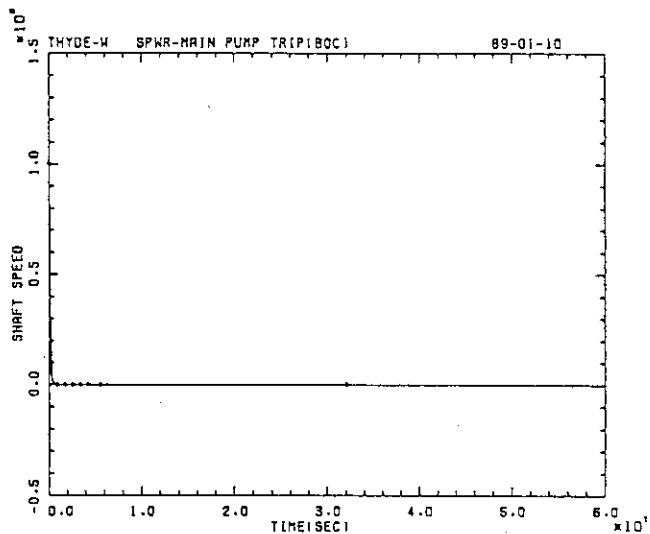


Fig. III. 4. 12 RELATIVE SHAFT SPEED

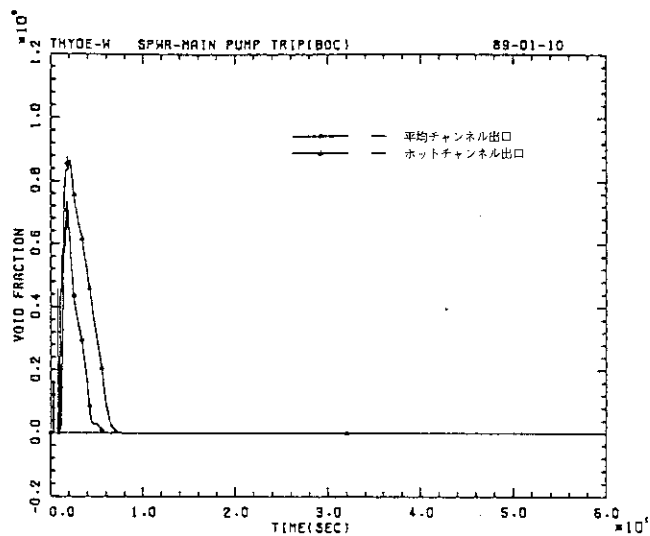


Fig. III. 4. 15 CORE OUTLET VOID FRACTION

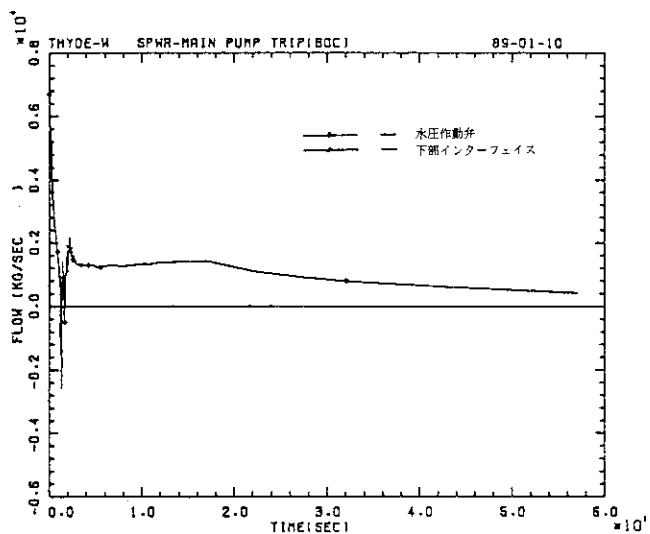


Fig. III. 4. 13 FLOW RATE(PUMP)

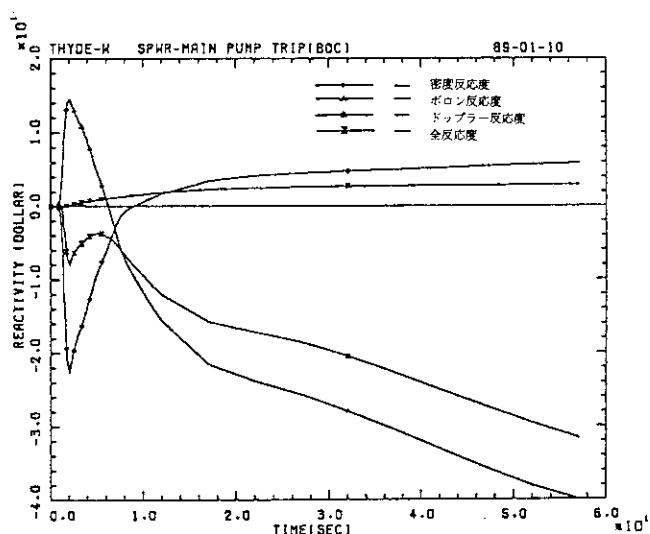


Fig. III. 4. 16 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

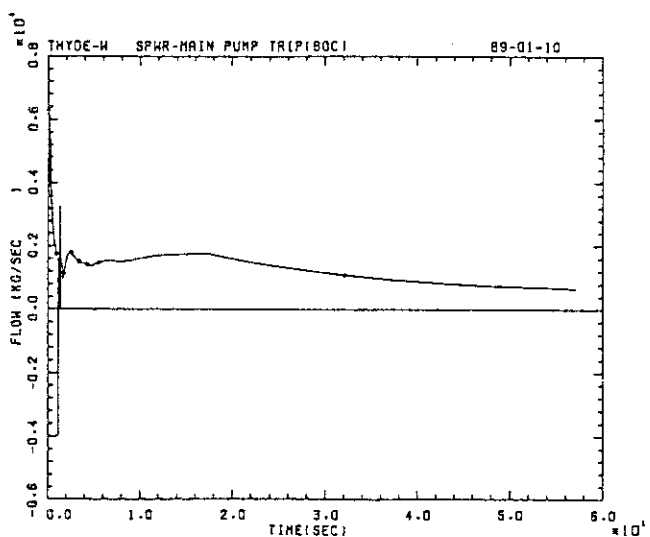


Fig. III. 4. 14 CORE FLOW

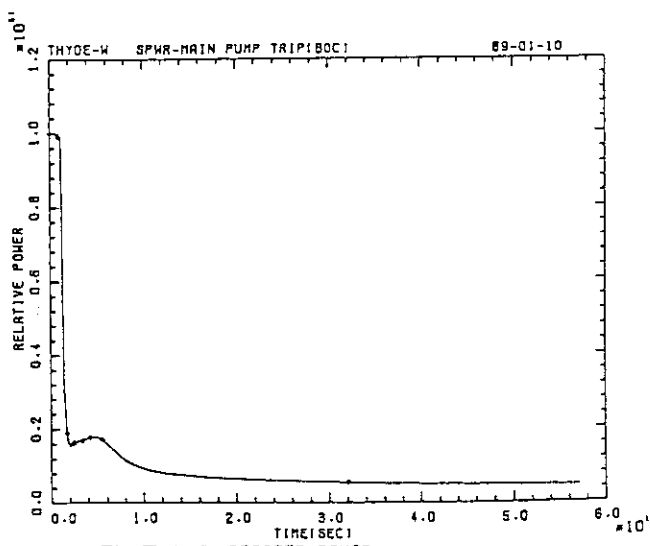


Fig. III. 4. 17 REACTOR POWER

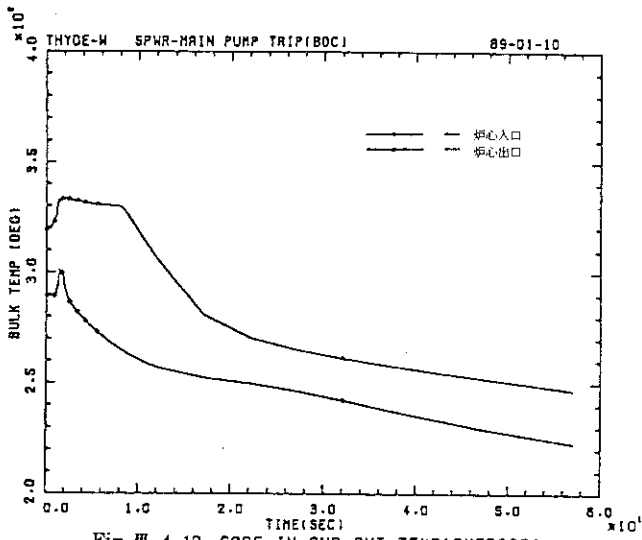


Fig. III. 4.18 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

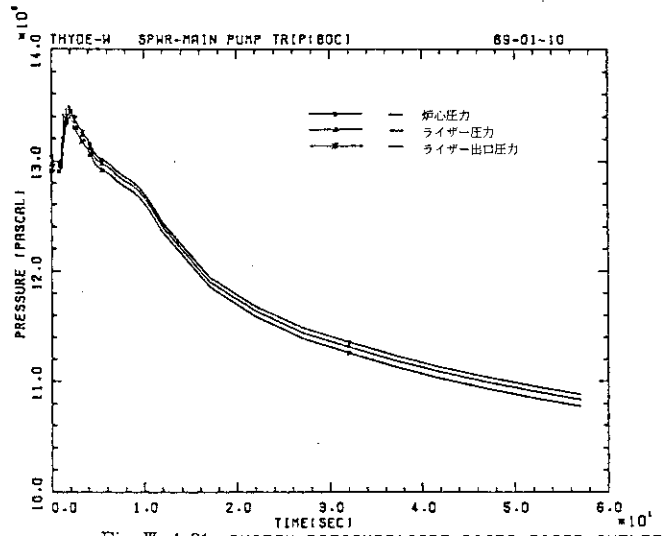


Fig. III. 4.21 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER,RISER OUTLET)

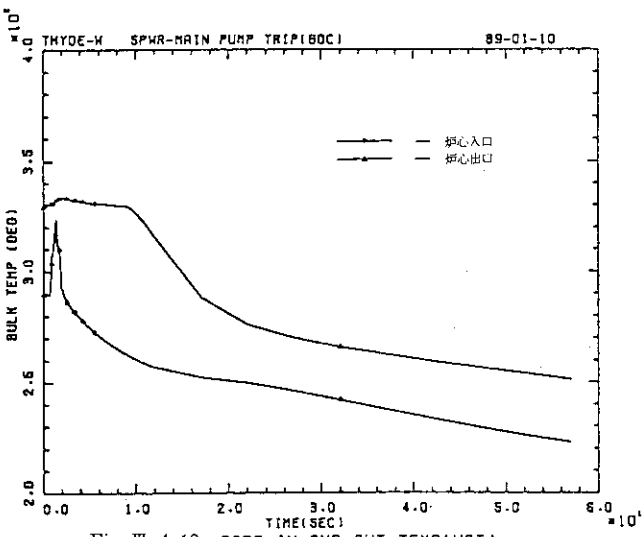


Fig. III. 4.19 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

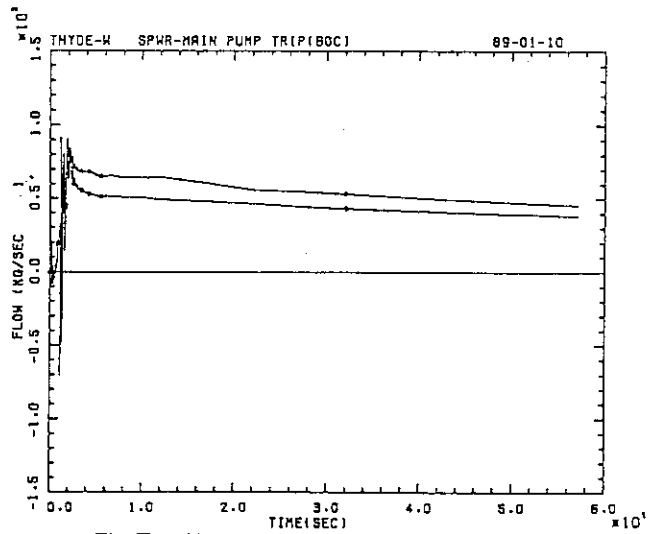


Fig. III. 4.22 FLOW RATE(VALUE,INTERFACE)

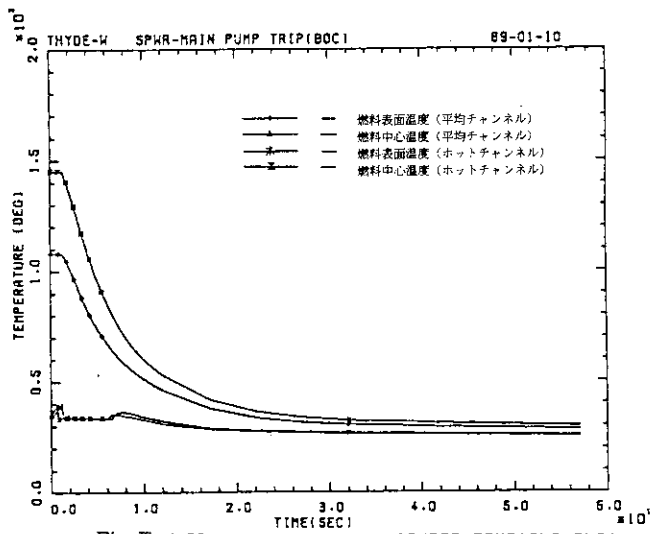


Fig. III. 4.20 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

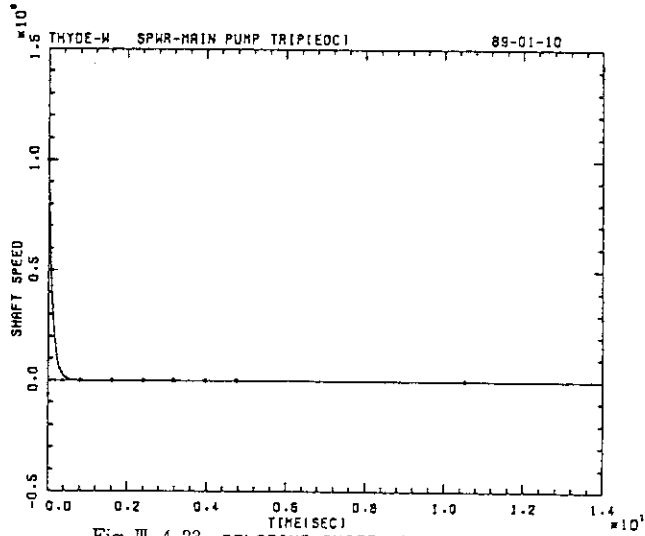


Fig. III. 4. 23 RELATIVE SHAFT SPEED

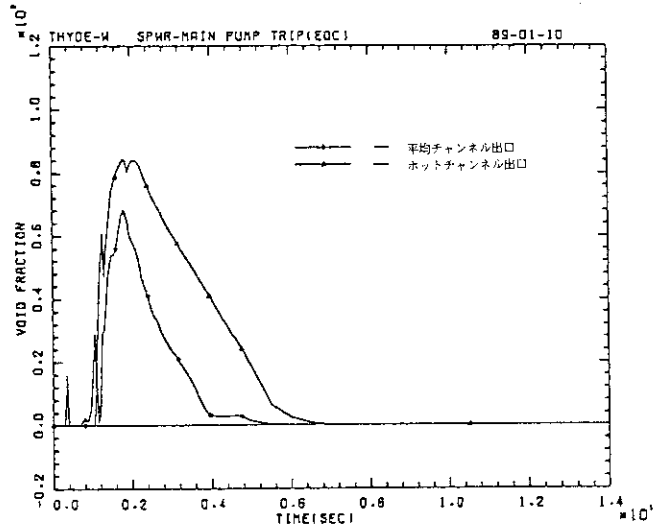


Fig. III. 4. 26 CORE OUTLET VOID FRACTION

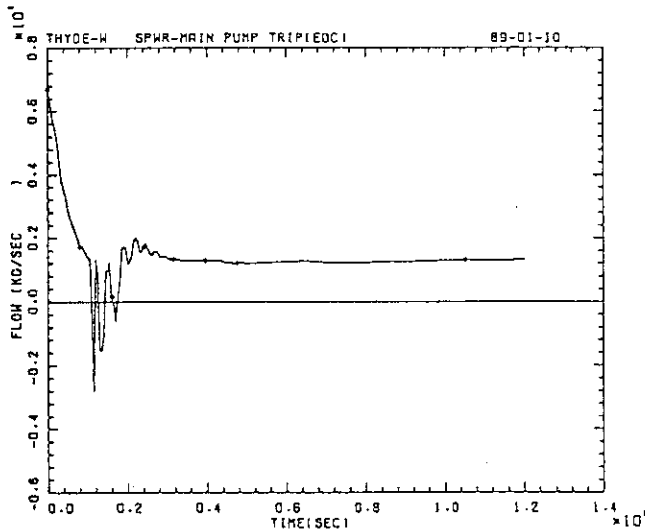


Fig. III. 4. 24 FLOW RATE(PUMP)

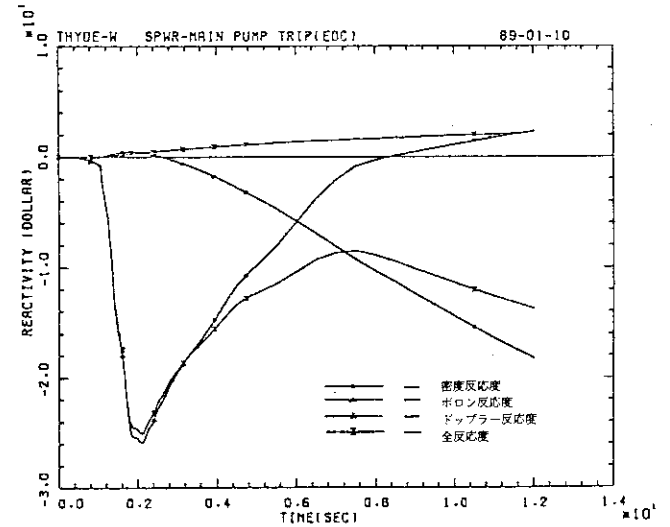


Fig. III. 4. 27 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

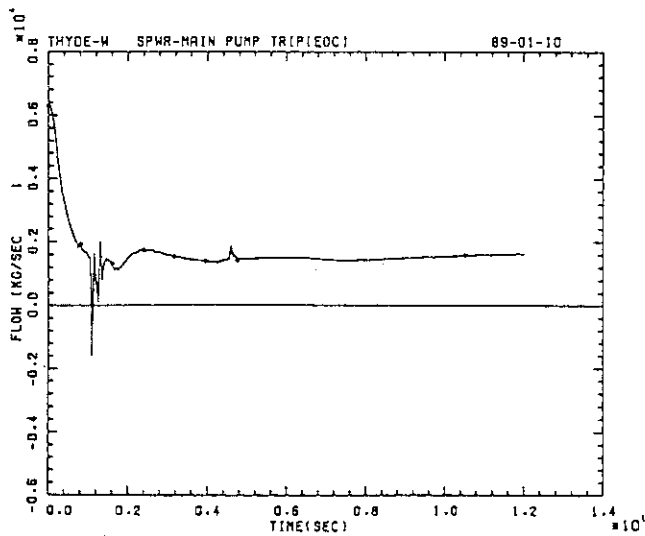


Fig. III. 4. 25 CORE FLOW

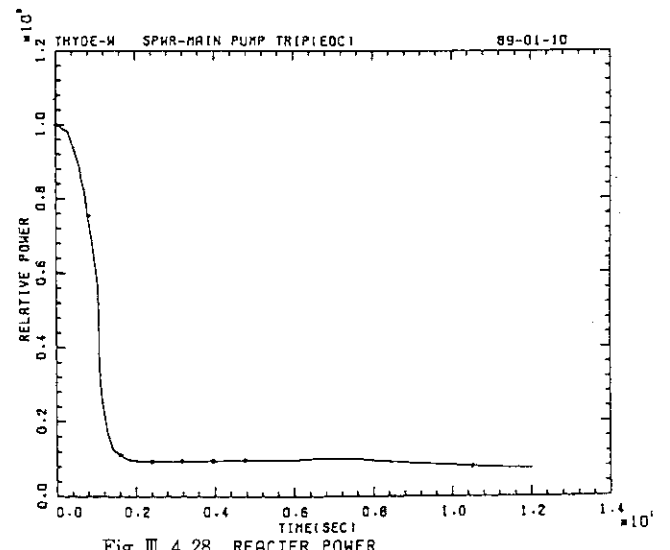


Fig. III. 4. 28 REACTOR POWER

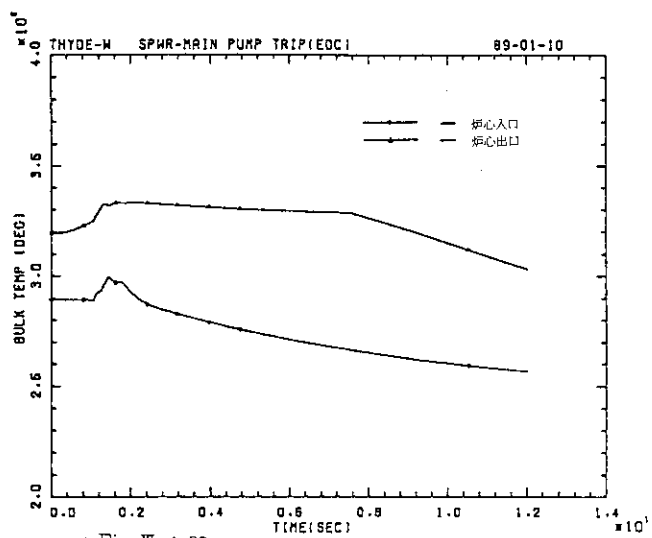


Fig. III. 4.29 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

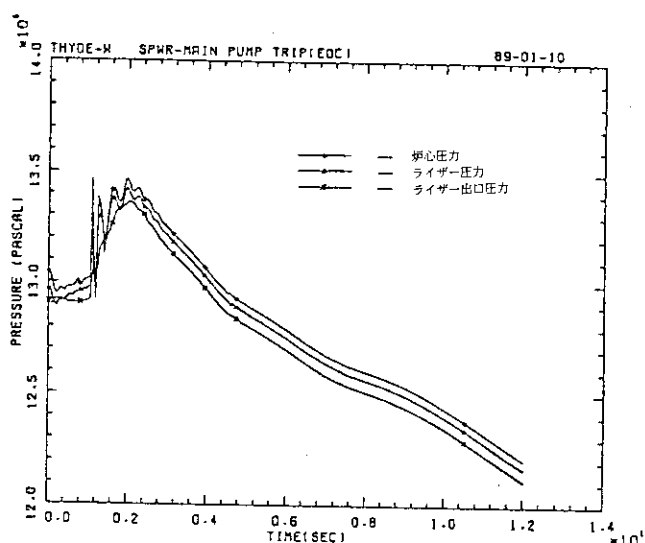


Fig. III. 4.32 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER,RISER OUTLET)

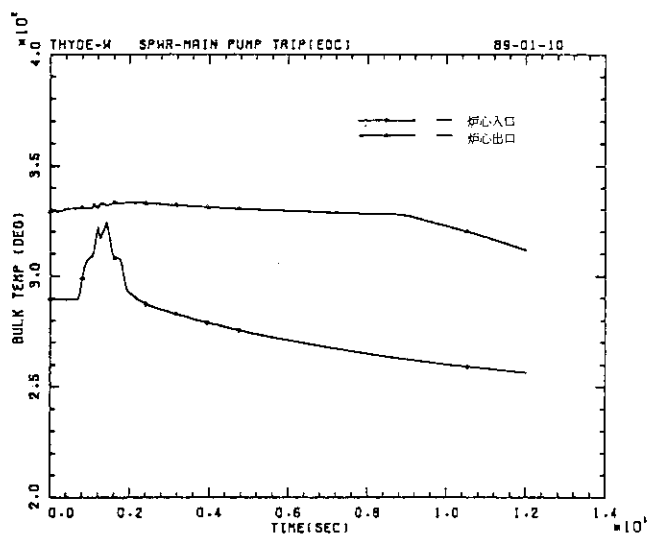


Fig. III. 4.30 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

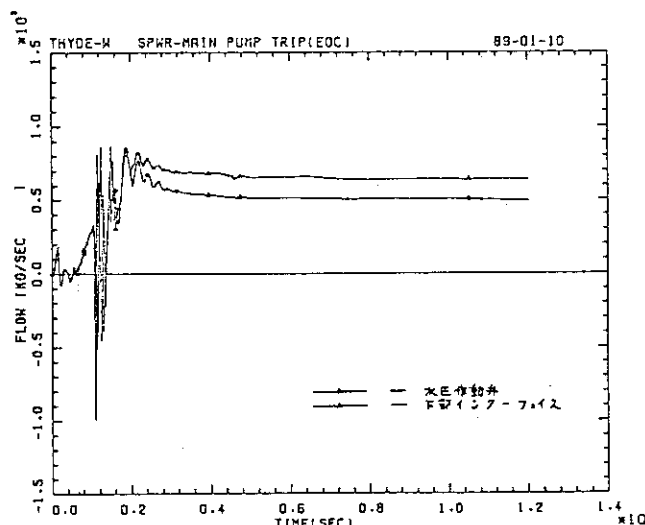


Fig. III. 4.33 FLOW RATE(VALVE,INTERFACE)

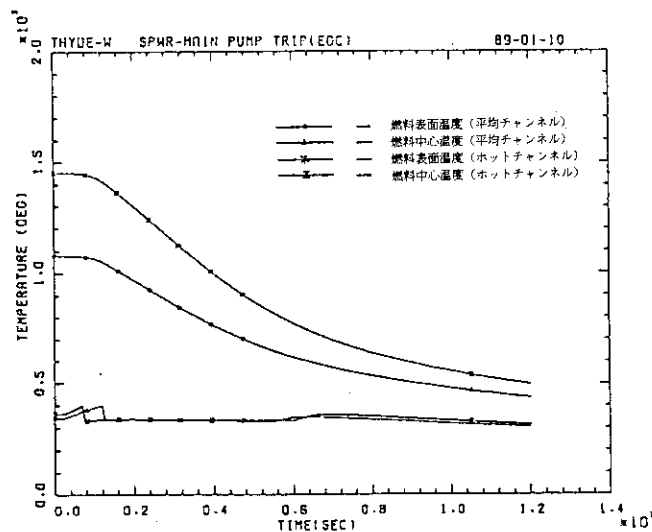


Fig. III. 4.31 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

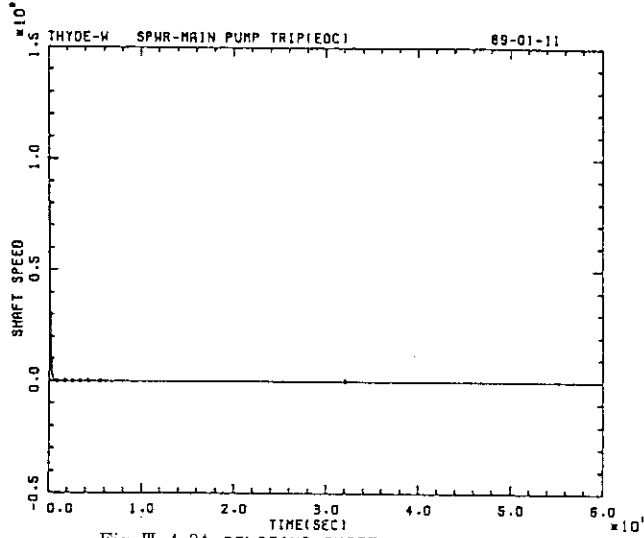


Fig. III. 4.34 RELATIVE SHAFT SPEED

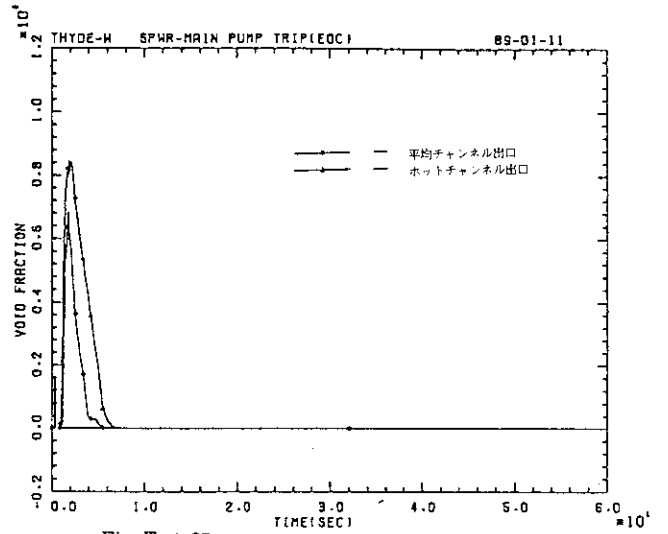


Fig. III. 4.37 CORE OUTLET VOID FRACTION

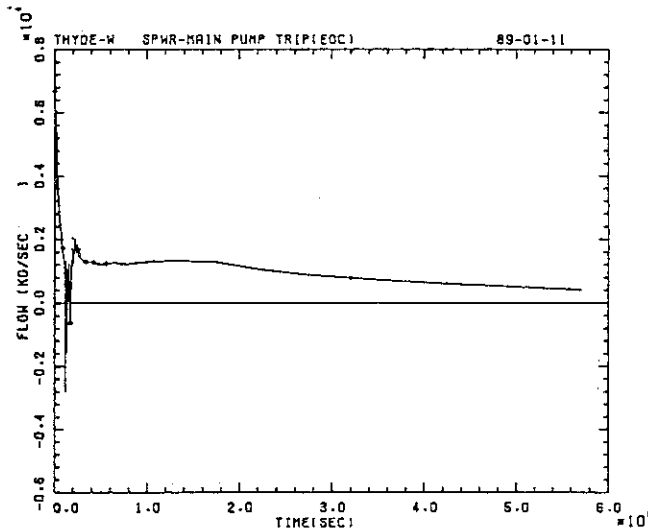


Fig. III. 4.35 FLOW RATE(PUMP)

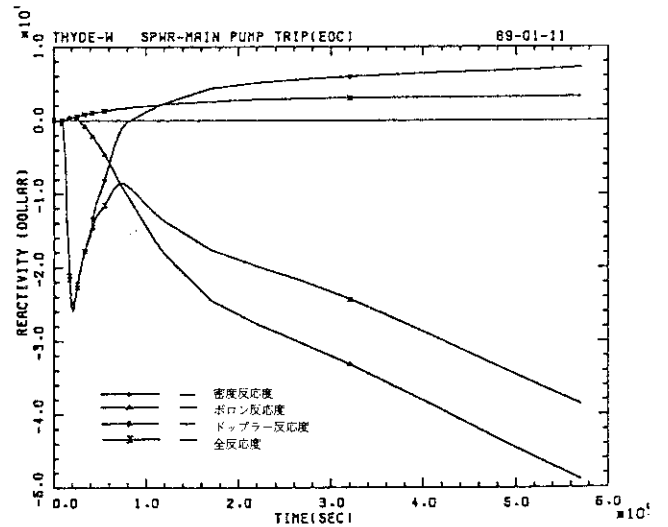


Fig. III. 4.38 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

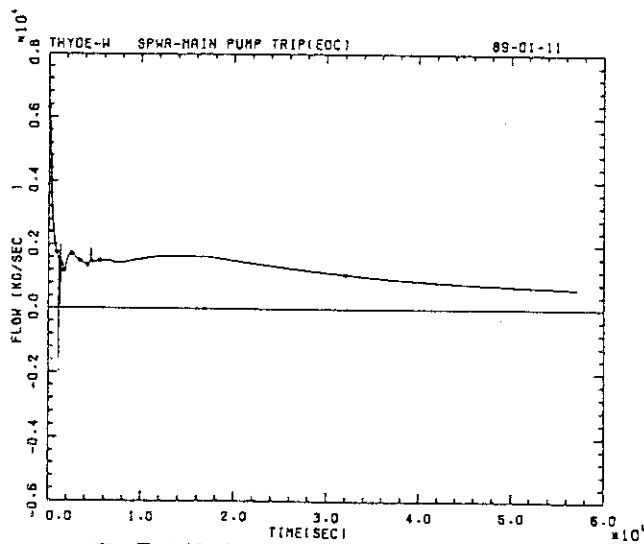


Fig. III. 4.36 CORE FLOW

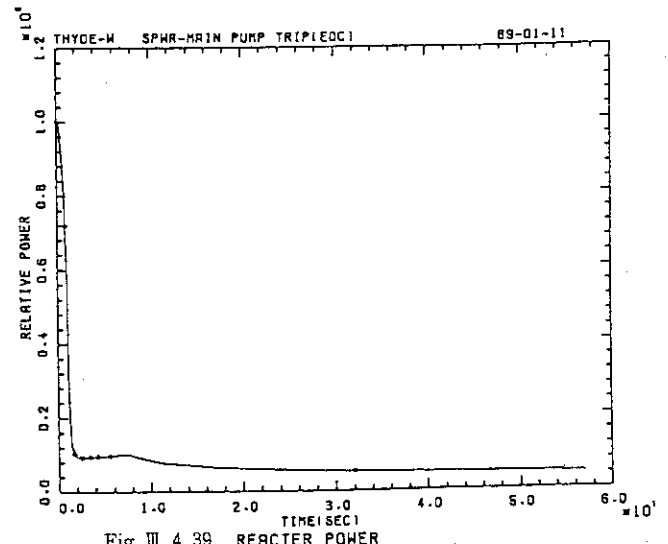


Fig. III. 4.39 REACTOR POWER

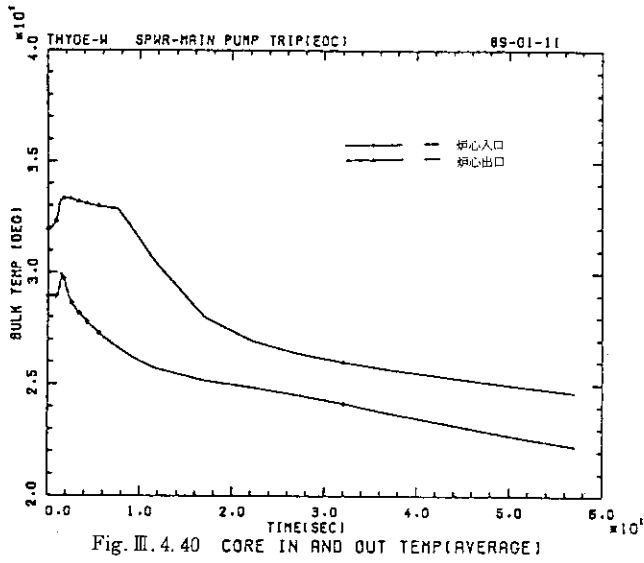


Fig. III. 4.40 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

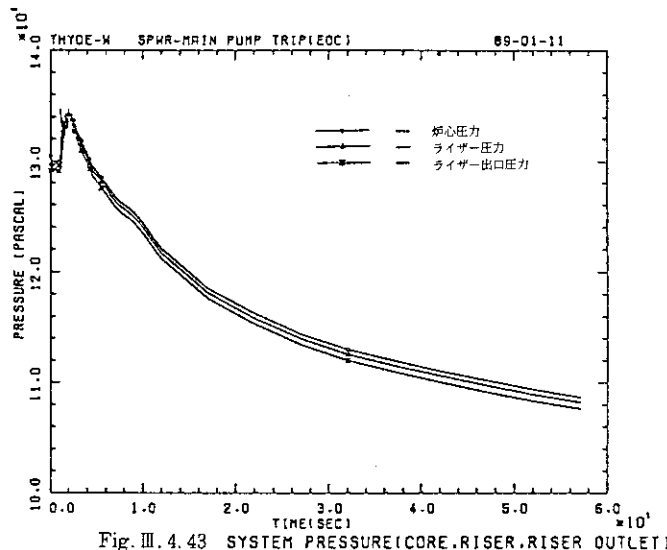


Fig. III. 4.43 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

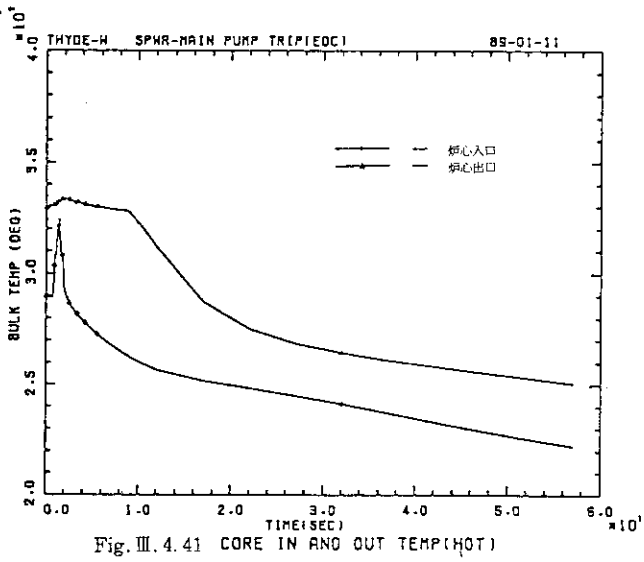


Fig. III. 4.41 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

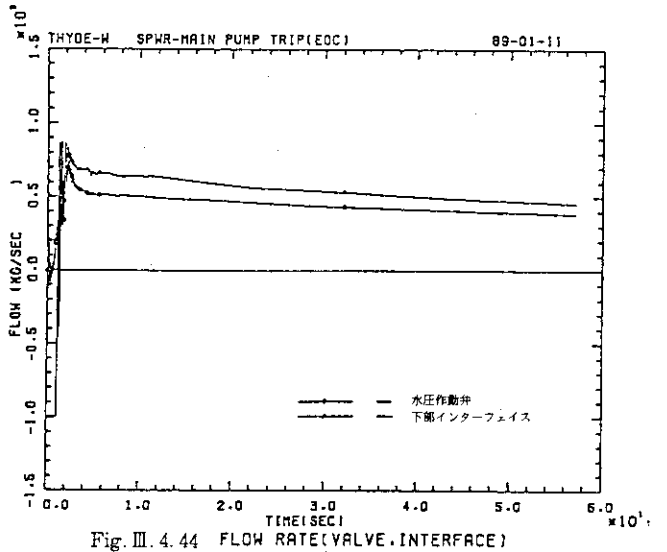


Fig. III. 4.44 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

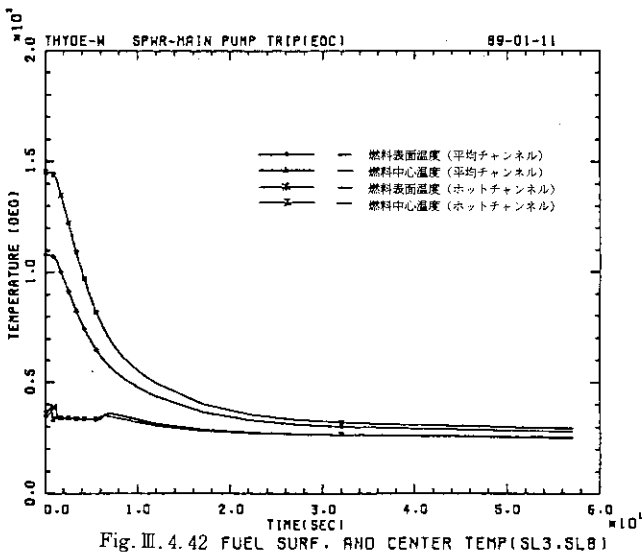


Fig. III. 4.42 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3, SL8)

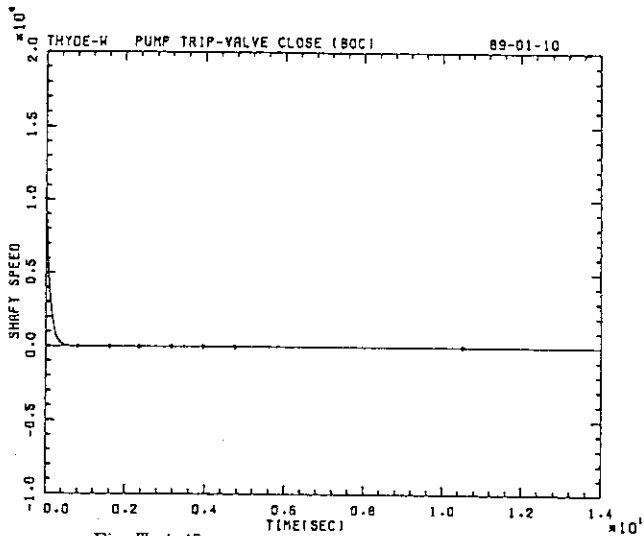


Fig. III. 4.45 RELATIVE SHAFT SPEED

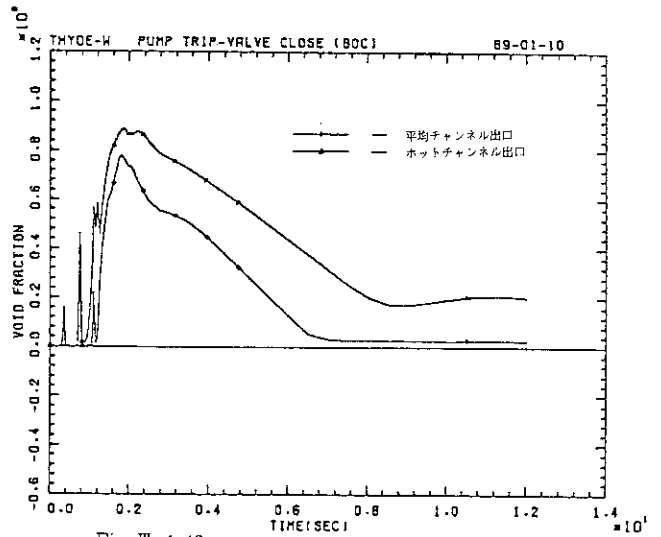


Fig. III. 4.48 CORE OUTLET VOID FRACTION

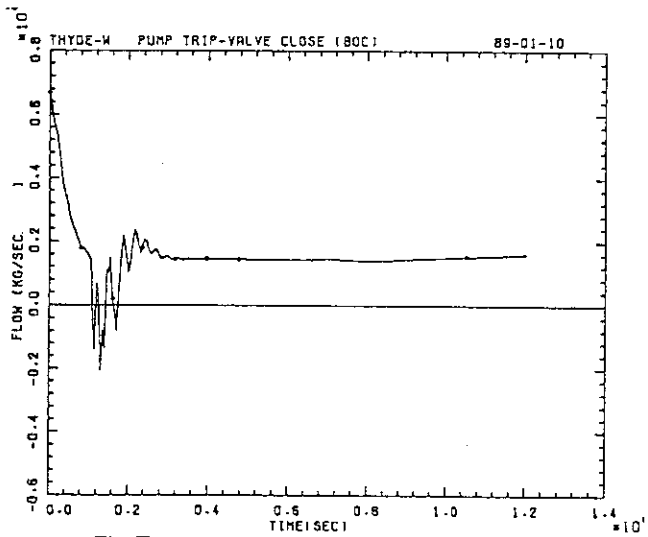


Fig. III. 4.46 FLOW RATE(PUMP)

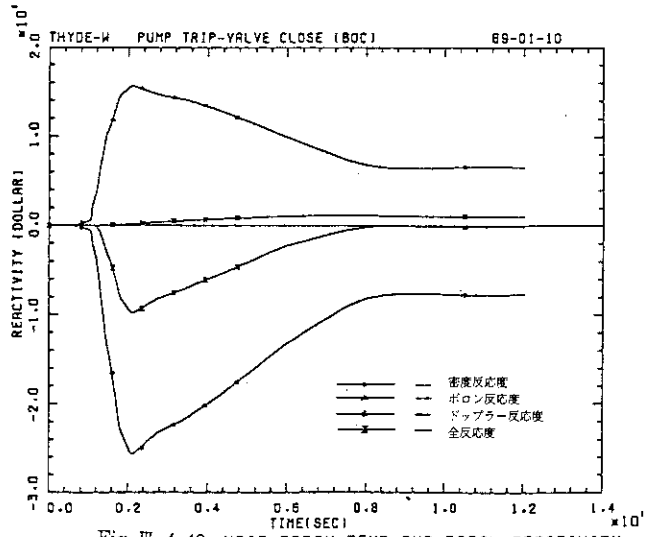


Fig. III. 4.49 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

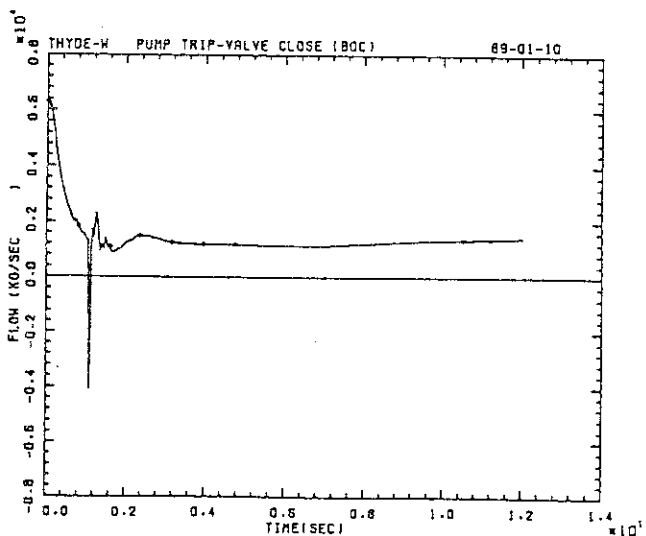


Fig. III. 4.47 CORE FLOW

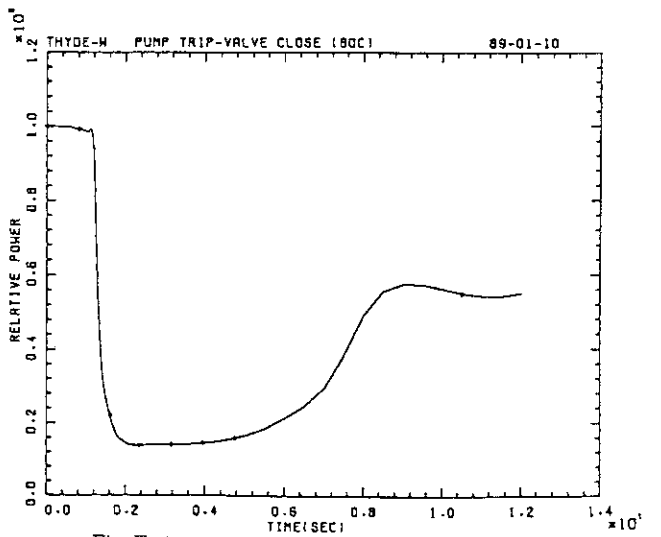


Fig. III. 4.50 REACTOR POWER

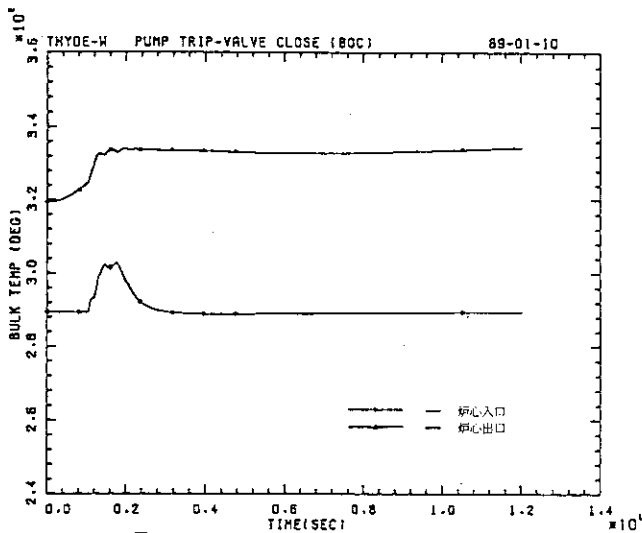


Fig. III. 4.51 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

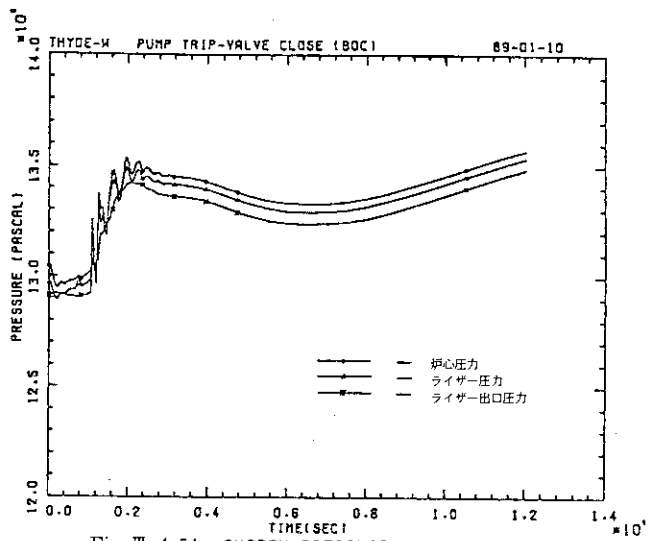


Fig. III. 4.54 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

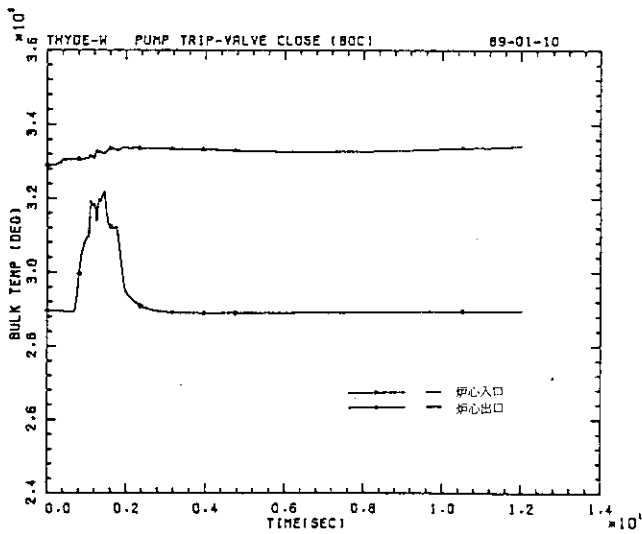


Fig. III. 4.52 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

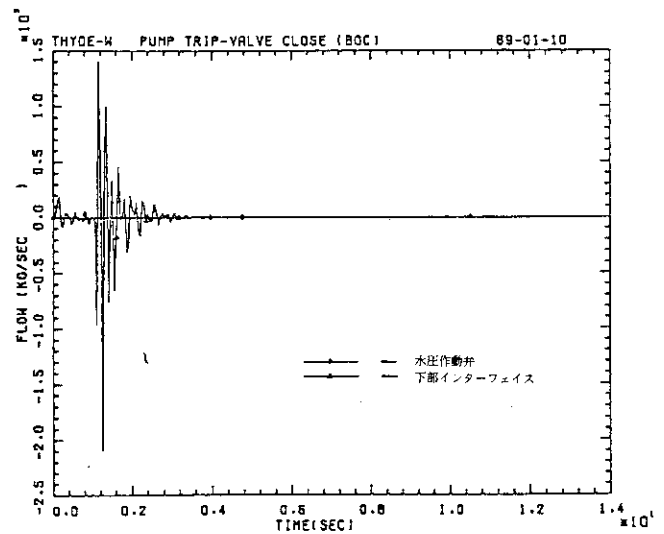


Fig. III. 4.55 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

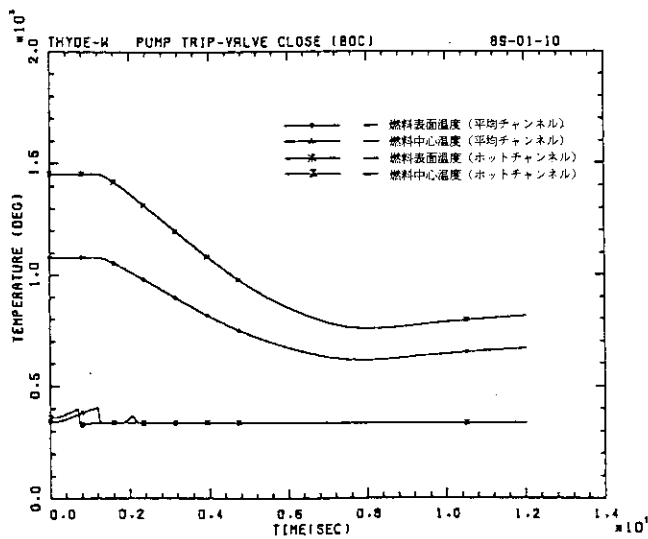


Fig. III. 4.53 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3, SL8)

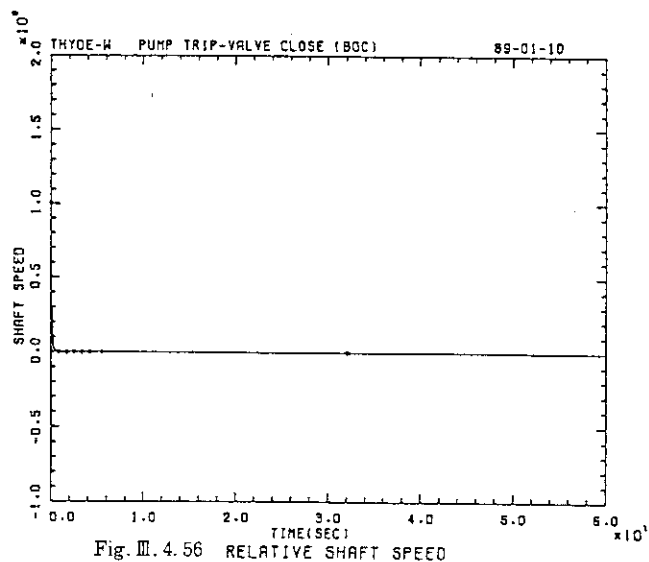


Fig. III. 4.56 RELATIVE SHAFT SPEED

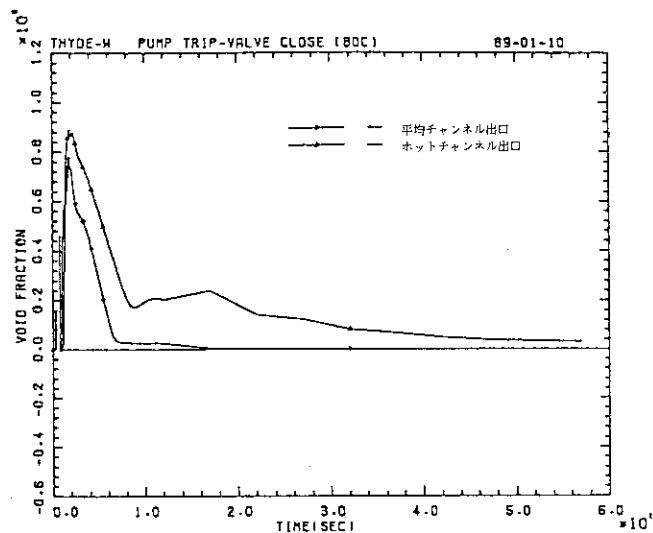


Fig. III. 4.59 CORE OUTLET VOID FRACTION

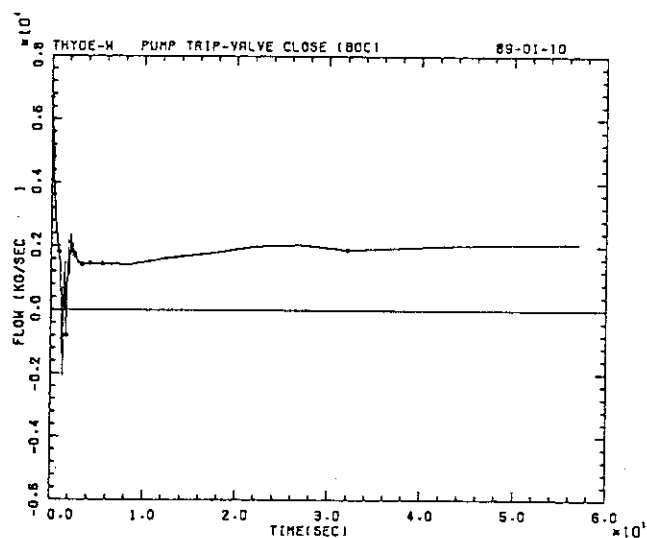


Fig. III. 4.57 FLOW RATE (PUMP)

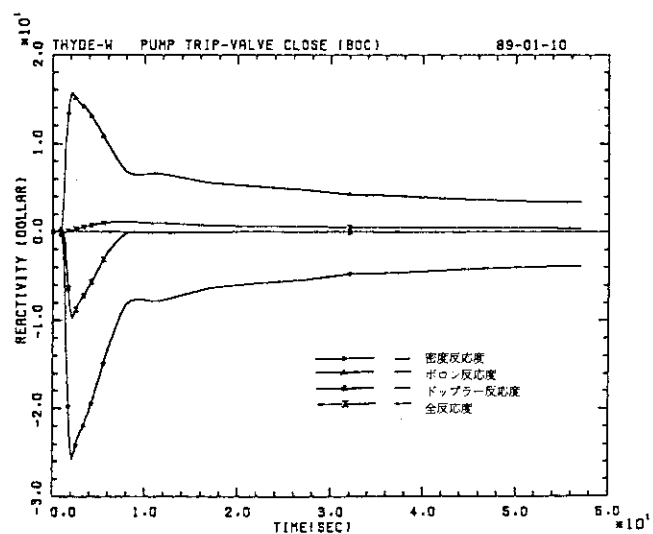


Fig. III. 4.60 VOID, BORDON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

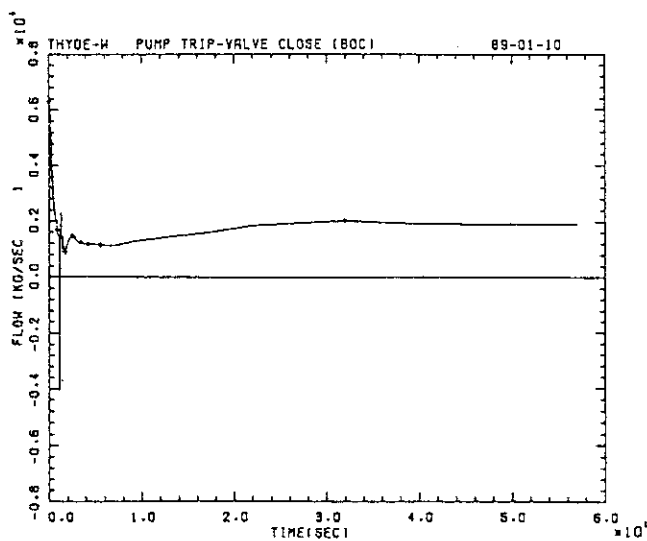


Fig. III. 4.58 CORE FLOW

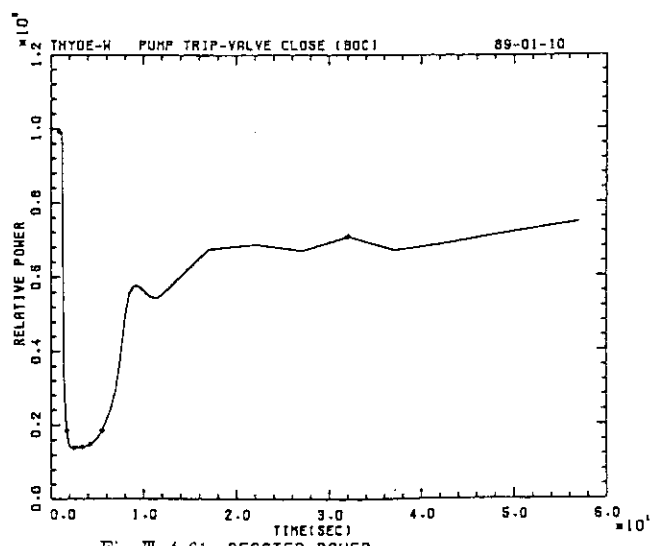


Fig. III. 4.61 REACTOR POWER

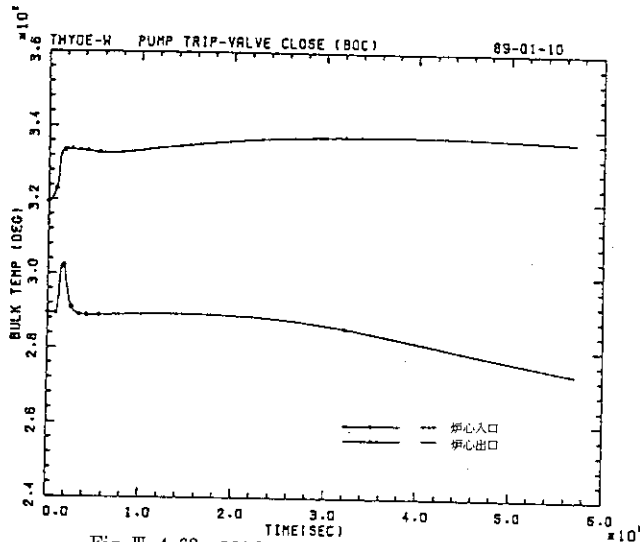


Fig. III. 4.62 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

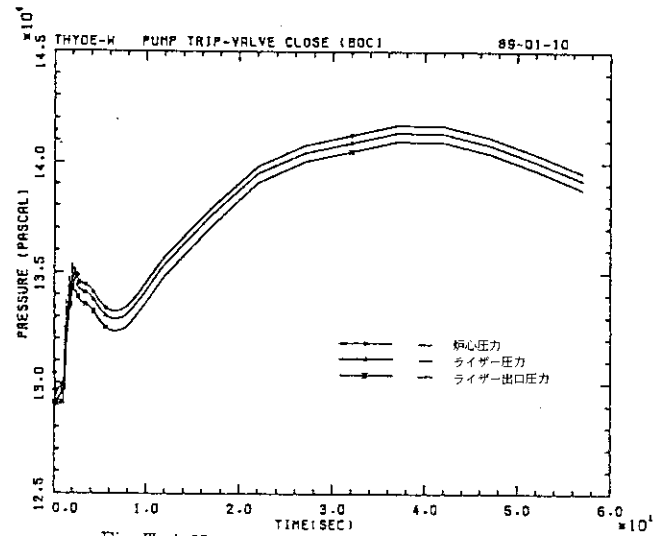


Fig. III. 4.65 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

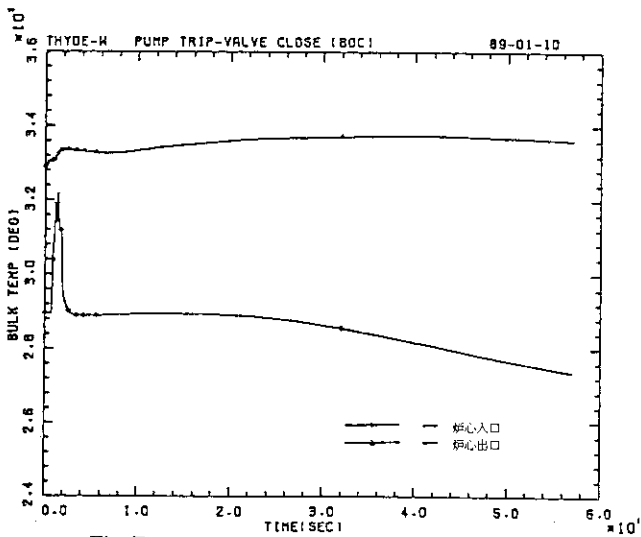


Fig. III. 4.63 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

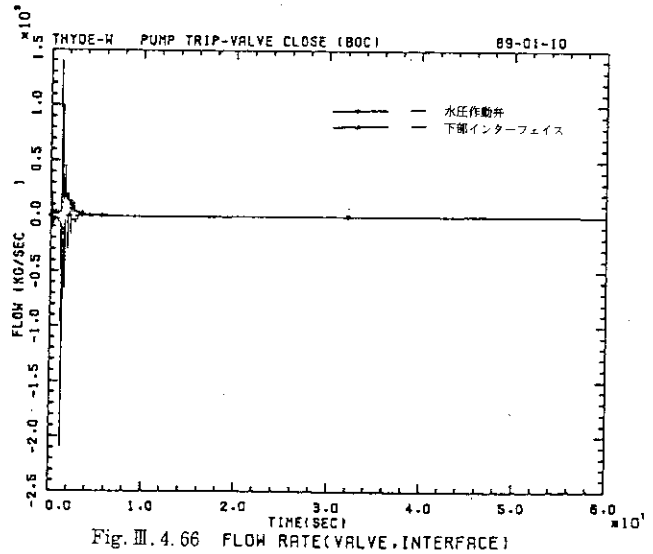


Fig. III. 4.66 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

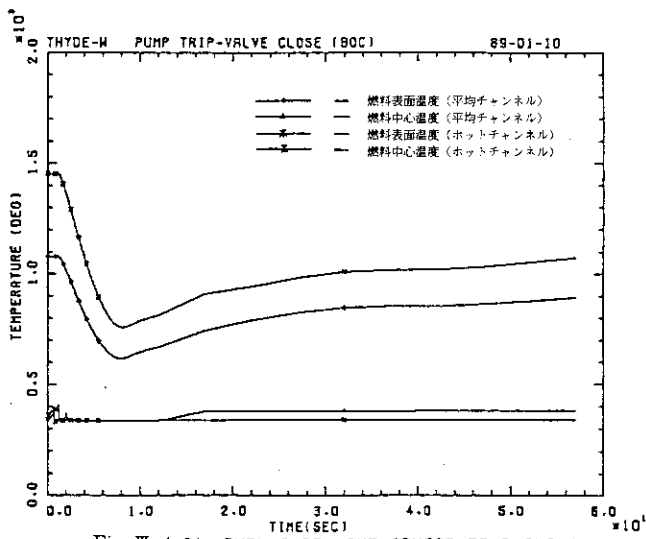


Fig. III. 4.64 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3, SL8)

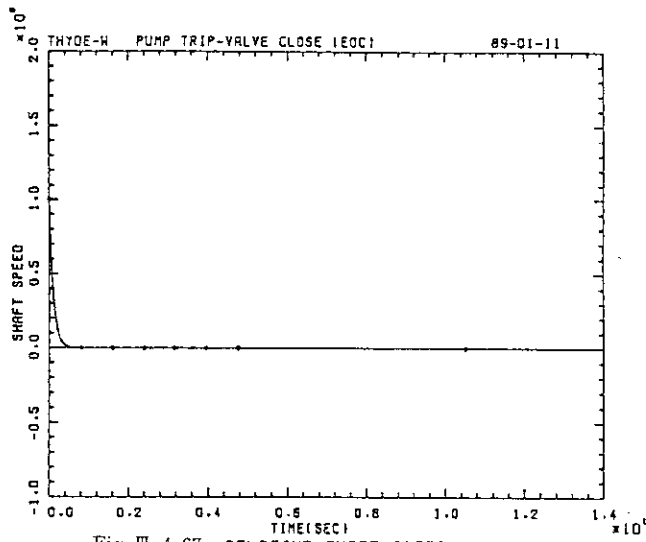


Fig. III. 4.67 RELATIVE SHAFT SPEED

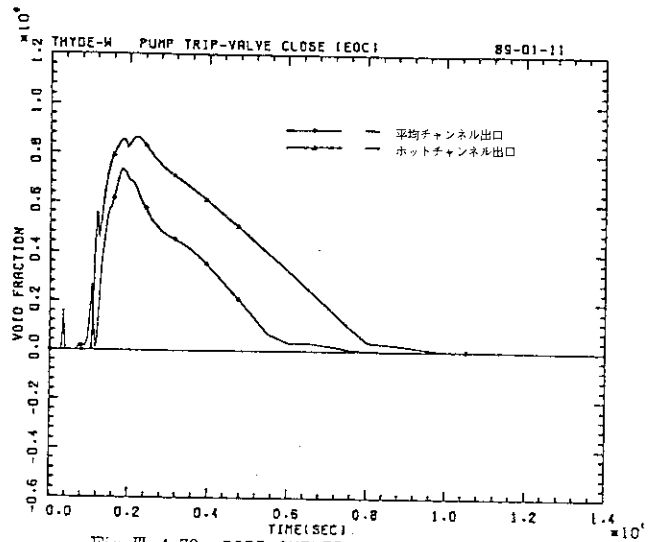


Fig. III. 4.70 CORE OUTLET VOID FRACTION

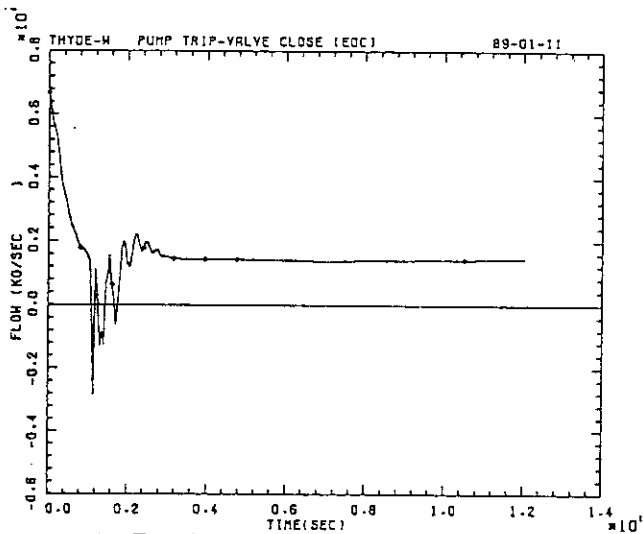


Fig. III. 4.68 FLOW RATE (PUMP)

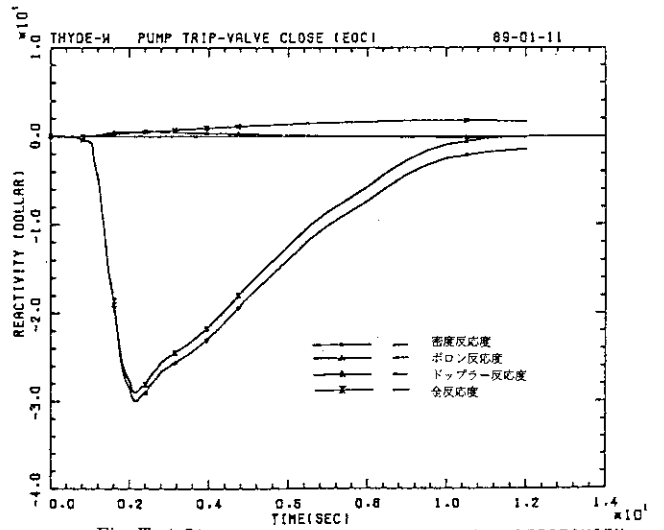


Fig. III. 4.71 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

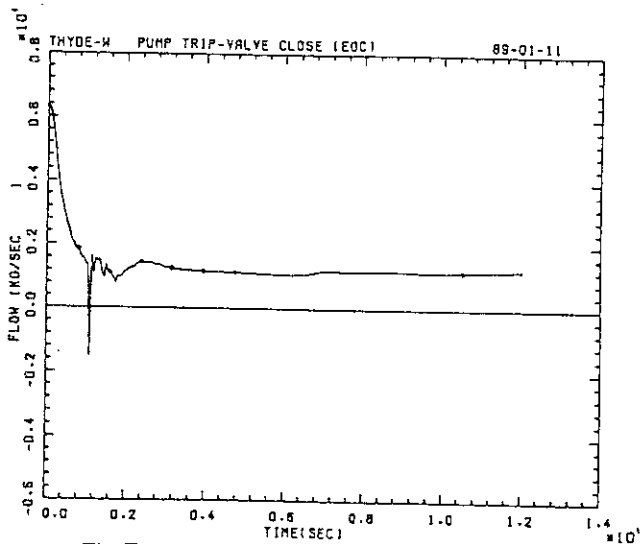


Fig. III. 4.69 CORE FLOW

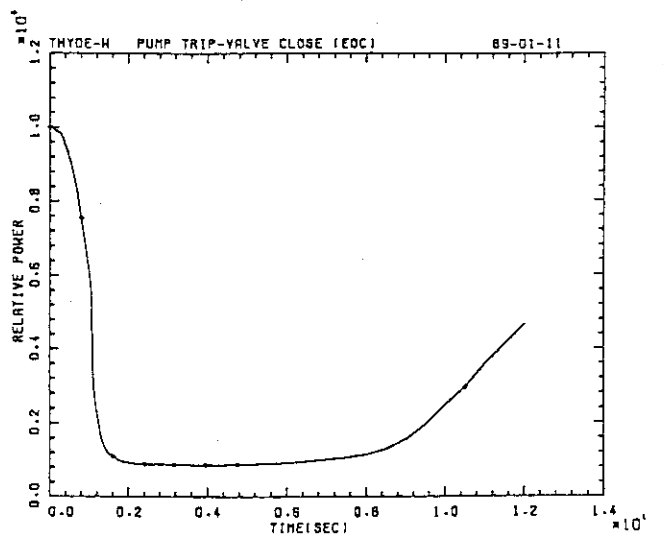


Fig. III. 4.72 REACTOR POWER

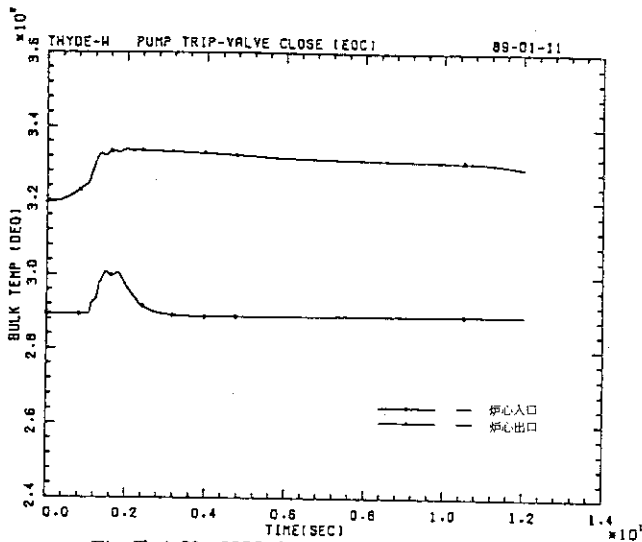


Fig. III.4.73 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

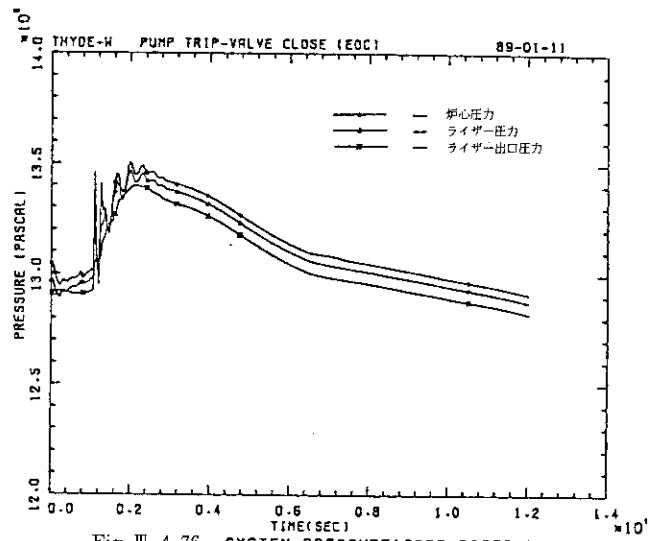


Fig. III.4.76 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER,RISER OUTLET)

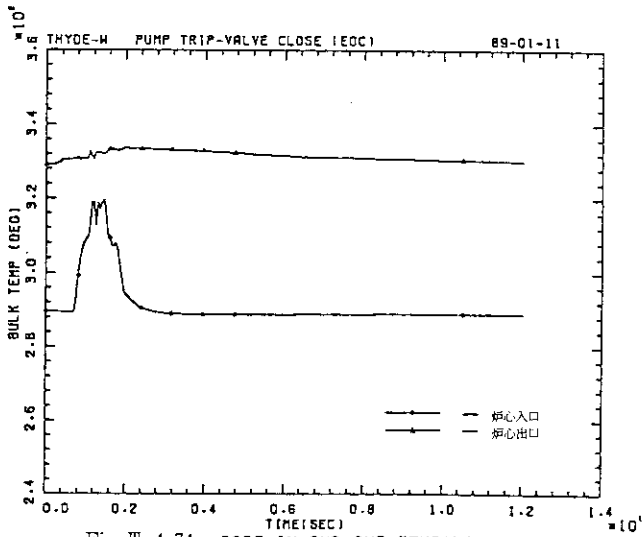


Fig. III.4.74 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

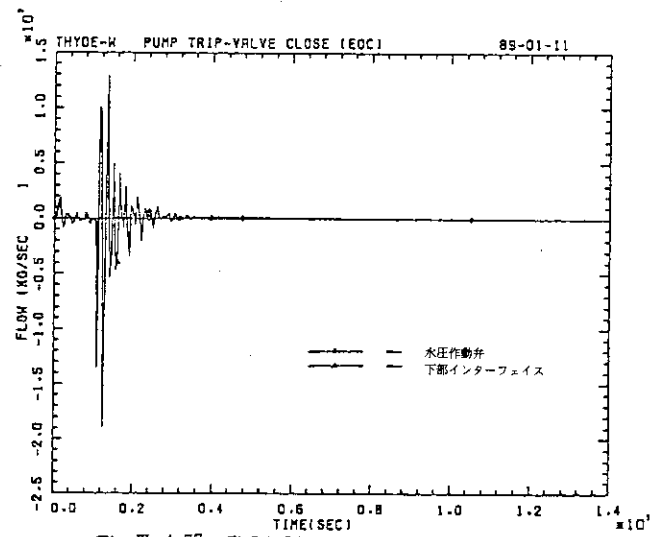


Fig. III.4.77 FLOW RATE(VALVE,INTERFACE)

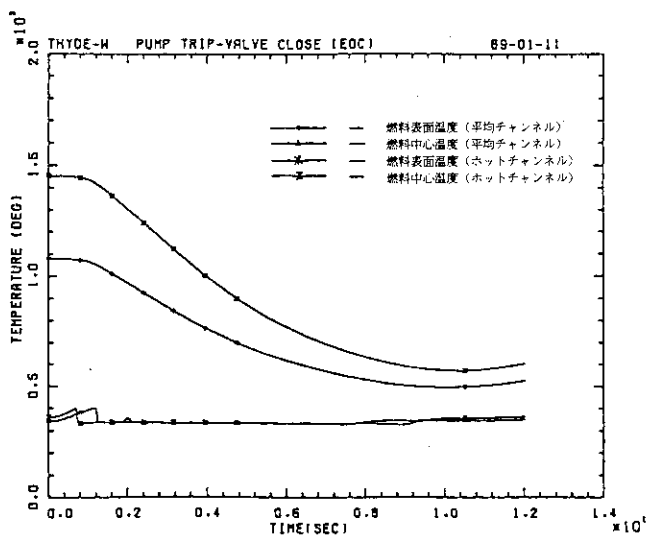


Fig. III.4.75 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

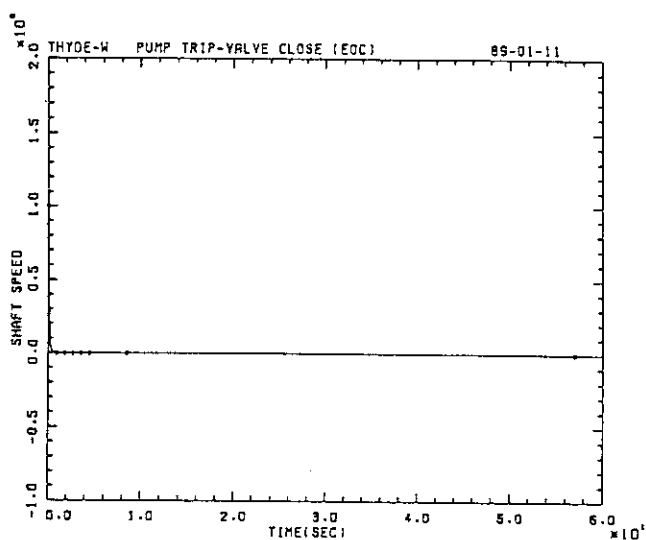


Fig. III. 4.78 RELATIVE SHAFT SPEED

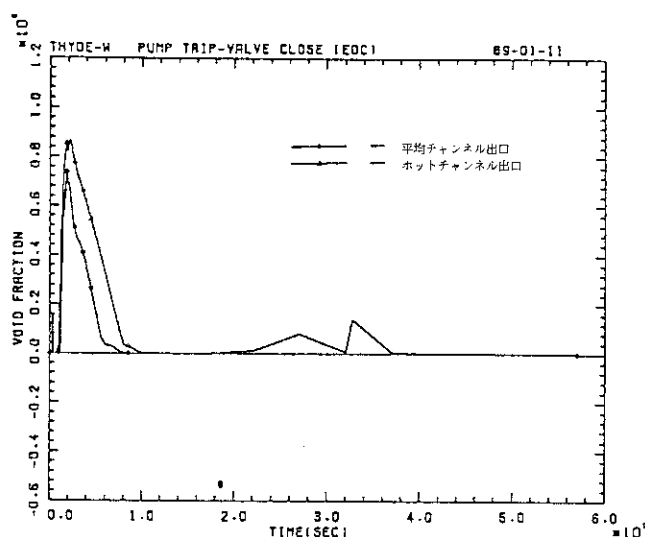


Fig. III. 4.81 CORE OUTLET VOID FRACTION

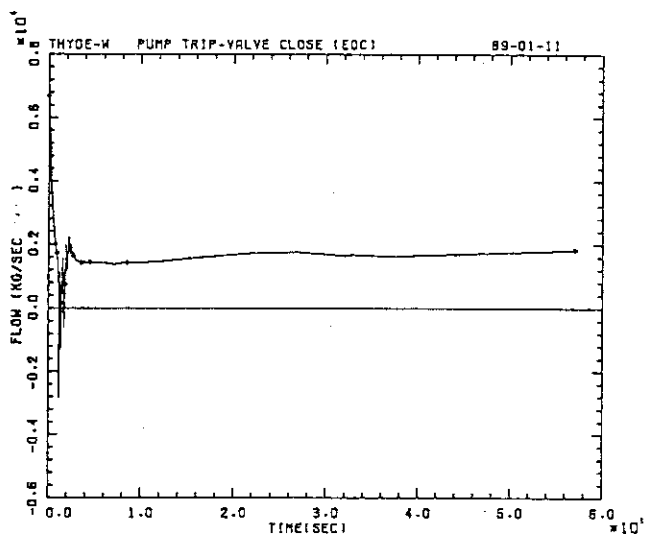


Fig. III. 4.79 FLOW RATE(PUMP)

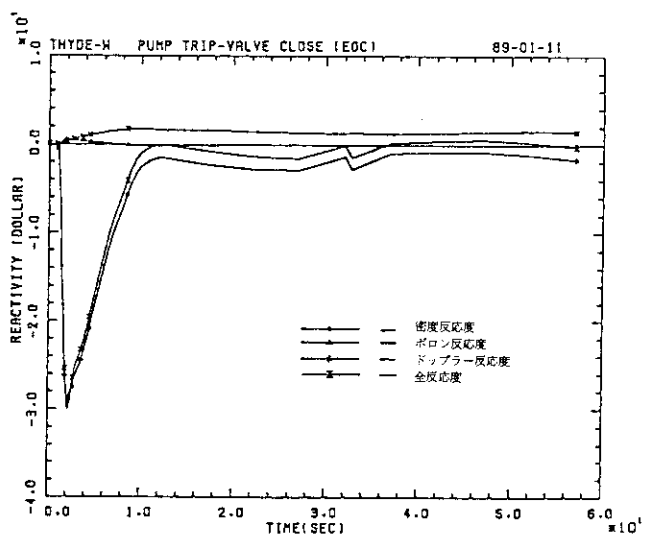


Fig. III. 4.82 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

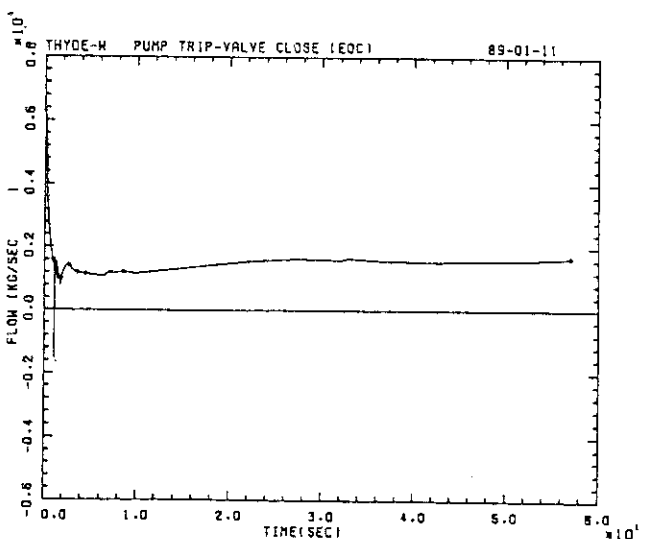


Fig. III. 4.80 CORE FLOW

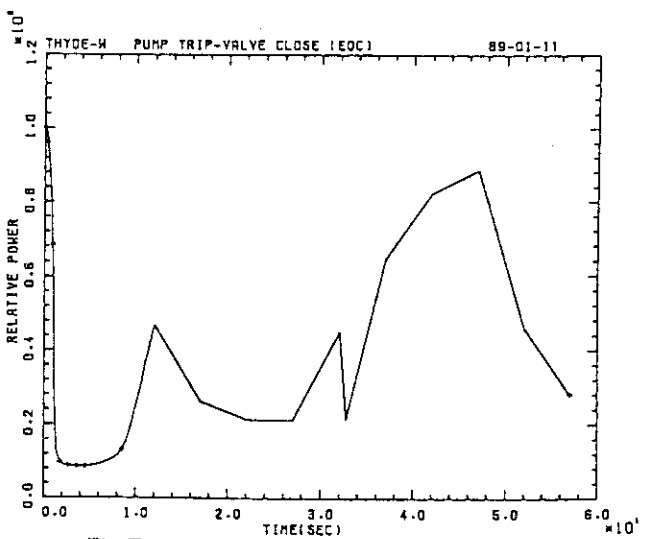


Fig. III. 4.83 REACTOR POWER

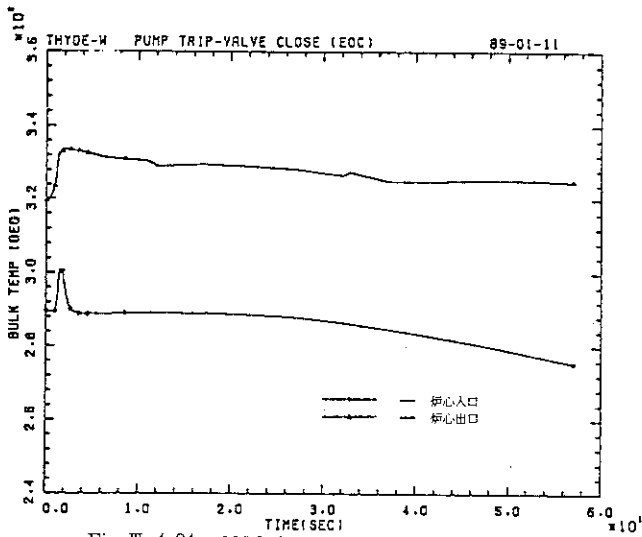


Fig. III. 4.84 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

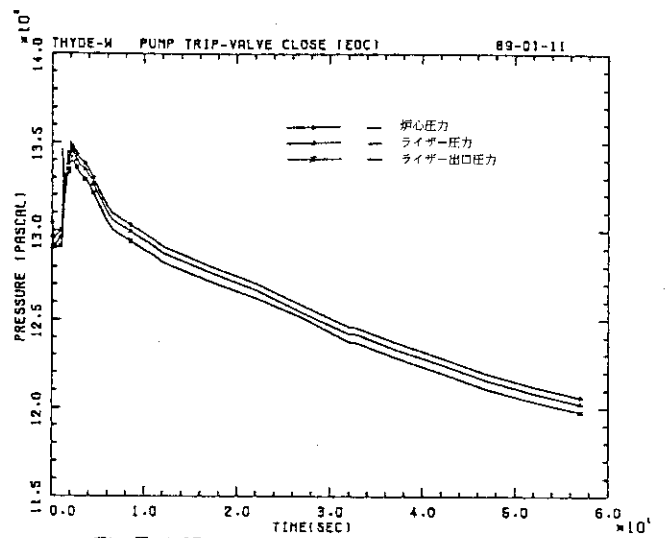


Fig. III. 4.87 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

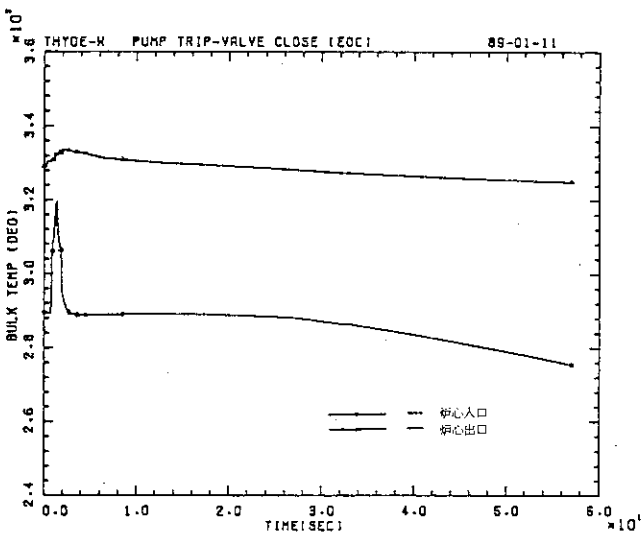


Fig. III. 4.85 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

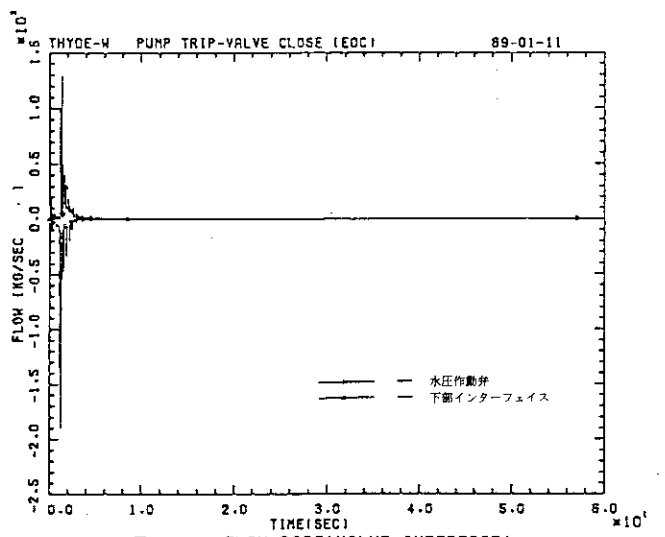


Fig. III. 4.88 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

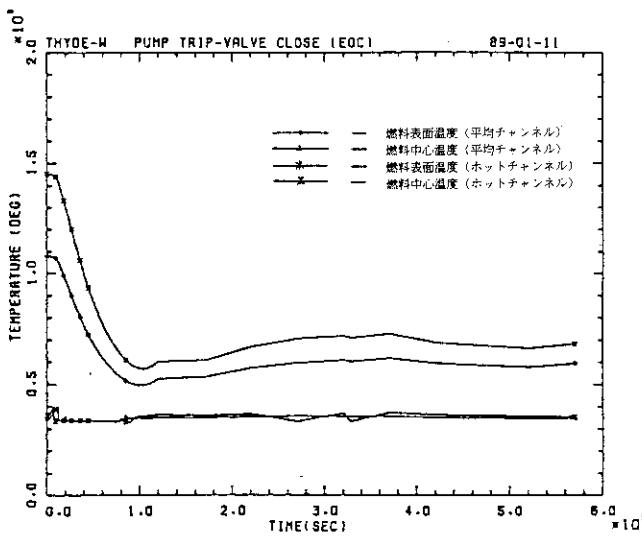


Fig. III. 4.86 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3, SL8)

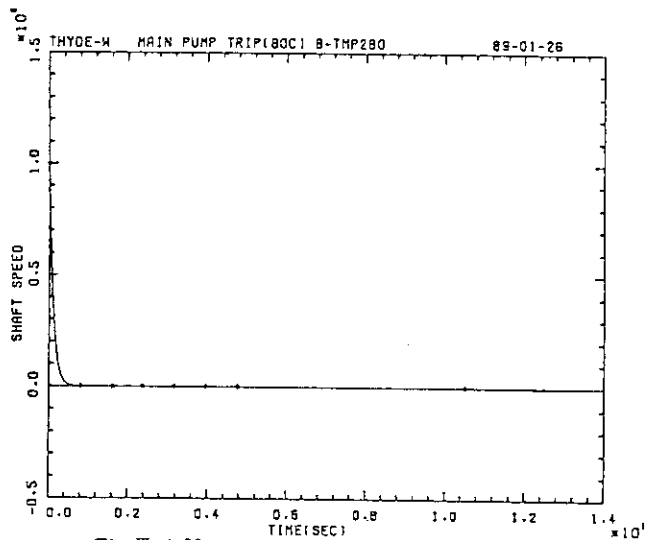


Fig. III. 4.89 RELATIVE SHAFT SPEED

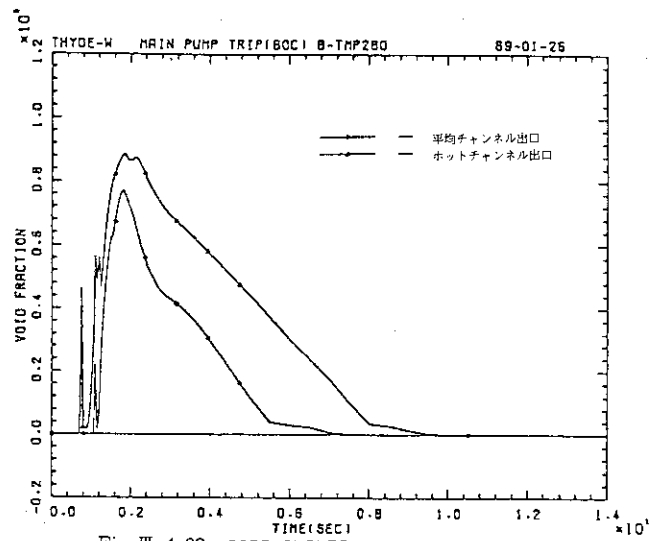


Fig. III. 4.92 CORE OUTLET VOID FRACTION

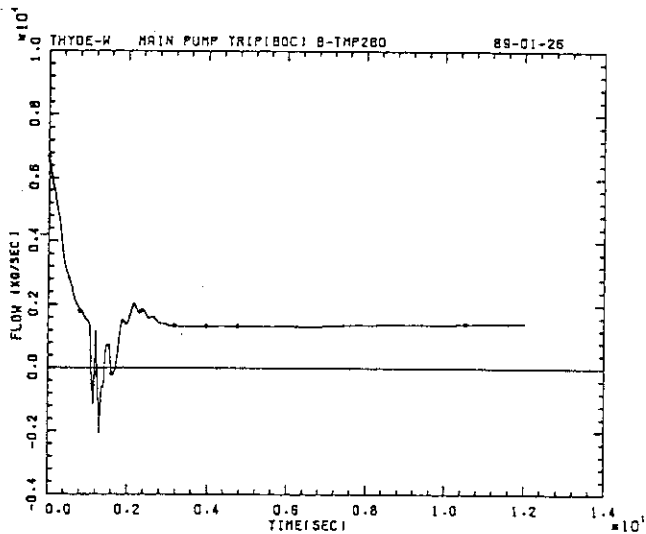


Fig. III. 4.90 FLOW RATE (PUMP)

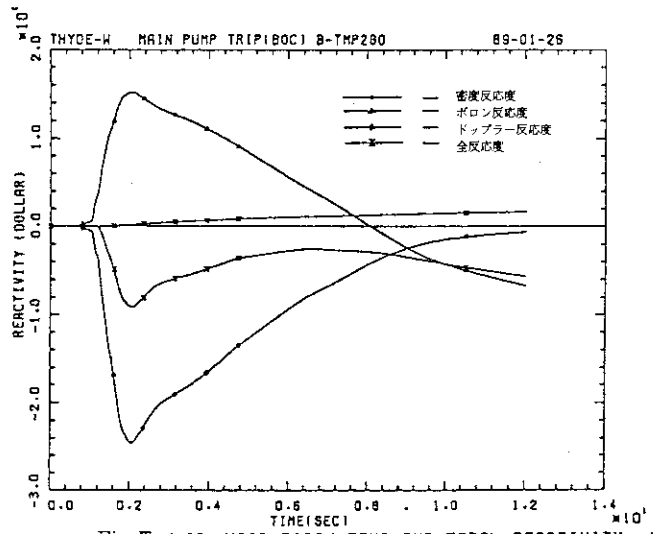


Fig. III. 4.93 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

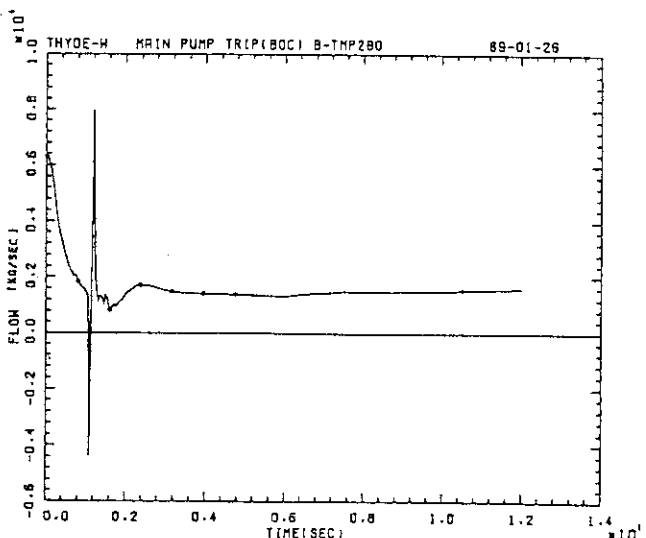


Fig. III. 4.91 CORE FLOW

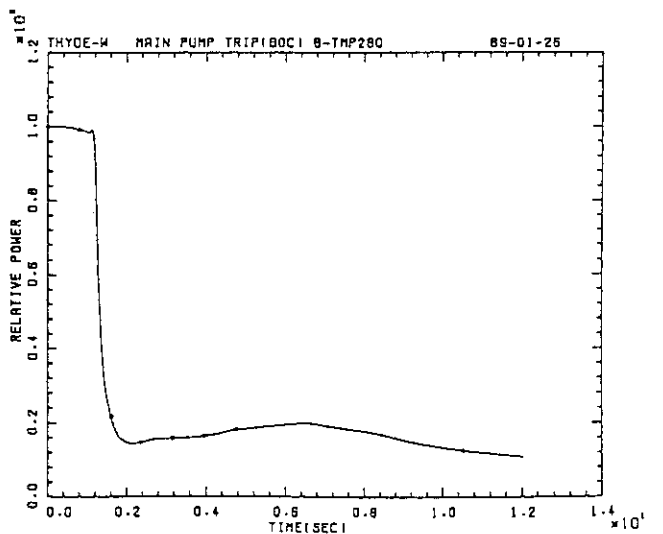


Fig. III. 4.94 REACTOR POWER

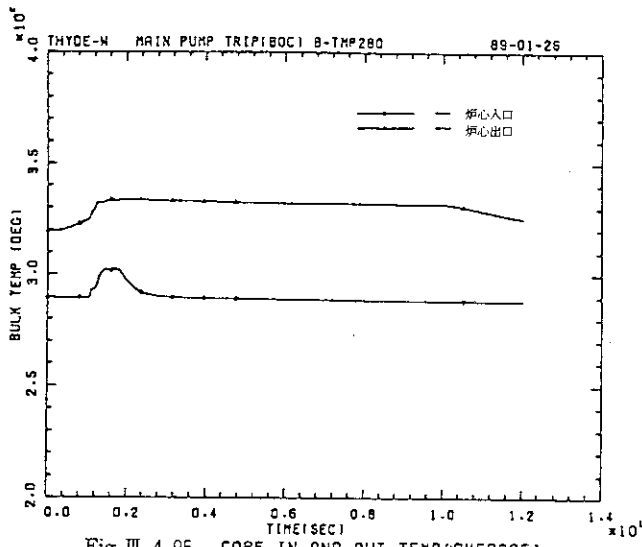


Fig. III. 4.95 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

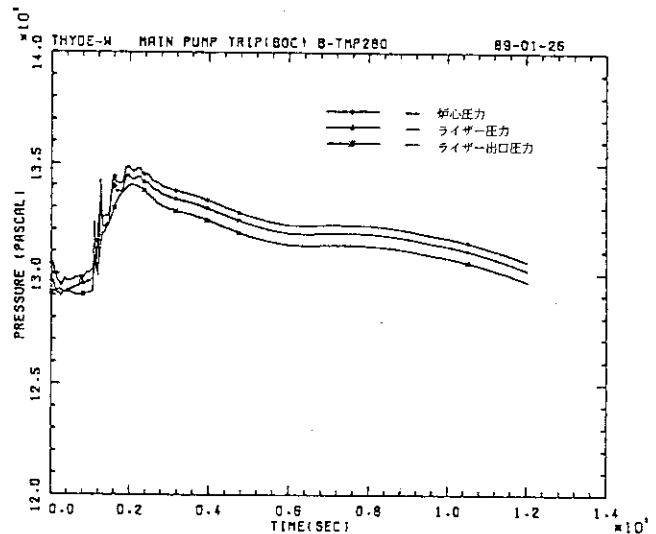


Fig. III. 4.98 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

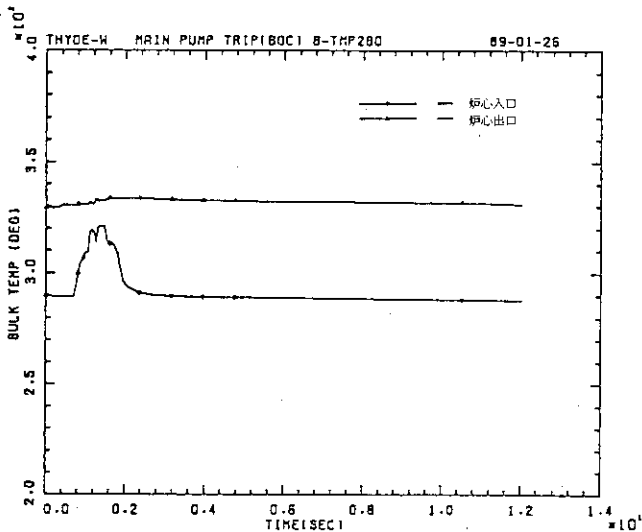


Fig. III. 4.96 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

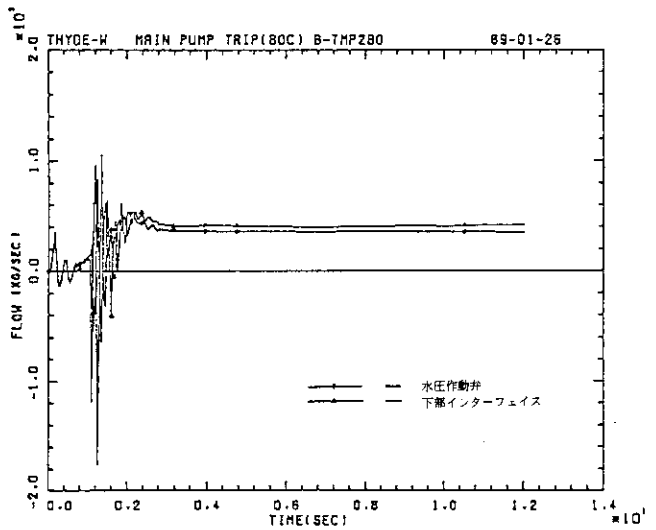


Fig. III. 4.99 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

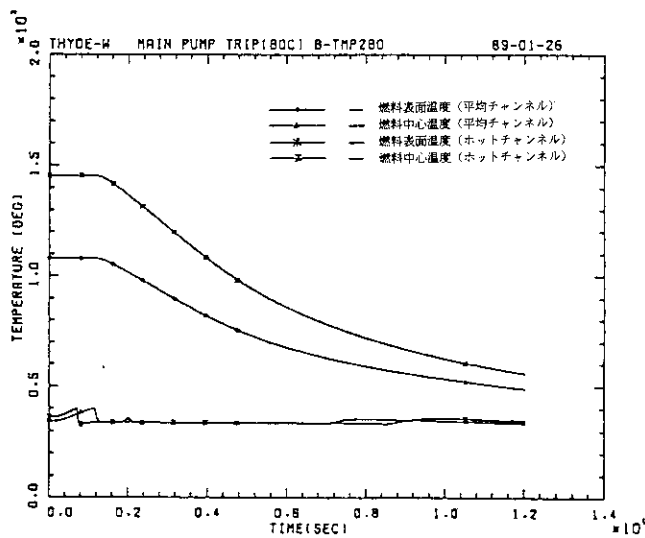


Fig. III. 4.97 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

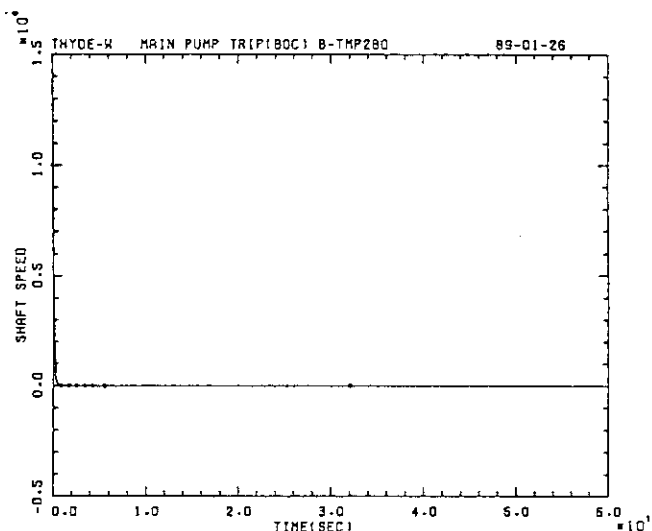


Fig. III. 4.100 RELATIVE SHAFT SPEED

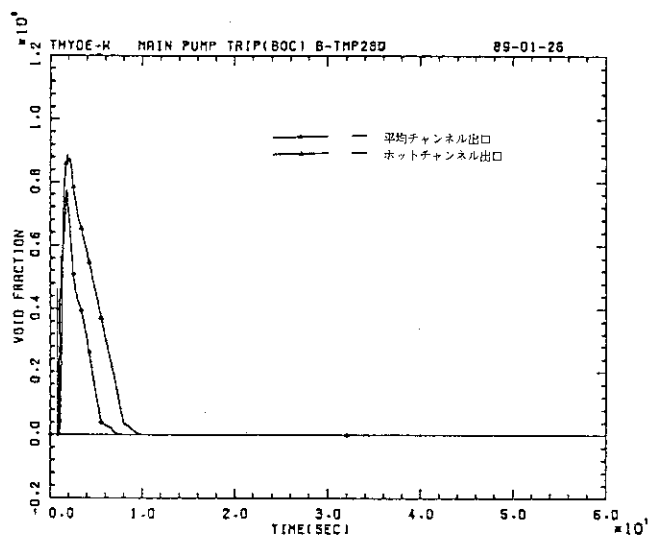


Fig. III. 4.103 CORE OUTLET VOID FRACTION

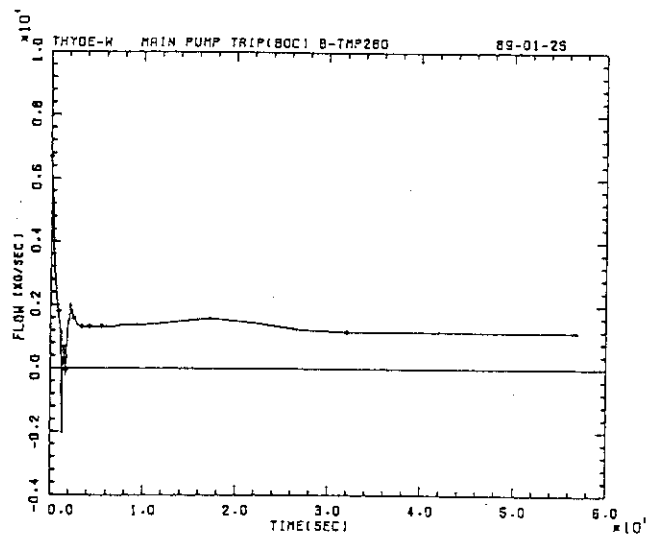


Fig. III. 4.101 FLOW RATE(PUMP)

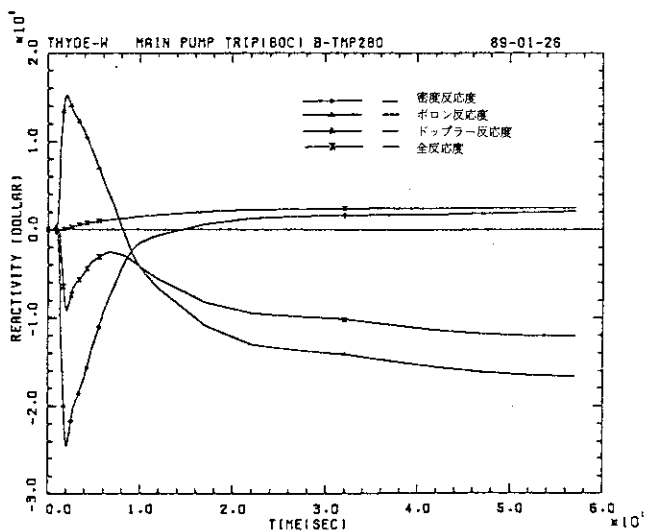


Fig. III. 4.104 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

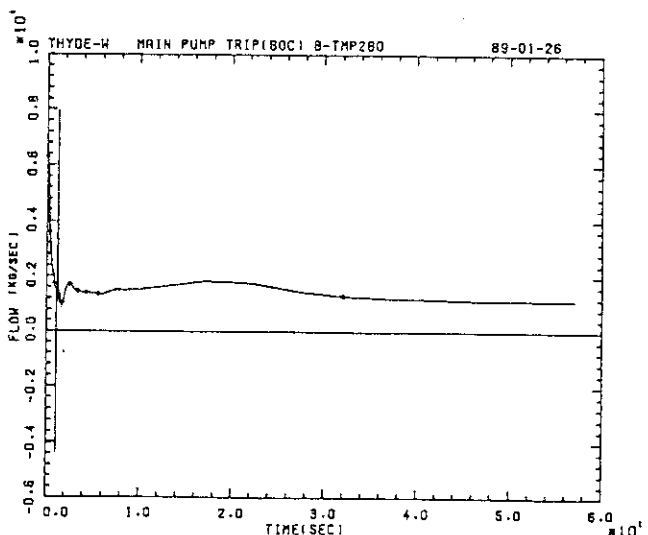


Fig. III. 4.102 CORE FLOW

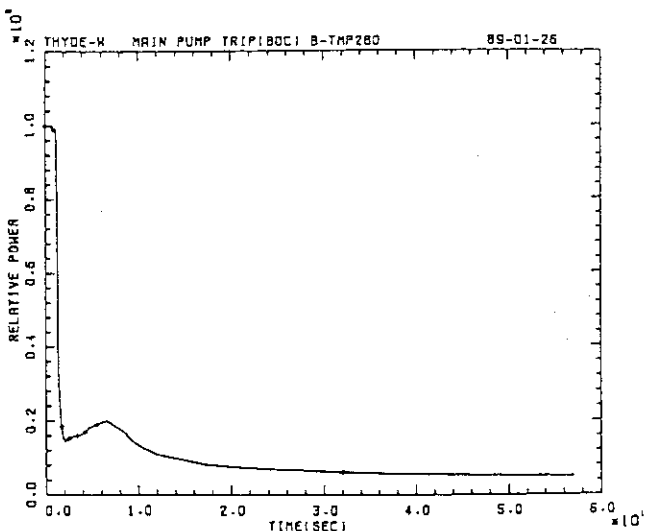


Fig. III. 4.105 REACTOR POWER

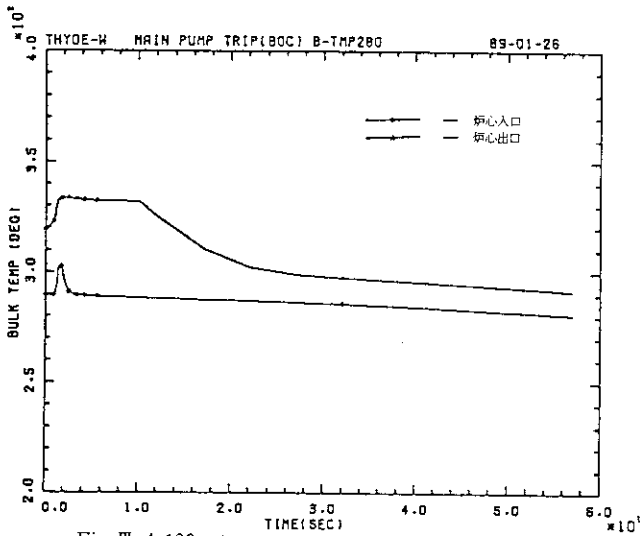


Fig. III. 4.106 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

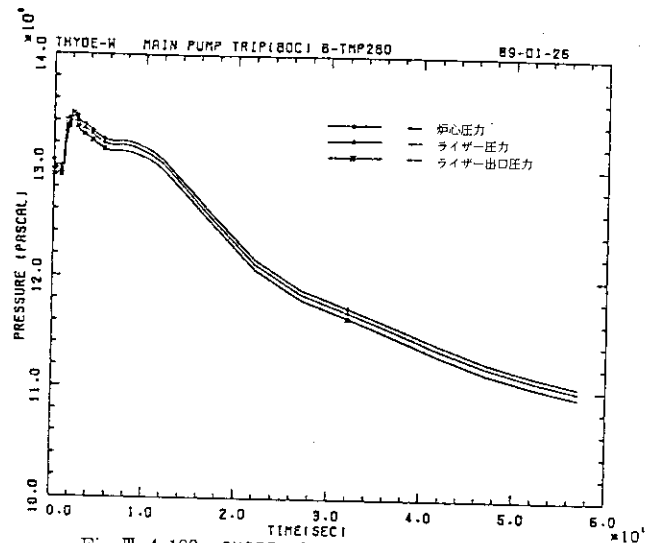


Fig. III. 4.109 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

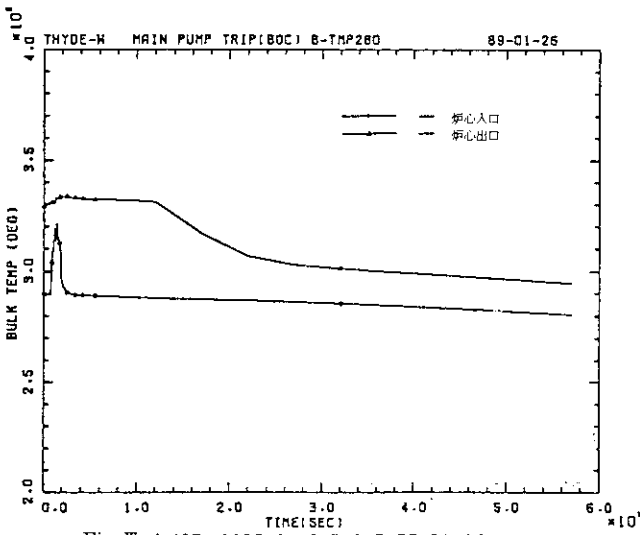


Fig. III. 4.107 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

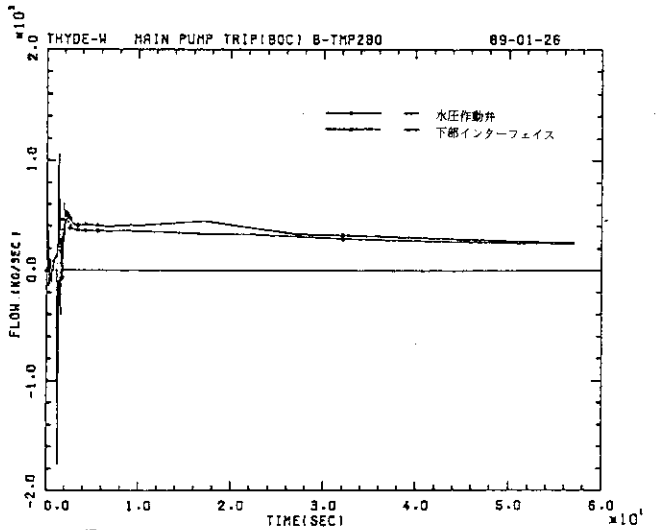


Fig. III. 4.110 FLOW RATE(VALUE, INTERFACE)

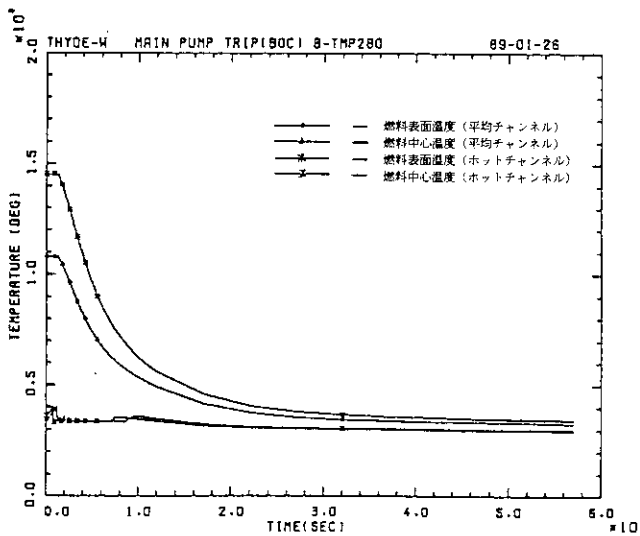


Fig. III. 4.108 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

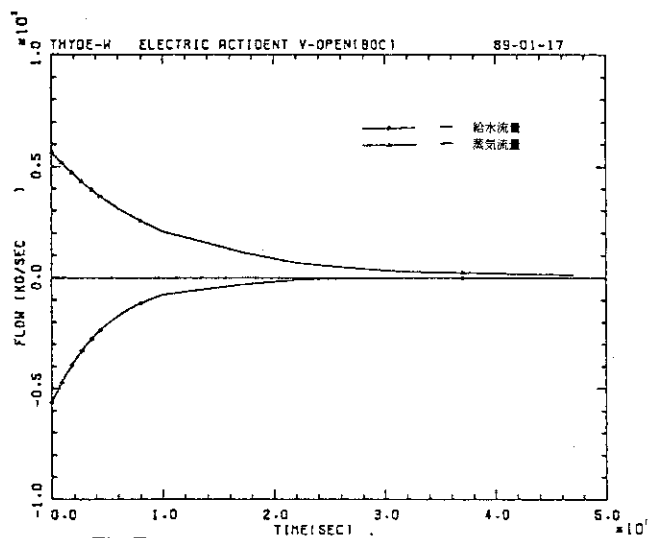


Fig. III. 4.111 FEED WATER AND STEAM FLOW

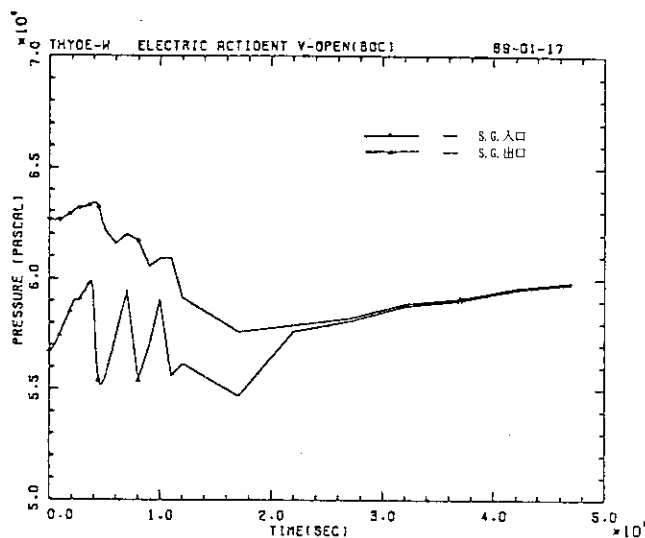


Fig. III. 4.114 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

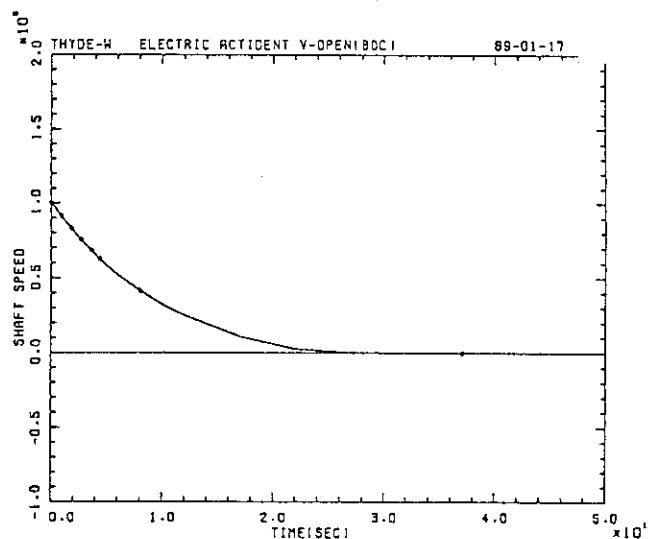


Fig. III. 4.112 RELATIVE SHAFT SPEED

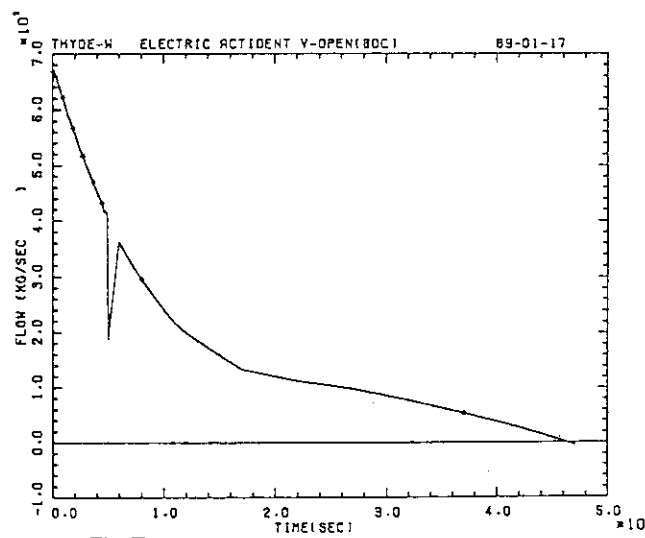


Fig. III. 4.115 FLOW RATE (PUMP)

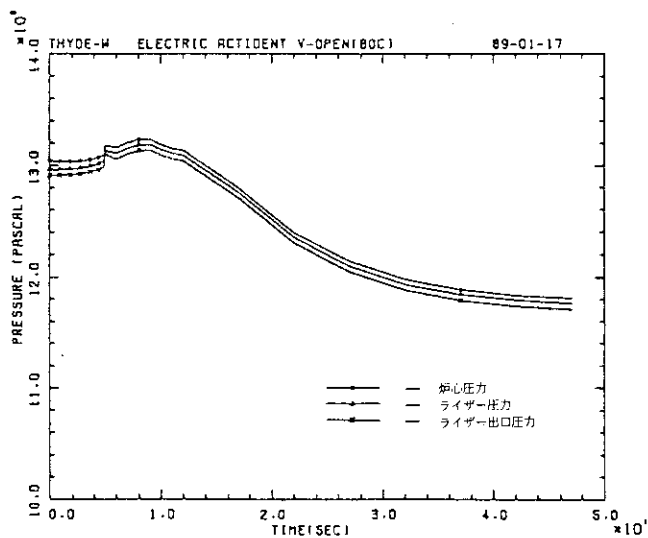


Fig. III. 4.113 SYSTEM PRESSURE (CORE, RISER, RISER OUTLET)

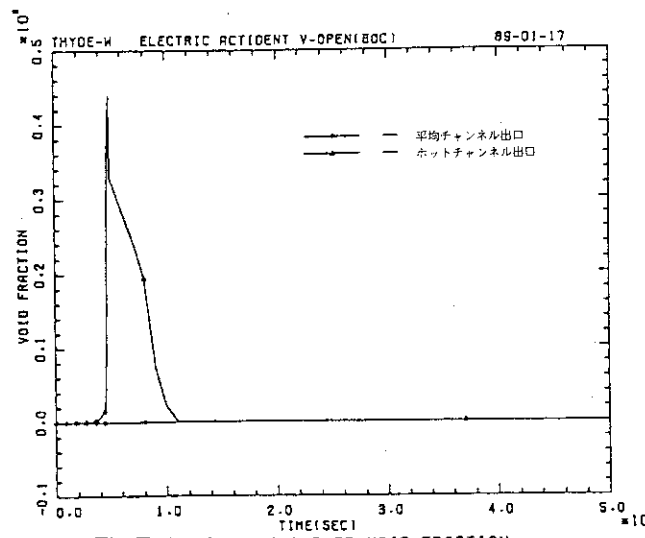


Fig. III. 4.116 CORE OUTLET VOID FRACTION

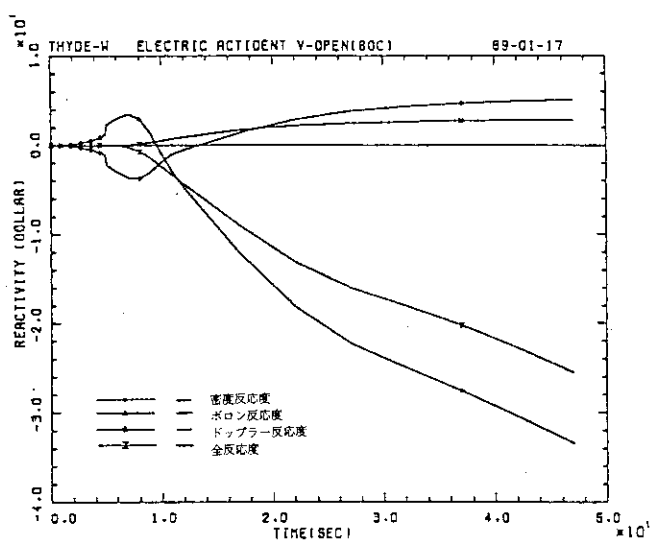


Fig. 3.4.117 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

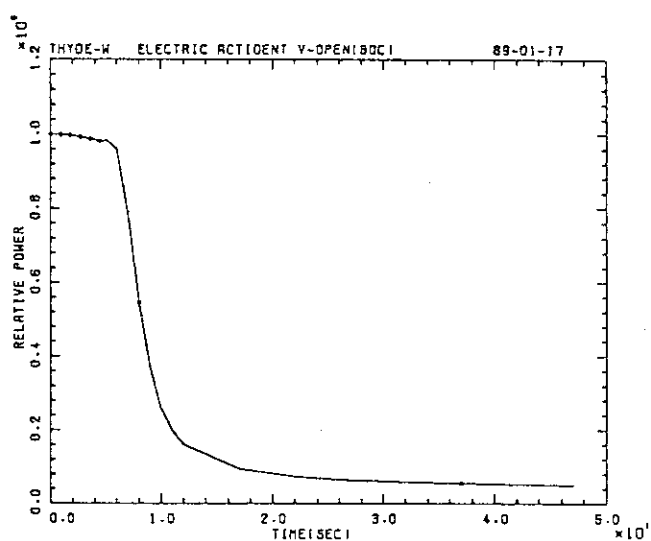


Fig. 3.4.119 REACTOR POWER

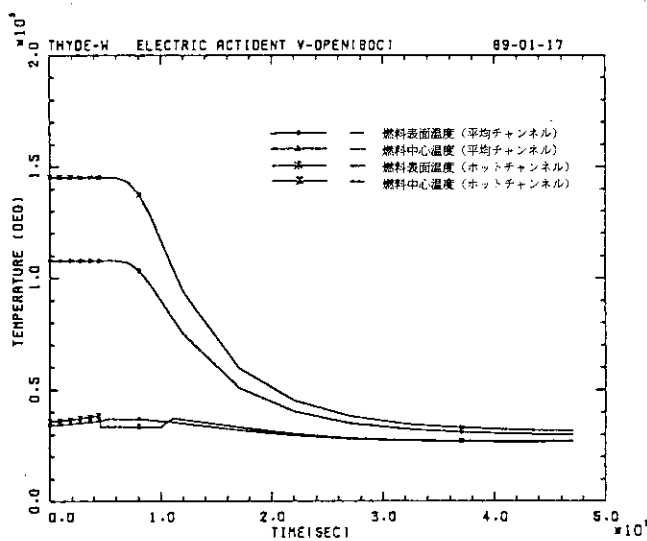


Fig. 3.4.118 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

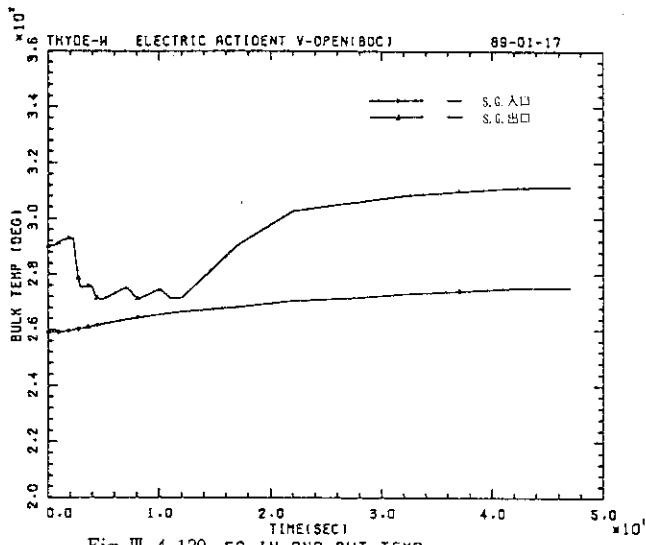


Fig. III. 4. 120 SG IN AND OUT TEMP

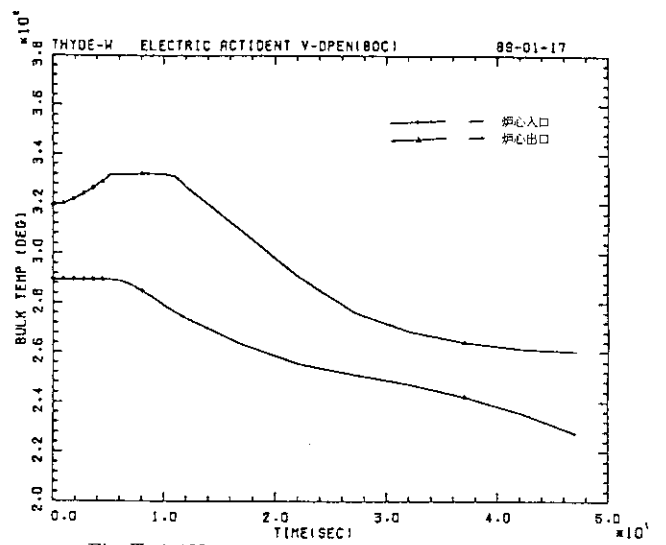


Fig. III. 4. 123 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

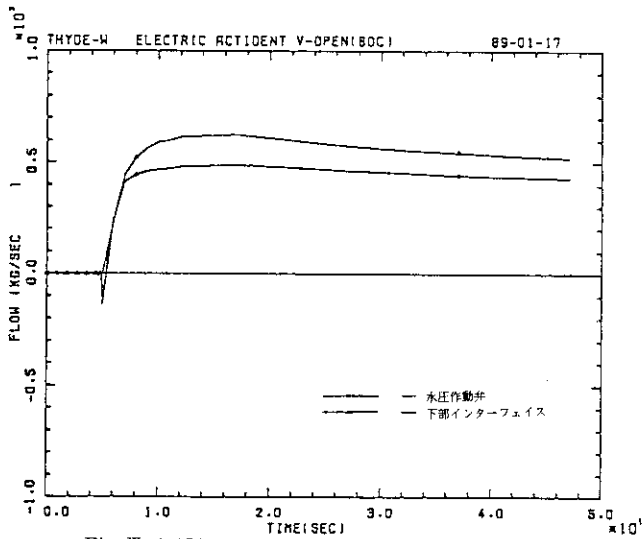


Fig. III. 4. 121 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

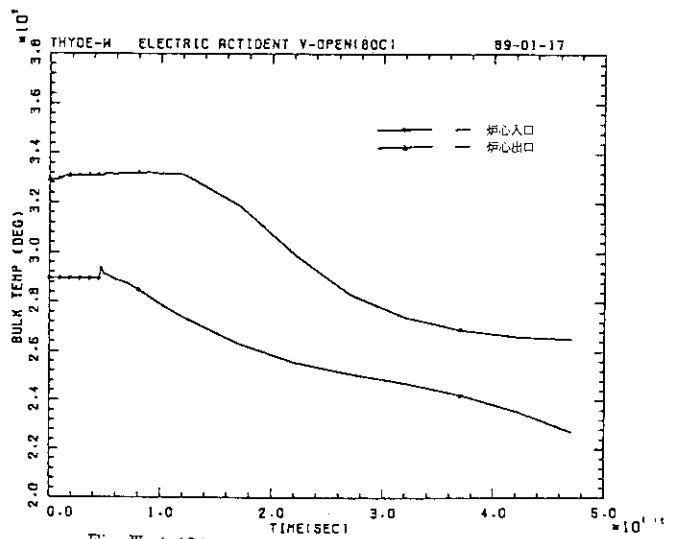


Fig. III. 4. 124 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

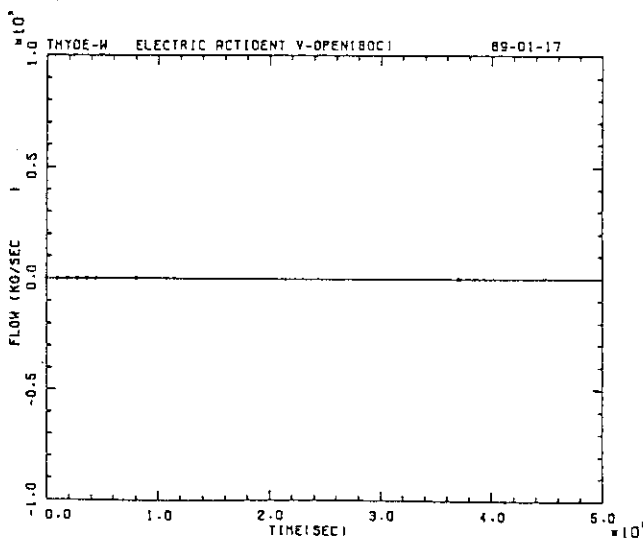


Fig. III. 4. 122 RELIEF VALVE FLOW RATE

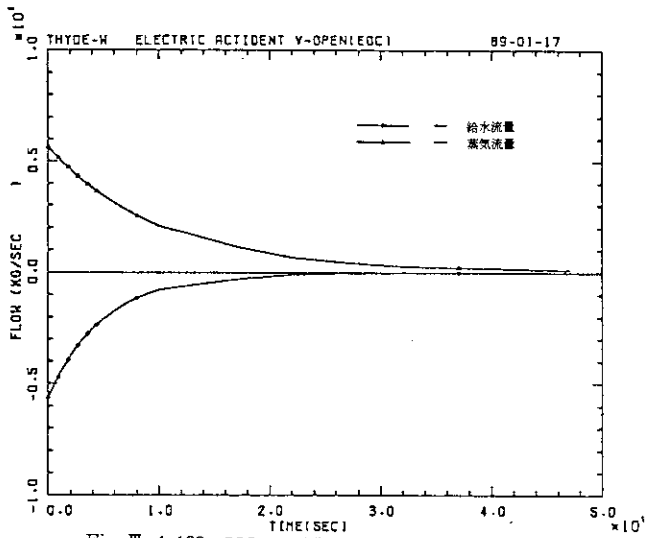


Fig. III.4.125 FEED WATER AND STEAM FLOW

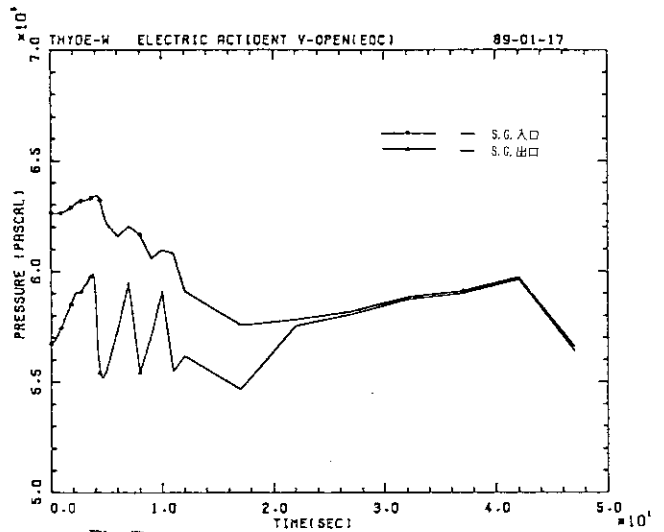


Fig. III.4.128 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

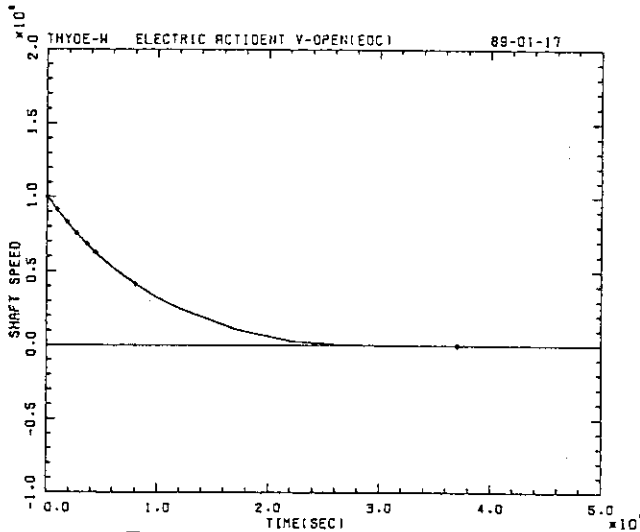


Fig. III.4.126 RELATIVE SHAFT SPEED

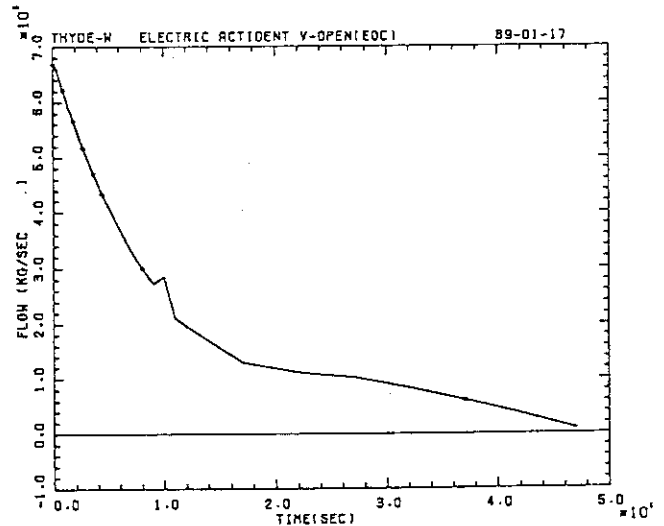


Fig. III.4.129 FLOW RATE(PUMP)

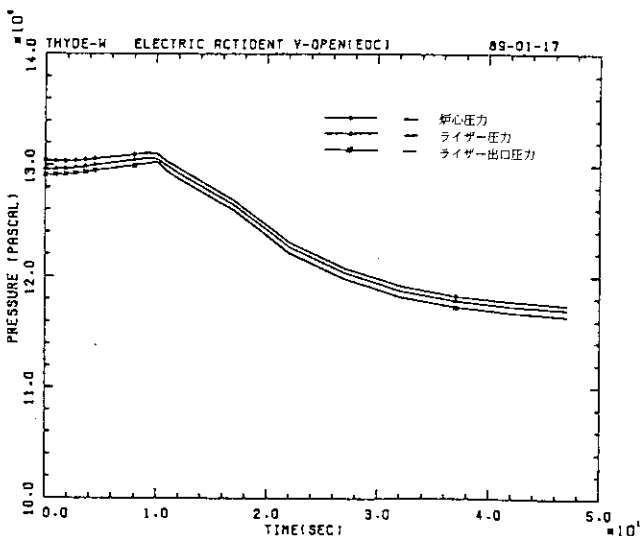


Fig. III.4.127 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

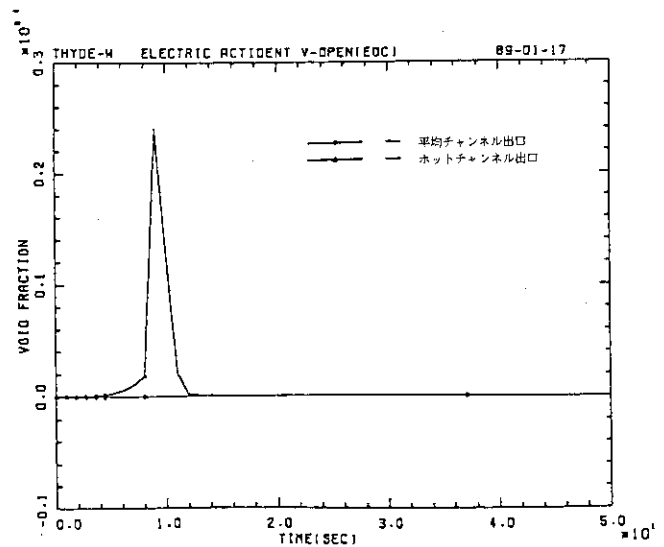


Fig. III.4.130 CORE OUTLET VOID FRACTION

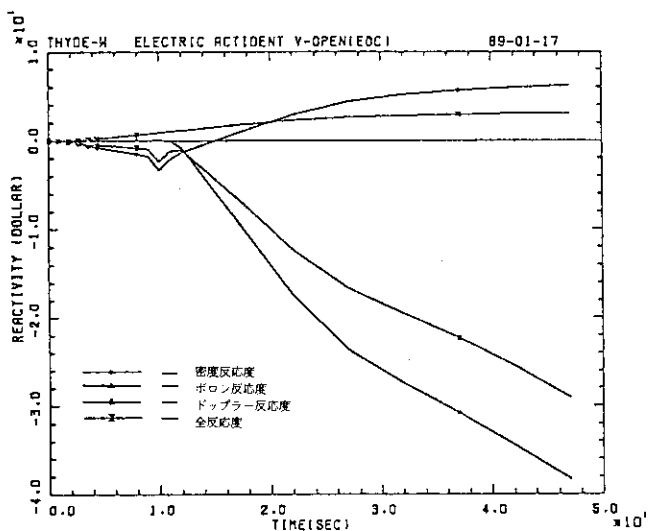


Fig. III. 4. 131 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

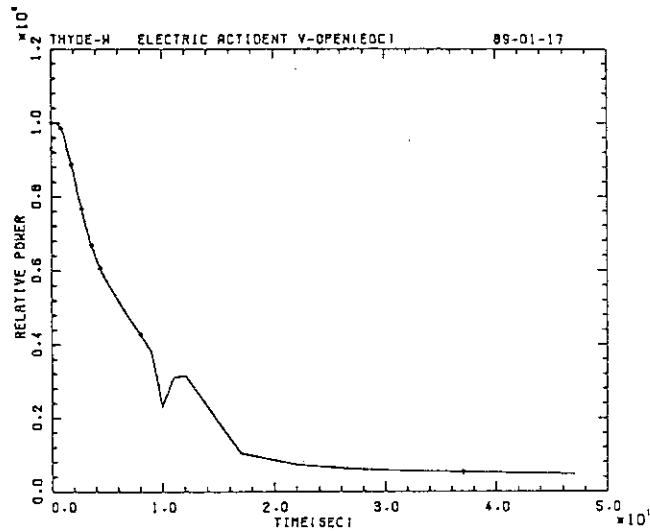


Fig. III. 4. 133 REACTOR POWER

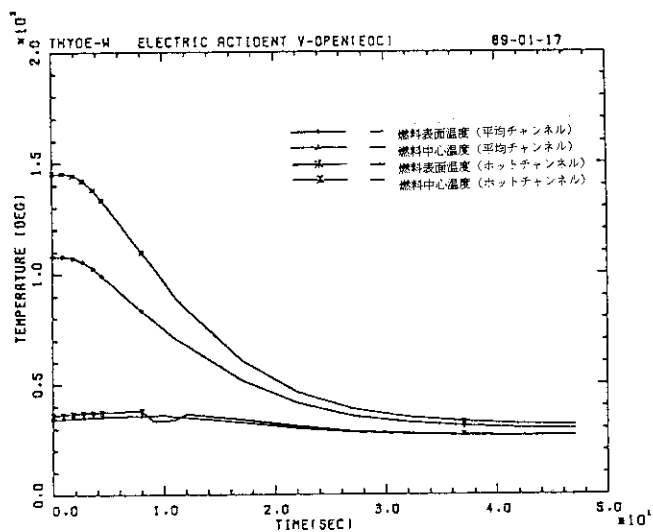


Fig. III. 4. 132 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

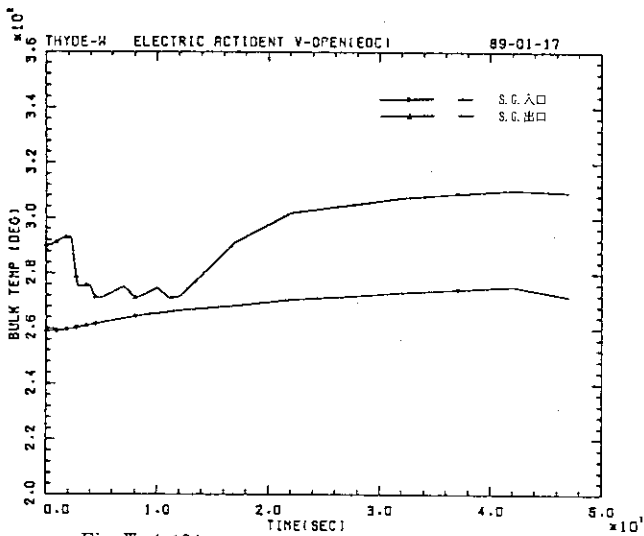


Fig. III.4.134 SG IN AND OUT TEMP

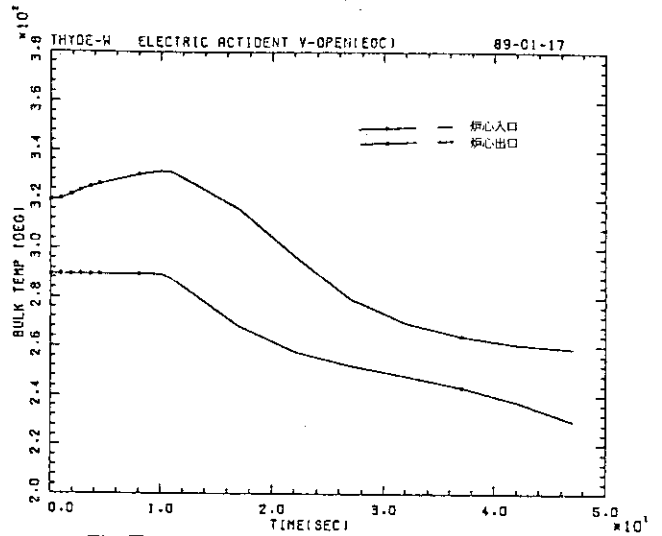


Fig. III.4.137 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

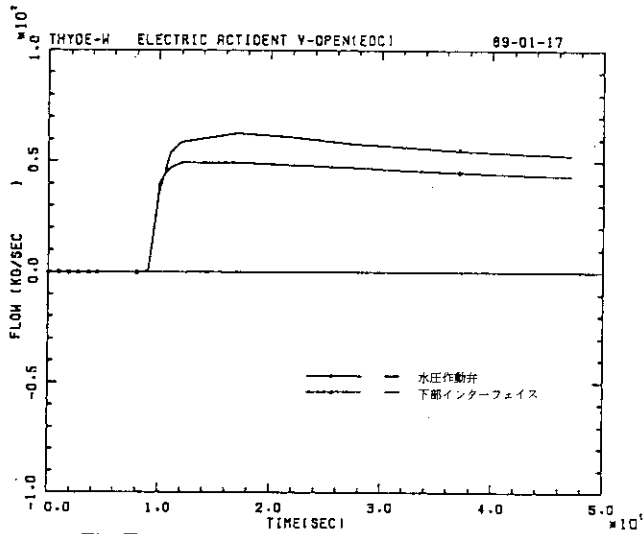


Fig. III.4.135 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

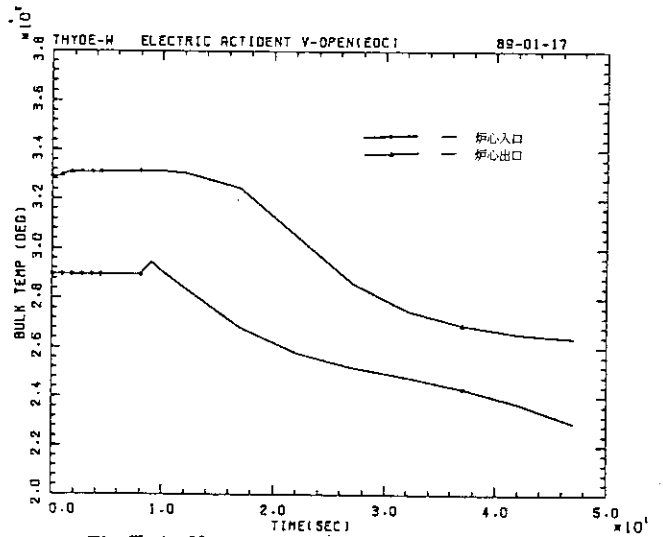


Fig. III.4.138 CORE IN AND OUT TEMP (HOT)

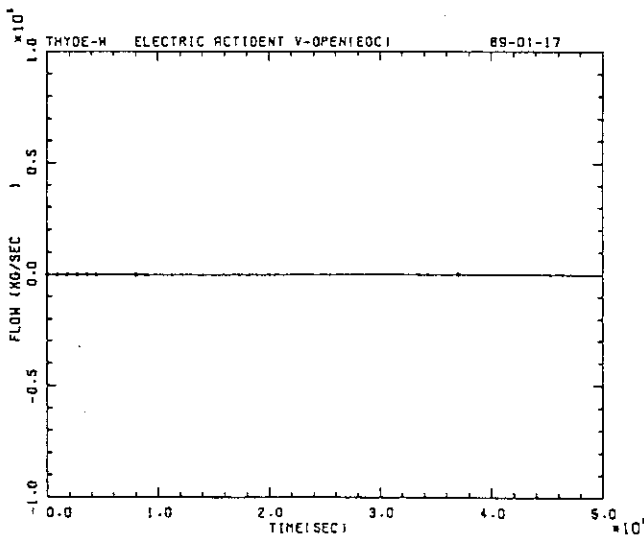


Fig. III.4.136 RELIEF VALVE FLOW RATE

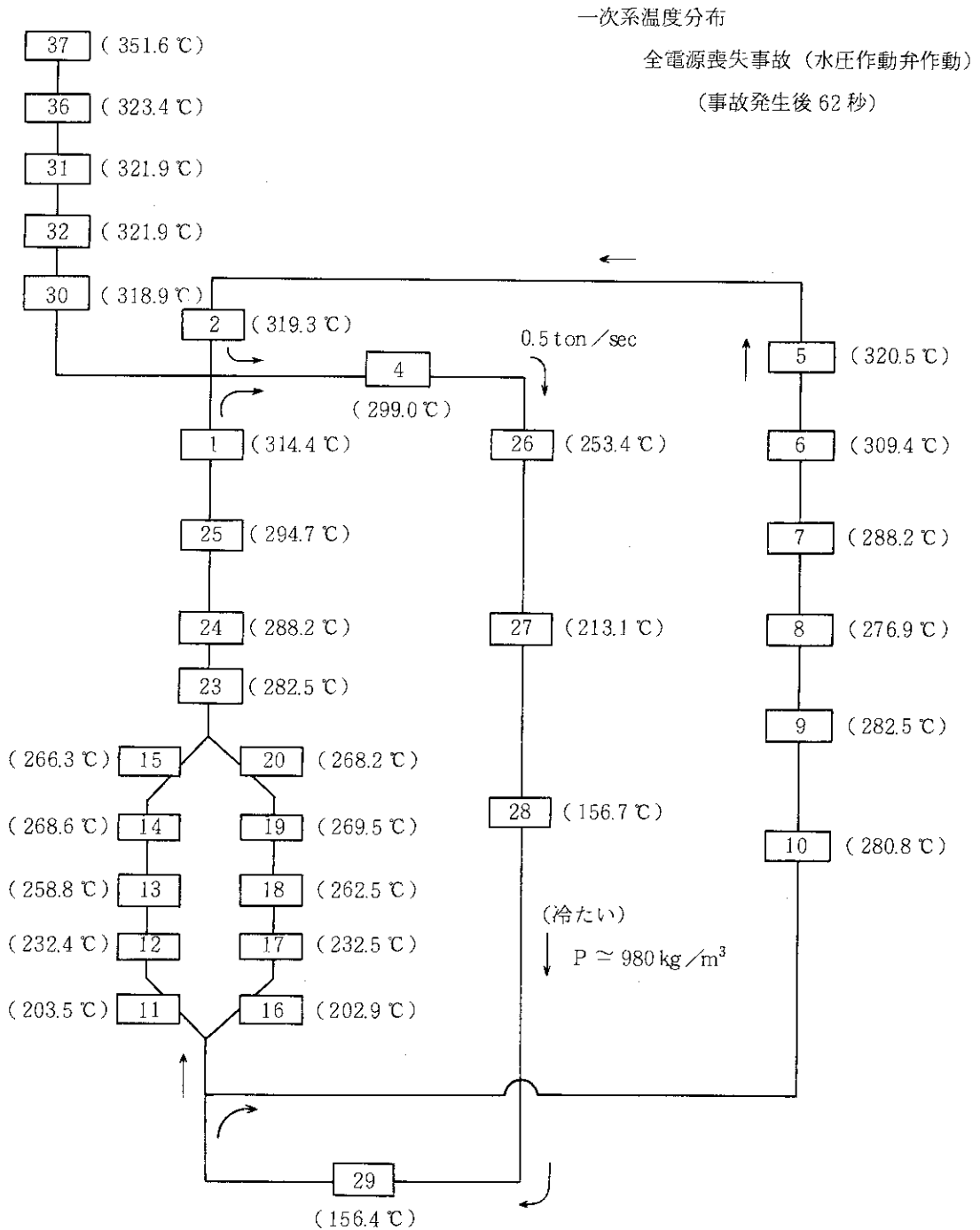


Fig. III. 4. 139 全電源喪失事故時（水圧作動弁作動，BOC）事故発生後62秒における一次系温度分布と流れの方向を示す図

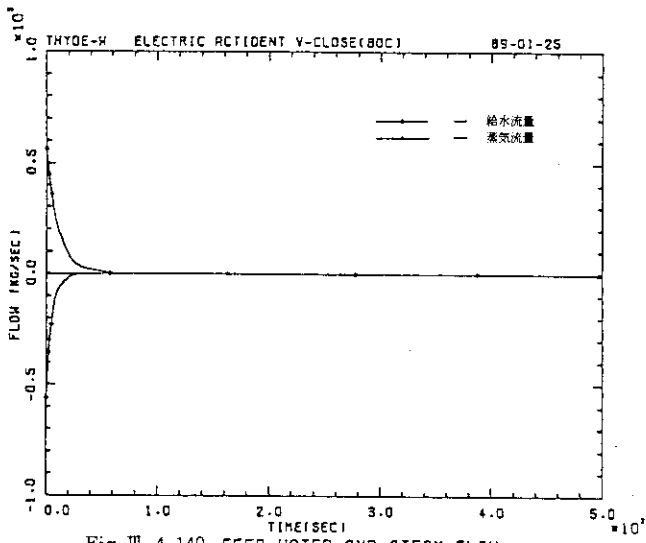


Fig. III.4.140 FEED WATER AND STEAM FLOW

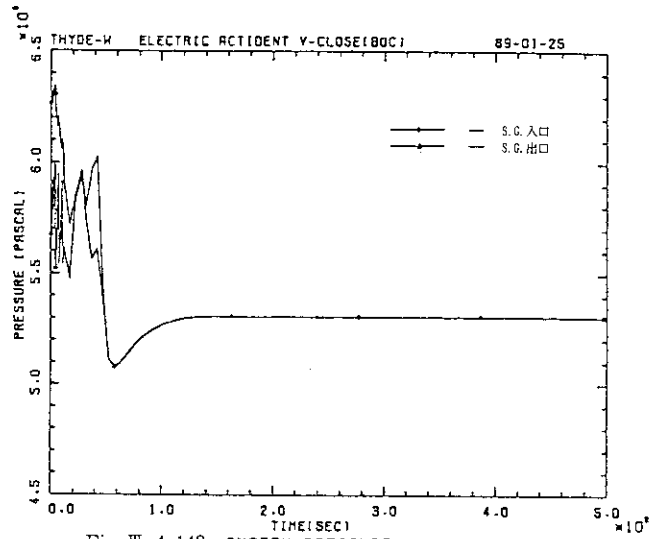


Fig. III.4.143 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

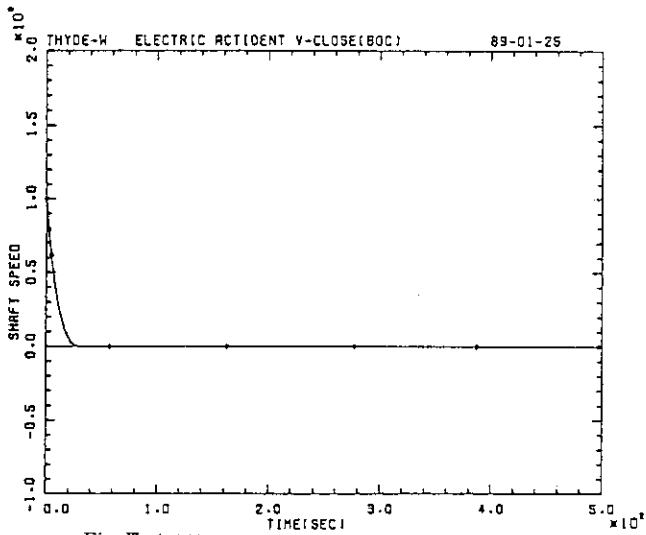


Fig. III.4.141 RELATIVE SHAFT SPEED

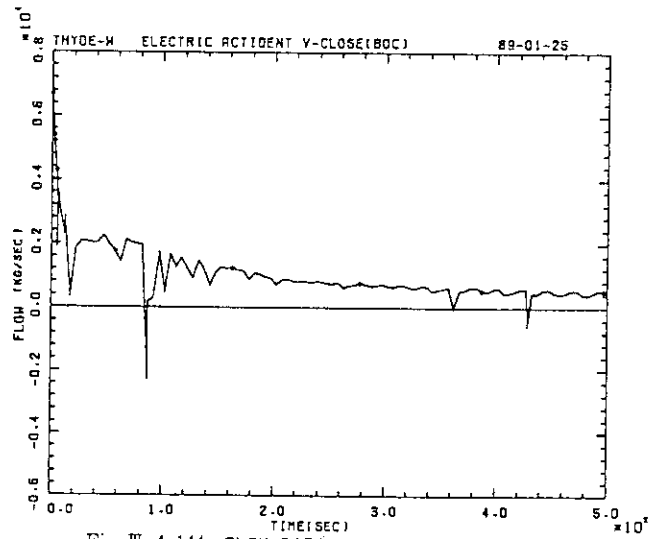


Fig. III.4.144 FLOW RATE(PUMP)

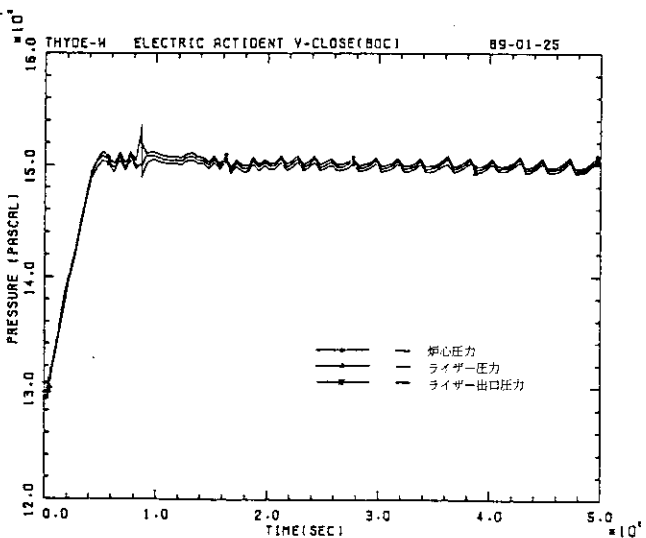


Fig. III.4.142 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

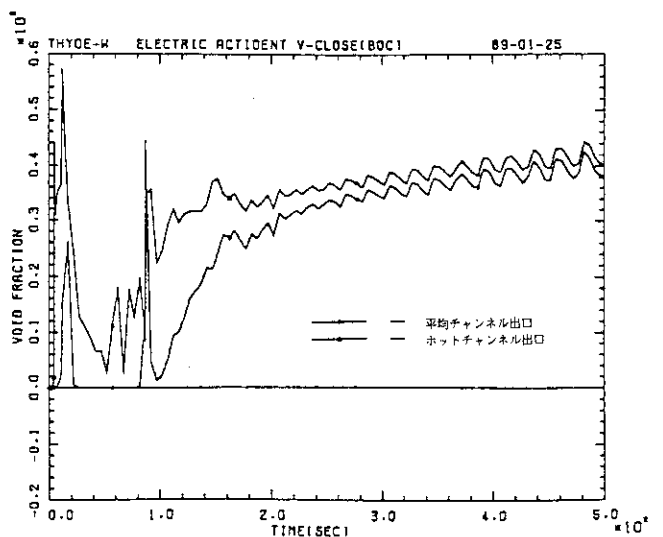


Fig. III.4.145 CORE OUTLET VOID FRACTION

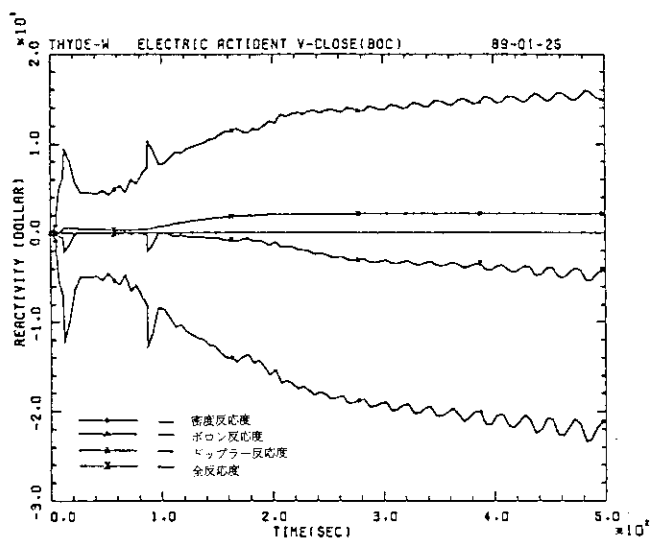


Fig. 4.146 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

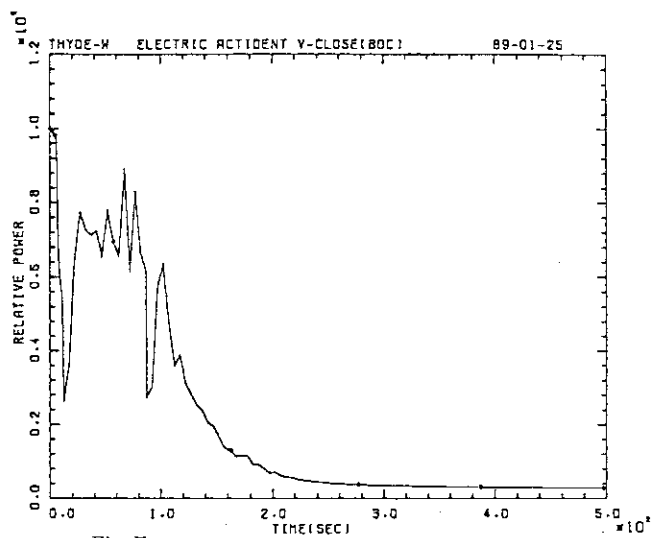


Fig. 4.148 REACTOR POWER

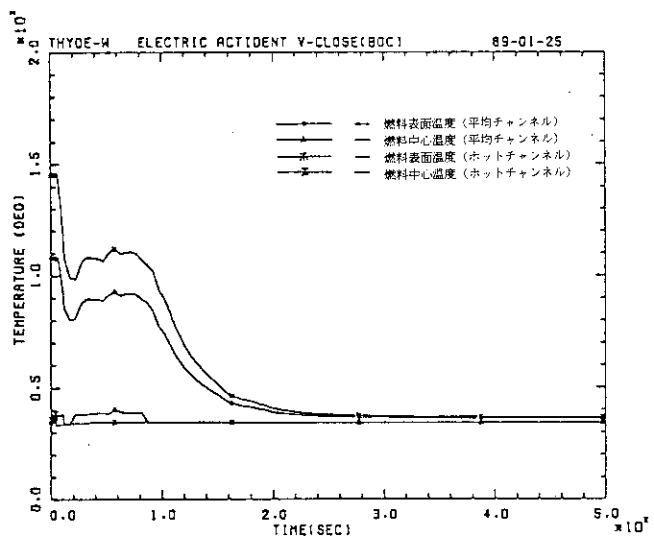


Fig. 4.147 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

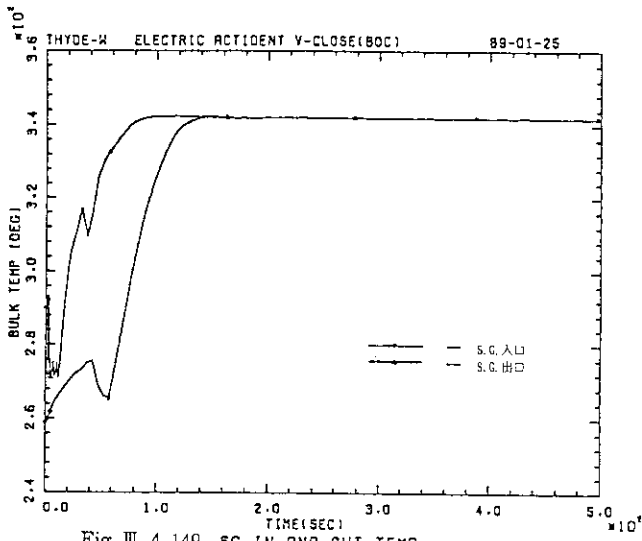


Fig. III. 4.149 SG IN AND OUT TEMP

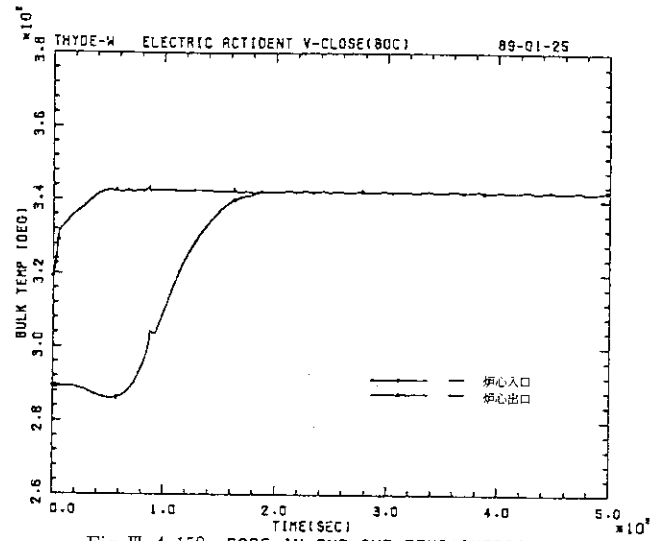


Fig. III. 4.152 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

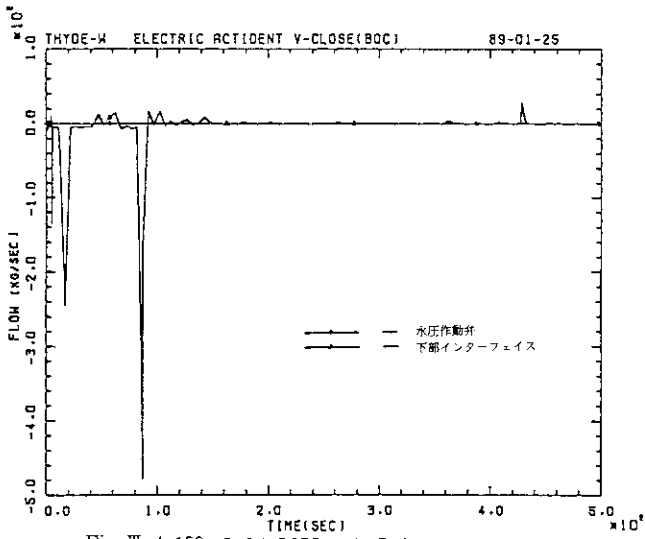


Fig. III. 4.150 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

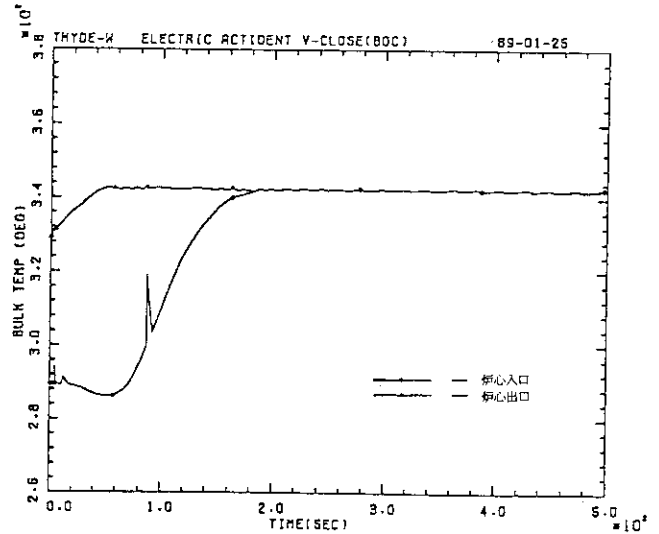


Fig. III. 4.153 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

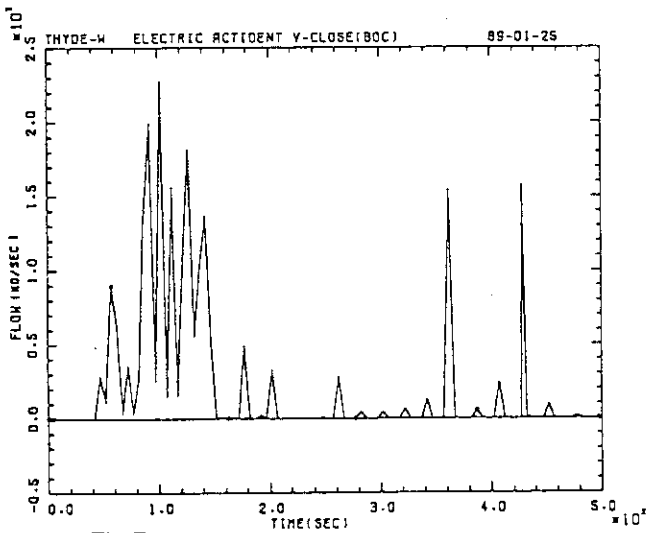


Fig. III. 4.151 RELIEF VALVE FLOW RATE

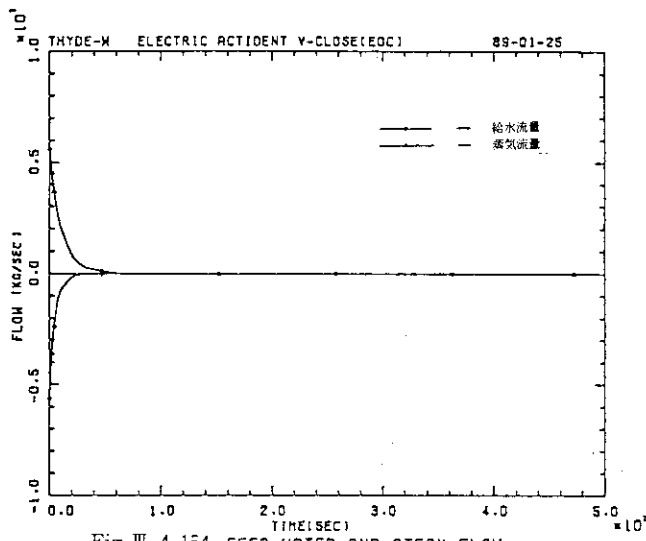


Fig. III. 4. 154 FEED WATER AND STEAM FLOW

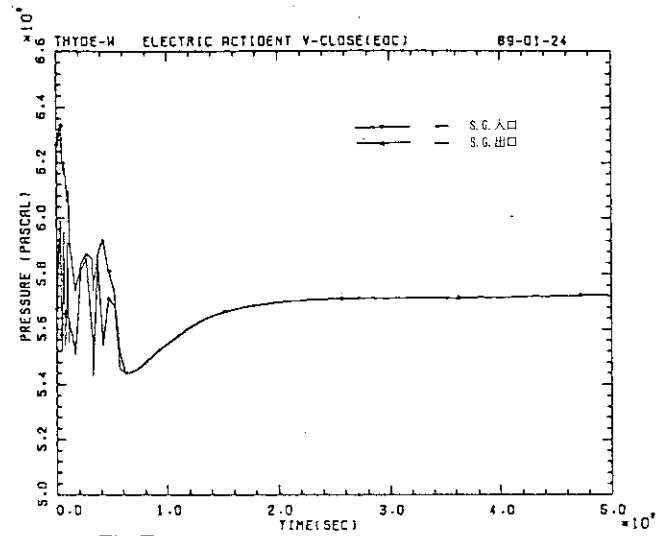


Fig. III. 4. 157 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

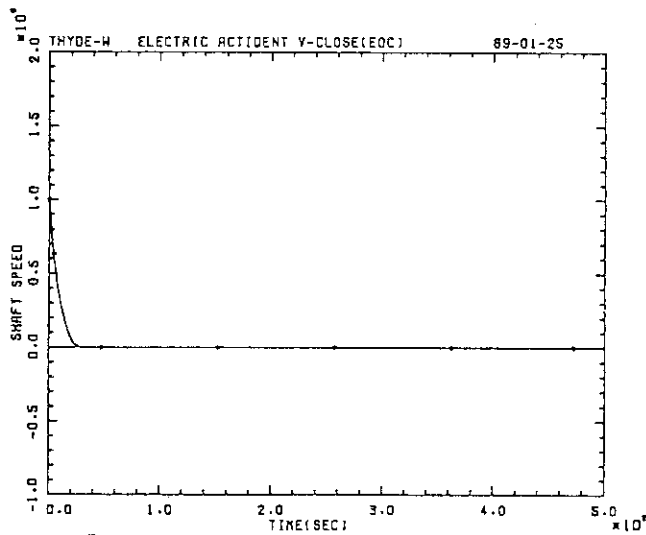


Fig. III. 4. 155 RELATIVE SHAFT SPEED

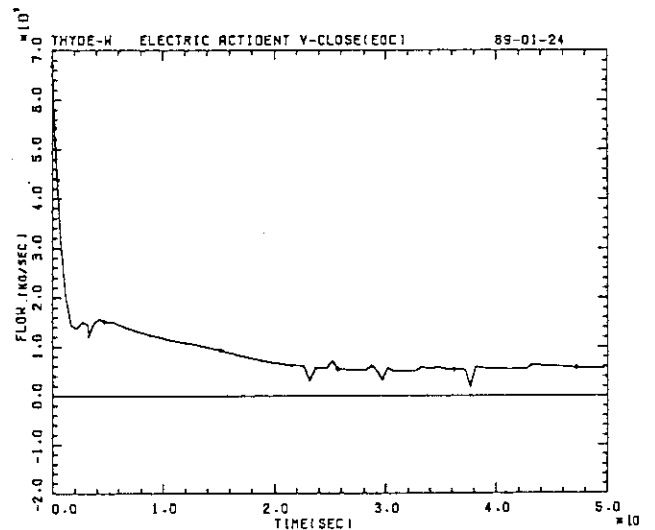


Fig. III. 4. 158 FLOW RATE(PUMP)

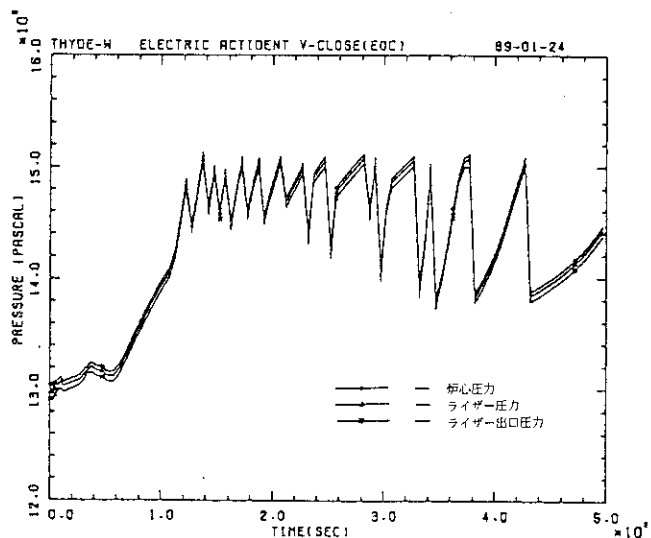


Fig. III. 4. 156 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

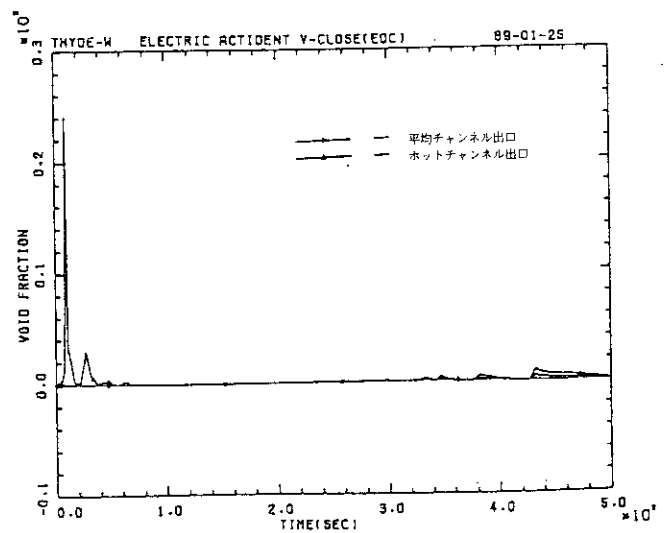


Fig. III. 4. 159 CORE OUTLET VOID FRACTION

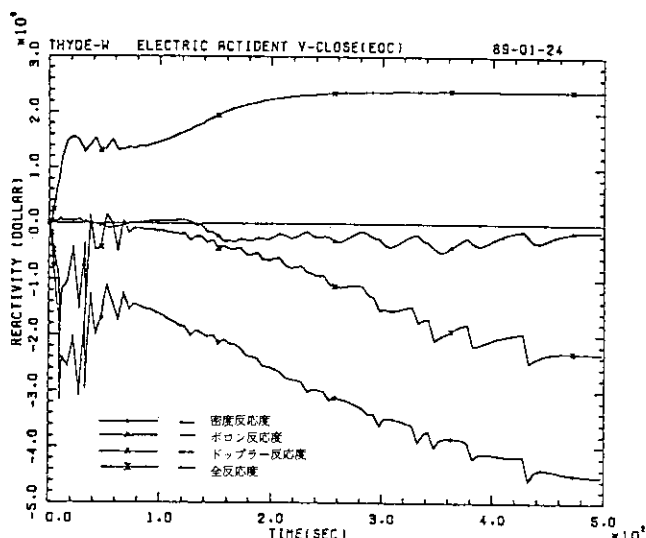


Fig. III. 4.160 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

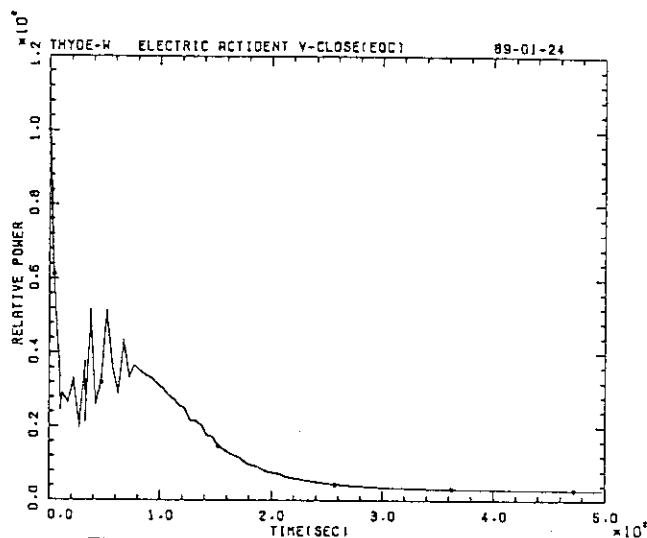


Fig. III. 4.162 REACTOR POWER

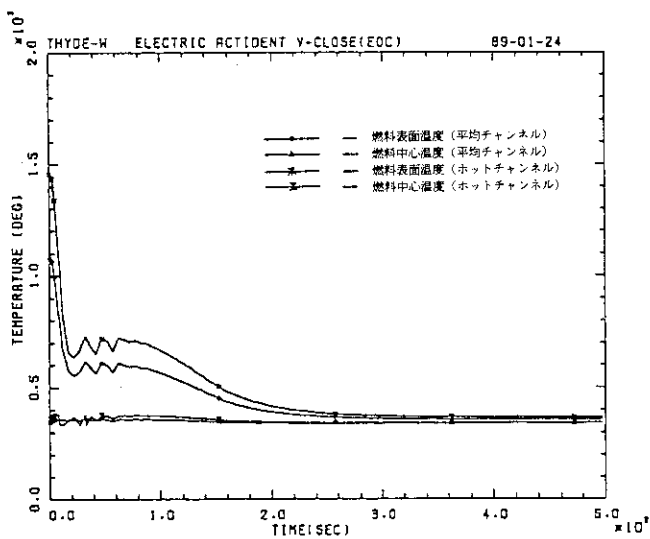


Fig. III. 4.161 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

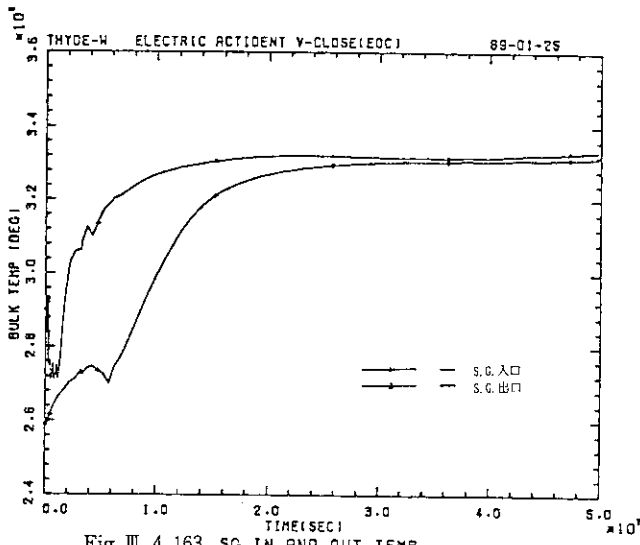


Fig. III. 4.163 SG IN AND OUT TEMP

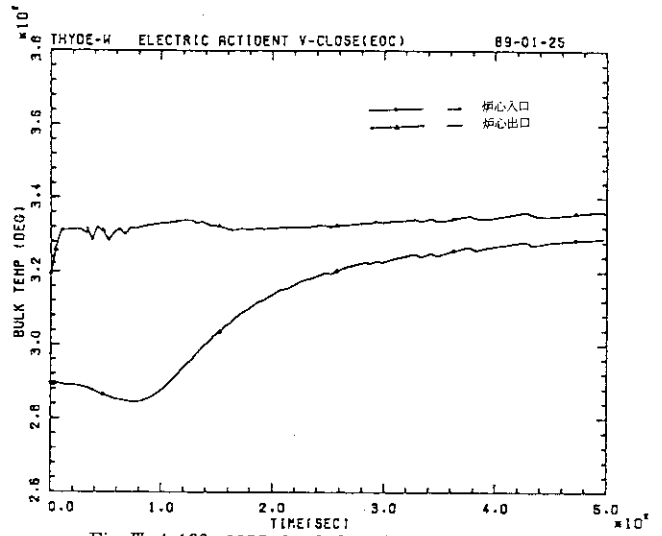


Fig. III. 4.166 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

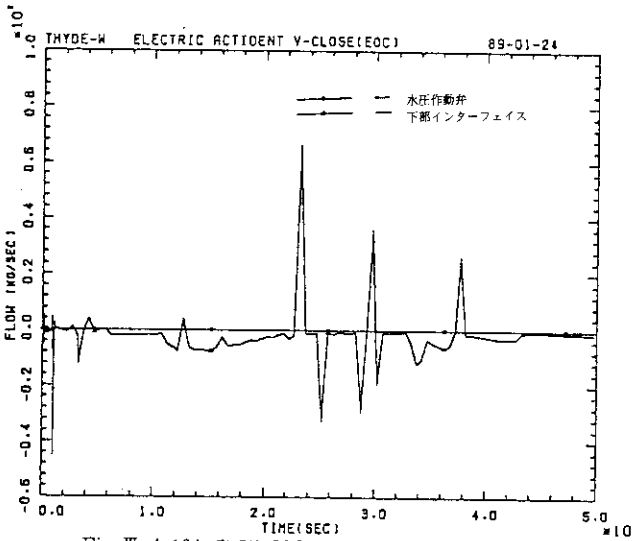


Fig. III. 4.164 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

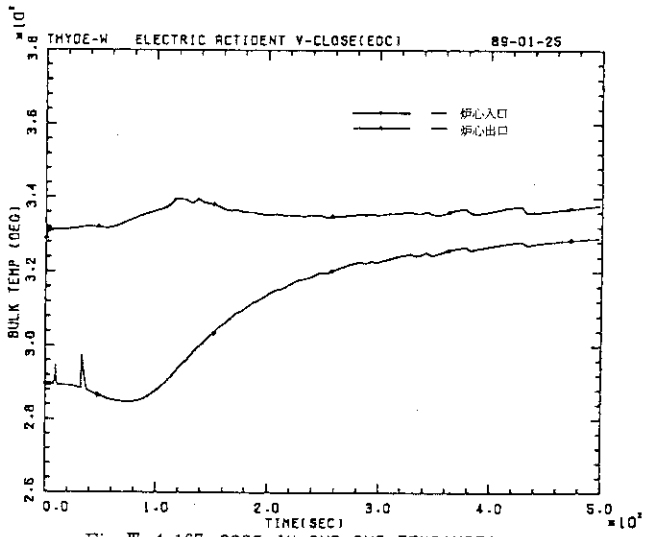


Fig. III. 4.167 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

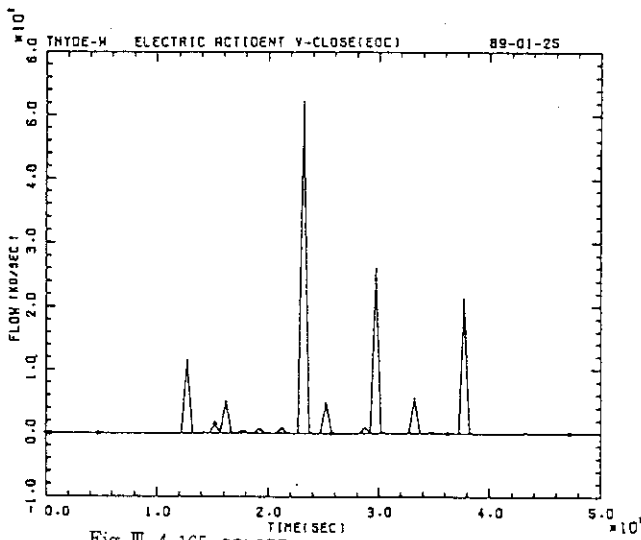


Fig. III. 4.165 RELIEF VALVE FLOW RATE

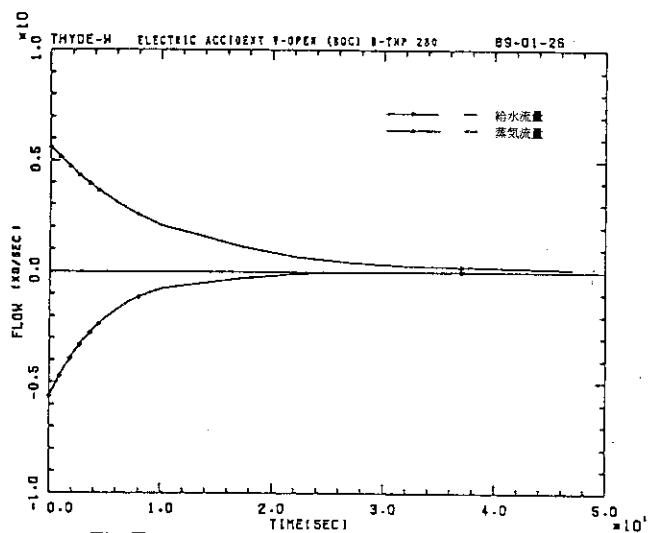


Fig. III. 4.168 FEED WATER AND STEAM FLOW

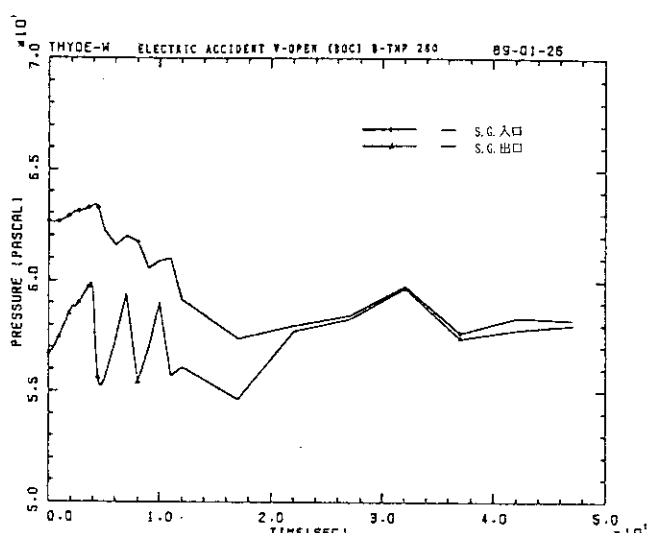


Fig. III. 4.171 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

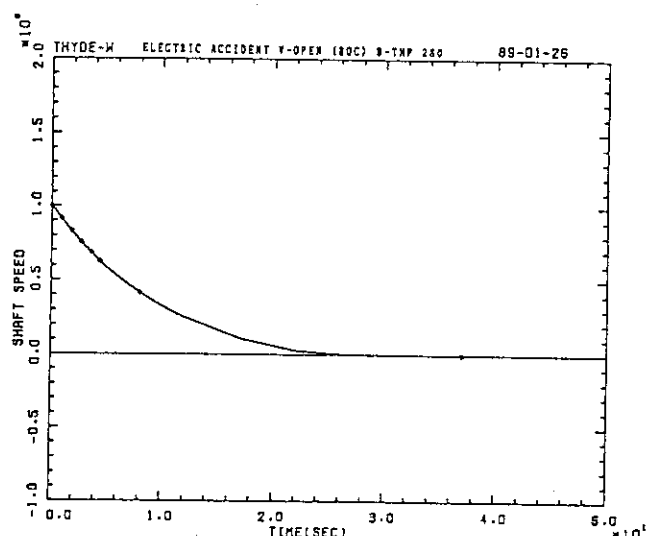


Fig. III. 4.169 RELATIVE SHAFT SPEED

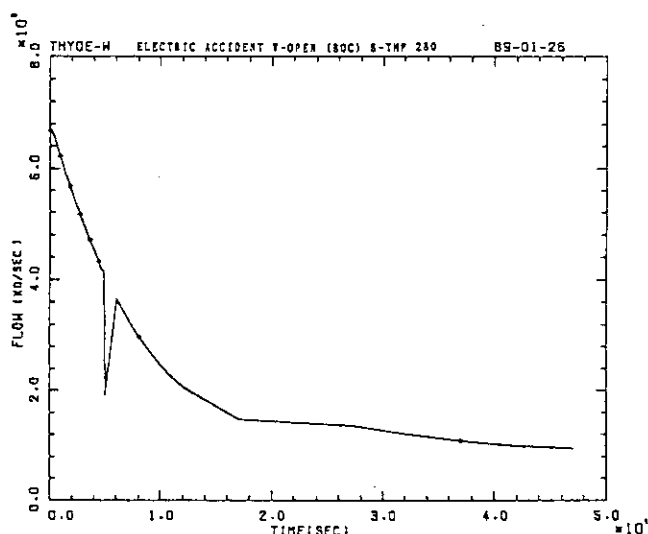


Fig. III. 4.172 FLOW RATE(PUMP)

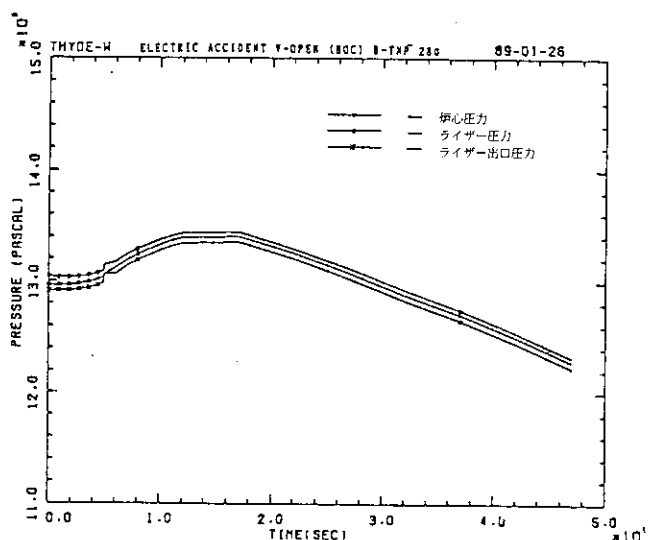


Fig. III. 4.170 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

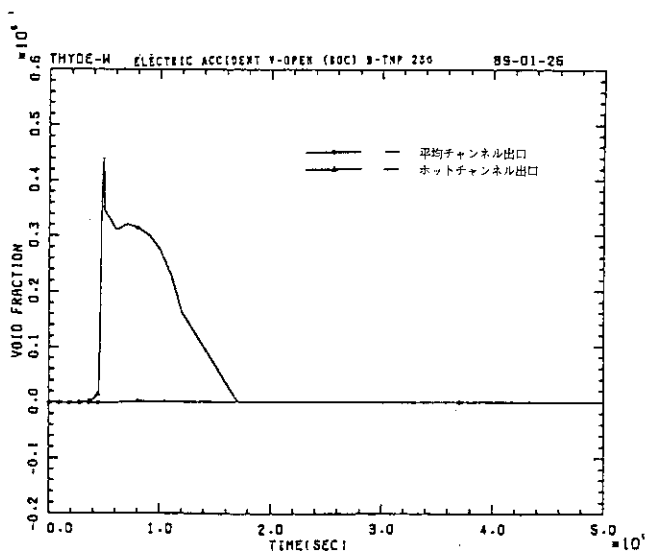


Fig. III. 4.173 CORE OUTLET VOID FRACTION

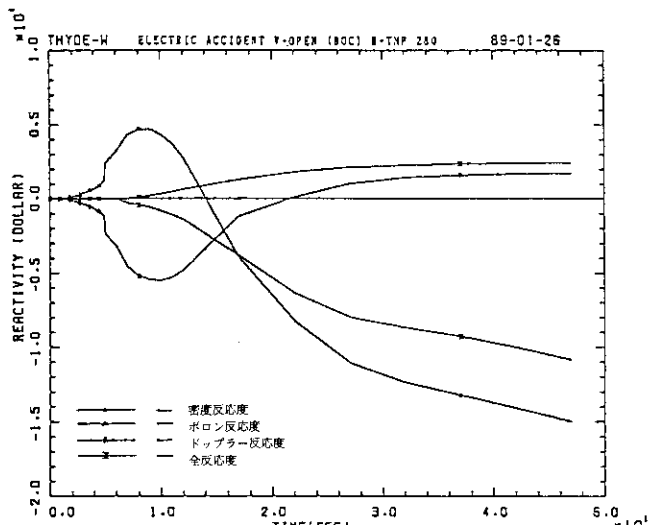


Fig. III. 4. 174 VOIO, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

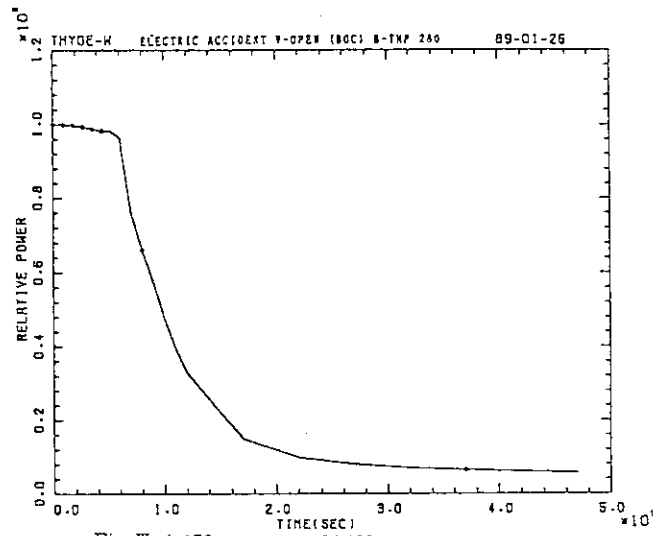


Fig. III. 4. 176 REACTOR POWER

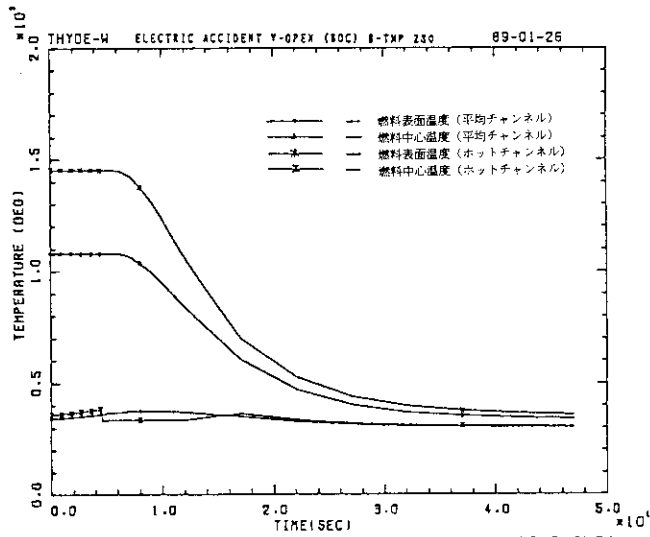


Fig. III. 4. 175 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

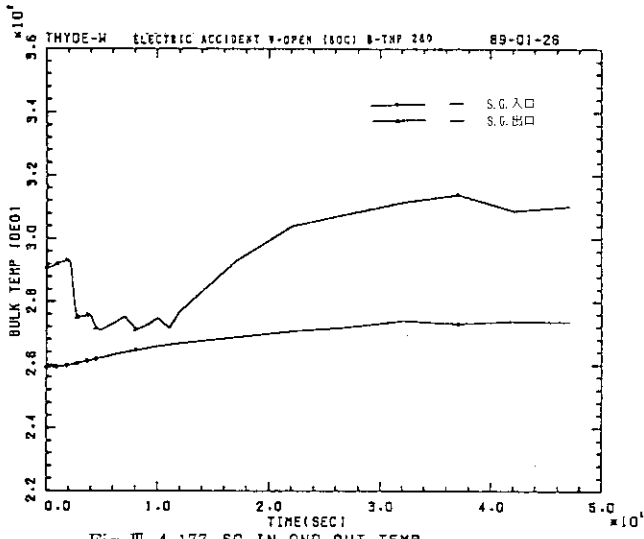


Fig. III. 4.177 SG IN AND OUT TEMP

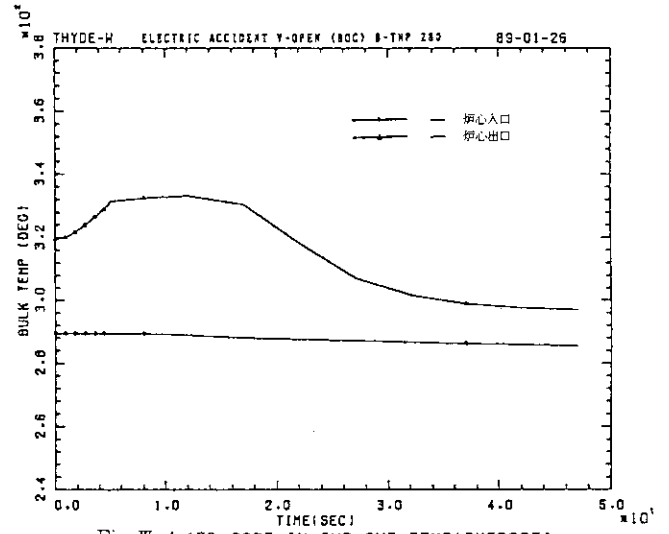


Fig. III. 4.179 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

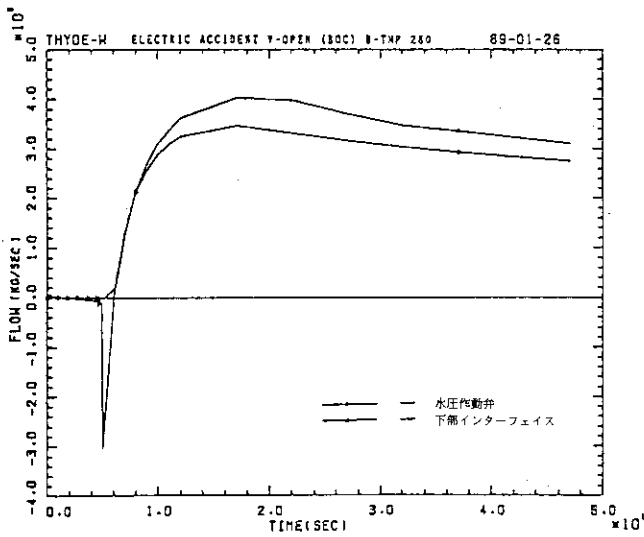


Fig. III. 4.178 FLOW RATE (VALVE, INTERFACE)

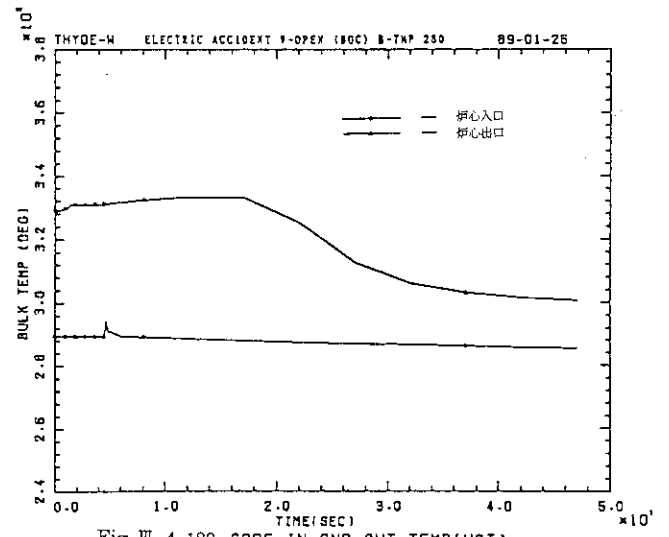


Fig. III. 4.180 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

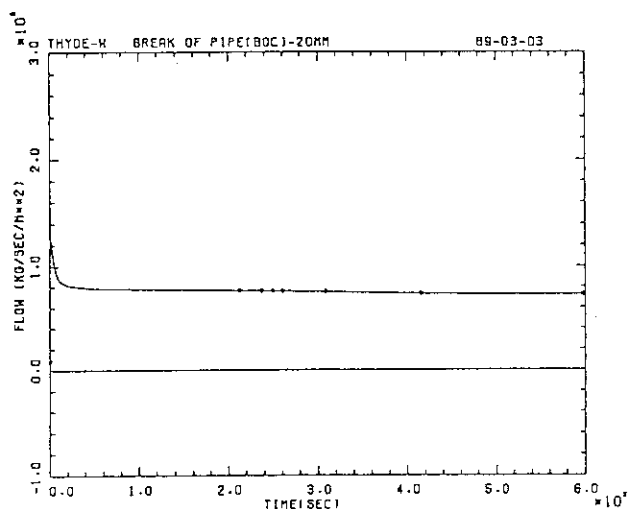


Fig. III. 4. 181 BREAK POINT FLOW RATE

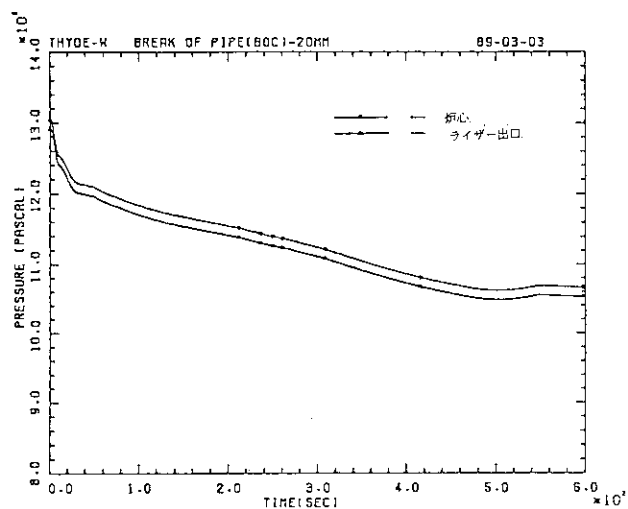


Fig. III. 4. 184 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER OUTLET)

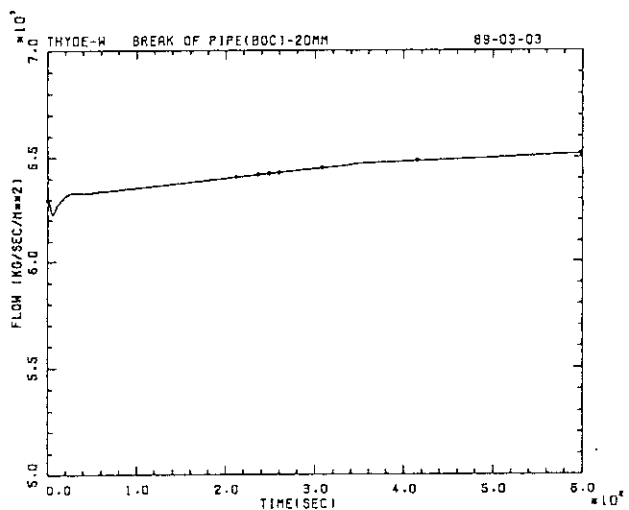


Fig. III. 4. 182 CORE FLOW

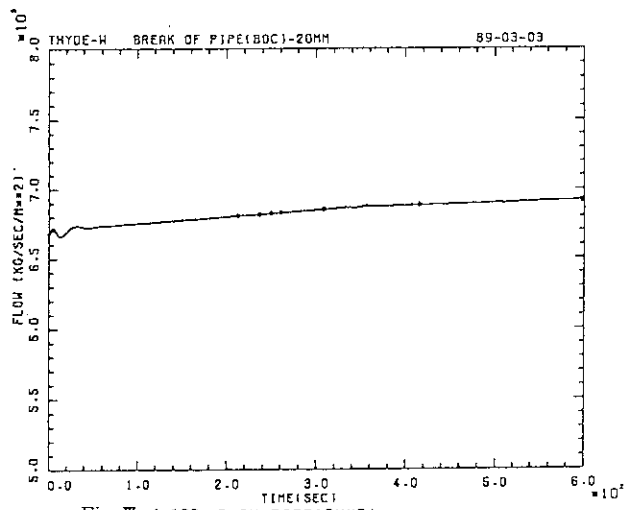


Fig. III. 4. 185 FLOW RATE(PUMP)

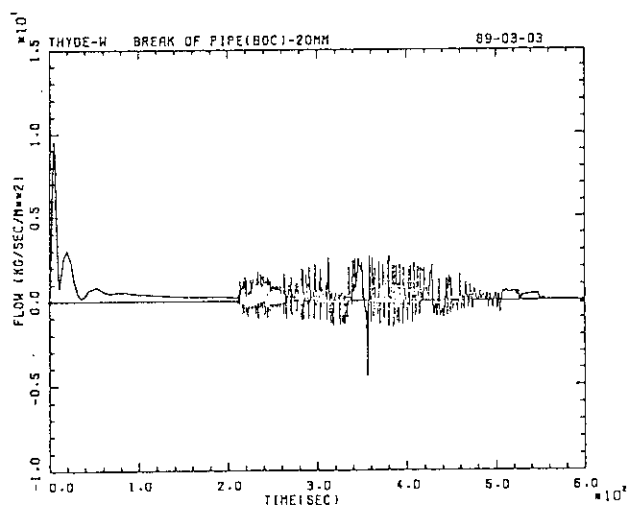


Fig. III. 4. 183 FLOW RATE(VALVE,INTERFACE)

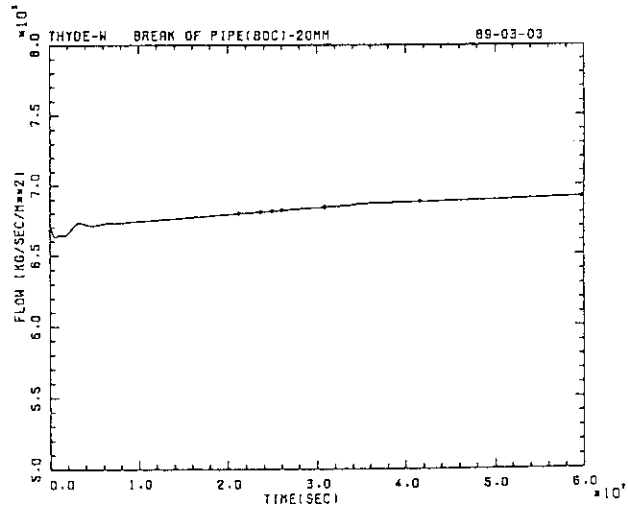


Fig. III. 4. 186 FLOW RATE(DOWNCOMER)

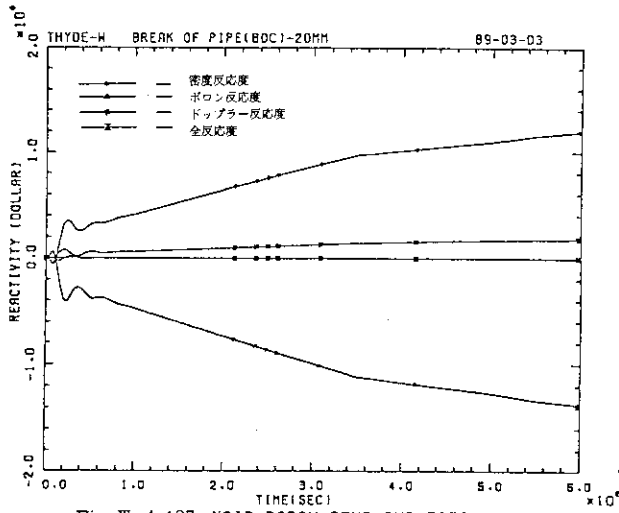


Fig. III. 4. 187 VOID, BORDN, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

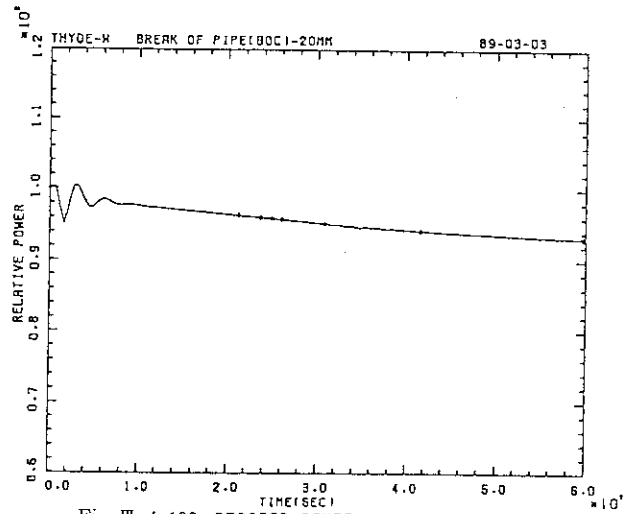


Fig. III. 4. 190 REACTOR POWER

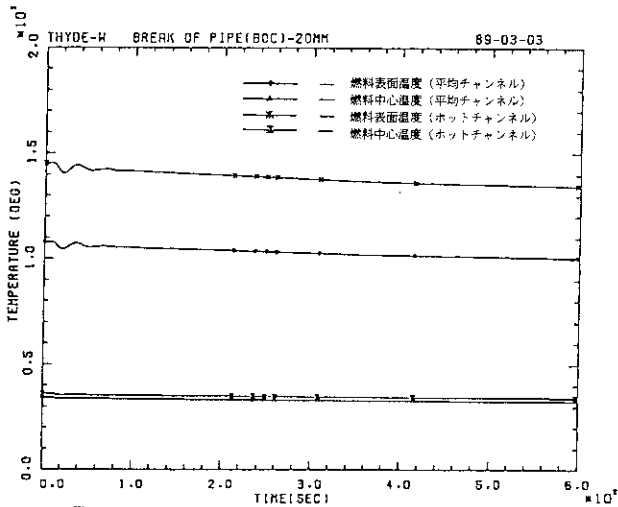


Fig. III. 4. 188 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL6)

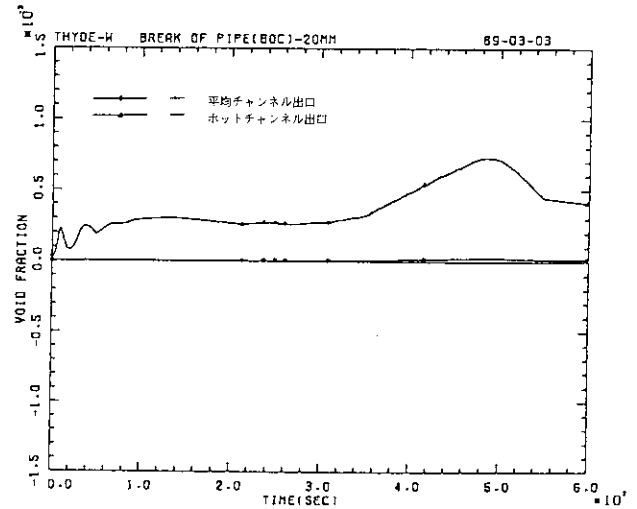


Fig. III. 4. 191 CORE OUTLET VOID FRACTION

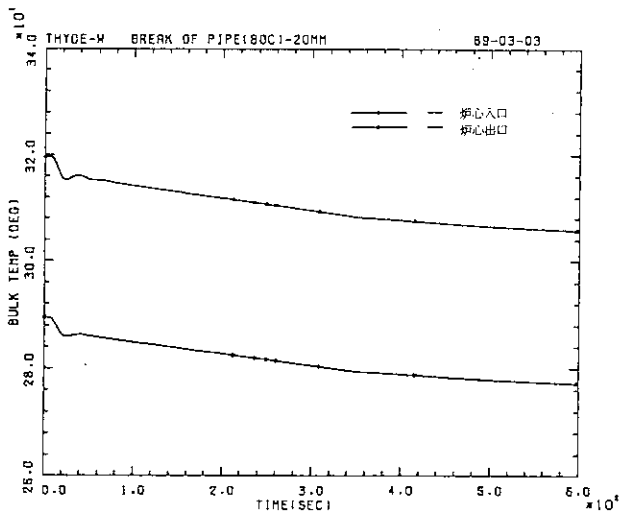


Fig. III. 4. 189 CORE IN AND OUT TEMPERATURE

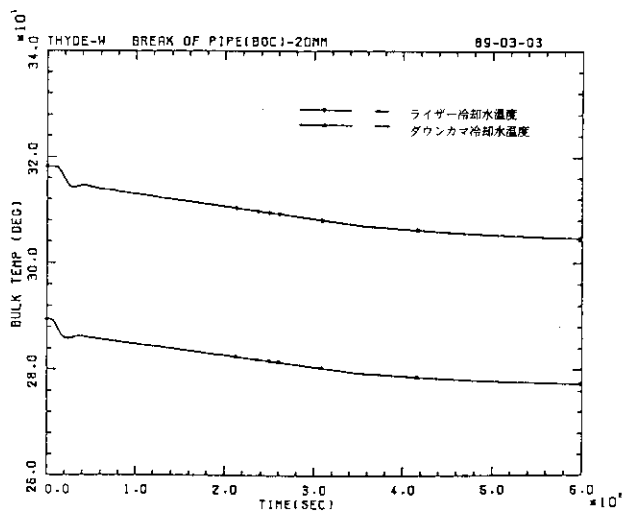


Fig. III. 4. 192 RISER AND DOWNCOMER COOLANT TEMP

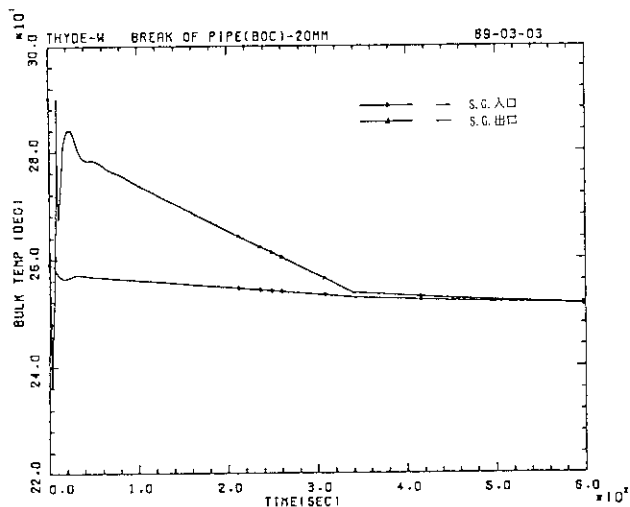


Fig. III. 4.193 SG IN AND OUT TEMP

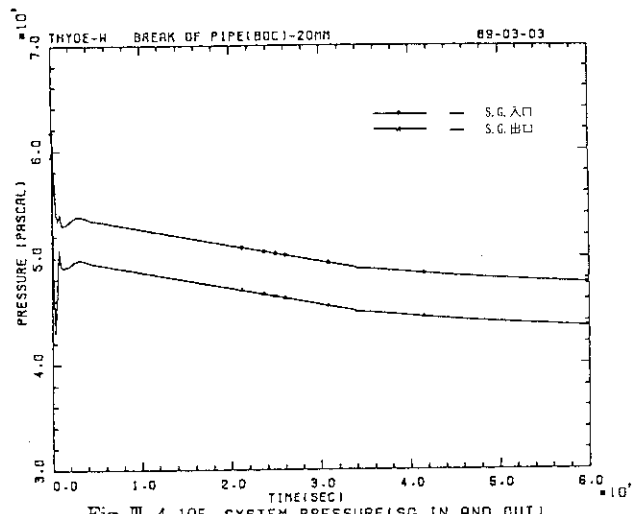


Fig. III. 4.195 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

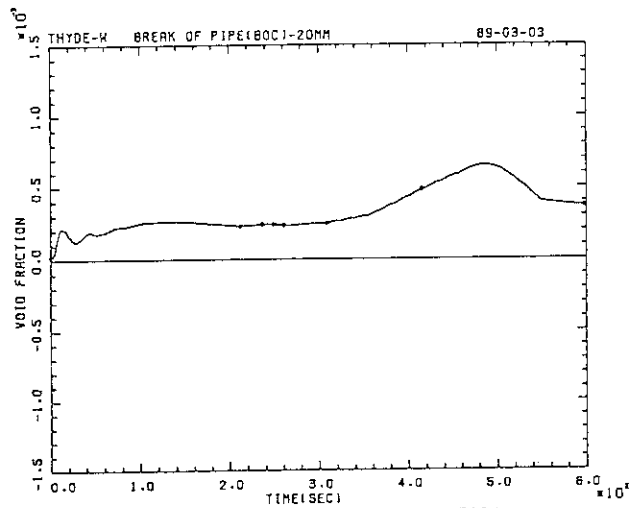


Fig. III. 4.194 RISER OUTLET VOID FRACTION

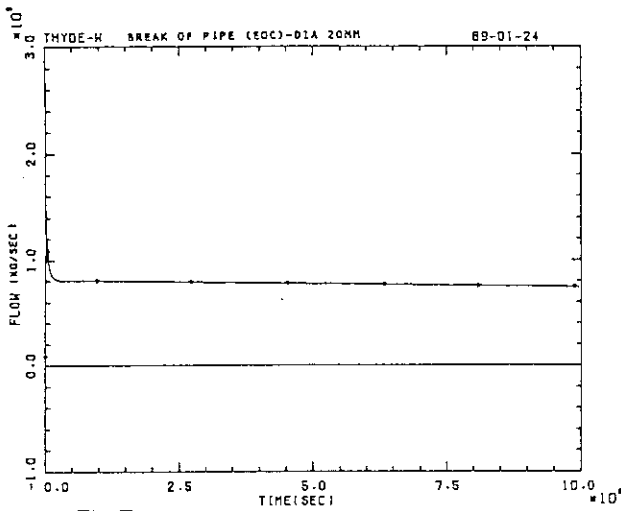


Fig. III. 4. 196 BREAK POINT FLOW RATE

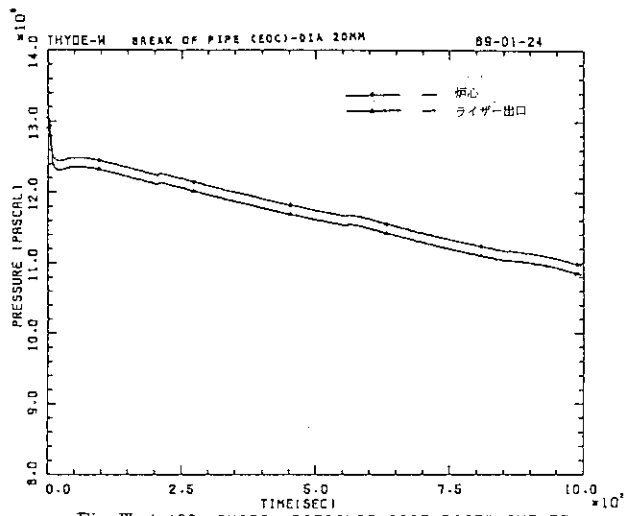


Fig. III. 4. 199 SYSTEM PRESSURE (CORE RISER OUTLET)

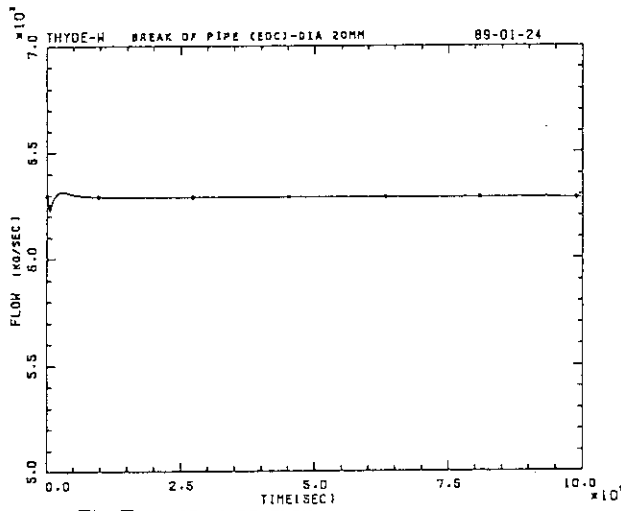


Fig. III. 4. 197 CORE FLOW

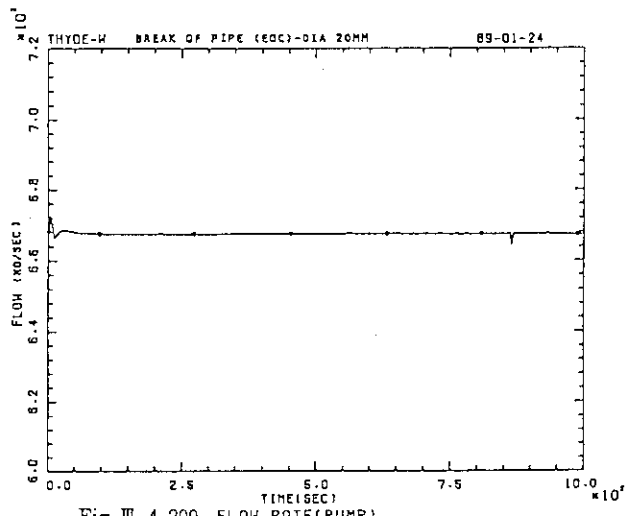


Fig. III. 4. 200 FLOW RATE (PUMP)

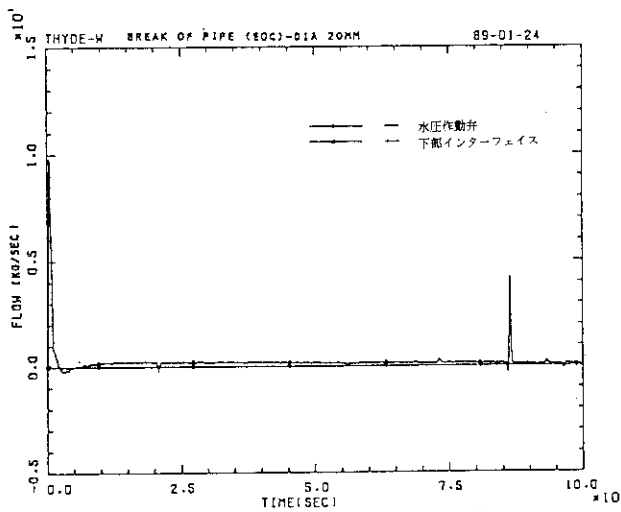


Fig. III. 4. 198 FLOW RATE (VALVE INTERFACE)

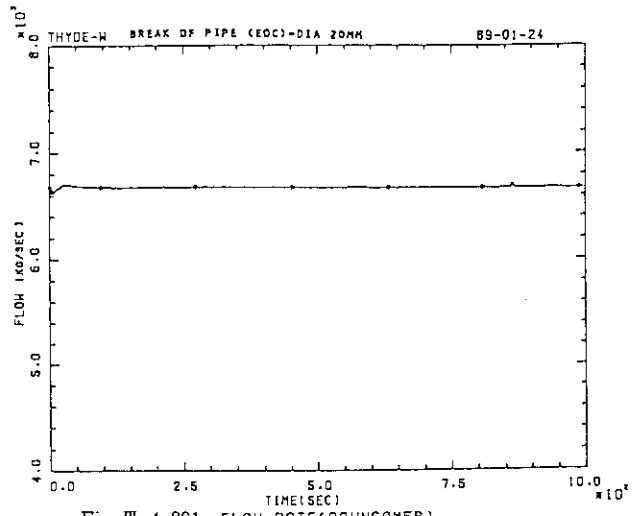


Fig. III. 4. 201 FLOW RATE (DOWNCOMER)

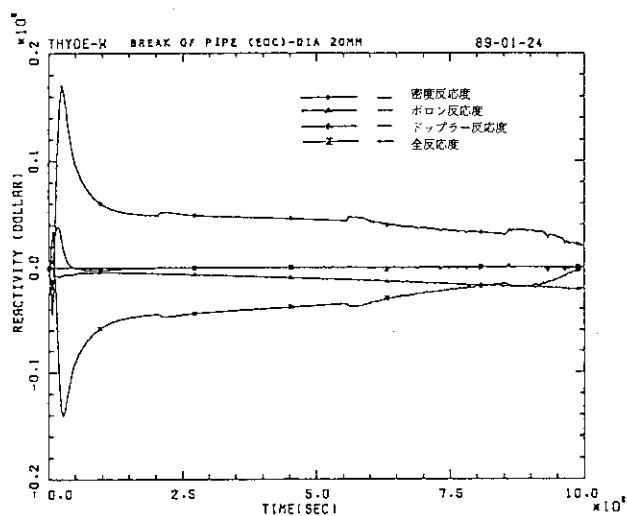


Fig. III. 4.202 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

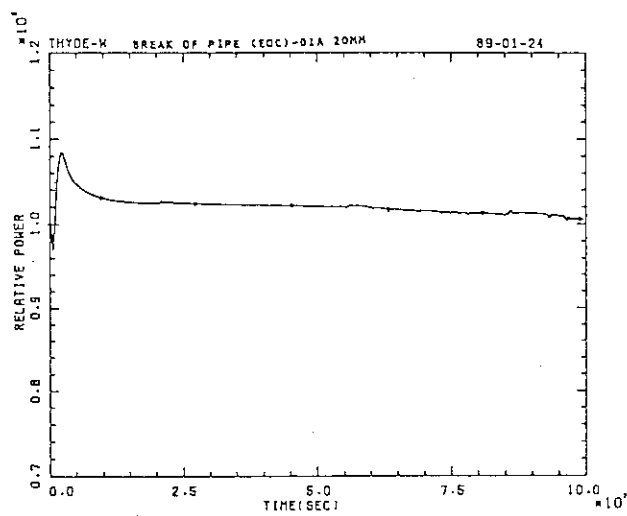


Fig. III. 4.205 REACTOR POWER

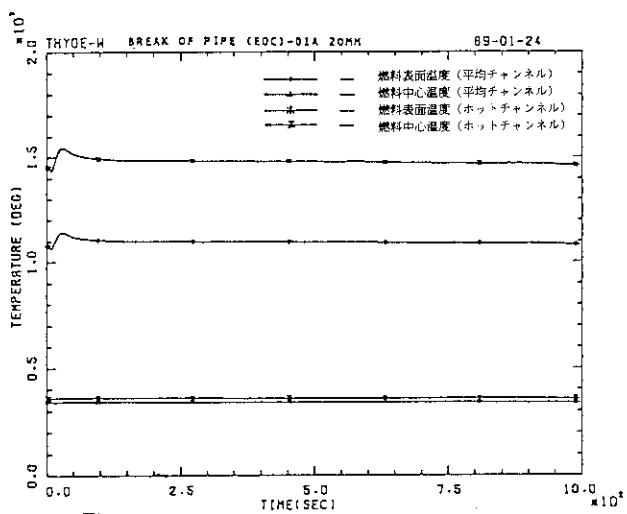


Fig. III. 4.203 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

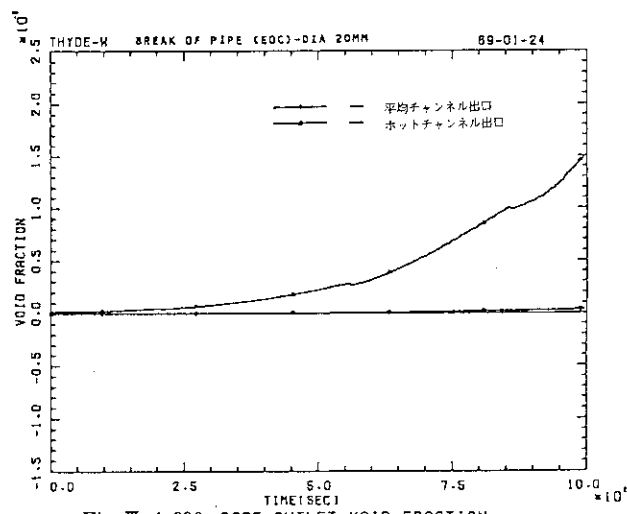


Fig. III. 4.206 CORE OUTLET VOID FRACTION

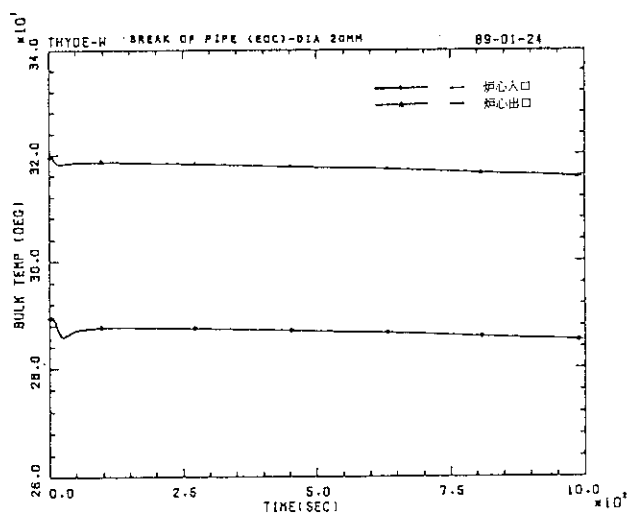


Fig. III. 4.204 CORE IN AND OUT TEMP (AVERAGE)

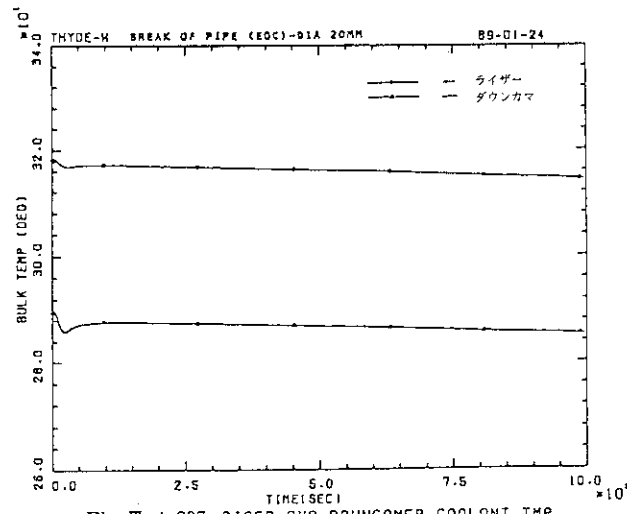


Fig. III. 4.207 RISER AND DOWNCOMER COOLANT TMP

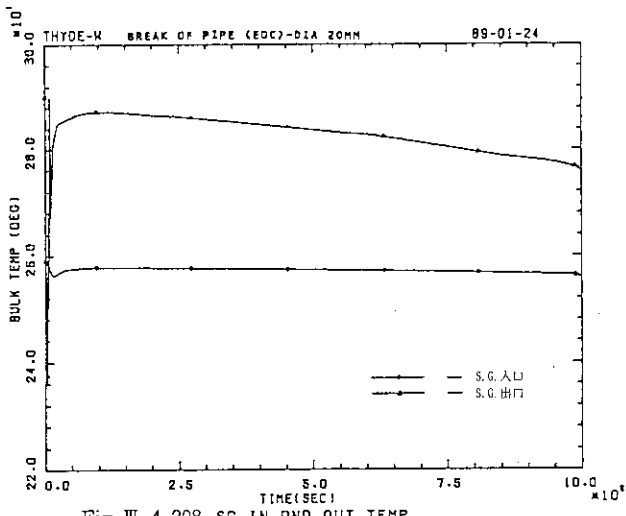


Fig. III. 4. 208 SG IN AND OUT TEMP

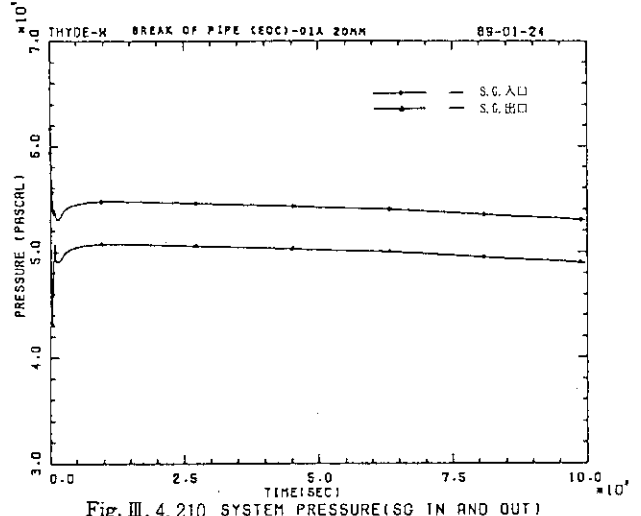


Fig. III. 4. 210 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

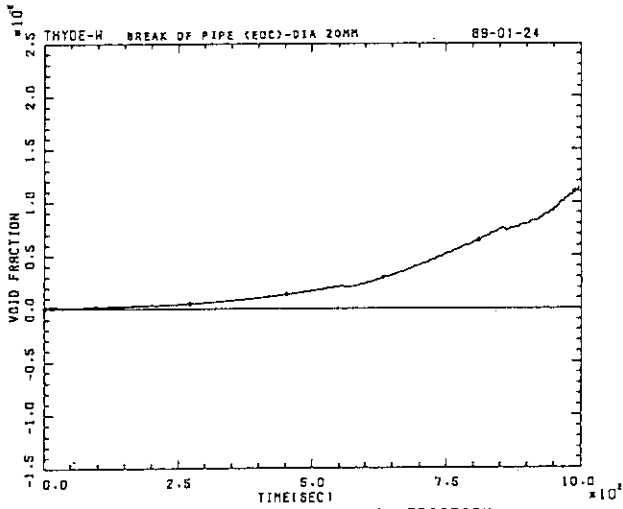


Fig. III. 4. 209 RISER OUTLET VOID FRACTION

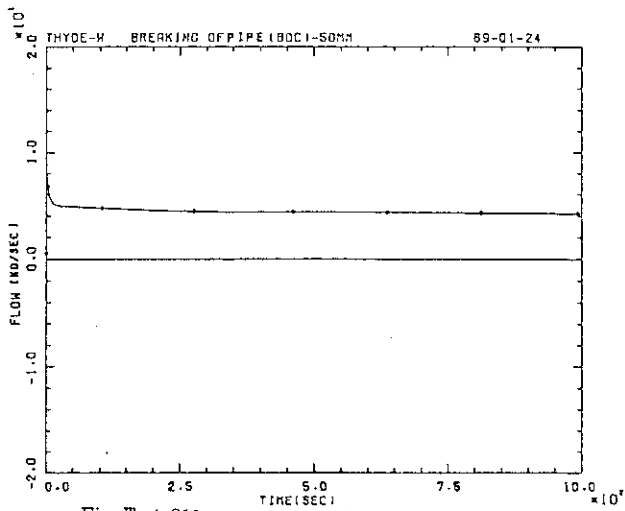


Fig. III. 4.211 BREAK POINT FLOW RATE

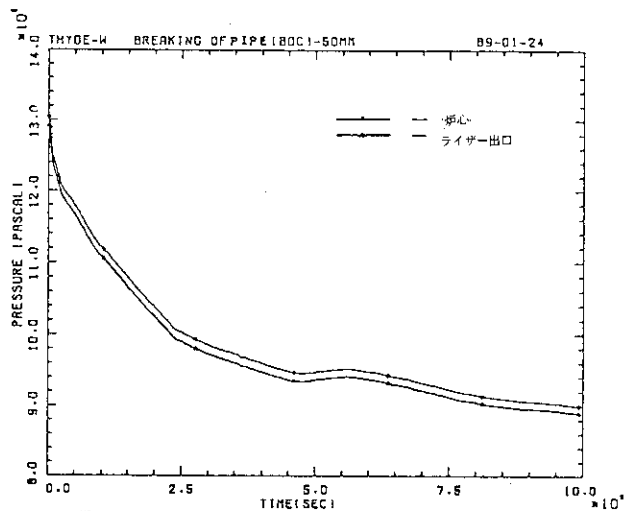


Fig. III. 4.214 SYSTEM PRESSURE (CORE RISER OUTLET)

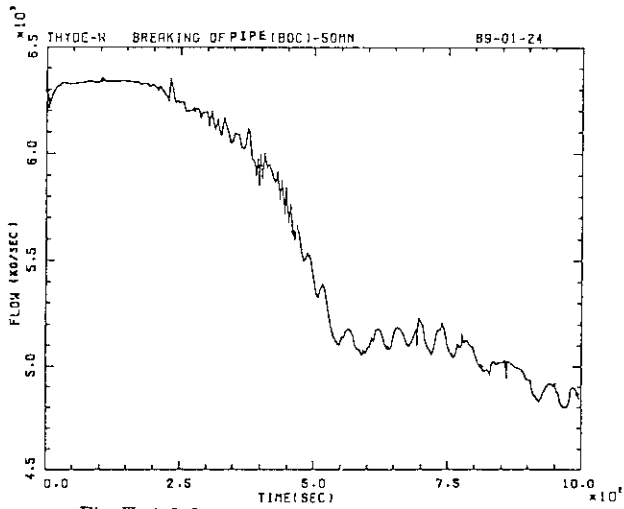


Fig. III. 4.212 CORE FLOW

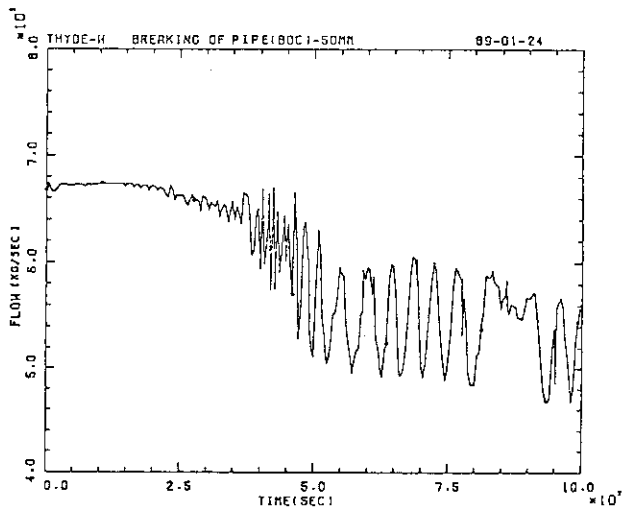


Fig. III. 4.215 FLOW RATE (PUMP)

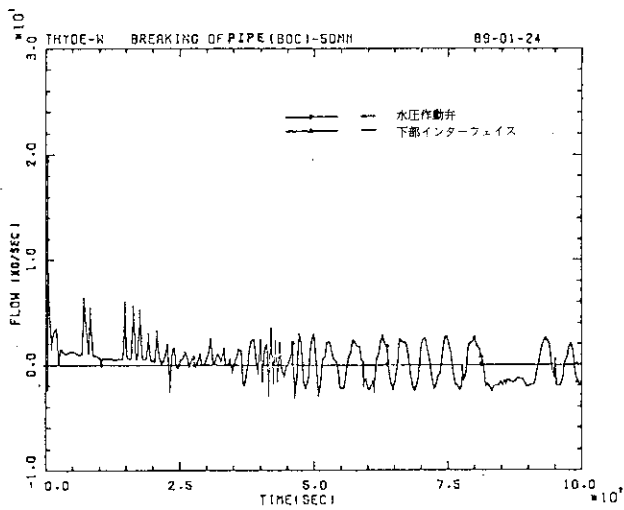


Fig. III. 4.213 FLOW RATE (VALVE INTERFACE)

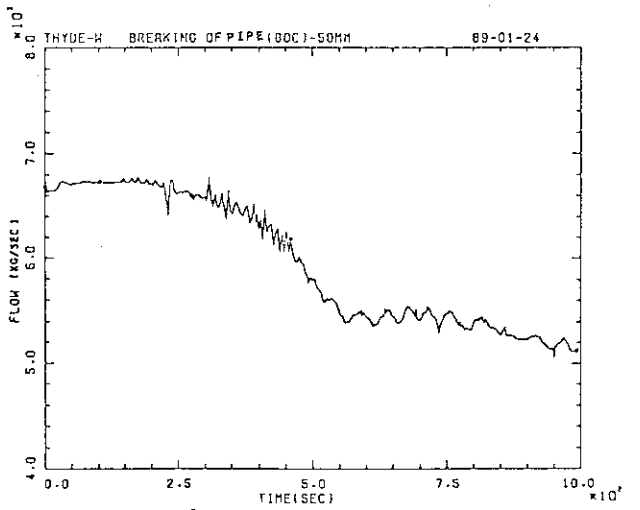


Fig. III. 4.216 FLOW RATE (DOWNCOMER)

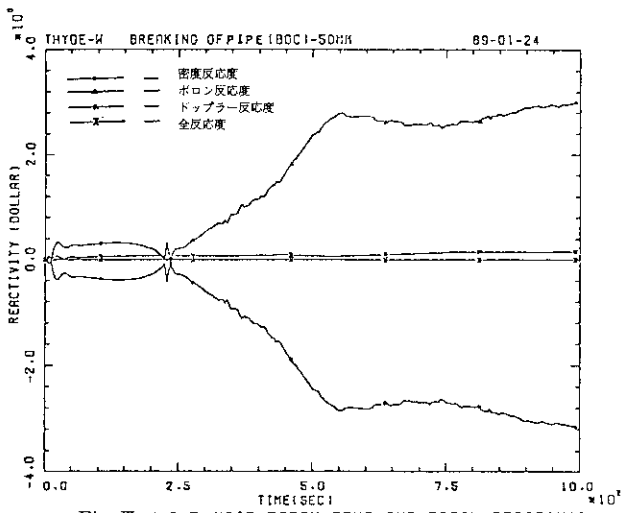


Fig. III. 4.217 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

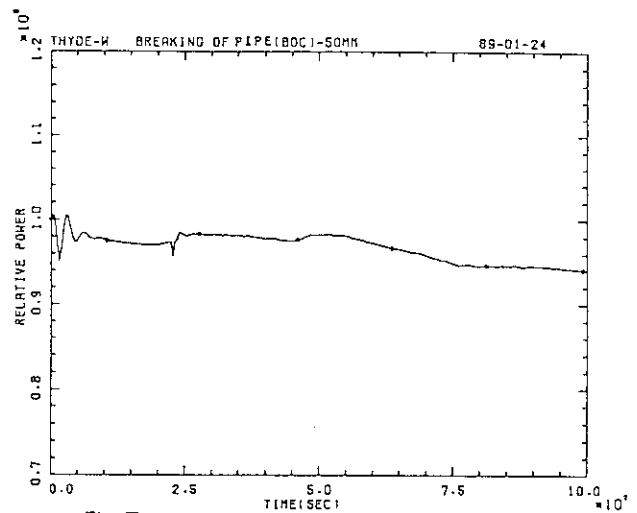


Fig. III. 4.220 REACTOR POWER

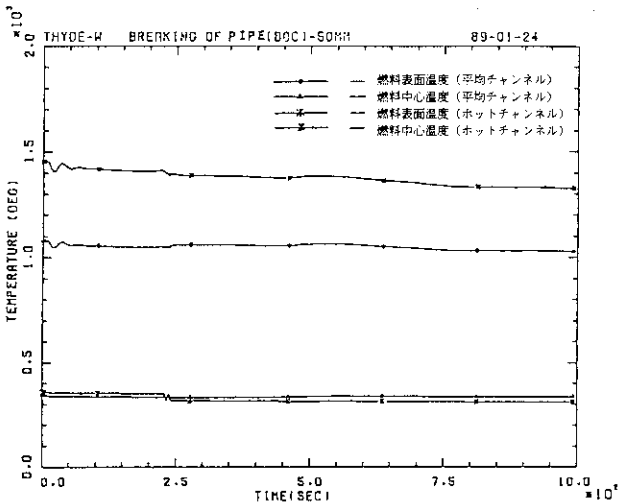


Fig. III. 4.218 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3, SL8)

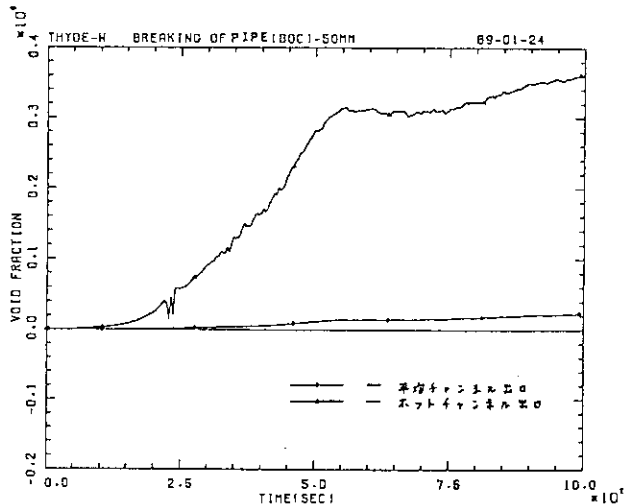


Fig. III. 4.221 CORE OUTLET VOID FRACTION

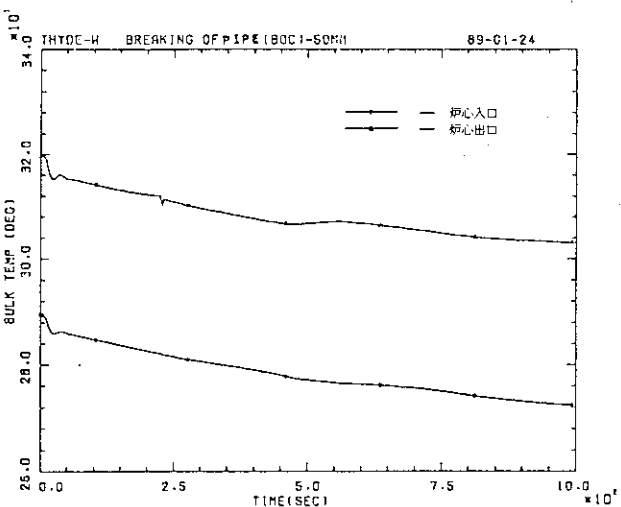


Fig. III. 4.219 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

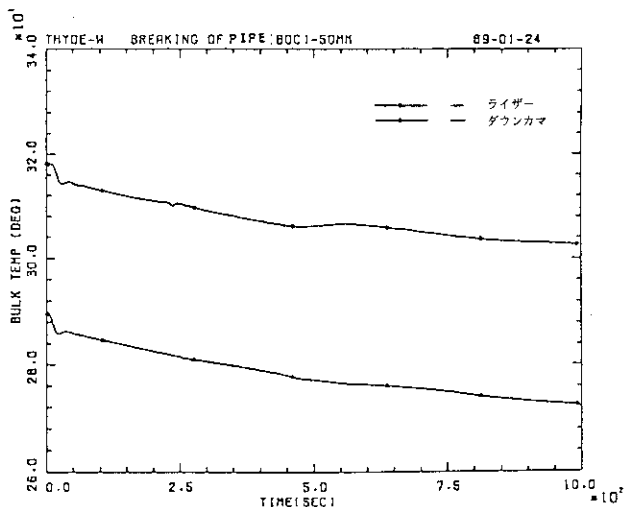


Fig. III. 4.222 RISER AND DOWNCOMER COOLANT TMP

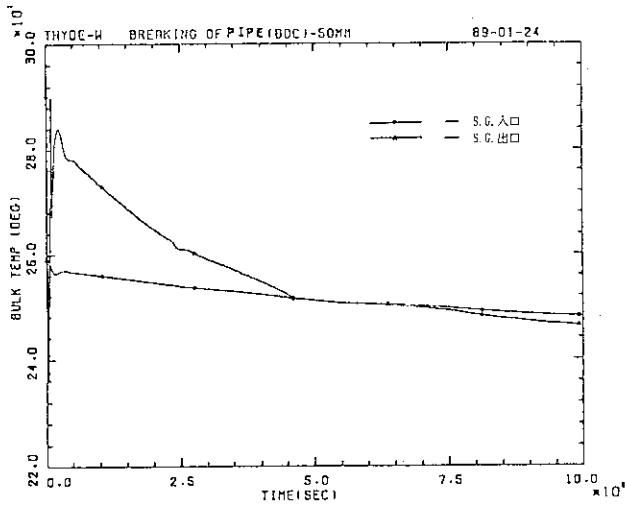


Fig. III. 4. 223 SG IN AND OUT TEMP

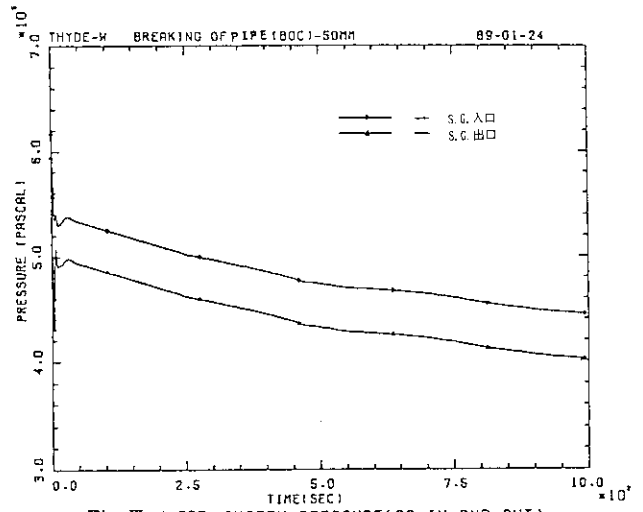


Fig. III. 4. 225 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

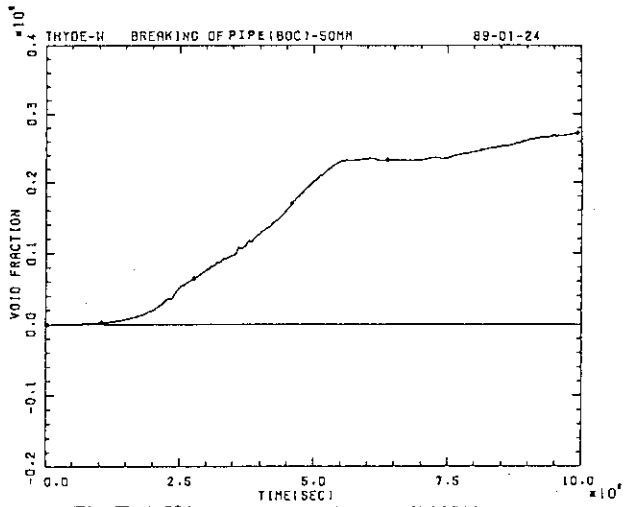


Fig. III. 4. 224 RISER OUTLET VOID FRACTION

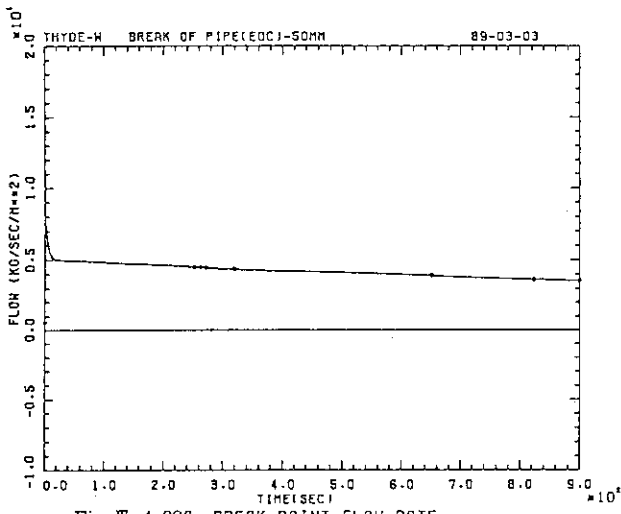


Fig. III. 4.226 BREAK POINT FLOW RATE

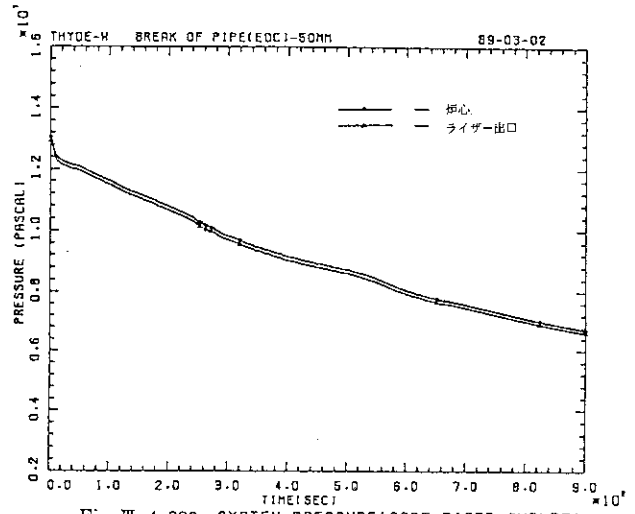


Fig. III. 4.229 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER OUTLET)

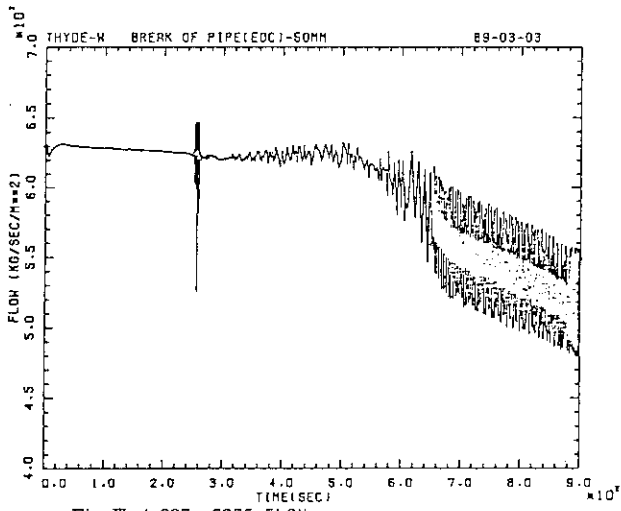


Fig. III. 4.227 CORE FLOW

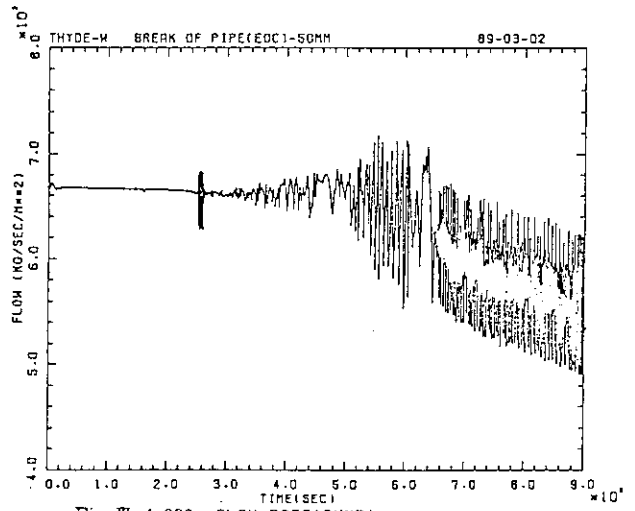


Fig. III. 4.230 FLOW RATE(PUMP)

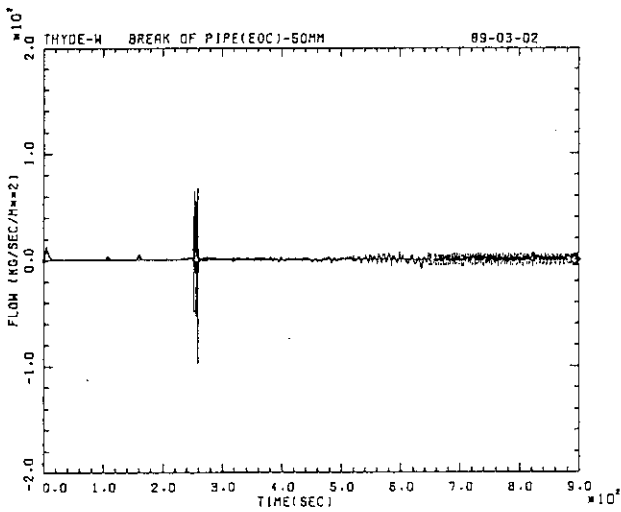


Fig. III. 4.228 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

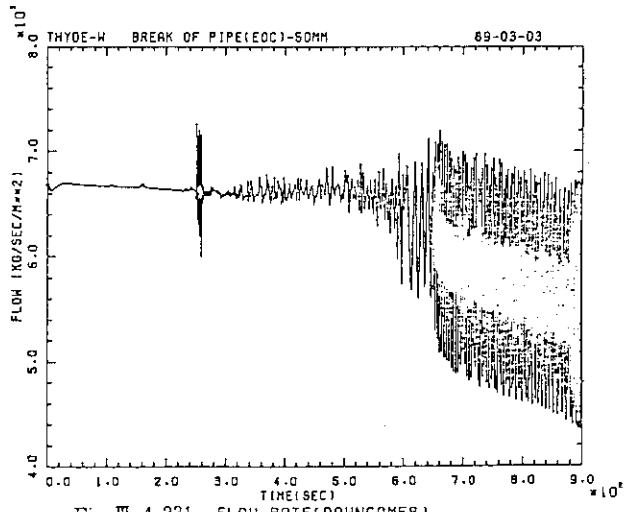


Fig. III. 4.231 FLOW RATE(DOWNCOMER)

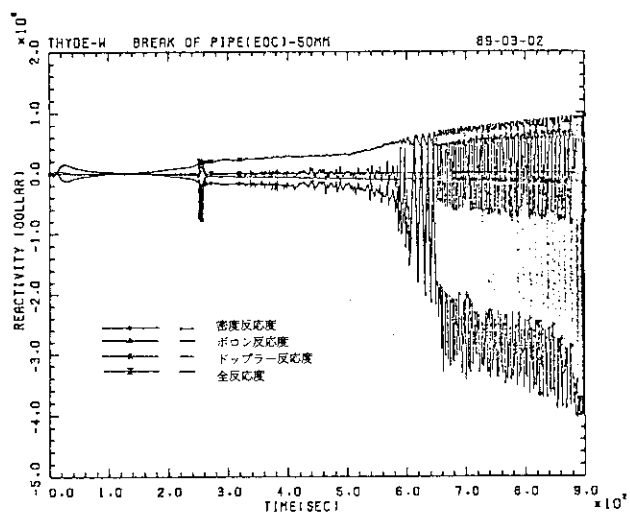


Fig. III. 4. 232 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

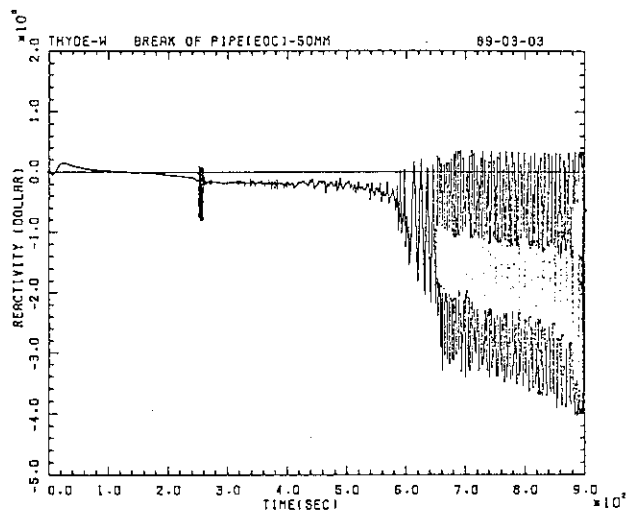


Fig. III. 4. 235 DENSITY REACTIVITY

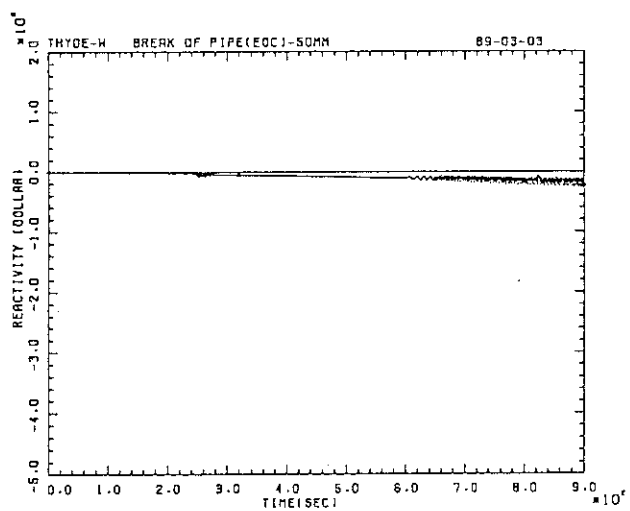


Fig. III. 4. 233 BORON REACTIVITY

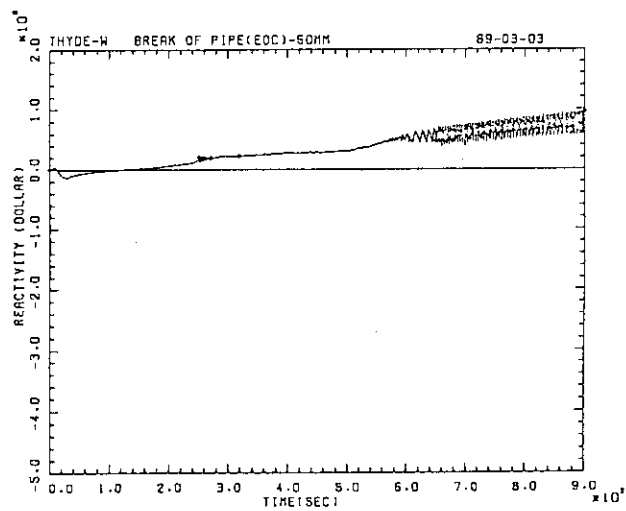


Fig. III. 4. 236 TEMP REACTIVITY

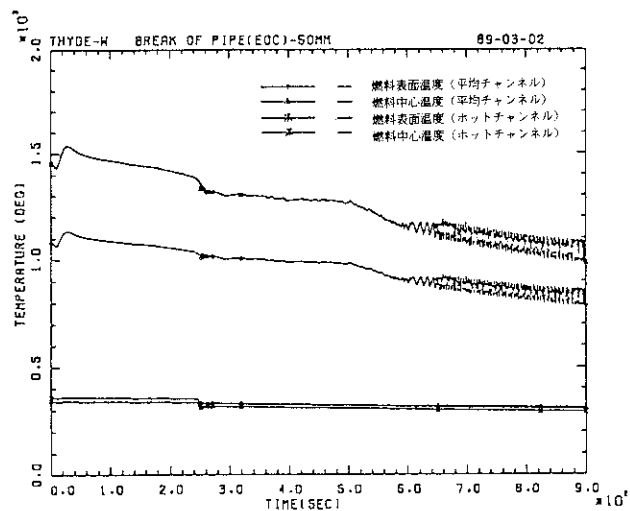


Fig. III. 4. 234 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

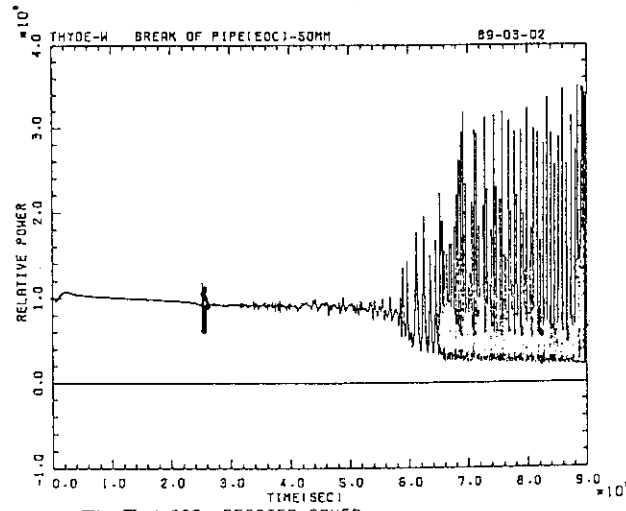


Fig. III. 4. 237 REACTOR POWER

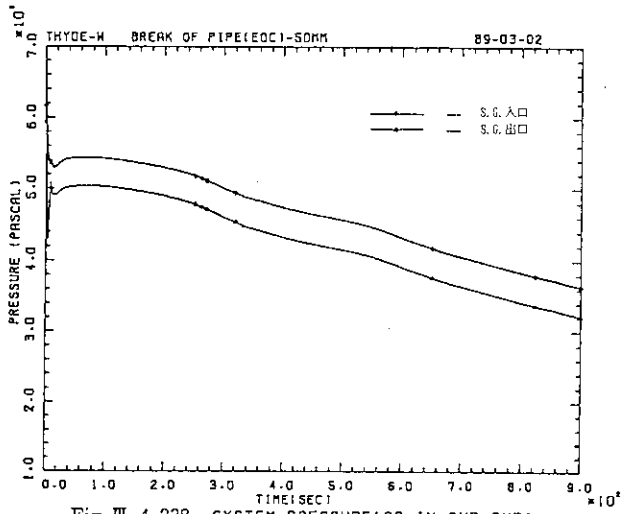


Fig. III. 4. 238 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

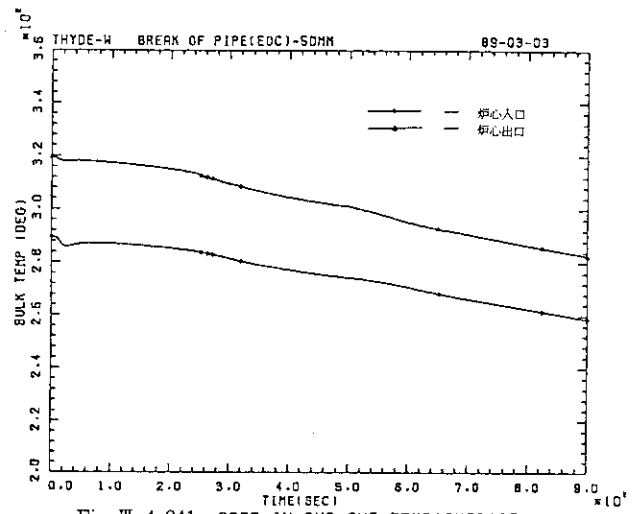


Fig. III. 4. 241 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

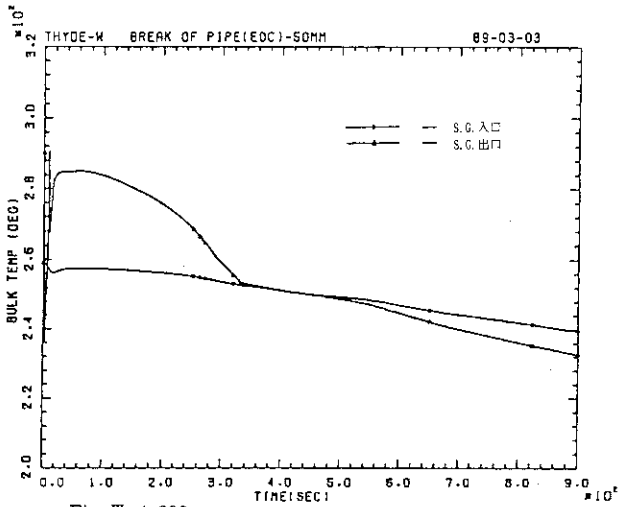


Fig. III. 4. 239 SG IN AND OUT TEMP

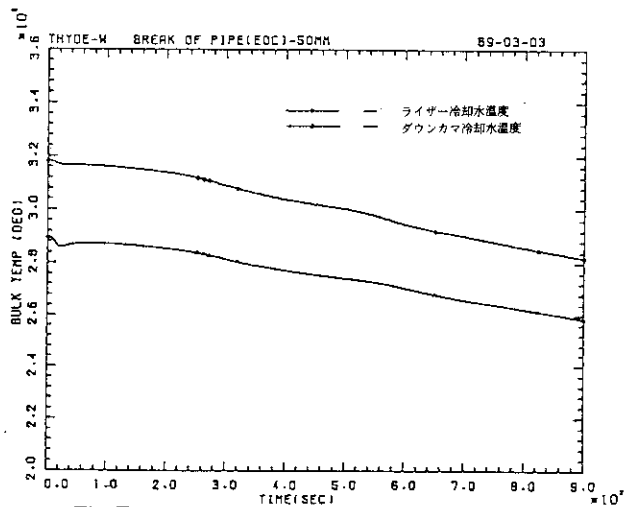


Fig. III. 4. 242 RISER AND DOWNCOMER COOLANT TMP

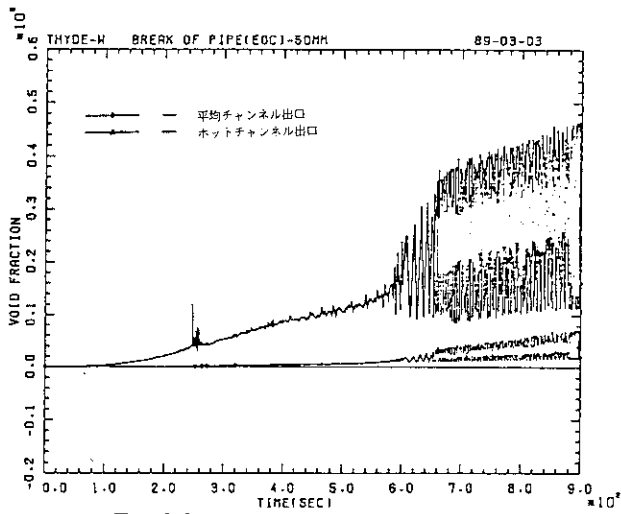


Fig. III. 4. 240 CORE OUTLET VOID FRACTION

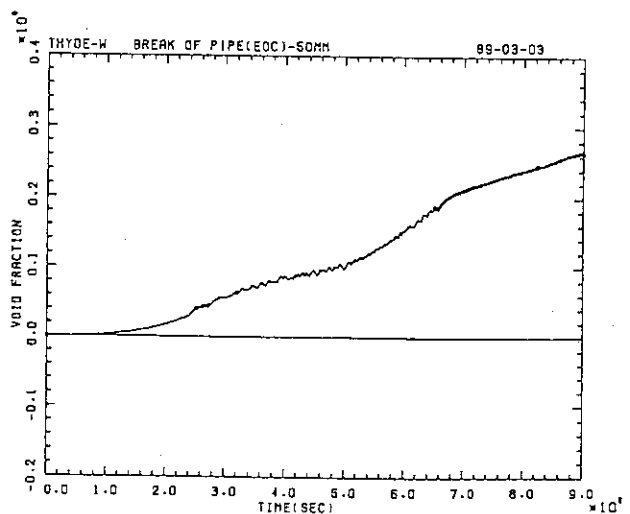


Fig. III. 4. 243 RISER OUTLET VOID FRACTION

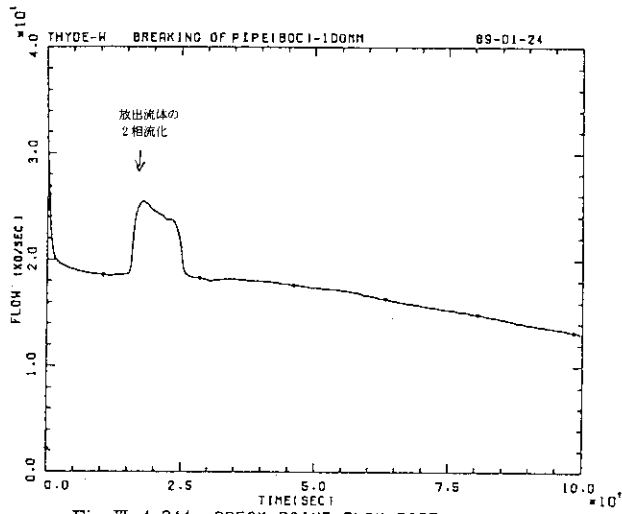


Fig. III. 4. 244 BREAK POINT FLOW RATE

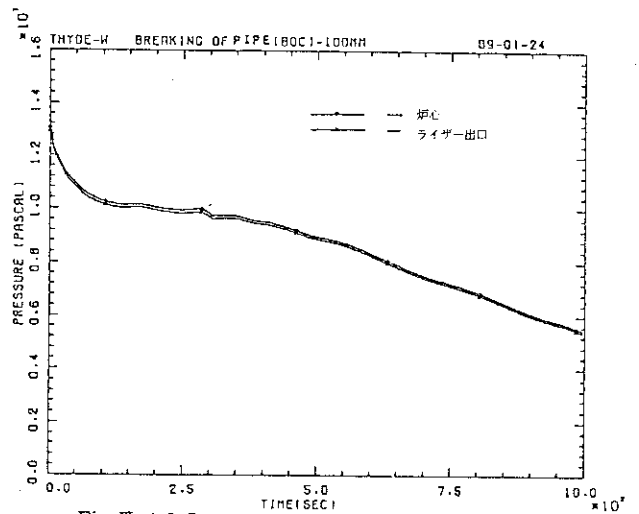


Fig. III. 4. 247 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER OUTLET)

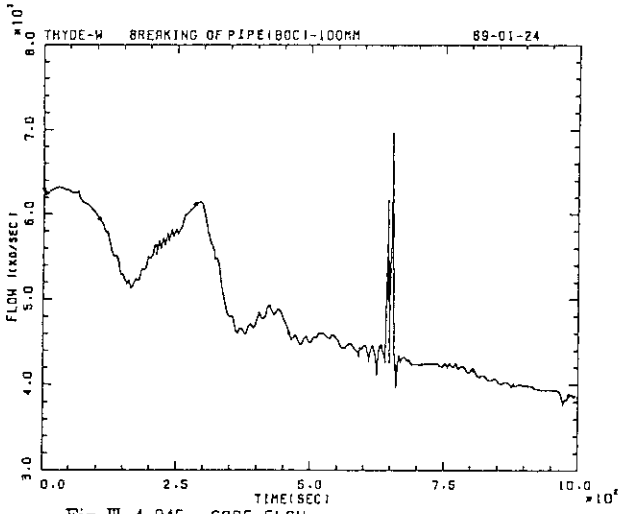


Fig. III. 4. 245 CORE FLOW

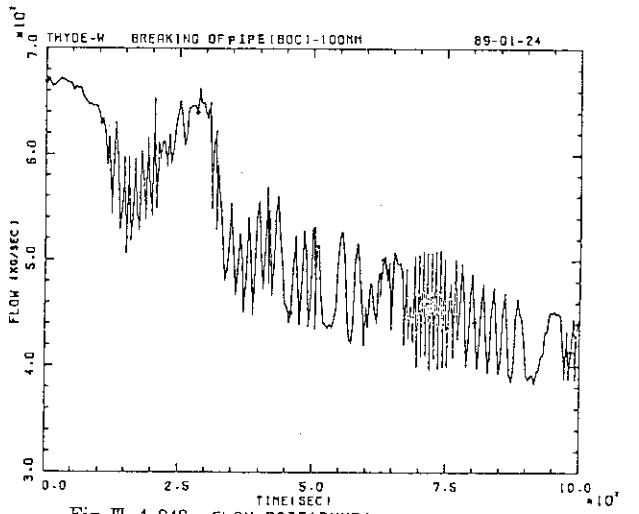


Fig. III. 4. 248 FLOW RATE(PUMP)

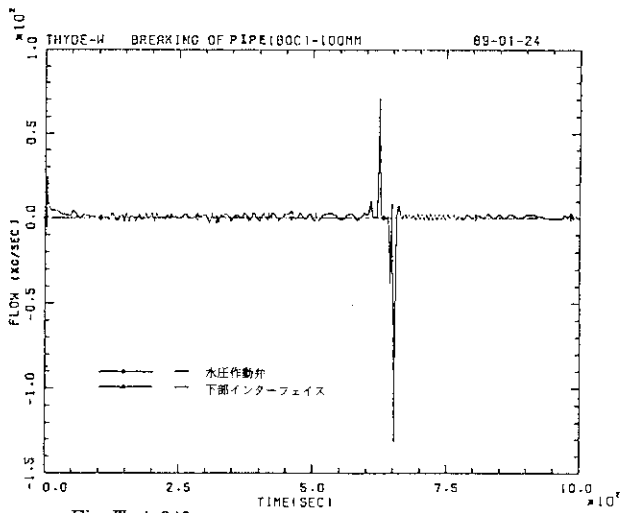


Fig. III. 4. 246 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

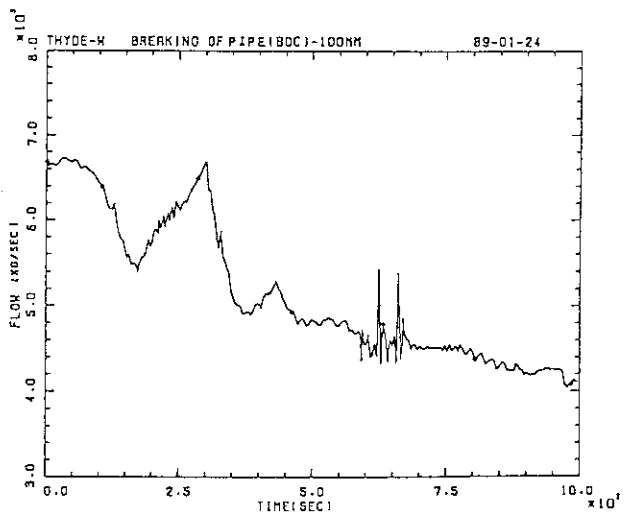


Fig. III. 4. 249 FLOW RATE(DOWNCOMER)

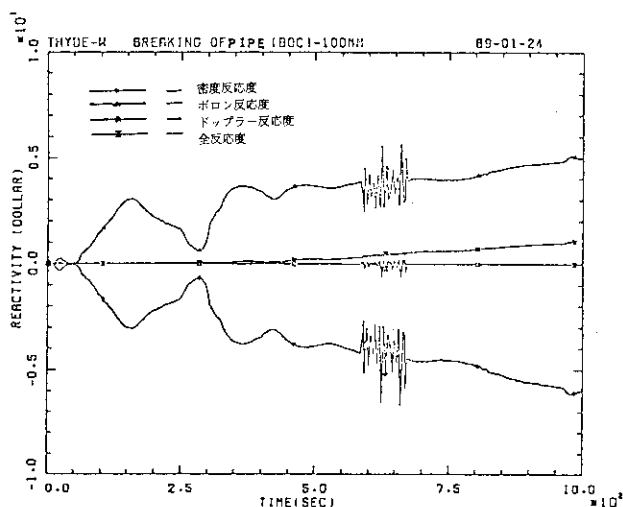


Fig. III. 4. 250 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

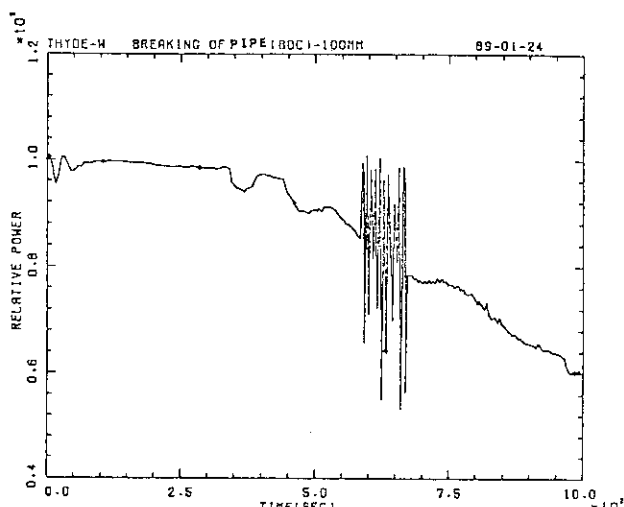


Fig. III. 4. 253 REACTOR POWER

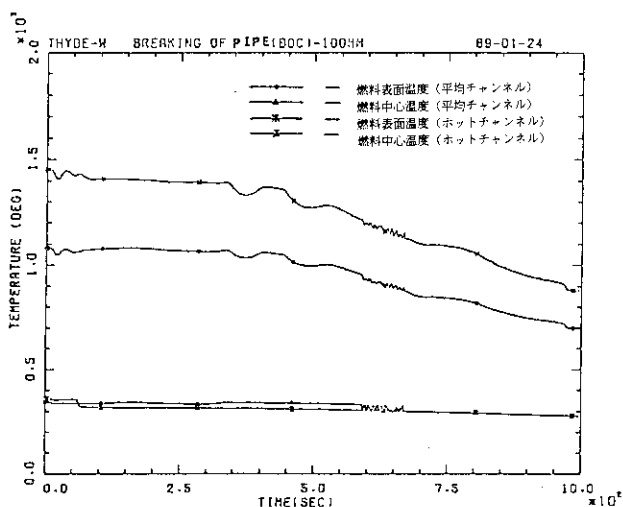


Fig. III. 4. 251 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL8)

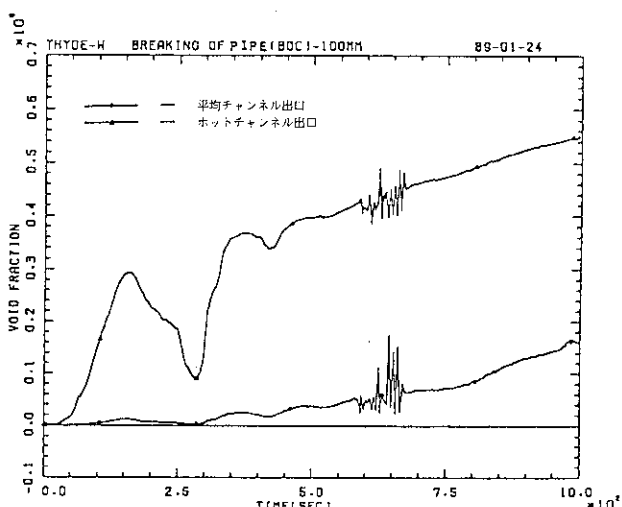


Fig. III. 4. 254 CORE OUTLET VOID FRACTION

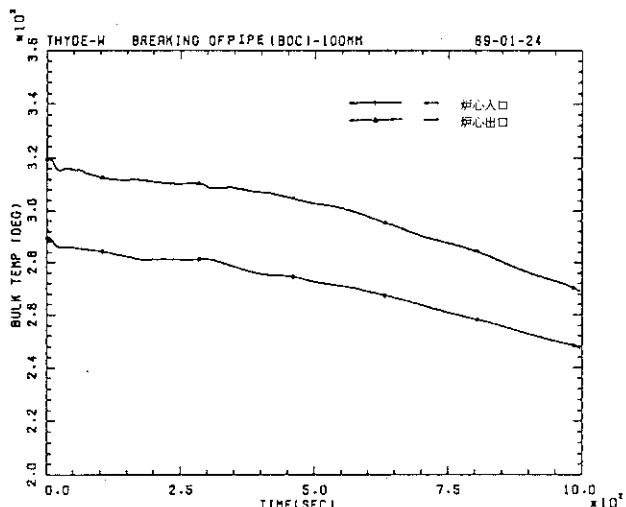


Fig. III. 4. 252 CORE IN AND OUT TEMP (AVERAGE)

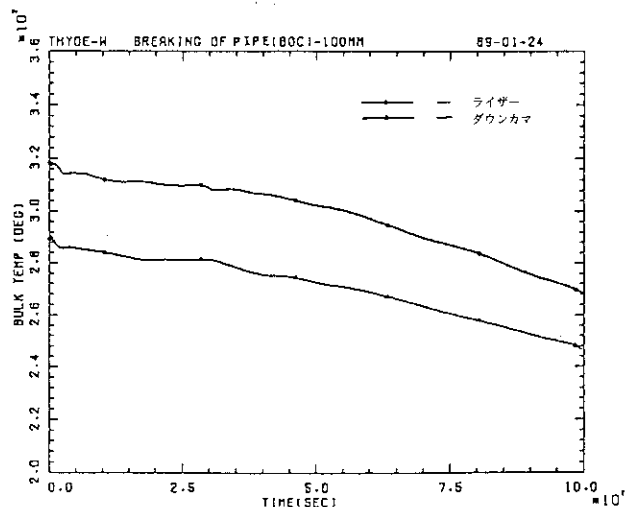


Fig. III. 4. 255 RISER AND DOWNCOMER COOLANT TMP

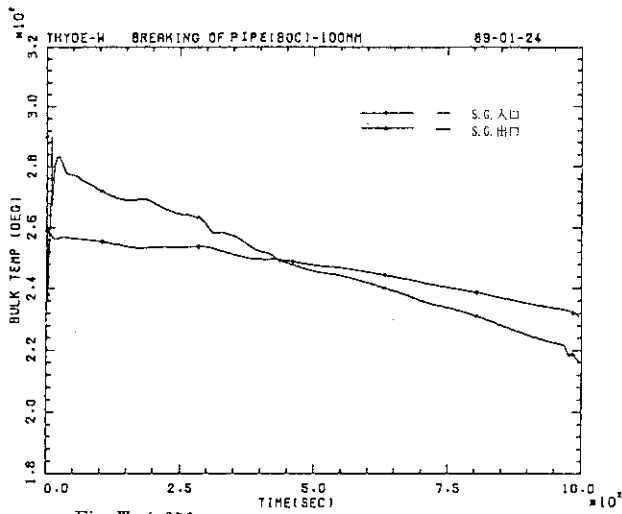


Fig. III. 4.256 SG IN AND OUT TEMP

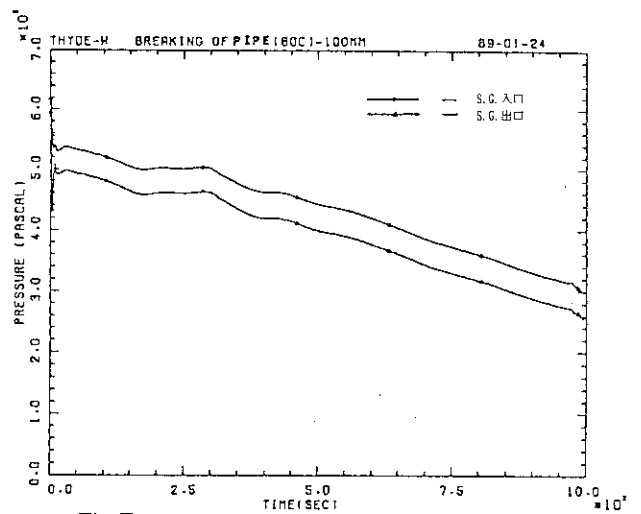


Fig. III. 4.258 SYSTEM PRESSURE (SG IN AND OUT)

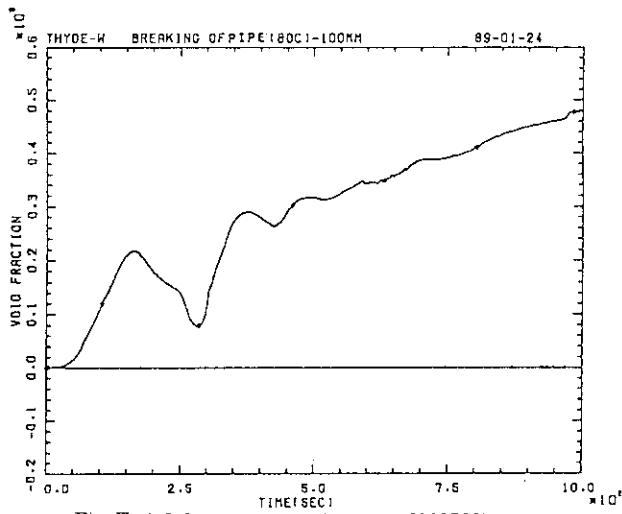


Fig. III. 4.257 RISER OUTLET VOID FRACTION

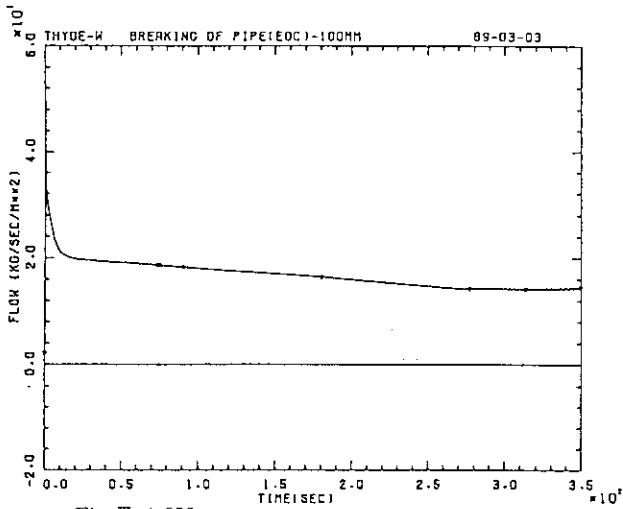


Fig. III. 4. 259 BREAK POINT FLOW RATE

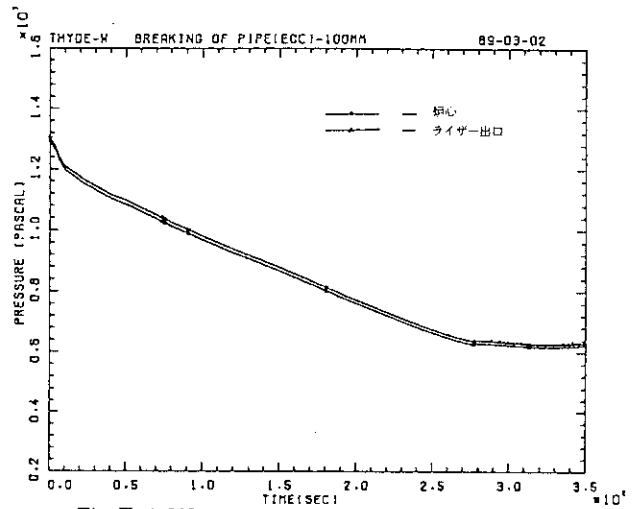


Fig. III. 4. 262 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER OUTLET)

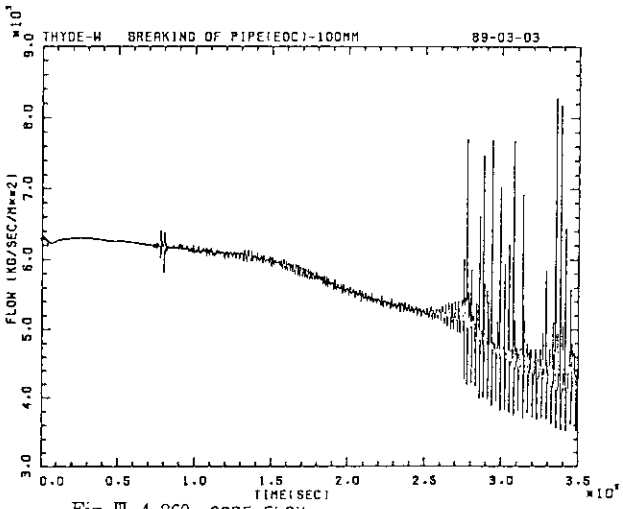


Fig. III. 4. 260 CORE FLOW

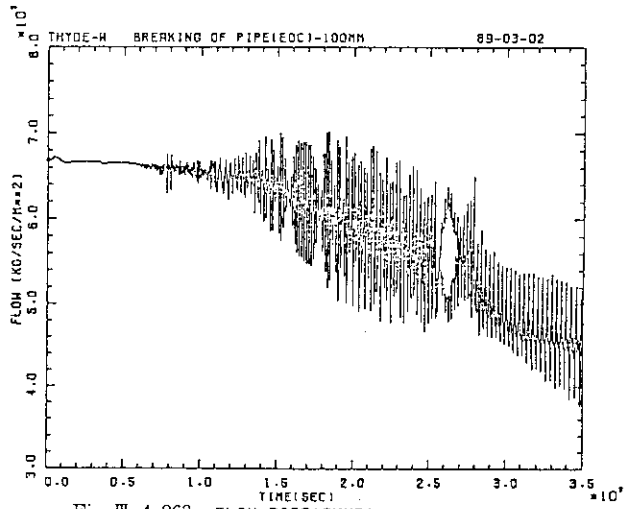


Fig. III. 4. 263 FLOW RATE(PUMP)

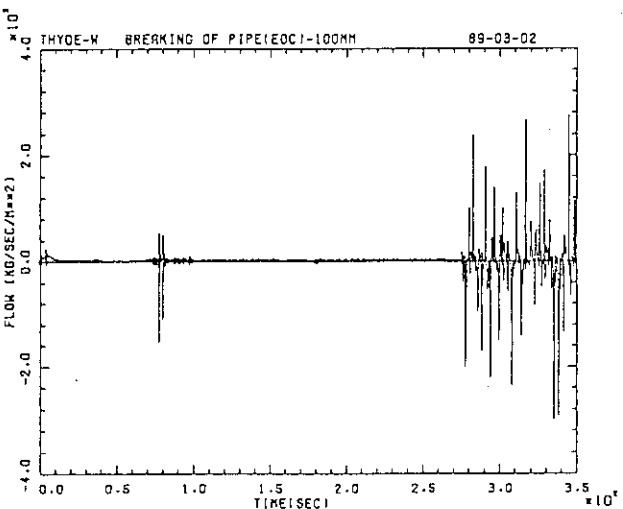


Fig. III. 4. 261 FLOW RATE(VALVE, INTERFACE)

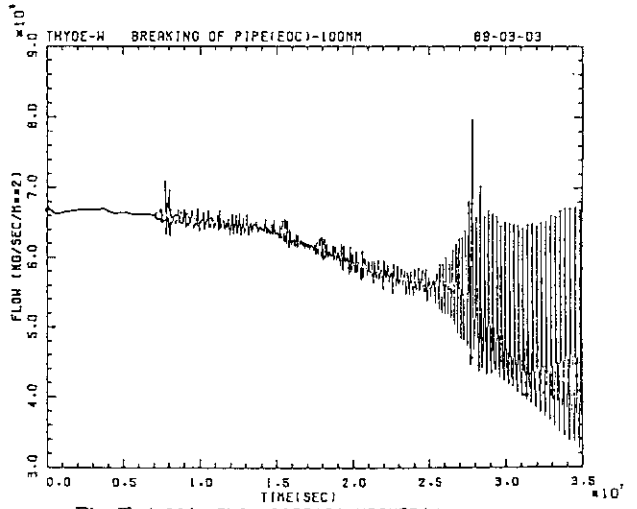


Fig. III. 4. 264 FLOW RATE(DOWNCOMER)

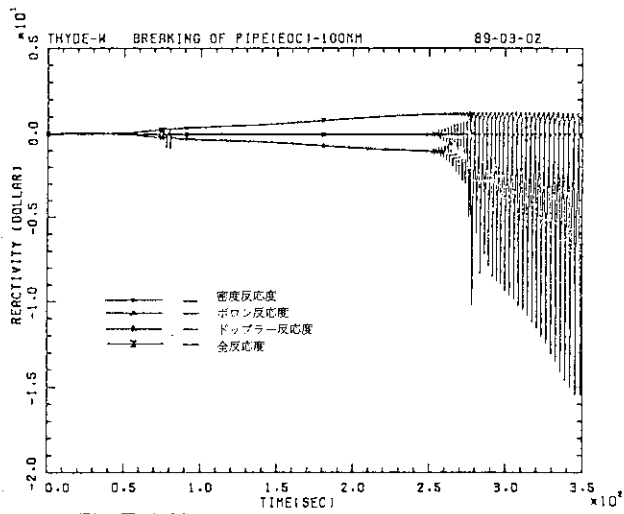


Fig. III. 4.265 VOID, BORDN, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

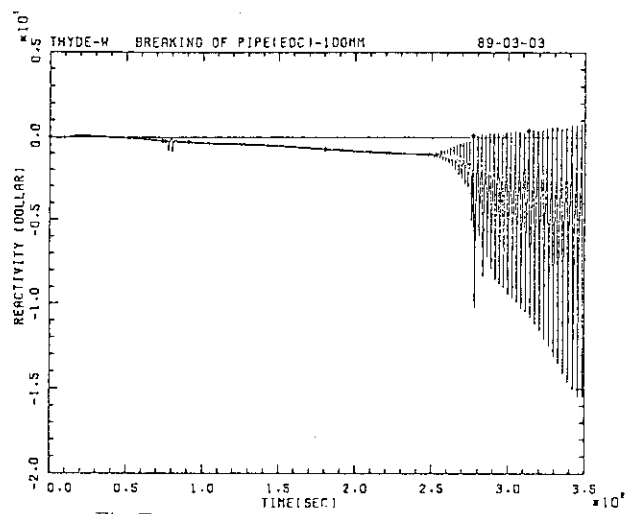


Fig. III. 4.268 DENSITY REACTIVITY

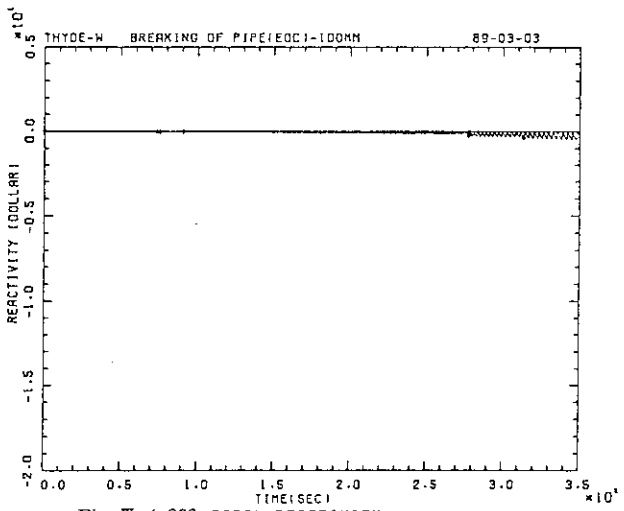


Fig. III. 4.266 BORDN REACTIVITY

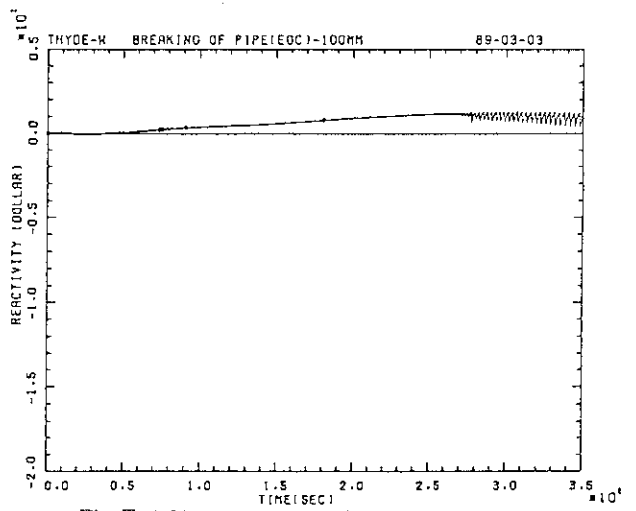


Fig. III. 4.269 TEMP REACTIVITY

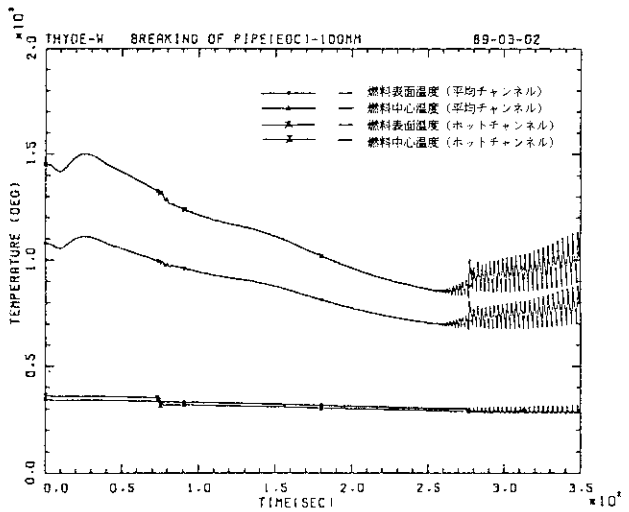


Fig. III. 4.267 FUEL SURF. AND CENTER TEMP (SL3, SL6)

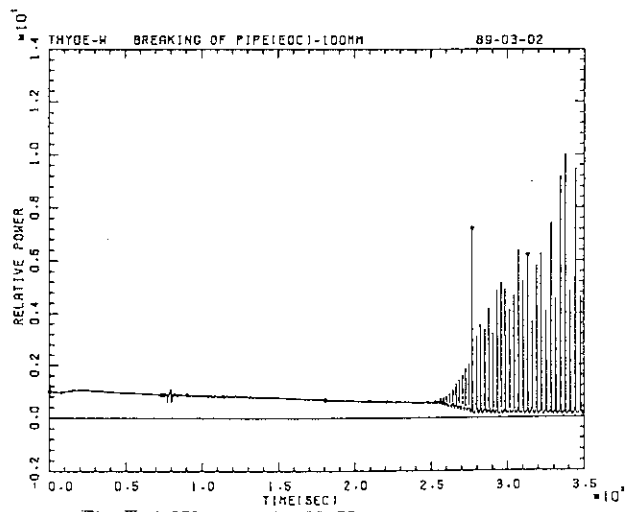


Fig. III. 4.270 REACTOR POWER

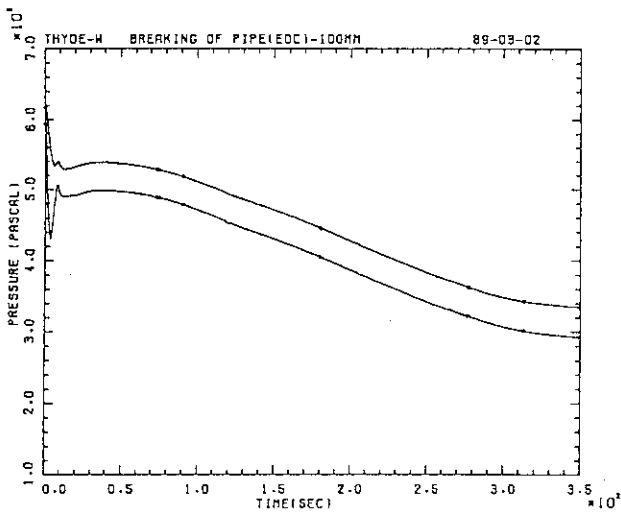


Fig. III. 4.271 SYSTEM PRESSURE(SG IN AND OUT)

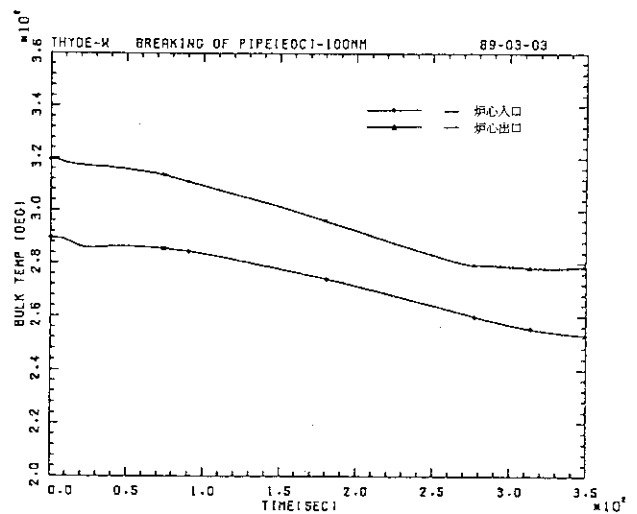


Fig. III. 4.274 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

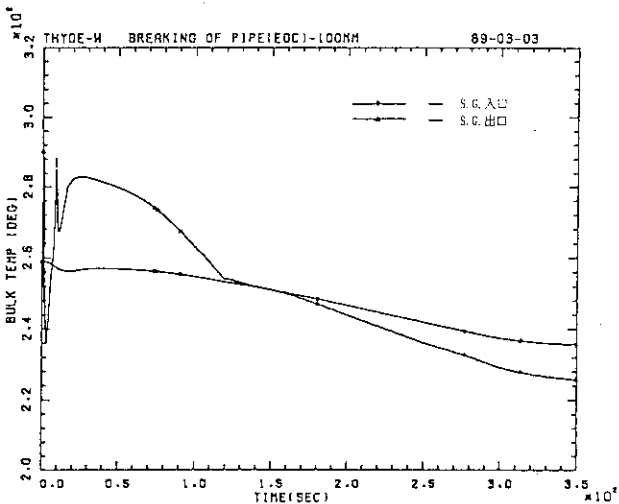


Fig. III. 4.272 SG IN AND OUT TEMP

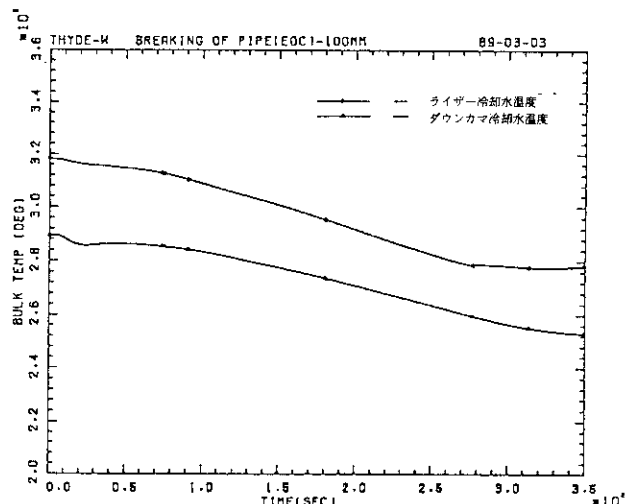


Fig. III. 4.275 RISER AND DOWNCOMER COOLANT TMP

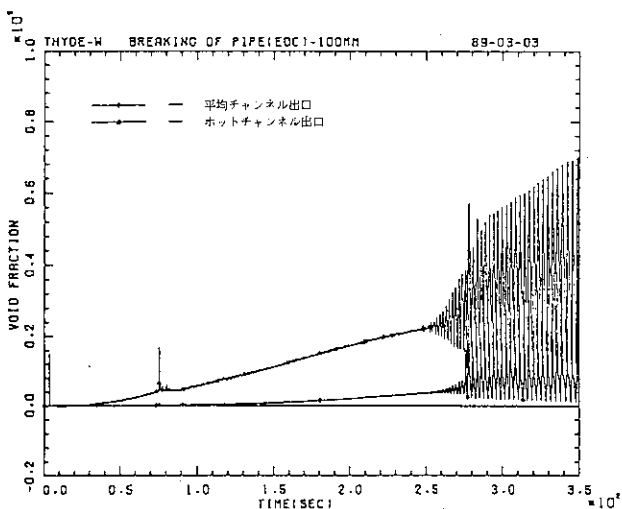


Fig. III. 4.273 CORE OUTLET VOID FRACTION

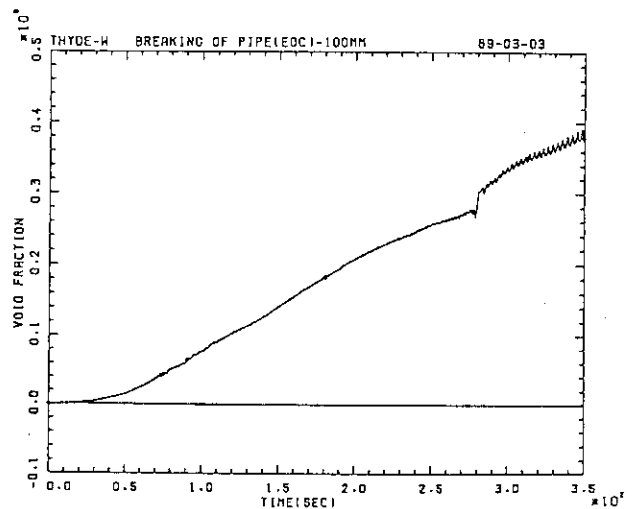


Fig. III. 4.276 RISER OUTLET VOID FRACTION

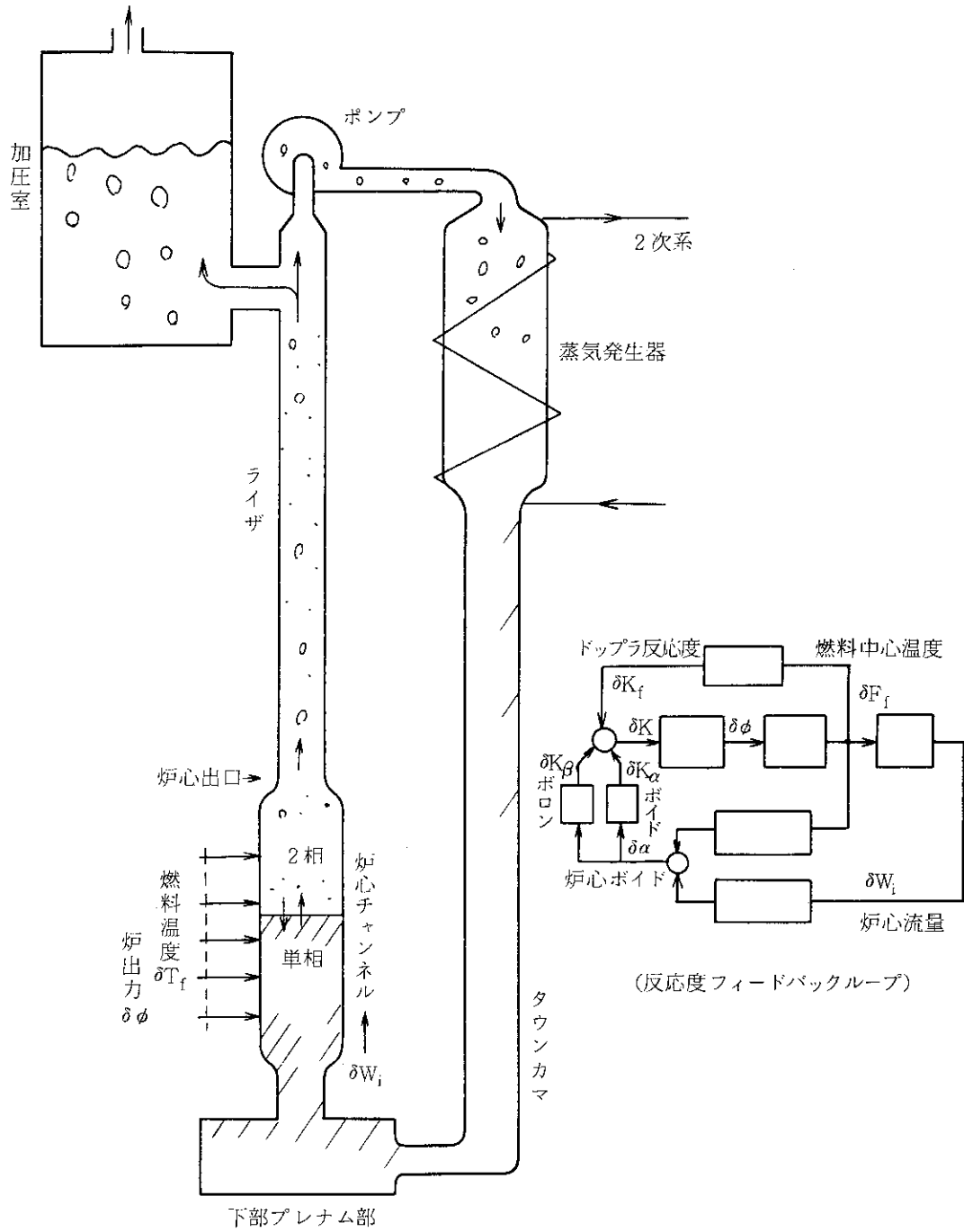


Fig. III. 4. 277 1次系配管破断事故時の不安定振動発生したときのループ概念図

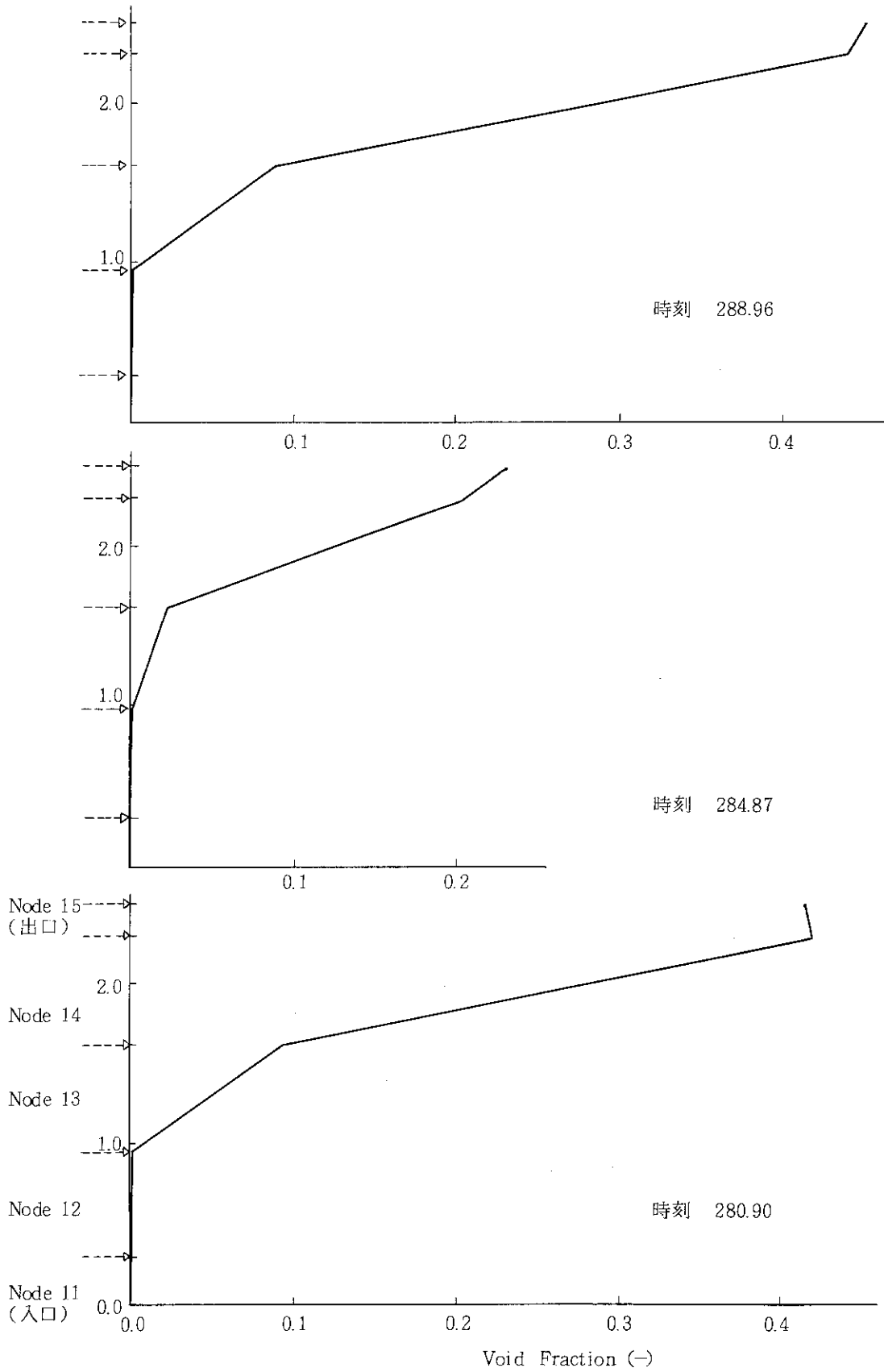
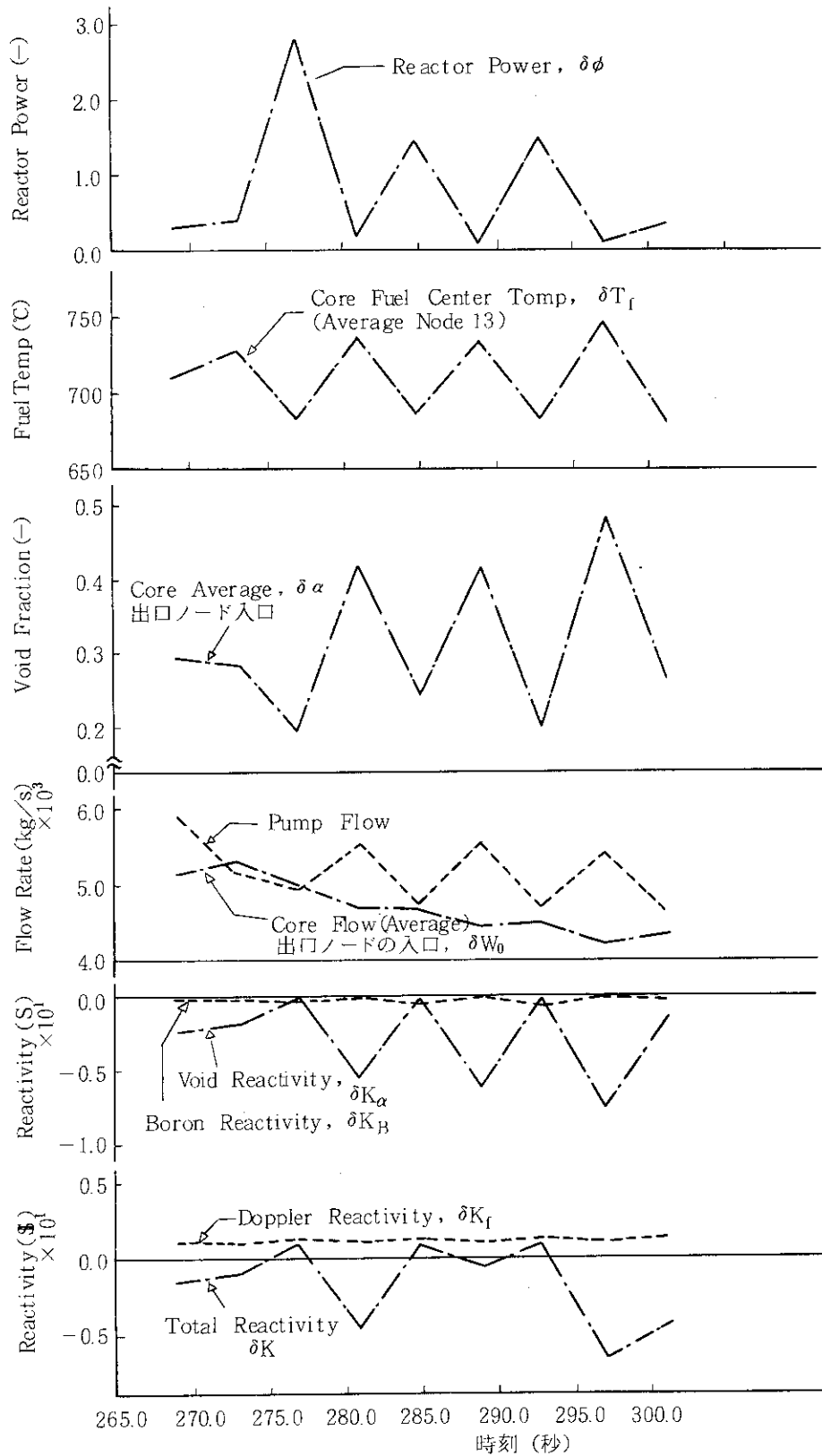


Fig. III. 4. 278 配管破断 (破断口径 100 mm) 炉心 (Averge)
ボイド率 (振動発生時)



注) プロット点は計算点のすべてではない。タイムメッシュは 1.0×10^{-3} (sec) \sim 1.0×10^{-4} (sec) max.

Fig. III. 4. 279 1次系配管破断事故時の不安定振動発生

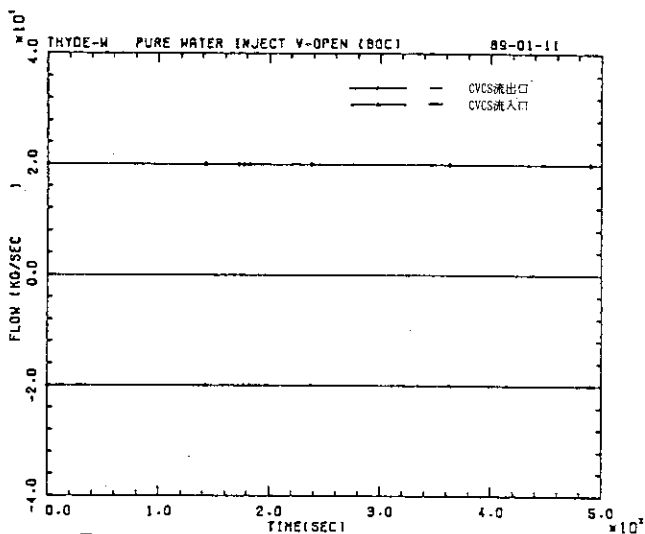


Fig. III. 4. 280 FLOW RATE NODE34.35

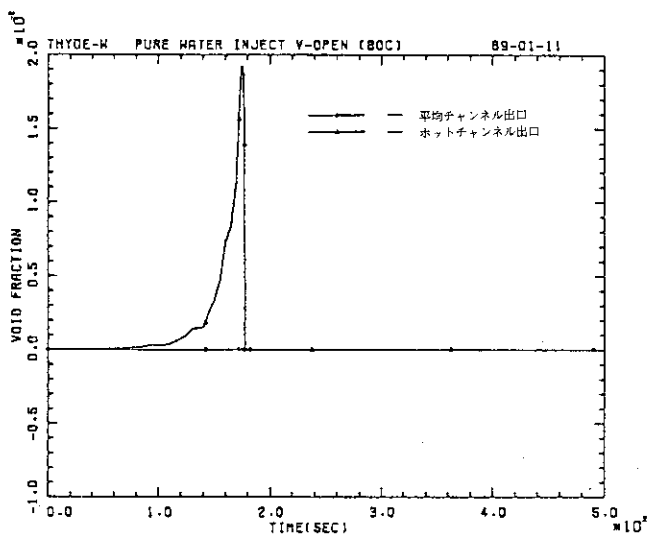


Fig. III. 4. 283 CORE OUTLET VOID FRACTION

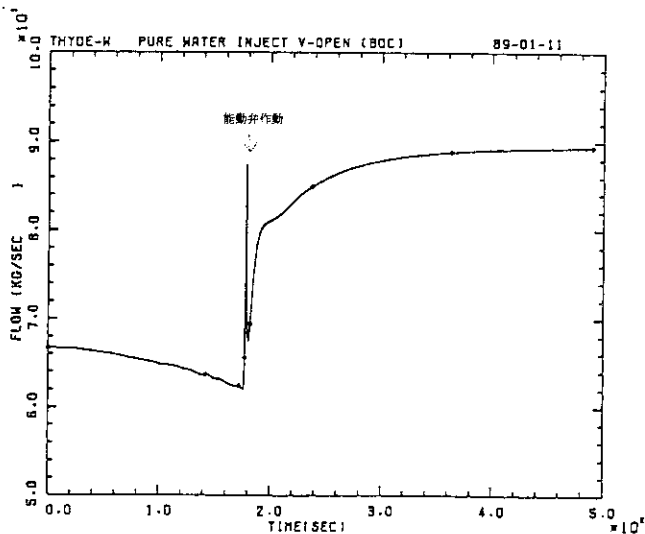


Fig. III. 4. 281 FLOW RATE (PUMP)

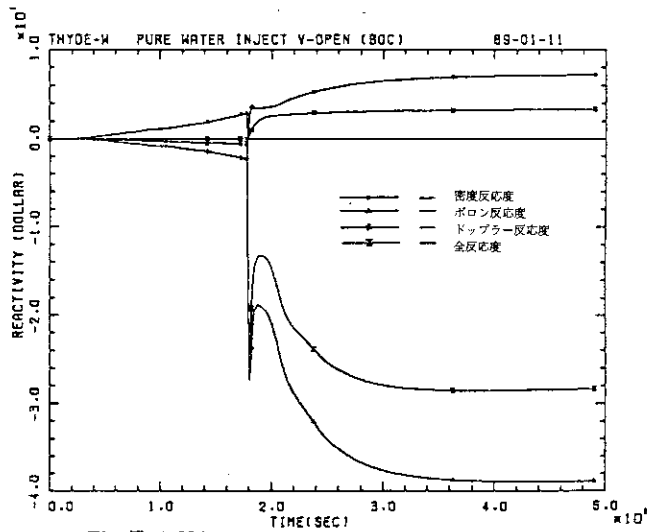


Fig. III. 4. 284 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

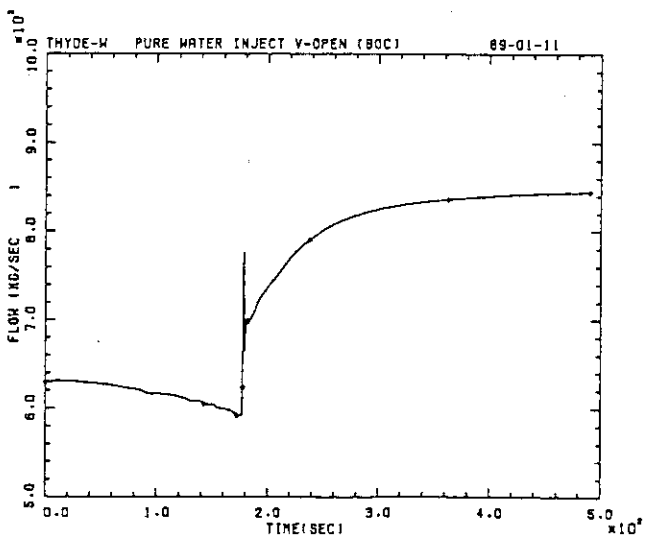


Fig. III. 4. 282 CORE FLOW

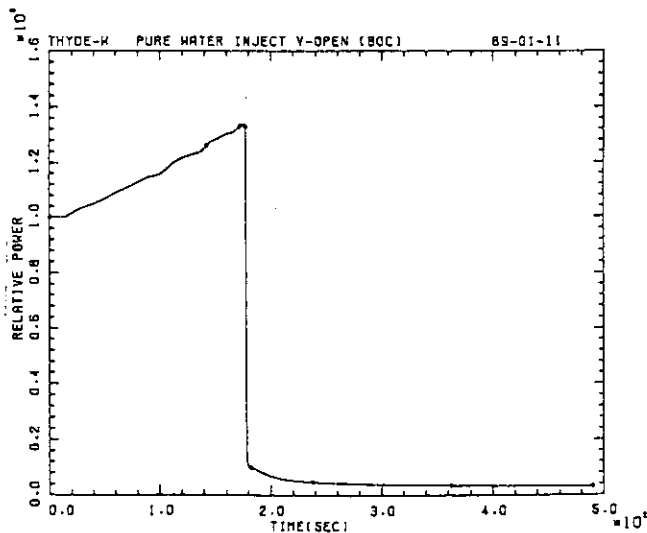


Fig. III. 4. 285 REACTOR POWER

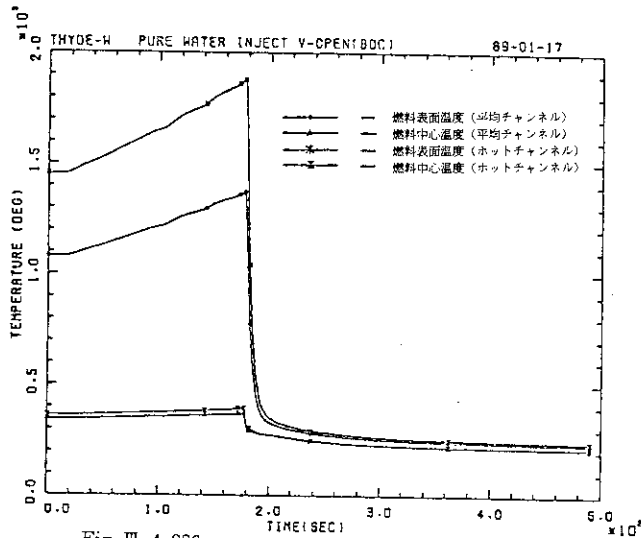


Fig. III. 4.286 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

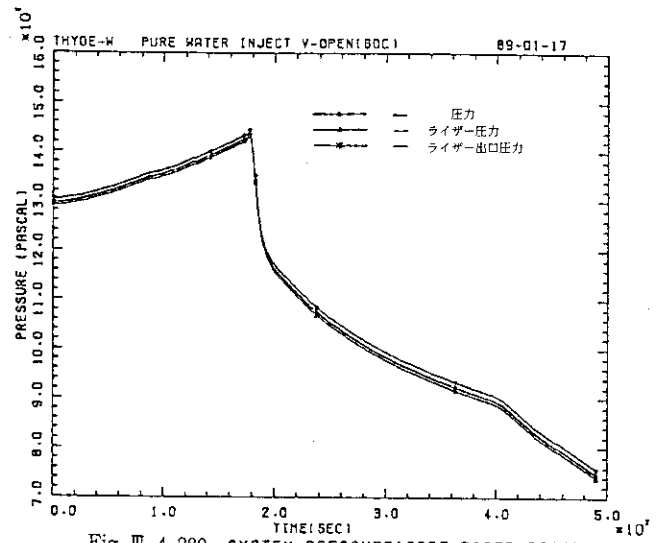


Fig. III. 4.289 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER,RISER OUTLET)

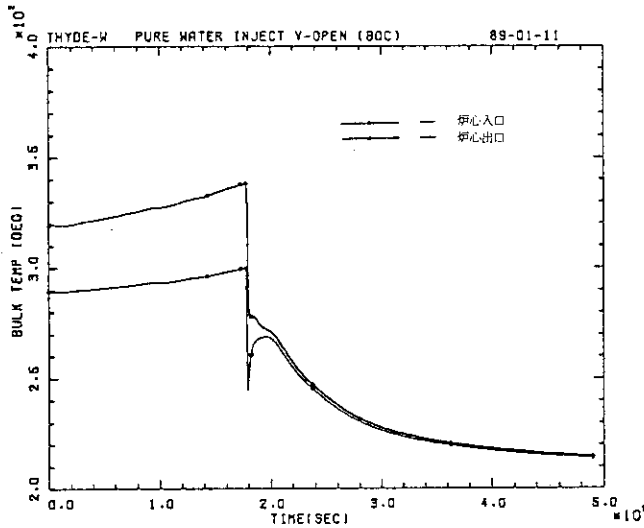


Fig. III. 4.287 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

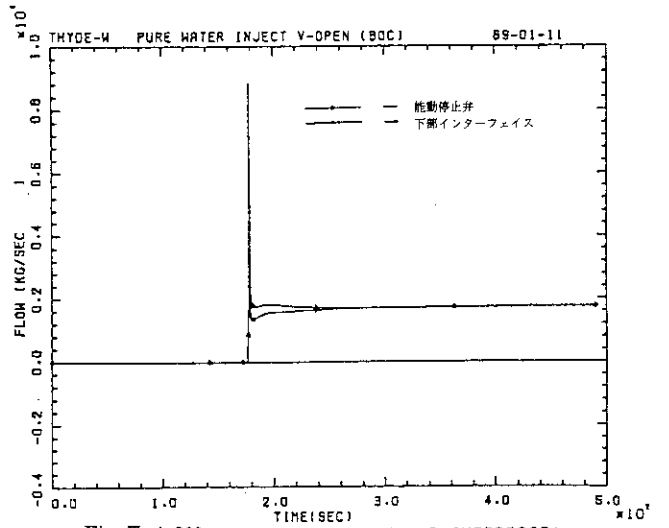


Fig. III. 4.290 FLOW RATE(VALUE AND INTERFACE)

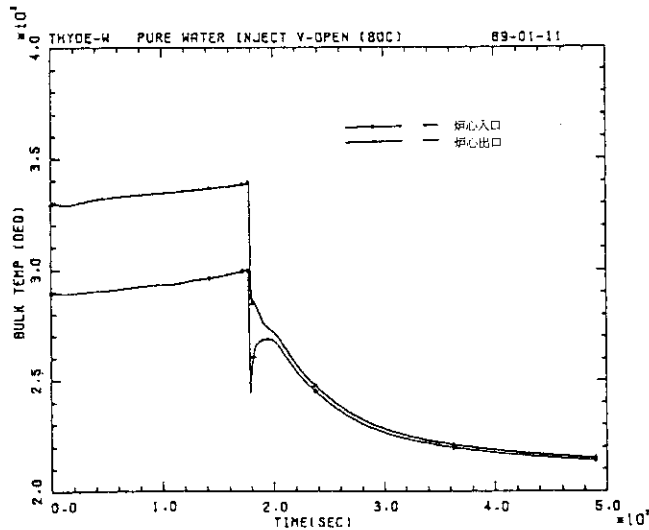


Fig. III. 4.288 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

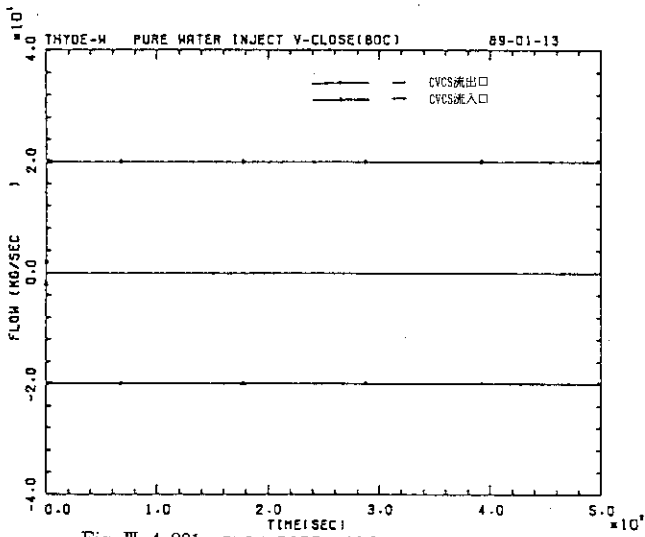


Fig. III. 4. 291 FLOW RATE NODE34.35

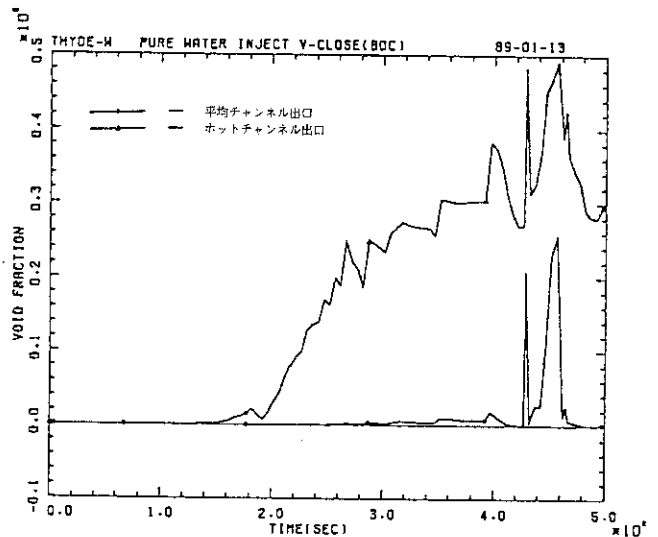


Fig. III. 4. 294 CORE OUTLET VOID FRACTION

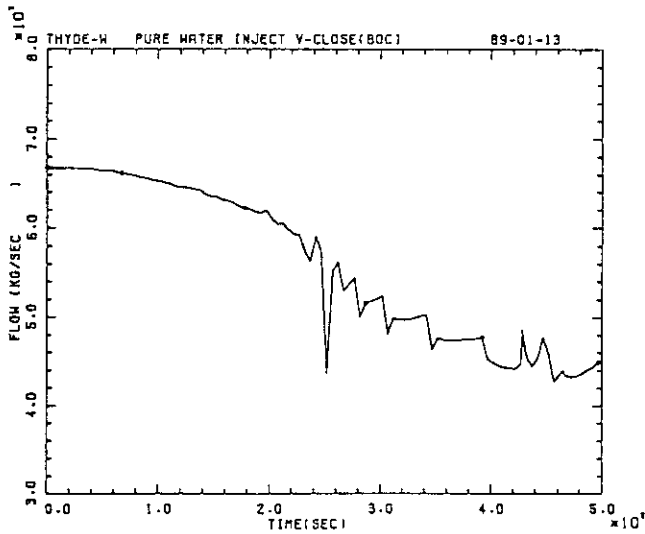


Fig. III. 4. 292 FLOW RATE (PUMP)

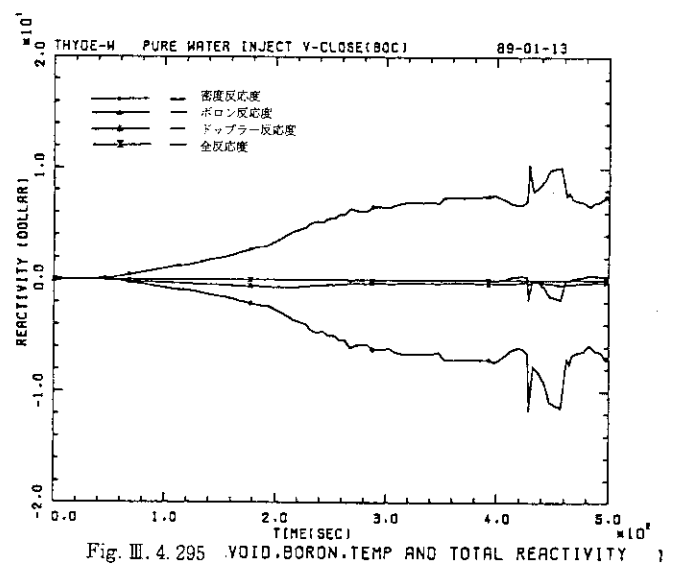


Fig. III. 4. 295 VOID, BORDON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

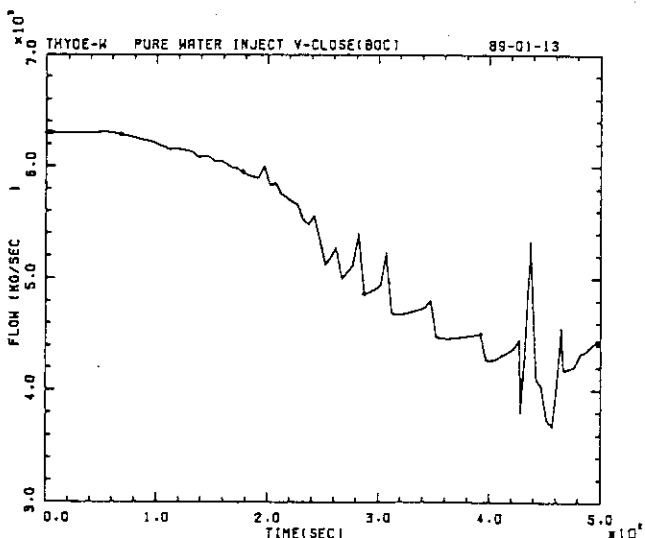


Fig. III. 4. 293 CORE FLOW

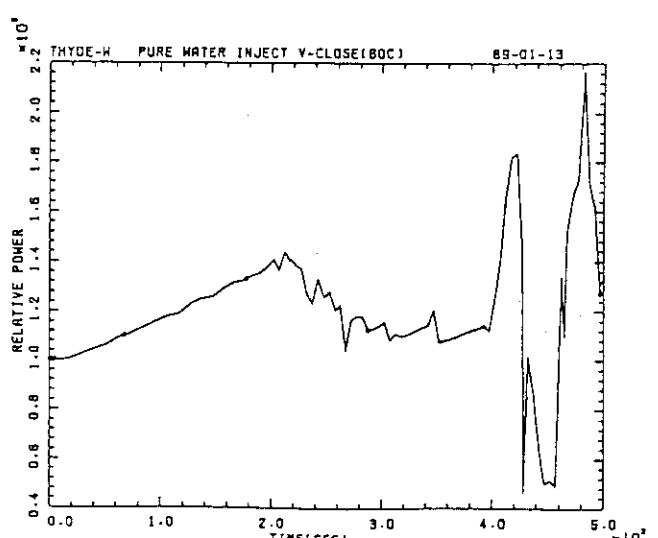


Fig. III. 4. 296 REACTOR POWER

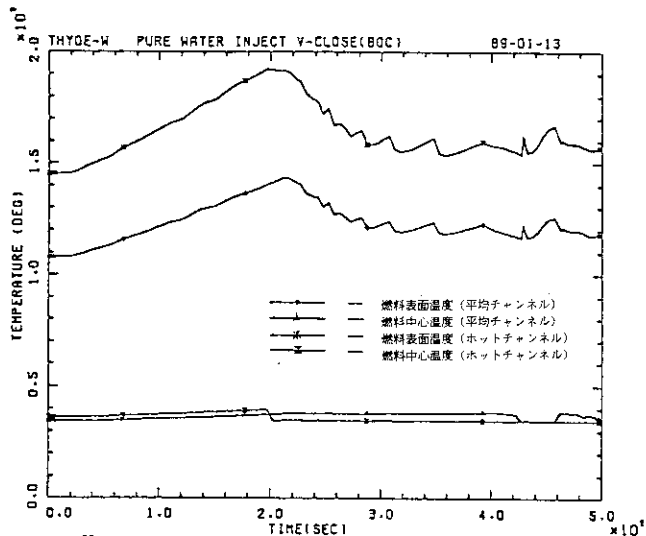


Fig. III. 4. 297 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

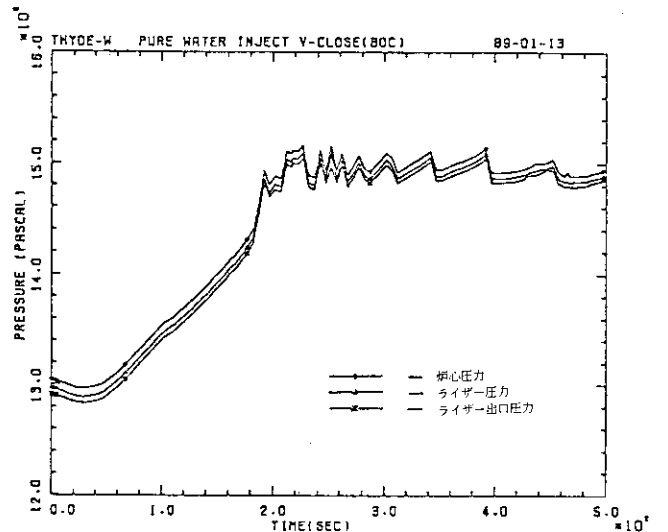


Fig. III. 4. 300 SYSTEM PRESSURE(CORE,RISER,RISER OUTLET)

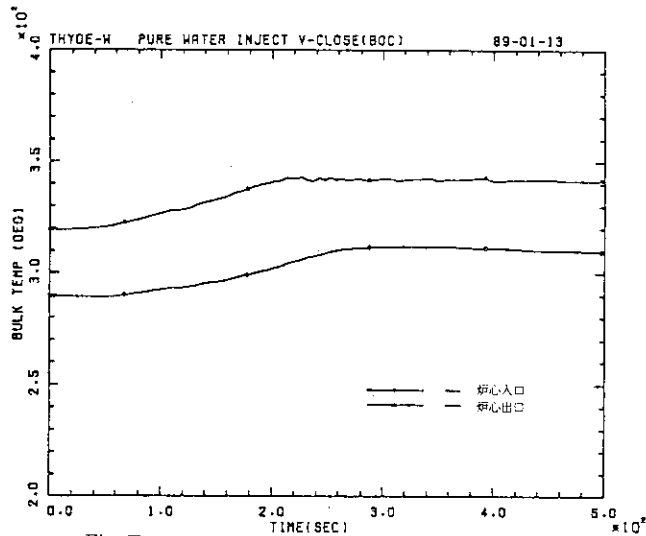


Fig. III. 4. 298 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

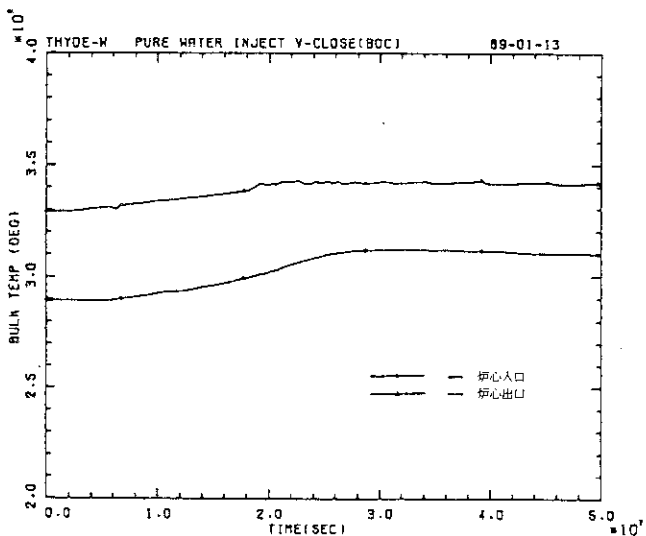


Fig. III. 4. 299 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

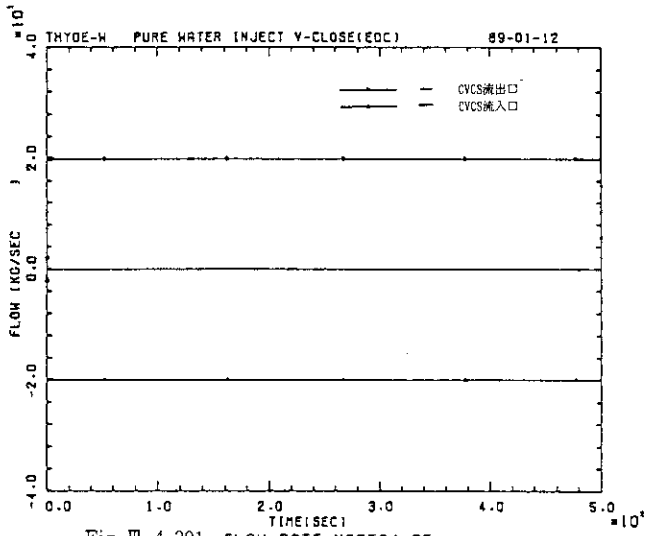


Fig. III. 4.301 FLOW RATE NODE34.35

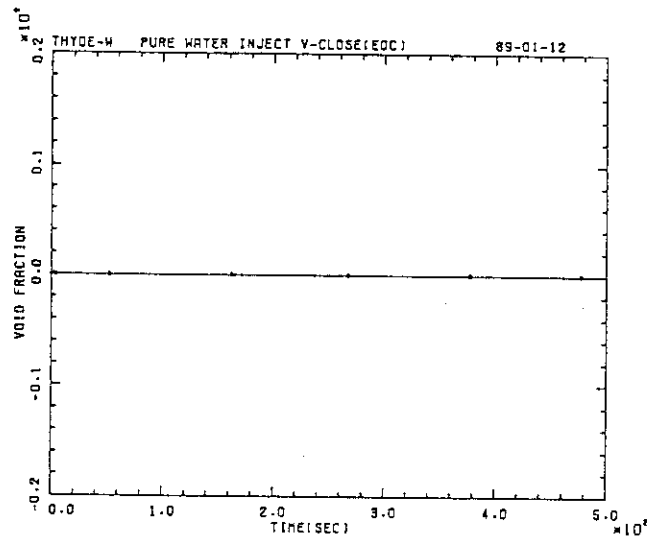


Fig. III. 4.304 CORE OUTLET VOID FRACTION

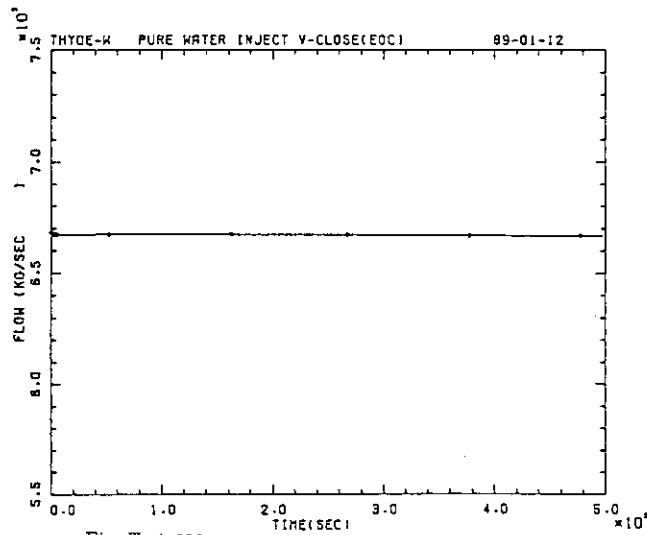


Fig. III. 4.302 FLOW RATE(PUMP)

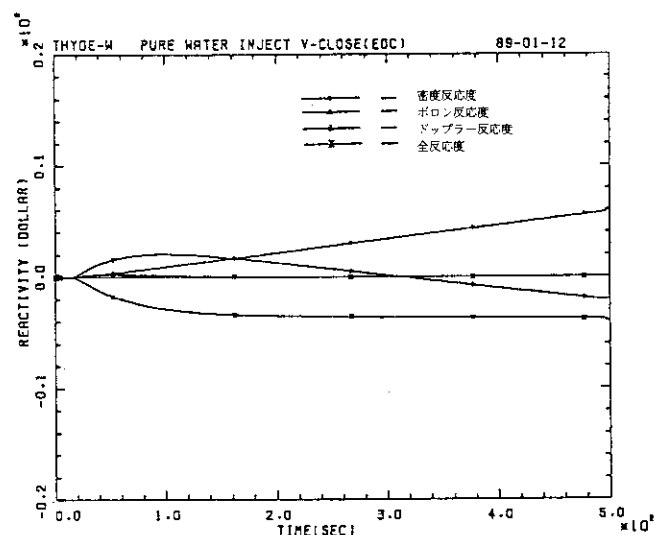


Fig. III. 4.305 VOID, BORON, TEMP AND TOTAL REACTIVITY

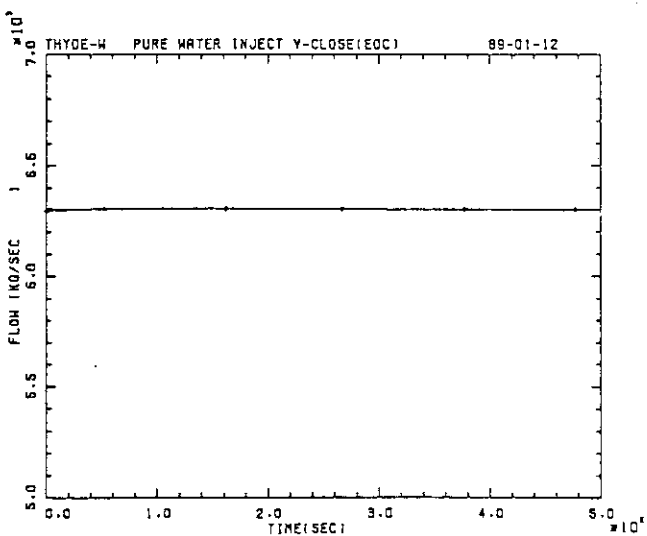


Fig. III. 4.303 CORE FLOW

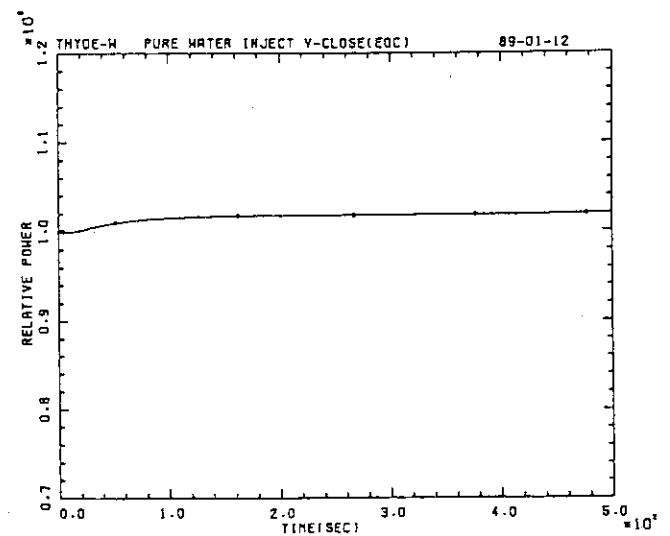


Fig. III. 4.306 REACTOR POWER

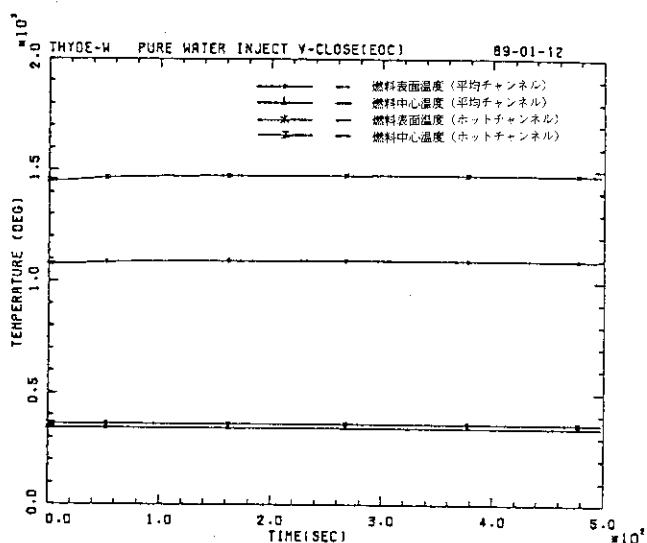


Fig. III. 4.307 FUEL SURF. AND CENTER TEMP(SL3,SL8)

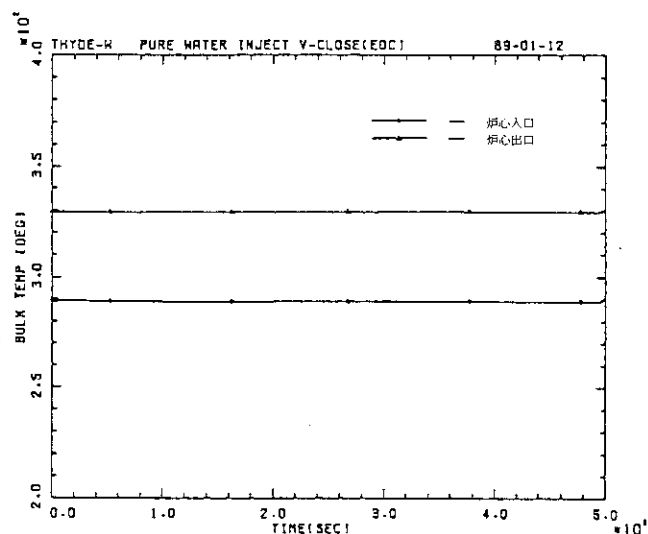


Fig. III. 4.309 CORE IN AND OUT TEMP(HOT)

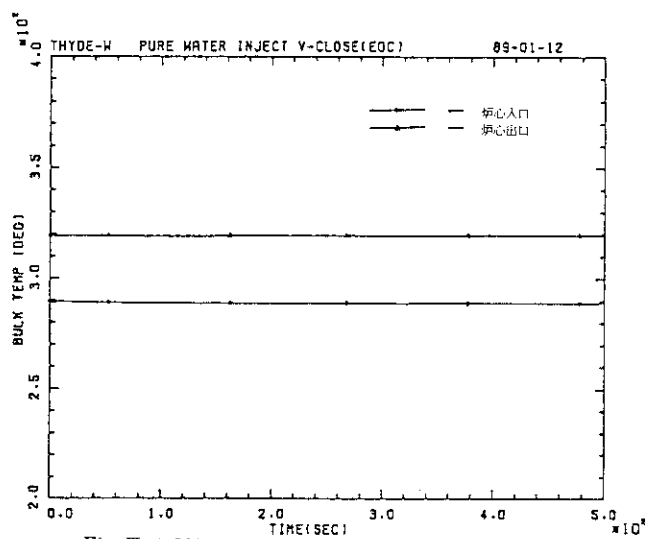


Fig. III. 4.308 CORE IN AND OUT TEMP(AVERAGE)

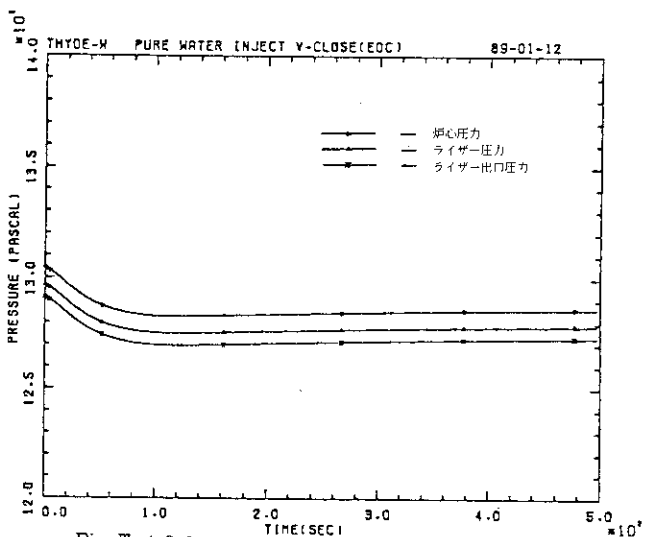


Fig. III. 4.310 SYSTEM PRESSURE(CORE, RISER, RISER OUTLET)

謝 辞

本報告は、1987年4月より89年3月までの2年間、新型炉検討特別チームの1グループとして行った設計研究の成果であり、3月に完成した報告書に一部加筆修正したものである。

本設計研究の遂行と並行して、88年11月から89年3月にかけて行われた「中小型安全炉の研究調査」委員会（主査：安 東海大学教授，事務局：未来工学研究所）において、徹底したご議論をしていただき、設計の充実に大きな助けとなった。厚く御礼申し上げます。

当委員会でご指摘を受けた事項の内、安全性と保守性能にかかわる部分（動特性解析と燃料交換）については、その後引き続き検討を進め、得られた成果について現在検討中である。

なお、設計の概要は既に本年8月に米国サンディエゴで開催されたIAEA, EPRI, EC 共催の第2回中小型炉国際セミナーで発表済みである。