

JAERI-M
4608

J P D R - II プラント設計報告書・1

1971年10月

J P D R - II プロジェクトプラント設計グループ

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

J P D R - II プラント設計レポート・1

日本原子力研究所東海研究所動力試験炉部

J P D R - II プロジェクトプラント設計グループ

(1971年10月受理)

本レポートは、J P D R 出力倍増計画 (J P D R - II 計画) のプラント設計のプラントエンジニアリングおよび設計計算の経過、その主要結果および最終的なプラント設計結果についてまとめたものである。

プラント設計はプラントを構成する系統、系統を構成する個々の機器、配管、弁類、計装制御装置、電力設備空調設備、放射線管理設備、廃棄物処理設備、格納容器貫通部、原子炉安全保護設備およびプラント全体の制御等の設計とその範囲は非常に広い。従つてそれに関連するエンジニアリングおよび設計経過および結果は皆それぞれの設計資料にまとめてあるが、その量は厩大なるものなので、それら設計資料リストを第16章に記載する。

プラント設計の作業は、増加出力の処理方式の決定、プラントの基本設計、概念設計、詳細設計および他グループの設計結果との調整、更に新設部分と既設部分との協調性の検討である。

動力試験炉部 J P D R - II プロジェクト
プラント設計グループ

二 村 嘉 明 (リーダー: 執筆者)

梅 田	実
橋	勝 美
高 野	正 美
岡 崎	義 人

Plant Design for JPDR-II

JPDR-II Project, Div. of JPDR, Tokai, JAERI

(Received Oct. 1971)

In this report are described the processes and results of plant engineering and design calculations made in JPDR-II project, and also the final results of plant designs.

The design for JPDR-II included the following: the conceptual, then basic designs, detail design, the coordination in design among the various design groups, and the adjusting of the newly designed to the existing JPDR.

Member of Plant Design Group of JPDR-II Project

Yoshiaki FUTAMURÁ, Masami TAKANO, Yoshihito OKAZAKI

Katsumi TACHIBANA

目 次

1. 緒 言	1
2. JPDR-IIプラントの概要およびプロットプラン	3
3. ダンプコンデンサ運転圧力の選定, 設定	6
3.1 運転圧力の選定	6
3.2 ダンプコンデンサの設計	7
3.3 事故時の圧力上昇	8
4. プラントの熱精算	15
4.1 ダンプコンデンサ系の熱精算	15
4.2 プラントの熱精算	21
5. 海水冷却系の設計	25
6. 強制循環系の設計	27
6.1 概 要	27
6.2 強制循環系統配管の圧力損失	27
6.3 強制循環系統配管の強度計算	32
6.4 熱応力解析	37
7. 主蒸気, 復水, 給水系の設計	48
7.1 系統の概要	48
7.2 系統内の機器および制御装置	49
7.3 系統の圧力損失	54
8. 補助系の設計	60
8.1 液体廃棄物処理系の設計	60
8.2 気体廃棄物処理系の設計	62
8.3 閉回路冷却系の設計	65
8.4 計器用空気系の設計	72
8.5 所内用空気系の設計	74
9. 非常用換気系の設計	75
9.1 概 要	75
9.2 設計条件	76
9.3 格納容器から漏洩する放射性汚素	77
9.4 汚素捕集フィルターへ流入する放射性汚素	81
9.5 JPDR-II非常用換気系の汚素除去フィルターシステム	82
9.6 設計仕様	83
10. 計装制御系の設計	89
10.1 概 要	89
10.2 中央制御盤	89

10. 3	現場制御盤	90
10. 4	主蒸気流量制御装置 (DPR)	90
10. 5	給水制御装置	93
10. 6	強制循環流量制御装置	96
10. 7	原子炉出力の制御およびプラントの運転方式	98
10. 8	原子炉安全保護系	101
10. 9	制御棒置置インターロック	106
10.10	最小限界熱流束比例制限装置	108
11.	放射線管理用計測装置	112
11. 1	概 要	112
11. 2	エリアモニター	112
11. 3	プロセスモニター	112
11. 4	高線量率下のモニターの指示特性	114
11. 5	GM管式エリアモニターの指示特性	115
11. 6	プロセスサンプリングポイント	117
12.	電力系統	118
12. 1	概 要	118
12. 2	3.3 KV 系統	118
12. 3	220V 系統	118
12. 4	210V, 105V 系統	119
12. 5	バイタル交流電源	119
12. 6	125V 直流系統	120
12. 7	電力設備保護系統	120
12. 8	非常時母線切替	120
13.	耐震設計	125
13. 1	設備の重要度による分類	125
13. 2	設計震度等	128
13. 3	許容応力	129
13. 4	機器の耐震性に関する計算	131
13. 5	配管の耐震性に関する計算	131
14.	結 び	137
15.	謝 辞	138
16.	設計資料	140

1. 緒 言

昭和40年6月JPDR-II計画を完遂するために、JPDR-IIプロジェクトが設定され高出力密度炉心の核熱設計、燃料体の設計、炉内構造設計およびプラント設計をプロジェクト内の各設計グループがそれぞれ担当した。プラント設計グループは自然循環方式のJPDRを強制循環方式に改造すると同時に、原子炉出力が45MWtから90MWtに増加したので増加した分(45MWt)を処理する施設の設計を担当した。

昭和40年末頃までに、第1次および第2次設計を終えて、ダンプコンデンサ方式で増加出力を処理することのみが決定された。

昭和41年初めから6月にかけて、第3次設計としてプラントの基本設計を経て、プラントのプロットプラン、プラントを構成する系統、各系統内の機器、配管、弁類、計装制御装置、電力設備、空調設備、建屋関係、原子炉の安全保護設備等の概念設計および一部詳細設計を終え、これらの結果をJPDR-II炉外設計第3次設計書にまとめた。

昭和41年6月以降更に設計密度を上げると同時に、他グループの作業の進捗に合わせて設計内容の調整に入った。設計内容が詳細化して行くにつれて新設部分と既設部分との協調性の検討および建設、改造時の諸問題の検討に入った。

昭和41年8月～12月にかけて、所内の安全審査を受け、更に、この期間中の10月には新設プラントの安全性および既設プラントを含めたJPDR-IIプラントの安全性、協調性に重点を置いて、JPDRの設計、建設を担当したGEに技術的なコンサルタントを受け、設計全般について妥当であるとの結論を得た。

昭和42年初めより新設プラント機器と既設機器との接続個所の選定、工事施工上の問題、接続した時既設部分におよぼす応力上の影響等の検討を行ない、7月にJPDR-II炉外設計第4次設計書としてこれらの結果をまとめた。

以降、他のグループの作業の進行と調整をとりながら計装制御装置、安全保護装置および配管、弁の詳細検討を行なうとともに、原子力局の安全審査会の動向に従って非常用換気系を追加設計するなどしてJPDR-IIプラントの設計をほぼ終了した。

JPDR-IIプラントの設計は前述した事項の他に、下記を設計基本方針として行なわれている。

- (1) 既設JPDRの機能は新設備により影響されないこと。
- (2) 新設備が悪干渉を与えない範囲で出来る限り既設備を利用する。
- (3) 新設備は既設のJPDRと同様に中央集中制御方式によつて制御、監視される。
- (4) 新設備は原則として、既設タービン系と隔離して単独で運転されることはなく、新設備が運転される時は既設のタービンはホットスタンドバイまたは運転状態にあるものとする。但し起動および暖機は原則として新旧両設備を同時に行なうものとする。

プラント設計の範囲は今さらここで記載するまでもなく広範囲に亘つて居るので、その設計資料を膨大な量になる。これらは本報告書末の設計資料リストに記載するので、設計経過、細部の詳細設計および詳細な設計計算についてはこれらの資料にゆずり、最終の設計結果と重要

な部分の設計思想と内容を本報告書に記載する。それでも内容が大量にあるので4分冊に分けて報告する。

- 第1分冊 : JPDR-IIプラントの概要、設計思想および設計計算
- 第2分冊 : JPDR-IIプラントの設備概要
- 第3分冊 : JPDR-IIプラントの基本図面集
- 第4分冊 : JPDR-IIプラントの設計ノート(特定問題の設計)

2. J P D R - II プラントの概要およびプロットプラン

J P D R - II とは J P D R の熱出力を 45 MWt より 90 MWt に増加するために J P D R を自然循環より強制循環に改造し同時に必要な諸系統を増設したものを言う。

熱出力が 2 倍に増加するので原子炉での発生蒸気量も改造前に比して約 2 倍の 136 t/hr になる。これらの蒸気は圧力容器内の気水分離器、ドライヤーを通り既設主蒸気管で格納容器外に導かれ、タービンで消費され、残りの蒸気 (65.77 t/hr) は格納容器外側隔離弁の下流で分岐した新設主蒸気管でダンプコンデンサに導かれる。

ダンプコンデンサで凝結された復水はホットウエル内に暫時滞留した後復水ポンプで復水脱塩器へ送られる。ここで浄化された復水は空気抽出器冷却器を経て原子炉給水ポンプへ導かれる。

原子炉給水ポンプで加圧された給水は給水加熱器を経て、格納容器外で既設の給水と合流し、給水スパーチャから原子炉圧力容器内へ入る。原子炉圧力容器内に入つた給水は気水分離器で分離された再循環水と混合し、ダウンカマーを経て、2 つの再循環回路に分れて原子炉圧力容器外に出る。強制循環ポンプで加圧された再循環水は圧力容器の再循環水入口ノズルからバツフルプレートを通つて炉心下部プレナムへ入り炉心を上方へ流れる。

ダンプコンデンサ冷却用海水は既設タービンコンデンサを通つた海水をいつたん新設取排水ピットにおとし、その大部分を循環水ポンプでくみ上げる。残りの海水はダンプコンデンサを冷却した海水と合流し、シールウエルを経て海洋に放出される。

廃棄設備のうち廃ガス系については、ダンプコンデンサからの放射性ガスを処理するために、既設の廃ガス系とほとんど同一機器より構成される系を設計し、既設の廃ガス貯蔵タンク入口で既設備と接続する。別に J P D R の運転経験を生かした系統 (再結合器ウォーミング系、廃ガス圧縮機バイパスライン) を新設し、この系統の信頼性を向上している。液体廃棄物処理系については J P D R の施設をほとんどそのまま使用するが、プラントの水経済の面より廃水戸過器を原則として廃水、汚水用にそれぞれ専用化し且つ新設備により発生する廃液処理の為に既設とは異つたシステムの廃水戸過器を 1 器増設する。

空気式制御機器用には、圧縮機、クーラー、レンジャー、ドライヤー等より構成される計器用空気系を一系統増設し、既設 J P R の計器用空気系と連絡し相互の後備としている。

閉回路冷却系、サービス水系、補給水脱塩系および所内圧縮空気系は配管のみを延長し、既設備をそのまま使用する。

強制循環ポンプの設置により、格納容器の配管用予備ノズルを高圧ケーブルベネトレーション用に改造し、そのケーブルユニットに国産初の碍子型の高圧ケーブルユニットを設置する。

原子炉事故時における周辺の被曝線量をより少なくするために、事故時格納容器からの洩漏の大部分を占めるベネトレーション部からの洩漏ガスを含浸活性炭フィルターに導きここで有機状、無機状の放射性汚素を除去した後スタックより放出する非常用換気系を新設する。

計測制御系は J P D R と連携のある箇所例えば給水制御系には J P D R と同様な空気式制御機器 (Baily 製) を使用し、他は電気式計測器を主にしている。原子炉安全系は新設備の設

置により必要を改造は行なうが基本的にはJPDRのまゝである。主蒸気破断検出，制御棒配置インターロック，強制循環流量変化中の制御棒引き抜き阻止，および低流量時に間違つて制御棒が引き抜かれて炉心に損傷を与えるのを防止するためのインターロック等が設けられる。強強制循環ポンプを回転数制御するために，可変周波数電源装置（M.F.G.）およびその制御装置を国産で初めて設置する。

新設備の機器系統の制御はダンプコンデンサ系を安全，安定且つタービン系と協調を保つて運転し得るように充分注意をはらつている。

新設備の設置により必要な放射線管理設備（エリアモニター，ガス，水モニター，換気設備等）を設置する。

新設備に電力を供給する電力系統はJPDRと独立し，新設の変圧器2台を中心に系統を構成して設置し，緊急時に備えて，JPDRの系統とは互いに電力の授受が出来るようにしている。直流電源装置，バイタル電源（バッテリー，充電器およびインバーターより構成）はJPDRと独立して設置するが，非常用予備発電装置は既設を利用する。

JPDR-IIプラントのプロットプランとしては，ダンプコンデンサの冷却水の関係から，ダンプコンデンサ建屋をJPDR保全区域の北東部に配し，放射性物質を含む流体用配管群の為のパイプトンネルと電力および制御ケーブル用のケーブルトンネルをダンプコンデンサ建屋とタービン建屋間に設ける。非常用換気系およびM.F.G.用に非常用換気建屋を格納容器の西北西側に，廃棄物処理建屋の増設分および排風機建屋を廃棄物処理建屋の東側にそれぞれ設置する。（第2.1図参照）

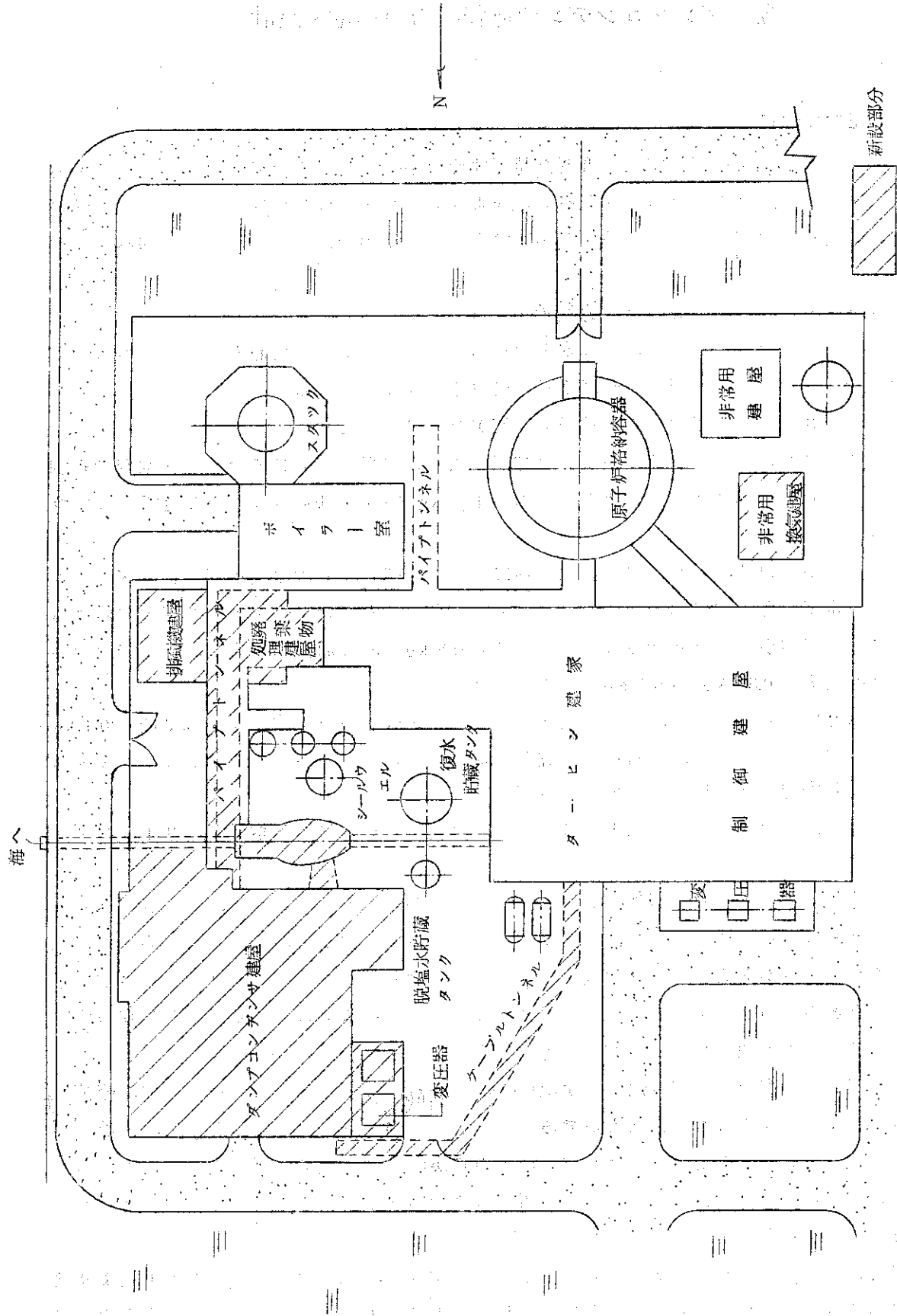


図 2-1 図 J P D R - II プ ロ ッ ト プ ラ ン

3. ダンプコンデンサ運転圧力の選定・設計

3.1 運転圧力の選定

ダンプコンデンサ方式採用決定後の重要な問題はその運転圧力の選定である。この運転圧力によりプラント設計の基本になるヒートバランおよびプラントの構成機器は大きな影響を受けるので、その選定には綿密な調査、検討が必要である。その選定に当つては下記の基本条件を遵守した。

- (1) 運転が容易であり、運転中の圧力変動が少いこと。
- (2) 放射性物質の洩漏などプラントの安全性をいかなる場合にも損なわないものであること。
- (3) 付属機器を含め系統の経済性が高く且つ出来る限り簡略化すること。

この条件下で3案が検討対象となり結局第3案が採用になつた。

第1案：ダンプコンデンサの負荷および冷却用海水の入口温度に応じて冷却用海水流量を制御することにより、ダンプコンデンサ内の圧力を $4.2 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ から真空の範囲内に保つて運転する。

第2案・連続最大負荷、海水入口温度最高時における運転圧力を大気圧以下とし、ダンプコンデンサの設定圧力と所要伝熱面積の相対関係を示す曲線よりダンプコンデンサ圧力に対する伝熱面積の変化率が小さくなり始める点の圧力即ち $0.8 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ を選定し、この伝熱面積より定常運転圧力 ($0.36 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$) を決定する。

第3案：第2案を基礎として、定常運転時における設定圧力を第2案よりさらに低い $0.1 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ (定格出力時) とし、低負荷から高負荷運転に至る間の圧力変動中をできるかぎり小さく保ち、より安定した運転特性を期待する案。

以上3案の検討結果の要約を第3.1表に、その検討資料としての計算結果を第3.1, 3.2, 3.3図に示す。

第1案はダンプコンデンサの製作費の低廉化に主眼をおいたものであるが、結果的にみるとドレンクーラーの伝熱面積が増大し、圧力を高く選定することにより、胴の強度を高くし、加熱管も厚くする必要がある。更に海水流量制御弁を設置すると、サブプレッションタンクが必要となることなどのために、かえつて経済性は3案のうち最も劣るものとなる。また運転の安定性、安全性についても他の2案に比較して劣つたものと判断される。

第2案は運転時の安全性、安定性を満す範囲内の経済的な設定圧力を選択したが、経済性のうえからは3案のうち最も優れたものである。しかしながら安全性の見地からは、事故時などの上昇圧力が大気圧を越える可能性を有し、この点が唯一の難点である。更に復水ポンプのNPSH確保上吸入側にドレンクーラーを設置する必要がある。そのためクーラー出口復水の過冷却防止が加わり運転上の難度は第3案以上になる。

第3案は3案のうち最も優れたものであることが確認され、経済性についても第1案よりはるかに有利であり、第2案に近いものと考えられる。更に圧力設定のための遵守条件をすべて十分に満足するのは第3案だけである。

以上の検討結果により、本設計では第3案を採用し、定格運転時における設定圧力を $0.1 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$

$\text{cm}^2 \text{ abs}$ とした。

ダンプコンデンサ冷却用海水はタービンコンデンサを冷却した海水を使用するので、その入口条件を次の様に決める。

流 量 5460 m^3/hr

入口温度 27°C, 32°C (設設最高温度)

海洋資源保護の為むやみに温排水を海洋に放出出来ないので、ダンプコンデンサでの冷却水の温度上昇と冷却面積の関係を系統的に調査した結果を使用して、冷却面積を決める。この結果がまたダンプコンデンサ運転圧力の決定に影響を与える。一旦冷却面積が決まればこれを使用して最終的な冷却水の温度上昇が求まる。

復水脱塩用樹脂の使用最高温度と使用期間の関係は正確には求められないが強酸性カチオン交換樹脂は150°C、強塩基性アニオン交換樹脂は60°Cまで連続使用し得る。冷却水量一定時、蒸気流量および冷却水入口温度を種々変えた場合の復水温度と冷却面積の関係、更に冷却水量と冷却面積を一定にして、冷却水入口温度を種々変えた場合の負荷(蒸気流量)と復水温度即ちダンプコンデンサ運転圧力の関係をそれぞれ第3.4, 3.5, 3.6, 3.7図に示す。これらの図面よりダンプコンデンサの冷却面積および設定圧力の選定が妥当なものであることがより一層明確になる。

冷却水量, 冷却面積, 運電圧力等の関係は次式で表わされる。

K_1 : 熱貫流率

G_{W1} : 冷却水量

F : 冷却面積

W : 蒸気流量

t_1 : 冷却水入口温度 (τ_1' : エンタルピー)

t_2 : 冷却水出口温度 (τ_2' : ")

τ_1 : 蒸気のエンタルピー

τ_2 : 復水 (t_d °C) のエンタルピー

$\Delta\theta_m$: 対数平均温度差

$$G_{W1} (\tau_2' - \tau_1') = W (\tau_1 - \tau_2)$$

$$FK_1 \Delta\theta_m = W (\tau_1 - \tau_2)$$

$$\Delta\theta_m = (t_2 - t_1) / \ln \left(\frac{t_d - t_1}{t_d - t_2} \right)$$

3.2 ダンプコンデンサの設計

ダンプコンデンサの具体的な設計計算は本報告書には記載しない。(設計資料No 2を参照)

ダンプコンデンサに流入する蒸気はダンプコンデンサ上流に設置された主蒸気流量制御弁および減圧装置により、62.5 $\text{kg}/\text{cm}^2 \text{ abs}$ の飽和蒸気から冷却管上部で0.1 $\text{kg}/\text{cm}^2 \text{ abs}$ まで減圧される。このため蒸気は過熱蒸気となるのでダンプコンデンサ入口部に復水をスプレーする過熱戻し器(減温装置)が設けられている。

ダンプコンデンサは単流形で脱気貯蔵形ホットウエルおよび過熱戻し器が設けられている。ダンプコンデンサは960 m^2 の冷却面積を有し、この伝熱面積は外径25.4 mm 全長6.596mm

の冷却管1,840本から得られる。管は厚さ1,245mmで材質はJIS-BsTF₂に相当するネーパル黄銅で作られている。ダンプコンデンサは管の清浄度が85%、水温27℃、流量5,460m³/hrで62.5kg/cm²abs 277℃ 62.59×10³kg/hr 負荷(定格負荷)の時に絶対圧力0.1kg/cm²absが生ずるよう設計されている。

ダンプコンデンサには大気放出板が設けられており何らかの原因によりその内圧が1.35kg/cm²abs以上になると蒸気を大気に放出してダンプコンデンサの破損を防止する。

ダンプコンデンサ冷却管速の下部には散水棚を設けた真空式脱気器が装備されており、この部分に補給水が入るようになっていいる。この脱気器は復水中への酸素含有量が0.01cc/l以下の能力を有するように設計されている。

ダンプコンデンサホットウエルは貯蔵容量9m³を有する。又半減期の短い放射性物質(特にN¹⁶)を減衰させるために内部にじやま板を装備し復水がホットウエルに入ってから復水ポンプで運び出されるまで3mm以上ホットウエルに滞留するように設計されている。

減温管とコンデンサ本体の熱膨張差に対しては減温管の先端をスライド可能な構造にしてあるので無理な荷重がかからない。又減温管がコンデンサ本体を貫通する部分は二重構造として温度勾配を軽減するように設計されている。

3.3 事故時の圧力上昇

ダンプコンデンサの圧力が何らかの理由により上昇した場合、最も厳しい条件下でもダンプコンデンサ圧力が大気圧以上に上昇せず、放射性蒸気を大気中に放出しないことを確認する。計算を単純化するために次の条件の下に計算を行なう。

- (1) 海水循環ポンプがトリップした時、循環水は瞬時に停止し、循環水および管本体あるいは内部構造物などあらゆるものへの熱伝達は行なわれなないものとする。
- (2) 蒸気の凝結は起らないものとし、ホットウエル水位は一定である。
- (3) 主蒸気流量制御弁(FCV)からの蒸気流入量は弁トリップ作動の間100%負荷時担当の流れが続くものとする。
- (4) 圧力上昇した場合のダンプコンデンサ内蒸気は過熱蒸気としエンタルピ664.6kcal/kgを保つものとする。

$$\begin{aligned}
 V &: \text{ダンプコンデンサ内自由空間} && \text{m}^3 \\
 v_0'' &: \text{大気放出弁設定圧力での過熱蒸気の比容積} \\
 v_T'' &: \text{FCVトリップ時のダンプコンデンサ内飽和蒸気の比容積} && \text{m}^3/\text{kg} \\
 W &: \text{FCVより流入する蒸気流量} && \text{kg/s} \\
 t &: \text{FCVトリップに要する時間} && \text{sec}
 \end{aligned}$$

質量保存則より

$$\frac{V}{v_0''} = \frac{V}{v_T''} + W \cdot t$$

$$v_0'' = V / \left(\frac{V}{v_T''} + W \cdot t \right)$$

FCVトリップ時のダンプコンデンサの圧力上昇：入口冷却水温度 27°C ，100%負荷時運転圧力 $0.1\text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ ，FCVのトリップ圧力 $0.4\text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$

$$v_0'' = 2.214\text{ m}^3/\text{kg}$$

コンデンサ圧力は $0.9\text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs} < 1.0\text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$ となり，大気圧以上に上昇することは絶対にない。尚ダンプコンデンサには設定圧力 ($1.35\text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs}$) の大気放出弁があつて，ダンプコンデンサを保護している。更にFCVの設定圧力とダンプコンデンサの圧力上昇との関係を第3.8図に示す。これによりFCV設定値の選定理由を明確にすることが出来る。

第3.1-1表 SB材に換算した概算重量比較表

	第一案	第二案	第三案
ダンプコンデンサ			
伝熱面積	260 m ²	454 m ²	960 m ²
伝熱管材質	90/10 キュプロニツケル	90/10 キュプロニツケル	アルブラック
伝熱管重量	4.4 ton	5.0 ton	10.2 ton
SB材に換算した 伝熱管重量	98.1 ton	88.7 ton	121.8 ton
胴重量(SB材)	8.6 ton	26.4 ton	29.2 ton
SB材に換算した ①組立重量	86.0 ton	115.1 ton	151.0 ton
ドレンクーラ			
伝熱面積	360 m ²	140 m ²	
伝熱管材質	アルブラック	アルブラック	
伝熱管重量	5.2 ton	1.5 ton	設置せず
SB材に換算した 伝熱管重量	62.1 ton	17.9 ton	
胴重量(SB材)	7.8 ton	4.3 ton	
SB材に換算した ②組立重量	69.9 ton	22.2 ton	
サブプレッションタンク ③組立重量(SB材)	1.0 ton	設置せず	設置せず
合計重量 ① + ② + ③	156.9 ton	137.3 ton	151.0 ton

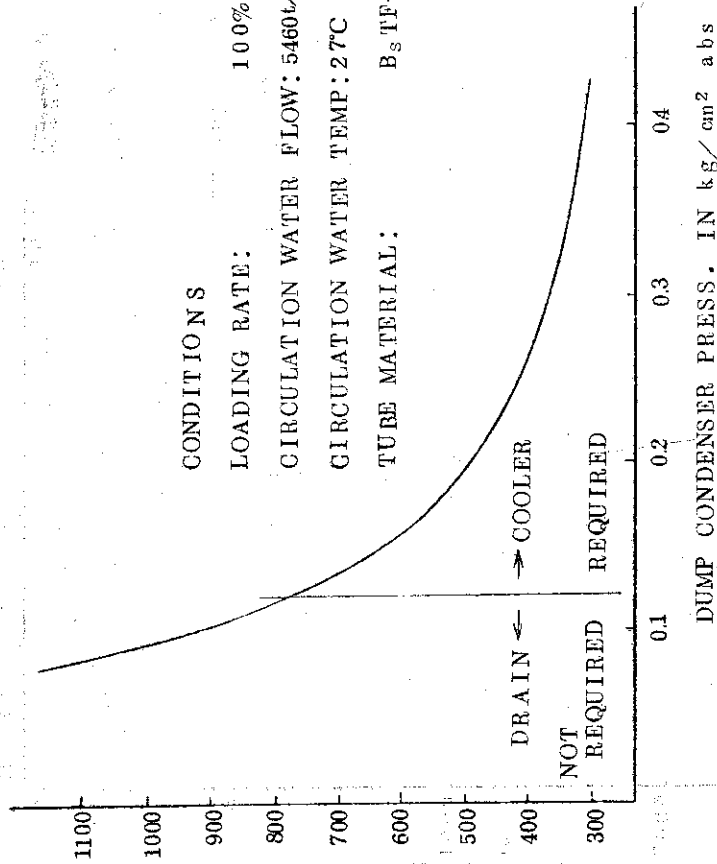
なお，第3.1-1表における換算の基準としては41年3月現在の次の比材料単価をとつている。

SB材	1
SS材	0.84
90/10 キュプロニツケル	17.74
アルブラック	11.94

第3.1-2表 ダンプコンデンサ圧力設定案比較表

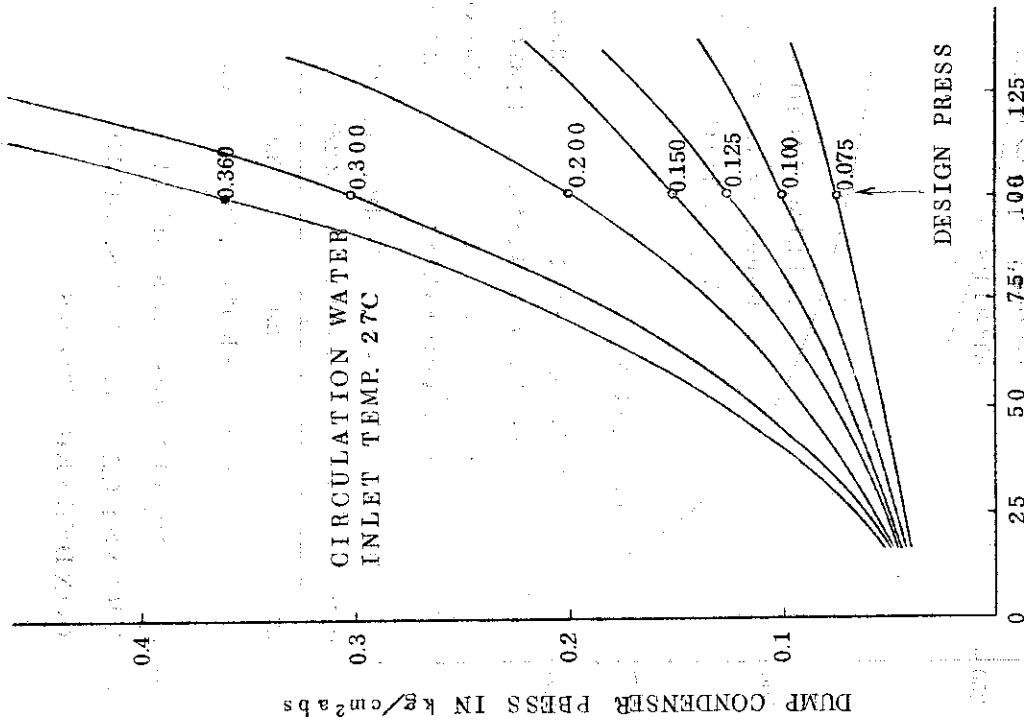
項 目	第 一 案	第 二 案	第 三 案
1. 圧力設定案の内容			
設 定 圧 力	4.2 kg/cm ² abs (125% 負荷 海水温度 35℃)	0.8 kg/cm ² abs (125% 負荷 海水温度 37℃)	0.16 kg/cm ² abs (125% 負荷 海水温度 32℃)
過熱もどし方法	真 空	0.36 kg/cm ² abs (100% 負荷 海水温度 27℃)	0.1 kg/cm ² abs (100% 負荷 海水温度 27℃)
ダンプコンデンサ圧力制御	伝 熱 管 海水流量制御	スプレ式過熱もどし器 圧力制御せず	スプレ式過熱もどし器 圧力制御せず海水流量一定
	(連続海水流量制御によるダンプコンデンサ圧力一定方式または海水流量粗調整によるステップ状圧力制御方式)	(圧力制御は行なわれないが、ドレンクーラの海水流量のみ粗調整して、脱塩器入口の復水温度を設定値以下に保つ)	
ドレンクーラ	設置する	設置する	設置せず
事故時内圧上昇対策	圧力逃し弁から放出蒸気をサブプレッションタンクに導く	主塞止弁または蒸気流量制御弁をトリップし設計圧力以上で圧力逃し弁から蒸気を大気中に放出する	主蒸気流量制御弁をトリップし、設計圧力以上でラプチャディスクより蒸気を大気中に放出する
2. ダンプコンデンサ圧力変動率	大 (最大 4.2 kg/cm ²)	比較的小 (最大 0.8 kg/cm ²)	微小 (最大 0.16 kg/cm ²)
3. ダンプコンデンサの圧力制御性	好ましくない	圧力制御していないが比較的良好	圧力変動が微小なため圧力制御の必要なし
4. 安 全 (運転時および事故時)	好ましくない	事故時に多少の難あり	安 全
5. 伝 熱 面 積 (ダンプコンデンサ+ドレンクーラ)	620 m ²	594 m ²	960 m ²
6. 過熱もどし法の得失	経済的でない	経 済 的	経 済 的
7. 概略経済比較 (経済的な推定順位)	3 位	1 位	2 位 (≒ 1 位)
8. 結 論	好ましくない、採用せず	ほぼ良好、採用せず	良好、採用

CONDITIONS
 LOADING RATE: 100%
 CIRCULATION WATER FLOW: 5460 t/hr
 CIRCULATION WATER TEMP: 27°C
 TUBE MATERIAL: B_sTF-2

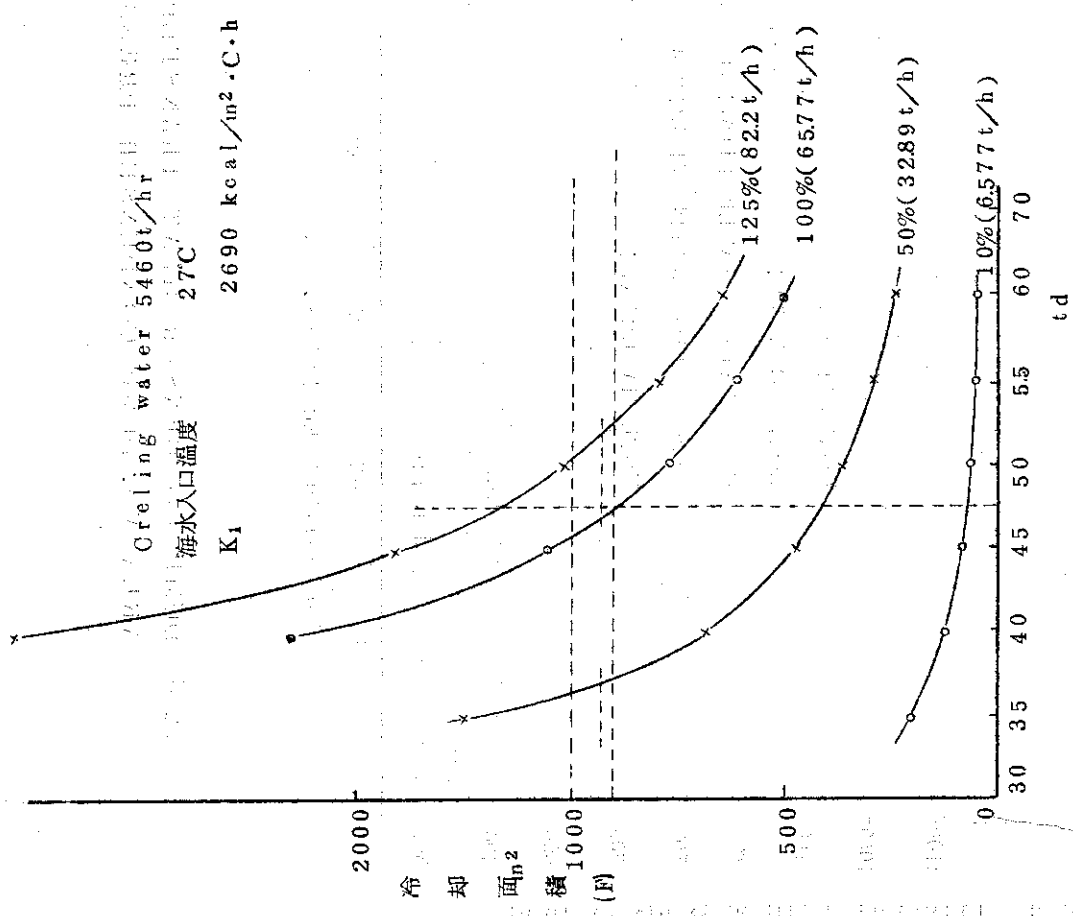


第 3.2 图 DUMP CONDENSER HEAT TRANSFER AREA VS. DUMP CONDENSER PRESS

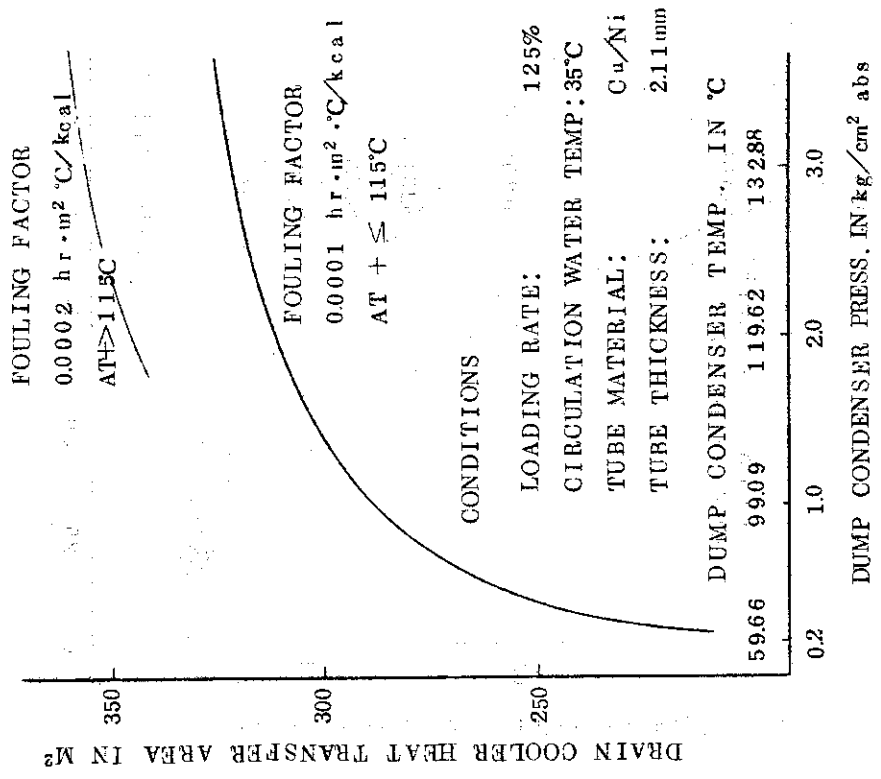
DUMP CONDENSER HEAT TRANSFER AREA IN M²



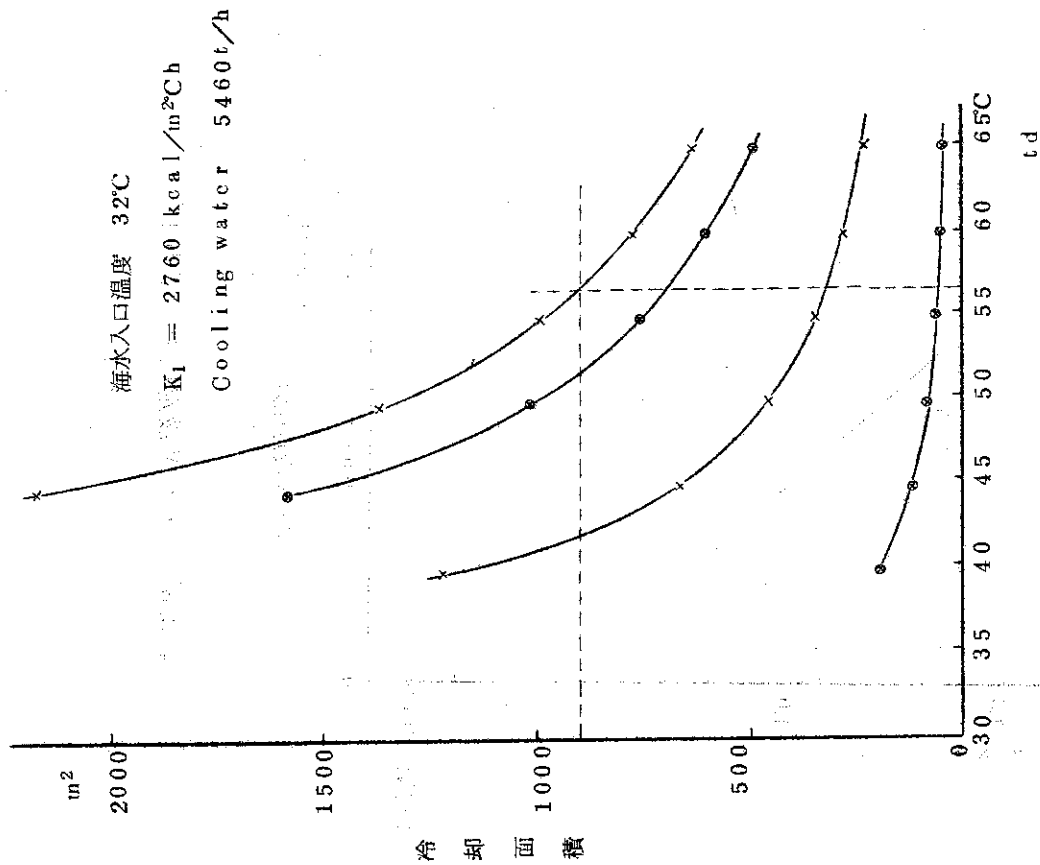
第 3.1 图 DUMP CONDENSER PERFORMANCE CURVE (FOR DESIGN PRESS. SELECTION)



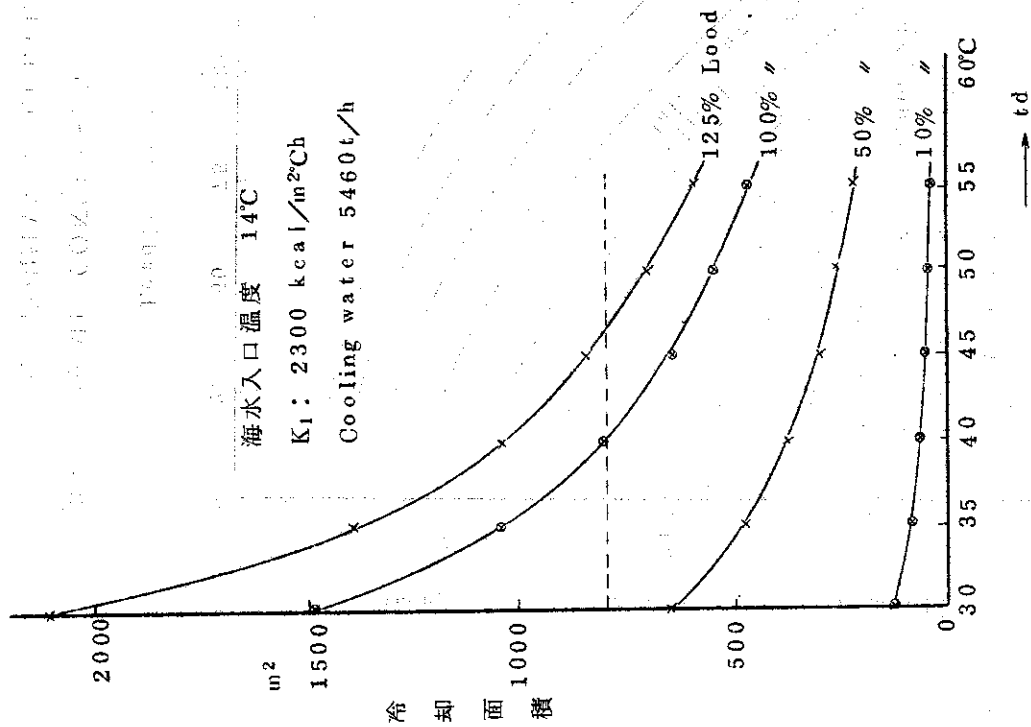
第 3.4 図



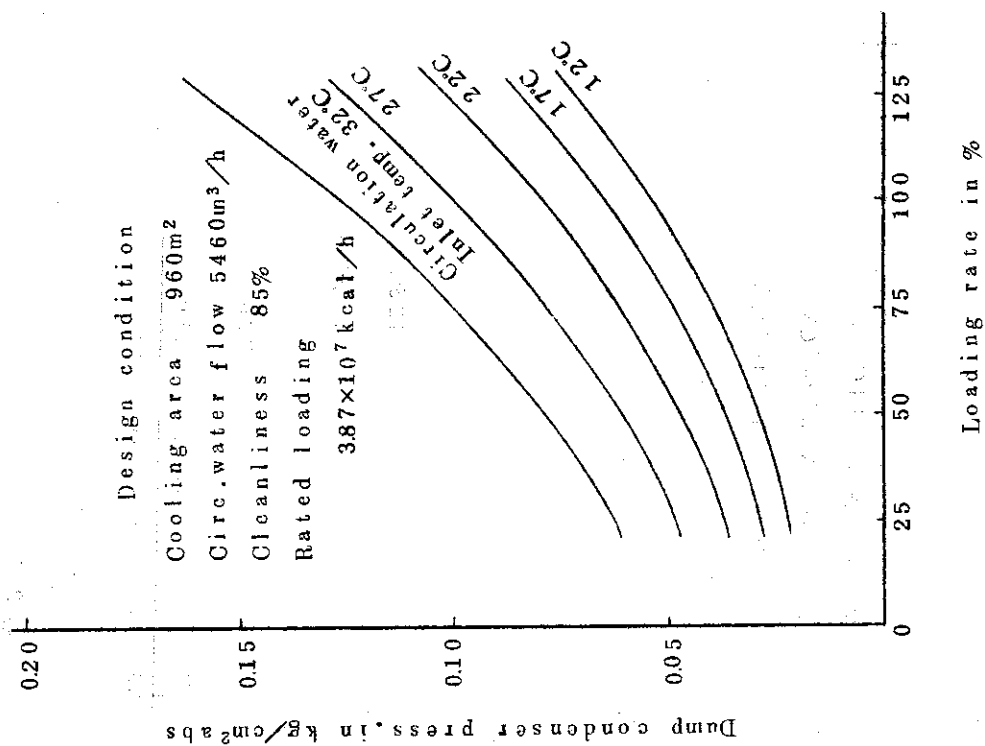
第 3.3 図 DRAIN COOLER HEAT
TRANSFER AREA VS. DUMP
CONDENSER PRESS



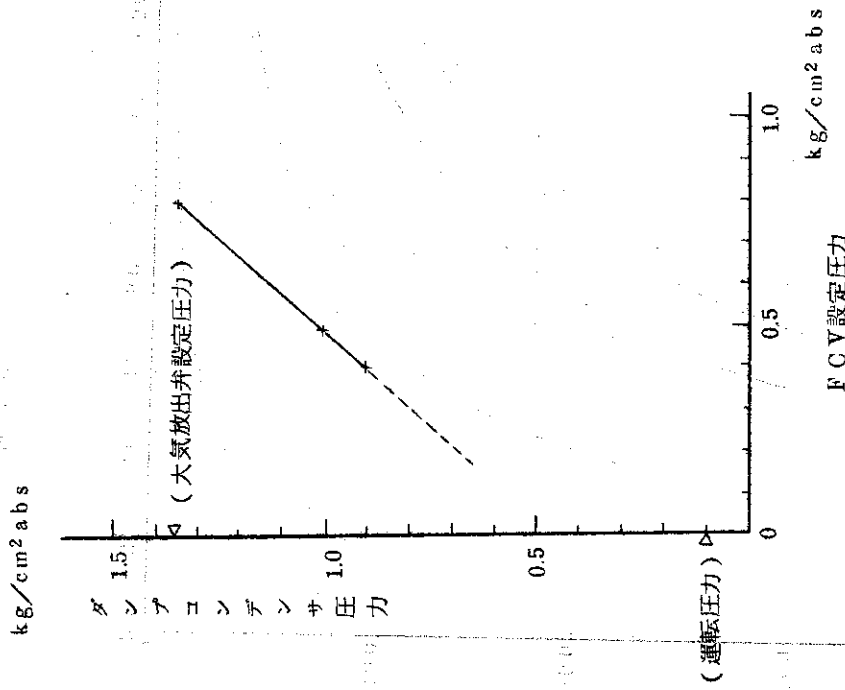
第 3.6 図



第 3.5 図



第3.7図 DUMP CONDENSER PERFORMANCE CURVE



第3.8 FCV設定圧力—圧力上昇

4. プラントの熱精算

原子炉熱出力は45 MWt から公称90 MWt に倍増され、この熱量は既設タービン系統、新設ダンプコンデンサ系統により消費される。

新設ダンプコンデンサ系統で消費される熱量は45 MWt で残りがタービン系統で消費される。

4.1 ダンプコンデンサ系の熱精算

4.1.1 熱平衡計算の基本条件

熱平衡計算にあつて想定した流路線図を第4.1図に示す。計算式に使用する記号は同図の記号によるものとする。

以下に計算の基本的な考え方および仮定条件を記す。なお数値計算に際して使用した定数値は4.1.4計算定数の項に示す。

(1) ダンプコンデンサ

主蒸気流量制御弁により減圧された蒸気は過熱蒸気となり、過熱もどし器の入口で復水をスプレされることによつて飽和蒸気となる。スプレ水は流入する蒸気をダンプコンデンサの中で完全に飽和蒸気とするに必要な流量とし、熱平衡式から算出する。実際の設計ではスプレ水一定流量としているが、熱平衡を越える余剰スプレ水は減温に関与しないままホットウエルに落ちるものとする。飽和蒸気はダンプコンデンサの内に導かれて凝縮されるが、このときの循環水の流量および入口温度、比熱、比重量は常に一定とする。

また、ダンプコンデンサの定格運転圧力は $0.1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ とする。

以上の条件より導かれるダンプコンデンサ温度は4.1.3項に示すとおり主蒸気流量の変化に従つて直線的な変化をする。

(2) エアエゼクタ

作動用蒸気流量は主蒸気流量の変化にかかわらず常に一定流量とし、凝縮水出口条件も主蒸気流量の変化に関係なく一定と仮定する。従来の運転実績からみてこの仮定によりプラントの熱平衡上比較的良好的な近似結果が得られている。復水条件はダンプコンデンサに流入する主蒸気流量の変化にもとづいてダンプコンデンサ条件から与えられる。

(3) 給水ポンプ

ポンプにおけるエンタルピー増加は 2.8 kcal/kg とする。

(4) 給水加熱器

主蒸気流量の変化に追従して給水出口条件を一定に保つよう加熱蒸気流入量は制御され、それに従つてドレン流出条件が変化する。給水流量は主蒸気流量と同量とし、給水加熱器への流入条件は給水ポンプの出口条件とする。

(5) 計算に際しては、機器および配管からの放熱は無視し、管路の圧損およびそれにもとづくエンタルピー変化は考慮しないものとする。

4.1.2 計算式

(1) ダンプコンデンサまわりの熱平衡

$$\begin{aligned}
 Q_1 &= W \{ (1 - k_2 - k_3) H + k_1 h_1 + k_2 h_2 + k_3 h_3 - (1 + k_1) h_1 \} \\
 &= G \cdot \gamma \cdot c \cdot (t_0 - t_1) \\
 &= A_1 \cdot U_1 \cdot \Delta T_1
 \end{aligned}$$

$$\Delta T_1 = \frac{t_0 - t_1}{\ln \frac{t_1 - t_i}{t_1 - t_o}}$$

ここに k : 蒸気流量比

c : 循環水の比熱 $0.961 \text{ kcal/kg } ^\circ\text{C}$

γ : 循環水の比重 1018 kcal/m^2

総括熱貫流率 U_1 は火力発電手帖 14-1 (171) 頁の算式による。

$$U_1 = K \cdot \phi_1 \cdot \phi_2 \cdot \phi_3$$

ここに K : 熱貫流率 $\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$

ϕ_1 : 冷却用海水温度による補正係数

ϕ_2 : 管の材質, 板厚による補正係数

ϕ_3 : 管の汚れによる補正係数

(2) スプレにおける熱平衡

$$W \{ (1 - k_2 - k_3) H + k_1 h_1 \} = W (1 + k_1 - k_2 - k_3) H_{\text{sat}}$$

(3) エア・エゼクタまわりの熱平衡

$$\begin{aligned}
 Q_2 &= k_2 W (H - h_2) \\
 &= W (h_e - h_1)
 \end{aligned}$$

エア・エゼクタのドレン出口条件を主蒸気流量の変化に関係なく常に一定と仮定したため, 主蒸気量変化による計算をおこなはなくてもよい。

(4) 給水ポンプのエンタルピ上昇

$$\Delta h = \frac{\text{ポンプ Head}}{A' \eta}$$

ここに A' : 熱の仕事当量 $\text{kg} \cdot \text{m/kcal}$

η : ポンプ効率

(5) 給水加熱器まわりの熱平衡

$$\begin{aligned}
 Q_3 &= k_3 W (H - h_3) \\
 &= W (h_h - h_p) \\
 &= Q_c + Q_D
 \end{aligned}$$

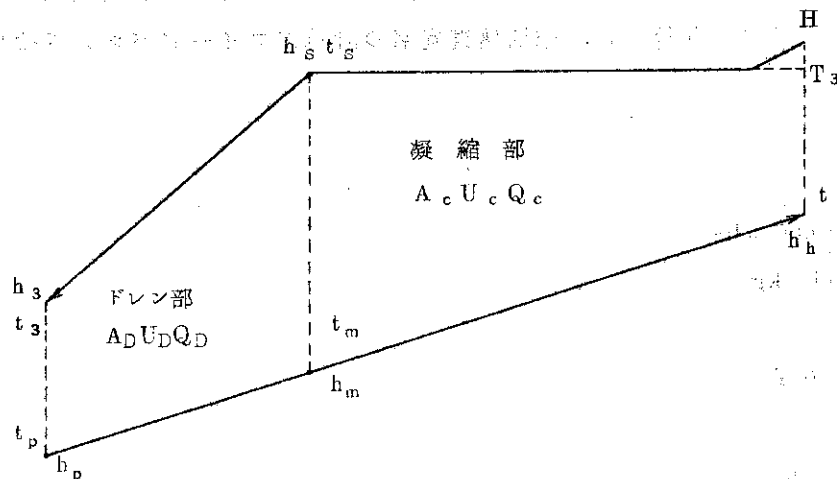
$$\begin{aligned}
 Q_c &= k_3 W (H - h_s) \\
 &= W (h_h - h_m) \\
 &= A_c \cdot U_c \cdot \Delta T_c
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Q_D &= k_3 W (h_s - h_3) \\
 &= W (h_m - h_p) \\
 &= A_D U_D \Delta T_D
 \end{aligned}$$

$$\Delta T_c = \frac{(T_3 - t_h) - (t_s - t_m)}{\ln \frac{T_3 - t_h}{t_s - t_m}}$$

$$\Delta T_D = \frac{(t_s - t_m) - (t_3 - t_p)}{\ln \frac{t_s - t_m}{t_3 - t_p}}$$

ここに添字の S は蒸気側の飽和液点を示し、m はこれに対応する給水側の中間点を示す。なお、過熱もどし部については過熱温度が比較的小さいので凝縮部に含めて考えている。



給水加熱器の伝熱状態

以上の諸式の中で未知数は次の15個である。

$$k_1, k_2, k_3, P_1, A_1, A_c, A_D, Q_1, Q_2, Q_c, Q_D, t_0, h_e, h_m, h_3$$

(ただし、状態式によつて決まる量は上の未知数には含まれていない)

一方、前記の方程式の数は合計15個であるから、これらの未知数は求めることができる。

4.1.3 解法

(1) ダンプコンデンサの温度

2.1.2(1)項の式において、いま

$$A_1 U_1 / G \gamma C \equiv \alpha$$

とけばダンプコンデンサの温度は次式のように求める。

$$t_1 = t_i + \frac{Q_1}{G \gamma C} \cdot \frac{e^\alpha}{e^\alpha - 1}$$

ここで循環水流量一定、循環水温度一定であれば熱貫流率 U_1 は一定と考えてよい。また循環水出入口の比熱、比重は等しいとして実質的に差しつかえないから、 α は循環水入口温度の関数である。

ダンプコンデンサ内は飽和状態にあるから t_1 により圧力 P_1 エンタルピ H_{sat} 、 h_1 は一義的に決定される。

(2) エア・エゼクタ

作動蒸気側出入口条件一定と仮定したことにより復水出口条件は 4.1.2 (3) 項の式より次のとおり算出される。

$$h_e = k_2 \cdot W (H - h_2) / W + h_1$$

ここに $k_2 W$ は負荷に関係なく 340 kg/h 一定である。

(3) 給水加熱器

給水温度は常に一定であるから給水加熱器の熱容量は給水側条件より一義的に決定される。部分負荷時における総括熱貫流率は設計資料 No. 2 給水加熱器設計計算書に示される算式により計算される。4.1.2 (5) 項の計算式を満たす蒸気側の飽和液点とドレン条件および給水側の中間点条件をアイテレーション計算により算出し、総括熱貫流率の計算にフィードバックさせ再びアイテレーションを行なった。

4.1.4 計算定数

(1) 主蒸気条件

$$P = 62.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$$

$$H = 664.6 \text{ kcal/kg}$$

$$T = 277.0 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\text{キャリオーバ} = 0 \%$$

(2) 海水条件

$$G = 5460 \text{ m}^3/\text{h}$$

$$t_1 = 27.0 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$\gamma = 1018 \text{ kg/m}^3$$

$$C = 0.961 \text{ kcal/kg }^\circ\text{C}$$

(3) ダンプコンデンサ条件

$$A_1 = 960 \text{ m}^2$$

$$V = 2.0 \text{ m/s}$$

$$\phi_3 = 0.85$$

冷却管寸法および材質

$$\text{外径 } 25.4 \text{ mm}$$

$$\text{厚さ } 1.245 \text{ mm}$$

$$\text{材質 } B_3TF_2 \text{ または } B_3TF_3$$

(4) エア・エゼクタ

$$h_2 = 100.0 \text{ kcal/kg}$$

(5) 給水ポンプ

$$\Delta h = 2.8 \text{ kcal/kg}$$

(6) 給水加熱器

$$h_h = 76.36 \text{ kcal/kg}$$

$$t_h = 75.0 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$A_c = 6.80 \text{ m}^2$$

$$A_D = 3.90 \text{ m}^2$$

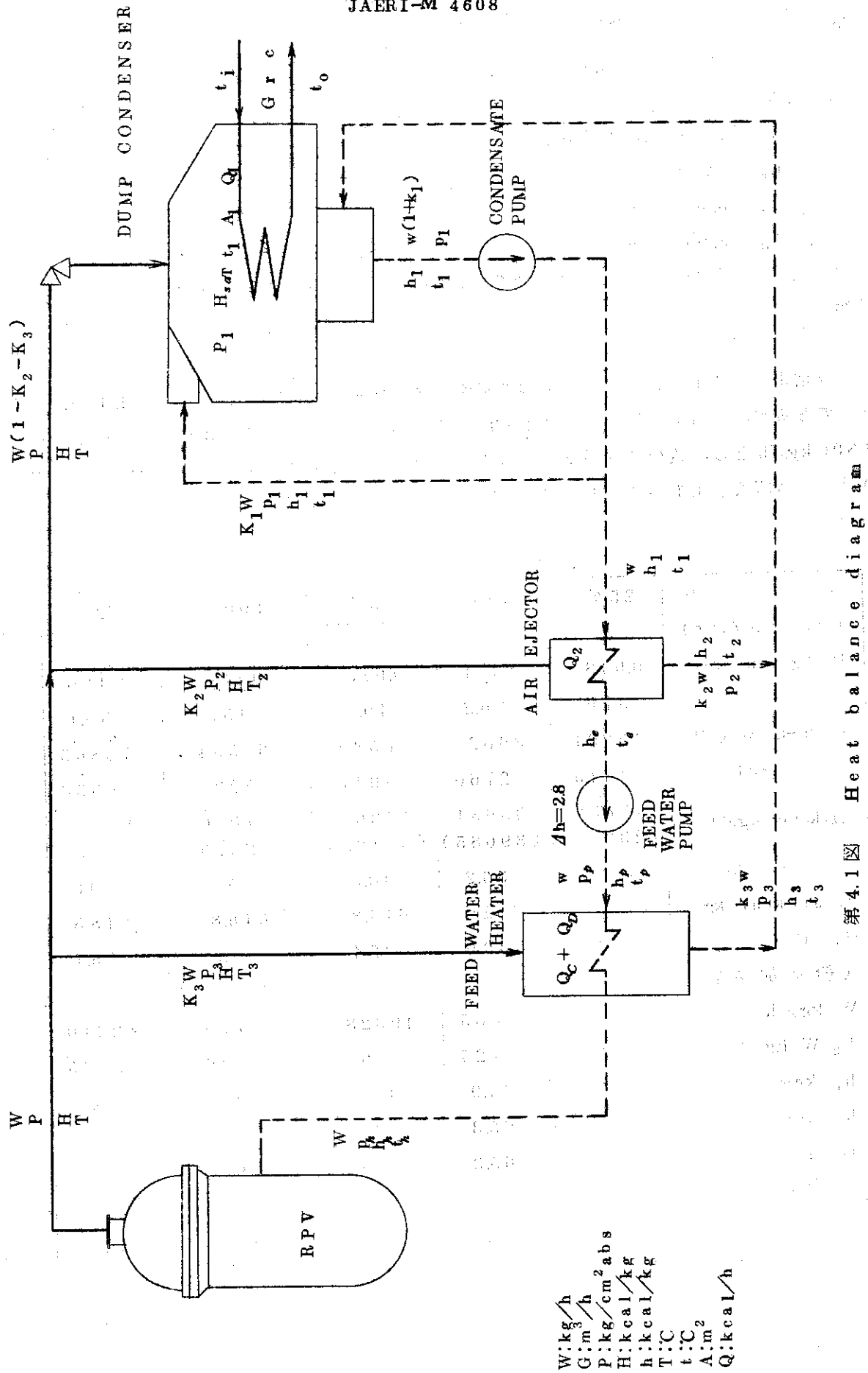
その他構造条件および物性値は設計資料第3 給水加熱器仕様書ならびに給水加熱器設計計算書参照。

4.1.5 計算結果

計算結果を第4.1表および第4.1図に示す。スプレ水量 $k_1 W$ の計算値は第4.1表に示すとおりであるが、設計計画値としては100% 負荷時のスプレ水量に約3.0%の余裕を見込んで6800 kg/hとし、負荷に関係なく一定流量とする。したがって復水ポンプを流れる復水流量の設計計画値は第4.1表の $(1 + k_1) W$ に示すカッコ内の値となる。

第4.1表 計算結果

負 荷	25%	50%	75%	100%	125%
(ダンプコンデンサ)					
$P_1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$	0.048	0.061	0.078	0.100	0.126
$t_1 \text{ }^\circ\text{C}$	31.6	36.2	40.8	45.5	50.1
$(1-k_2-k_3) W \text{ kg/h}$	15291	30820	46580	62594	78865
$k_1 W \text{ kg/h}$	1415	2766	4041	5236	6350
$(1+k_1) W \text{ kg/h}$	17858 (23243)	35651 (39685)	53369 (56128)	71006 (72570)	88560 (89010)
$h_1 \text{ kcal/kg}$	31.6	36.2	40.8	45.4	50.0
$H_{\text{sat}} \text{ kcal/kg}$	611.0	612.9	614.8	616.8	618.8
$t_c \text{ }^\circ\text{C}$	28.8	30.6	32.4	34.3	36.1
(給水加熱器)					
$W \text{ kg/h}$	16443	32885	49328	65770	82210
$k_2 W \text{ kg/h}$	812	1725	2408	2836	3005
$h_p \text{ kcal/kg}$	46.2	44.9	47.5	51.1	55.2
$h_b \text{ kcal/kg}$	54.1	65.3	74.2	80.0	84.6
$t_2 \text{ }^\circ\text{C}$	54.1	65.3	74.1	79.9	84.5
(エア・エゼクタ)					
$h_e \text{ kcal/kg}$	43.4	42.1	44.7	48.3	52.4



第4.1图 Heat balance diagram

4.2 プラントの熱精算

プラントの熱精算は4.1に詳述したダンプコンデンサ系の熱精算と既設タービン系の熱精算との合成により求めることが出来る。

JPDRは発電端出力が12.5MWeになるように設計されており、コンデンサの真空が1.5"の時原子炉から出る全蒸気流量は68.117t/hrである(第4.2図参照)。

JPDR-IIプラント定格運転時の原子炉の熱バランスは次式で示され、原子炉熱出力は88.8MWt(公称90MWt)となる。即ちタービン系では43.8MWtの熱が消費される。原子炉出力を90MWtとしダンプ系の熱消費を46.2MWtとした時の状態については設計資料14を参照。(コンデンサの真空度の低下等によるタービン発電機の効率低下が起ればタービン系の熱消費は45MWtになる)

$$Q = \frac{w_s \cdot h_s - w_f \cdot h_f + w_c \cdot h_{in}}{860 \times 10^3} + \Delta Q_{Loss}$$

w_s	: 蒸気流量	133.887 t/hr
w_f	: 給水流量	137.289 t/hr
w_c	: 浄化系流量	3.402 t/hr
h_s	: 蒸気エンタルピ	664.6 kcal/kg
h_f	: 給水エンタルピ	103.0 kcal/kg
h_{in}	: 炉心入口エンタルピ	284.4 kcal/kg
ΔQ_{Loss}	: 原子炉熱損失	0.6 MWt

$$Q = 88.2 + 0.6 = 88.8 \text{ (MWt)}$$

定格時炉心出口平均クオリティは下記の式より求められ、その値は4.34%となる。従つて炉内では蒸気クオリティ4.34%の2相流は、気水分離器により蒸気と飽和水に分離され、133.87t/hrの蒸気はタービンおよびダンプコンデンサ系へ供給される。0.2%のキャリアンダを含む飽和水は給水(流量137.289t/hr, エンタルピ103.0kcal/kg)によりサブクールされて再循環される。(再循環流量3260t/hr)

$$X_E = \frac{(Q/W_t - \Delta h_{in})}{h_{fg}}$$

但し

X_E	: 蒸気クオリティ	
Q	: 原子炉熱出力	$76.368 \times 10^6 \text{ kcal/hr}$
W_t	: 強制循環(再循環)流量	3,260 t/hr
Δh_{in}	: 炉心入口サブクール	7.24 kcal/kg
h_{fg}	: 気化エンタルピ	373 kcal/kg

$X_E = 4.34 (\%)$

§ 4.1 および上述した結果より J.P.D.R.-II プラントの熱精算図を作成し (4/4 負荷時)、それを第 4.2 図に示す。

この熱精算図は、プラント全体のエネルギー収支を明らかにし、各機器の熱効率や損失を定量的に評価するものである。図には、炉内での核分裂熱、蒸気発生器での熱交換、タービン発電機でのエネルギー変換、凝縮器での冷却水循環、そして各種ポンプや配管の損失などが詳細に示されている。

図 4.2 J.P.D.R.-II プラントの熱精算図 (4/4 負荷時)

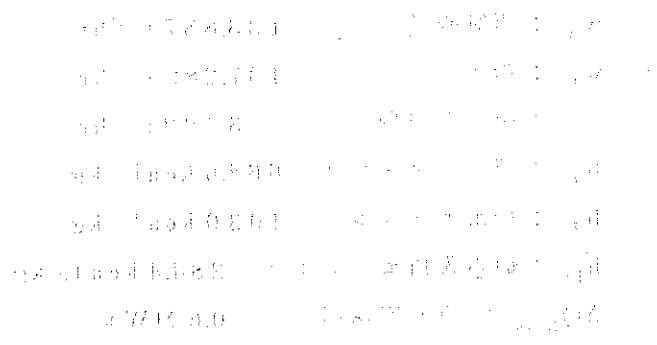


図 4.2 J.P.D.R.-II プラントの熱精算図 (4/4 負荷時)

この熱精算図から、プラント全体のエネルギー効率を算出することができる。また、各機器の熱損失を比較することで、プラントのエネルギー効率を向上させるための対策を立案することができる。

5. 海水冷却系の設計

既設JPDRのタービン主復水器および閉回路冷却水用熱交換器を冷却した海水を使つて新設ダンプコンデンサを冷却する系統である。

2台の既設循環水ポンプによつて揚水された海水は既設タービン主復水器側と閉回路冷却系とに分れて、各々を冷却した後既設排水ピットに入る。この排水ピットに連絡されている新取水ピットにはダンプコンデンサ冷却用海水循環ポンプが2台設置されており、このポンプにより揚水された海水はダンプコンデンサに導入される。又循環水ポンプに揚水されなかつた海水は堰を越流して、改造したシールウエルに行きそこでダンプコンデンサを冷却した海水と合流して放水路に導かれる。

海水冷却系統の流路線図を本シリーズ第3分冊JPDR-II基本図面集に示す。

循環水ポンプは堅軸型斜流ポンプで総揚程 5.5 mA_q 容量 $2,730 \text{ m}^3/\text{hr}$ のものが2台設置されており、これによりダンプコンデンサに必要冷却水量 $5,460 \text{ m}^3/\text{hr}$ を供給する。循環水ポンプは $3,000 \text{ V}$ 、 70 KW 、 600 RPM のモーターにより駆動される。

循環水ポンプ軸受は水循環形軸受で別置の水中ポンプにより供給される。又この水はサービス水系からも供給されることが出来るように設計されている。

各ポンプの電動機には次に示すような種々のインターロックが設けられている。

- (1) 制御スイッチが起動位置におかれるとポンプ吐出弁が開き始め軸受潤滑水が供給される。
- (2) 吐出弁が1%開いた時ポンプ用モーターの遮断器が閉じモーターが起動する。
- (3) モーターの遮断器が閉じると吐出弁は全開になる。しかし吐出弁が2%開いた位置でモーター遮断器が閉じない時は吐出弁は再び閉じる。
- (4) ポンプ用モーター遮断器が制御スイッチにより手動停止された場合又は軸受潤滑水の喪失、取水ピットの水位が異状低下した場合モーター過負荷の場合、モーターは自動トリップされそれに附随して吐出弁が閉じる。

ポンプ用制御スイッチは中央制御室と現場制御盤CWP-IIに設けられており、現場制御盤CWP-IIにある切替スイッチにより、いずれか一方で操作出来るようになつている。

現場制御盤CWP-IIは、海水循環ポンプ室内に設置されており、海水循環系の運転監視に必要な計装制御機器が設置されている。

海水冷却系の設計に当つては、プースタポンプ方式や新設ピット方式等取水法の検討を行なつた上現方式を採用するに至つた。(詳細は設計資料Ⅱ2,4を参照)

取水法の決定後下記事項を検討して、既設タービンコンデンサのサイホン効果に悪影響を与えないことを確認すると共に新設ウエルの堰高を求めた。これらおよび下記の詳細な設計計算はJAERI-memo 3061(公開)動力炉プラントの流体特性解析Ⅳ(二村, 大塚)に記載されている。

- (1) 循環水ポンプの各運転台数における特性
 - (i) 運転台数における運転点(流量揚程)の決定方法
 - (ii) JPDR-Iの運転点の決定

- ・ 1 台運転時に於ける運転点
- ・ 2 台運転時に於ける運転点
- (iii) JPDR-II の運転点の決定
 - ・ 1 台運転時に於ける運転点
 - ・ 2 台運転時に於ける運転点
- (iv) JPDR-II 循環水ポンプの設計仕様の検討
 - ・ ダンプコンデンサ必要流量と計算流量の比較
 - ・ ポンプの必要計画揚程
 - ・ 起動時必要揚程
 - ・ 有効NPSHと必要NPSHとの関係
- (v) 取排水面水位
 - ・ 循環水ポンプの各々の運転状態に於ける流量および堰を越流する流量
 - ・ 取排水面水位
- (vi) サイホン効果に対する検討
- (vii) 異状状態に対する検討
- (viii) 取水ピットに対する検討
 - ・ 取水ピットの構造および検討
- (2) 循環水管の圧力損失
- (3) 復水器の圧力損失
- (4) 静水頭

6. 強制循環系の設計

6.1 概 要

強制循環回路は2回路あり、原子炉圧力容器の強制循環水出口ノズルより原子炉圧力容器外に出た循環水は、強制循環パイプ(ASA 12B Sch 80 SUS 27 TP)、強制循環ポンプ入口弁、強制循環ポンプ吸込管(ASA 16B, Sch 80 SUS 27 TP) 強制循環ポンプ、ポンプ吐出管(ASA 12B, Sch. 80 SUS 27 TP)、ポンプ出口弁、流量測定用フローノズルを経て、強制循環水入口ノズルより原子炉圧力容器に入る。2回路のうち1つの強制循環吐出管のフローノズルの後に停止時冷却系からの配管が接続される。循環水流量は1回路あたり 1.63×10^6 kg/hr でポンプ入口での温度は 271°C である。

強制循環ポンプは自圧水方式のメカニカルシールを有する立軸単段片吸込渦巻式ポンプであつて、ケーシングに取りつけられた3ケのラグを介してコンスタントハンガーによつて架台に釣り下げられている。

ポンプのシール部はメカニカルシールを二重にしたカートリッジタイプであるので容易に交換することが出来る。シール水(シール部の冷却水を兼ねる)として自圧水を軸受け下の減圧部を経て外部へ導き、循環しているシール水と合流して冷却器を通り、第1段シール部のキャビティに注水される。更にその一部が減圧部を通り第2段シール供給される。第2段シールを通つたシール水は外部へ導かれ(約1 gpm)、格納容器ドレンタンクに落ち、第1段シール部のキャビティに注水されたシール水のうちシール部へ供給した残りの水は軸受上部に、ポンプ軸に設けられた羽根車によつてポンプ軸受部の冷却水として強制的に軸受部へ供給される。そして再び外部の冷却器へ導かれて閉回路を形成する。各段のシール部には漏洩検知用のポートが用意され、流量増加および圧力上昇によつて漏洩を検知し得る。また軸封部、軸受部のケーシングには冷却ジャケットが備えられ、高温高圧水からの伝導による温度上昇を防いでいる。

強制循環ポンプ出入口弁は電動ゲート弁で1Bのバイパス弁を有している。グランドパツキング部はリークポートを境に上下2つに分れ、下部は高温高圧水用の硬くて強度のある材質、上部はシール効果のよい軟質の材料が使用されている。中間にランタンリングがあり、ここから外部に導くリークオフポートがあり万一グランド部に漏洩があつたとしても漏れ水はREDTに導かれる。

強制循環ポンプは堅型で配管系に溶接され、ポンプ、弁を有する配管系は熱応力軽減の為に原子炉圧力容器ノズル以外に固定点を持たない。従つてポンプは3ケのコンスタントハンガーによつて架台につり下げられ、振動防止のためにポンプモーター上部およびケーシングの2ケ所で水平面上のX-Y方向に防振器を取りつける。更にZ方向の防振の為に鉛直方向成分をもつ様に防振器を設置する。

6.2 強制循環系統配管の圧力損失

配管系の圧力損失を算出し、強制循環ポンプの揚程および有効NPSHの値を求める。

6.2.1 配管系の圧力損失

条件

運転圧力	62.5 kg/cm ² · abs
運転温度	271 °C
循環流量	1,630,000 kg/hr
R P V内全圧力損失	0.73 kg/cm ²
流量計の圧力損失	0.825 kg/cm ²
配管口径	
ポンプ吸込側	12 ^B , 16 ^B (ASA)
" 吐出側	12 ^B (ASA)

記号

γ :	循環水の単位体積重量	767 kg/m ³
D_i :	管内径	m (表)
W :	循環流量	452.8 kg/sec
V :	管内流速	m/sec (表)
ν :	動粘性係数	$1.32 \times 10^{-7} \text{ m}^2/\text{sec}$
Re :	レイノルズ数	
L :	配管長さ(直管部)	m (表)
λ :	管内摩擦係数	
ζ_L :	直管摩擦損失係数	
ζ_F :	継手類の圧力損失係数	
ζ_V :	弁類の " "	
ζ_{Ro} :	R P V出口の圧力損失係数	
ζ_{Ri} :	R P V入口の " "	
ΔP_P :	R P V内全圧力損失	0.73 kg/cm ²
ΔP_N :	流量計の圧力損失	0.825 kg/cm ²
ΔP_{Ro} :	R P V出口ノズル部の圧力損失	kg/cm ²
ΔP_{Ri} :	R P V入口 " "	"
ΔP_F :	継手類の圧力損失	"
ΔP_V :	弁類の " "	"
$\Sigma \Delta P$:	全圧力損失	"

管 寸 法 表

記号	名称	単位	吸 込 側		吐 出 側
			12B	16B	12B
D	管 外 径	m	0.3238	0.4064	0.3238
D_i	管 内 径	m	0.289	0.3636	0.289
t	管 肉 厚	m	0.0174	0.0214	0.0174
L	管 長	m	7.2585	1.6936	6.24

(1) 管内流速 $V = W / \frac{\pi}{4} (D_i)^2$ (m/sec)

$V_{16} = 5.685$ (m/sec)

$V_{12} = 9$ (m/sec)

(2) 直管の圧力損失

$\Delta P_L = \lambda \cdot \frac{L}{D_i} \cdot \frac{V^2}{2g} \cdot \gamma \times 10^{-4}$ (kg/cm²)

$\lambda_{16} = 0.0076$ (16B)

$\lambda_{12} = 0.0072$ (12B)

$L_{16} = 1.6936$ m

$L_{12} = 13.4985$ m

$\Delta P_{L(16)} = 0.00448$ (kg/cm²)

$\Delta P_{L(12)} = 0.1065$ (kg/cm²)

(3) 継手の圧力損失

$\Delta P_F = \zeta_F \times \frac{V^2}{2g} \times \gamma \times 10^{-4}$ (kg/cm²)

	レジュ-サ- 16 ^B ×12 ^B	16 ^B 90° ショ-ト エルボ	12 ^B 90° ショ-ト エルボ	12 ^B 25° ロ-ンク エルボ
ζ_F	0.12	0.37	0.39	0.13

$\Delta P_F(16 \times 12) = 0.038$ (kg/cm²)

$\Delta P_F(16) = 0.0468$ (kg/cm²)

$\Delta P_F(12) = 0.1237$ (kg/cm²)

$\Delta P_F(12 \times 25^\circ) = 0.0412$ (kg/cm²)

(4) 弁類の圧力損失

$\Delta P_V = \zeta_V \times \frac{V^2}{2g} \times \gamma \times 10^{-4}$ (kg/cm²)

$= 0.0539$ (kg/cm²) $\zeta_V = 0.17$

(5) R P V 出入口の圧力損失

$\Delta P_{R_o} = \zeta_{R_o} \times \frac{V^2}{2g} \times \gamma \times 10^{-4}$ (kg/cm²)

$\Delta P_{R_o} = 0.0793$ (kg/cm²) $\zeta_{R_o} = 0.25$

$\Delta P_{R_i} = \zeta_{R_i} \times \frac{V^2}{2g} \times \gamma \times 10^{-4}$ (kg/cm²)

$\Delta P_{R_i} = 0.317$ (kg/cm²) $\zeta_{R_i} = 1$

(6) 圧力損失一覧

部 分	記 号	吸 込 側		吐 出 側		合 計
		個 数		個 数		
直管部 (16B)	ΔP_L		0.0045		—	0.0045
" (12B)			0.0573		0.0492	0.1065
継手 (16×12)	$\Delta P_{F(16-12)}$	1	0.038		—	0.038
" (16)	$\Delta P_{F(16)}$	2	0.0936		—	0.0936
" (12)	$\Delta P_{F(12)}$	1	0.1237	2	0.2474	0.3711
" (12×25°)	$\Delta P_{F(12-25^\circ)}$	—	—	1	0.0412	0.0412
弁	ΔP_V	1	0.0539	1	0.0539	0.1078
フ ロー ノ ズ ル		—		1	0.825	0.825
R P V 出 口	ΔP_{R_o}	1	0.0793	—		0.0793
R P V 入 口	ΔP_{R_i}	—		1	0.317	0.317
P P V 内				1式	0.73	0.73
全圧力損失(kg/cm ²)			0.4503		2.2637	2.714

$$\Delta P = 2.714 \text{ kg/cm}^2$$

$$= 35.4 \text{ m } (\gamma = 769 \text{ kg/m}^3)$$

ポンプの全揚程は計算値35.4mに対して余裕をみて36mとする。

6.2.2 ポンプの有効NPSH

有効NPSHの値についてはJAERI-memo第3223号動力炉プラントの流体特性解析V(足立, 二村)およびJAERI-memo第4245号JPDR-II起動・昇圧時の強制循環ポンプのキャビテーションと有効NPSH(二村, 松永)に詳細に記載してあるので, 本報告書には結果のみを第6.1図に示す。

強制循環ポンプの有効NPSHは原子炉が常温大気圧から定格圧力および出力運転時において大きく変化する。この種々の条件下における有効NPSHを求め, ポンプの必要NPSHを満足させることが出来るかを検討する。

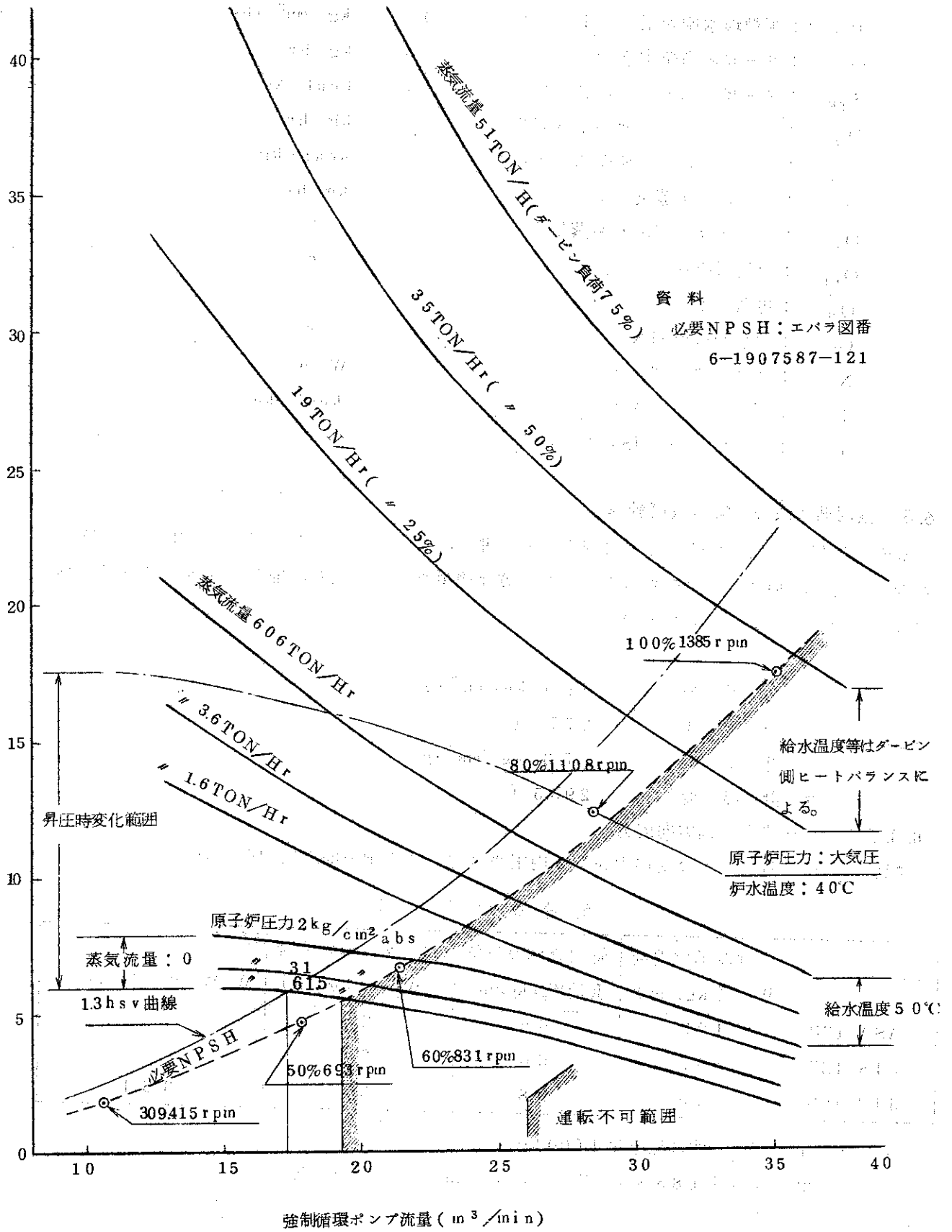
$$P_{av} = P_R + P_H - P_{iR} - \Delta P_S$$

$P_{av} (H_{av})$: 有効NPSH	kg/cm ² (m)
P_R	: 原子炉圧力	kg/cm ² abs
P_H	: 水頭圧	kg/cm ²
P_{iR}	: 再循環水飽和圧力	kg/cm ² abs
ΔP_S	: 吸込側配管圧力損失	kg/cm ²

$$Q_S = Q_R \cdot X$$

$$Q_W = Q_R - (Q_D + Q_T) - Q_S - Q_{CL}$$

$$Q_R \cdot i_R = Q_S \cdot i_g + Q_{DF} \cdot i_{DF} + Q_{TF} \cdot i_{TF} + Q_W \cdot i_f$$



第 6.1 図 強制循環ポンプ必要NPSHおよび有効NPSH図

P_{iR}	: 再循環水飽和圧力 (i_R に対するもの)	kg/cm ² abs
Q_{TF}	: タービン系給水流量	kg/hr
i_{TF}	: タービン系給水エンタルピー	kcal/kg
Q_{DF}	: ダンプコンデンサ系給水流量	kg/hr
i_{DF}	: ダンプコンデンサ給水エンタルピー	kcal/kg
Q_T	: タービン系蒸気流量	kg/hr
Q_D	: ダンプコンデンサ系蒸気流量	"
Q_{CL}	: 浄化系流量	"
Q_R	: 再循環流量	"
Q_W	: 炉心出口飽和水量	"
X	: キャリアンダー量	W/o
i_R	: 再循環水エンタルピー	kcal/kg
i_f	: 炉心出口飽和水エンタルピー	"

6.3 強制循環系統配管の強度計算

本節は強制循環系統配管の強度に関する計算書で、その内容は(i)管肉厚計算、(ii)配管支持力と軸方向応力、(iii)熱応力解析である。肉厚計算は簡単なので削除し、(ii)および(iii)について記載する。(詳細は設計資料No.3を参照)

計算条件

運 転 圧 力	61.5 kg/cm ² ·g
運 転 温 度	277 °C
設 計 圧 力	77.3 kg/cm ² ·g
設 計 温 度	293.5 °C

6.3.1 配管支持力と軸方向応力

配管を支持するハンガの支持力および内圧や自重による軸方向の応力を求める。

配管の単位重量

管 径	管材の単位重量 W_p (kg/m)	管内流体の単位重量 W_w (kg/m)	保温材の単位重量 W_i (kg/m)	配管の単位重量 $W=W_p+W_w+W_i$ (kg/m)
ASA 12B	129	66	28	223
JIS 12B	157	60	28	245
JIS 16B	246	98	37	381

(注) (1) 管内流体の比重量 1,000 kg/m³

(2) 保温材は 85% マグネシヤ, 75mm 厚さと仮定した。

6.3.1.1 支持力

(1) 弁, ポンプなどを含めた配管重量はハンガと原子炉入口ノズルによつて支えられ, その各々の支持力は以下に示す如く求められる。

各支持点のハンガの位置およびハンガの使用数を次表に示す。

支持点の位置とハンガ数

支持点の位置	支持点の記号(注)	ハンガ数
ポンプ吸込側配管	H - 1	2
ポンプ吐出側配管	H - 2	2
ポンプ	H - 3	3
ポンプ吸込側電動仕切弁駆動装置	H - 4	1
ポンプ吐出側電動仕切弁駆動装置	H - 5	1

(2) 支持力の計算に必要な荷重、支持点などの位置およびその記号を第 6.2 図に示す。

第 6.2 図において

- R_A : 原子炉出口ノズルにおける反力 kg
- R_B : 原子炉入口ノズルにおける反力 kg
- L_1, L_2 : 配管長さ m
- $l_1 \sim l_7$: 端点より配管部材の重心位置までの長さ m
- $W_1 \sim W_{10}$: 配管部材の自重 kg
- $R_1 \sim R_6$: 各端点の自重による反力 kg
- $H_1 \sim H_5$: ハンガ H-1 ~ H-5 の支持力 kg
- $r_a, r_b, r_1 \sim r_6$: 端点の位置を示す

(3) 反力 ($R_A, R_B, R_1 \sim R_6$) および支持力 ($H_1 \sim H_5$) の計算式

(a) R_A, R_1

$$R_1 = \frac{l_1 \cdot W_1 + l_2 \cdot W_2 + l_3 \cdot W_3 + l_4 \cdot W_4}{L_1}$$

$$R_A = (W_1 + W_2 + W_3 + W_4) - R_1$$

(b) R_2, R_3

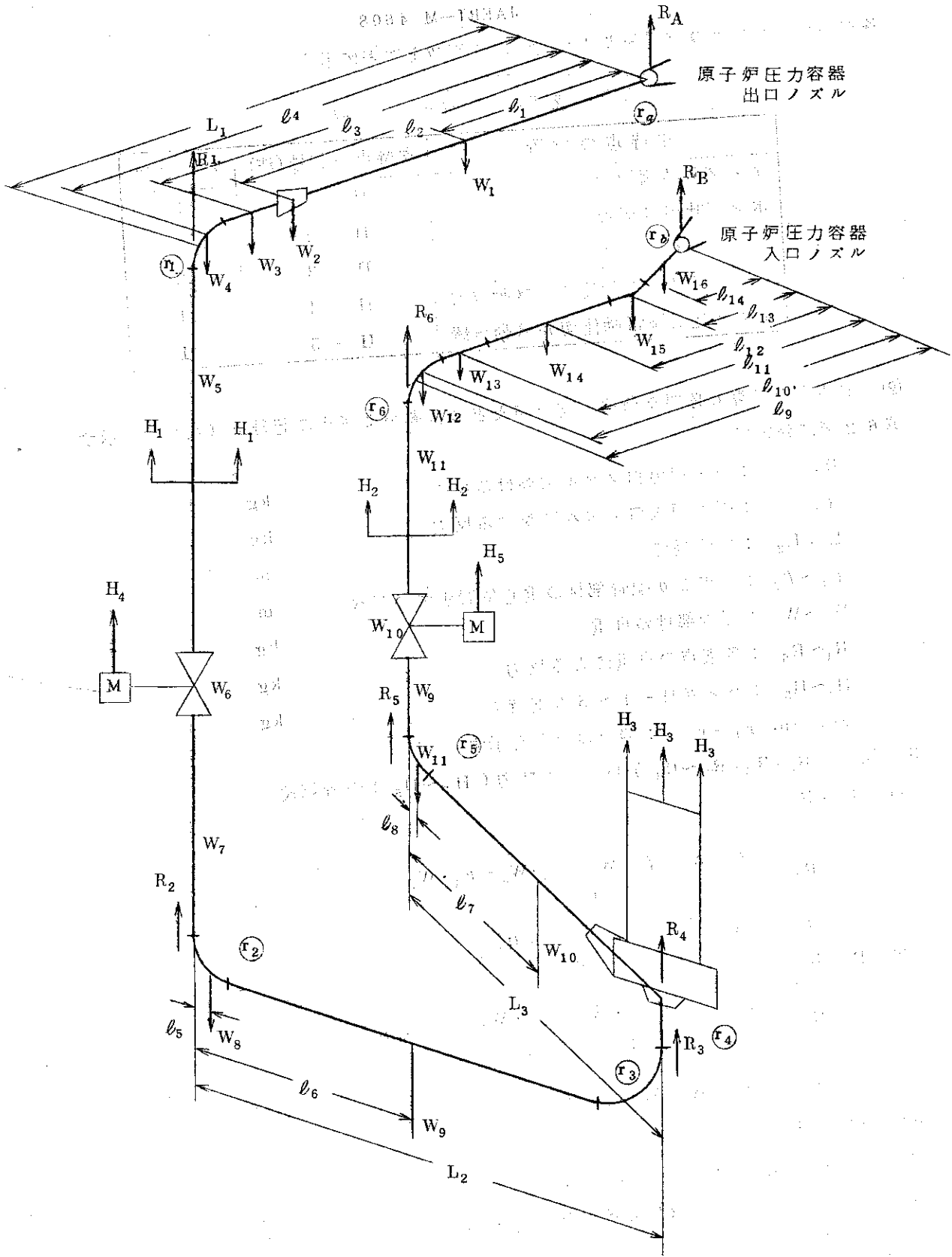
$$R_3 = \frac{l_5 \cdot W_8 + l_5 \cdot W_9 + l_7 \cdot W_{10}}{L_2}$$

$$R_2 = (W_8 + W_9 + W_{10}) - R_3$$

(c) ハンガ H_1 に必要な支持力 H_1

$$H_1 = R_1 + R_2 + W_5 + W_6 + W_7$$

(d) 順次同様な計算を繰返して各点の反力および支持力を求める。



第 6.2 図 支持力計算説明図

(4) 計算結果

第 6.1 表にその計算結果を示す。

第 6.1 表 支持力および反力

項 目	R _A	H ₁	H ₂	H ₃	H ₄	H ₅	R _B	合 計
反力および支持力 (kg)	489	5190	3050	4340	150	150	364	1,3733
ハンガ数		2	2	3	1	1		
ハンガ1ヶ当りの支持力 (kg)		2595	1525	1447	150	150		

6.3.1.2 配管自重による曲げ応力 (軸方向応力)

配管自重による曲げモーメントおよび曲げ応力は次のごとく求められる。

以下計算式の記号は第 6.2 図による。

$r_a - r_1$ 間

(1) 等分布荷重を等価の集中荷重に置きかえて、一端固定一端支持の梁と考える。

等価集中荷重 W_m が作用する位置 l_m (固定点すなわち点 r_a よりの距離) は次式で表わされる。

$$l_m = \frac{l_1 \cdot W_1 + l_2 \cdot W_2 + l_3 \cdot W_3 + l_4 \cdot W_4}{W_m}$$

$$W_m = W_1 + W_2 + W_3 + W_4$$

(2) 点 r_a (固定点) のモーメント (Mra) および $\sigma b (r_a)$

$$Mra = \frac{W_m \cdot l_m \cdot (L - l_m) \{ 2(L - l_m) + l_m \}}{2L^2}$$

$$\sigma b (r_a) = Mra / Zra$$

ここに, Zra : 管の断面係数

(3) 等荷集中荷重 ra におけるモーメント (Mra') および応力 $\sigma b (ra')$

$$Mra' = \frac{W_m \cdot l_m^2 \cdot (L - l_m) \{ 3(L - l_m) + 2l_m \}}{2L^3}$$

$$\sigma b (ra') = Mra' / Zra'$$

ここに, Zra' : 管の断面係数

$r_1 - r_2$ 間

$r_1 - r_2$ 間の引張荷重による最大軸方向応力 $\delta b (H-1)$

$$\delta b (H-1) = H_1 / A_s$$

ここに H_1 : ハンガ (H-1) の支持力の合計 kg

A_s : ポンプ吸込副管の断面積 mm²

各支持点間の配管自重による曲げモーメントおよび曲げ応力 (引張応力) は同様の計算を繰

第 6.4 表 軸方向応力の合計

区 間	自重による最大応力 $\delta B \text{ kg/mm}^2$	内圧による応力 $\delta p \text{ kg/mm}^2$	軸 方 向 応 力 $\delta B + \delta p = S\ell \text{ kg/mm}^2$
$r_a - r_1$ 間	0.85	3.0	3.85
$r_1 - r_2$ 間	0.166	2.4	2.57
$r_5 - r_6$ 間	0.152	2.3	2.45
$r_6 - r_b$ 間	0.401	3.0	3.40

(2) 第 6.4 表の結果より内圧，自重による軸方向の最大応力は配管許容応力 $S_h = 8.3 \text{ kg/mm}^2$ に対して 3.85 kg/mm^2 となり，許容応力より十分小さい。

6.4 熱応力解析

6.4.1 解析理論

6.4.1.1 概 要

配管系の熱応力は，電子計算機 HITAC 5020F にて解く，プログラムにより計算した。本解析計算のプログラムは次の文献によつている。

(1) TRANSACTIONS OF THE ASME (JAN, 1958)

“ THE AUTOMATIC CALCULATION OF FORCES AND DEFLECTIONS IN PIPING SYSTEMS ”

(2) THE M. W. KELLOGG COMPANY, “ DESIGN OF PIPING SYSTEM ”

(3) ASA CODE FOR PRESSURE PIPING (以下 PIPING CODE と云う)

6.4.1.2 配管反力およびモーメント

配管の熱膨張に対する応力解析は，片持梁の計算と同じ様にと扱ふことができる。配管の一端を固定し，他の端に対して配管の伸びを支え，かつ，この点でつり合い力が働いていると考える。

一般に配管系における任意の点の移動量，回転角は，原点に換算したベクトル値として (6.4.1) 式の如く表わすことができる。

$$d = \begin{pmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_3 \\ d_4 \\ d_5 \\ d_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \Delta \bar{X} \\ \Delta \bar{Y} \\ \Delta \bar{Z} \\ \theta X \\ \theta Y \\ \theta Z \end{pmatrix} \dots\dots\dots (6.4.1)$$

ここに $\Delta \bar{X} = \Delta X + \theta ZY - \theta YZ$

$\Delta \bar{Y} = \Delta Y + \theta XZ - \theta ZX$

$\Delta \bar{Z} = \Delta Z + \theta YX - \theta XY$

(X, Y, Z) は任意の点の座標

$\theta X, \theta Y, \theta Z$ は (X, Y, Z) 点の回転角

$\Delta X, \Delta Y, \Delta Z$ は (X, Y, Z) 点の移動量

同様に任意の点における力およびモーメントは、原点に換算したベクトル値として (6.4.2) 式の如く表わすことができる。

$$f = \begin{pmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \\ f_5 \\ f_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} FX \\ FY \\ FZ \\ MX \\ MY \\ MZ \end{pmatrix} \quad \dots\dots\dots (6.4.2)$$

ここに

$$\begin{aligned} \overline{MX} &= MX + FZY - FYZ \\ \overline{MY} &= MY + FXZ - FZX \\ \overline{MZ} &= MZ + FYX - FXY \end{aligned}$$

(X, Y, Z) は任意の点の座標

FX, FY, FZ は (X, Y, Z) 点の力

MX, MY, MZ は (X, Y, Z) 点のモーメント

(6.4.1) による d と (6.4.2) 式による f とのベクトル変換を a とすれば (6.4.3) 式が得られる。

$$d = a f \quad \dots\dots\dots (6.4.3)$$

ここで、a は 6 × 6 元の行列で、「形状係数」と呼ばれ、一般に (6.4.4) 式で表わされる。

$$a = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} & a_{16} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} & a_{26} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} & a_{36} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} & a_{46} \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & a_{54} & a_{55} & a_{56} \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} & a_{64} & a_{65} & a_{66} \end{pmatrix} \quad \dots\dots\dots (6.4.4)$$

a は配管を構成する要素の形、座標上の位置および弾性係数により定まる。

(6.4.4) 式において、両端固定の場合は、 $\theta X (Y, Z)$ が零となるから、 $\overline{MX} (Y, Z)$ 、 $\overline{FY} (Y, Z)$ を未知数とする 6 元連立一次方程式が得られる。本式を解けば端点の反力およびモーメントが求められる。

6.4.1.3 配管任意のモーメント

配管中の任意の点 (X, Y, Z) にかかるモーメントは $MX (Y, Z) = \overline{MX} (Y, Z) + FY (X, Z) \cdot Z (X, Y) - FZ (X, Y) \cdot Y (X, Z) \quad \dots\dots\dots (6.4.5)$

として求められる。

6.4.1.4 配管任意点の曲げおよび振りモーメント

任意の点 (X, Y, Z) が X (Y, Z) 軸と平行なときは、曲げモーメント Mb, 振りモーメント Mt は次式の様になる。

$$\left. \begin{aligned} M_b &= \sqrt{MY^2(X, Z) + MZ^2(X, Y)} \\ M_t &= MX(Y, Z) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.4.6)$$

6.4.1.5 組合せ応力

熱膨張などを配管系が吸収するために生ずる組合せ応力，SEはPIPING CODE PER 622に基き次式にて計算する。

$$SE = \sqrt{S_b^2 + 4 S_t^2} \quad (\text{kg/mm}^2) \quad \dots\dots\dots (6.4.7)$$

ここに S_b : 曲げ応力で $\frac{iM_b}{Z}$ で計算される値 kg/mm^2

S_t : 捩り応力で $\frac{Mt}{2Z}$ で計算される値 kg/mm^2

Z : 管の断面係数 mm^3

i : 応力集中係数

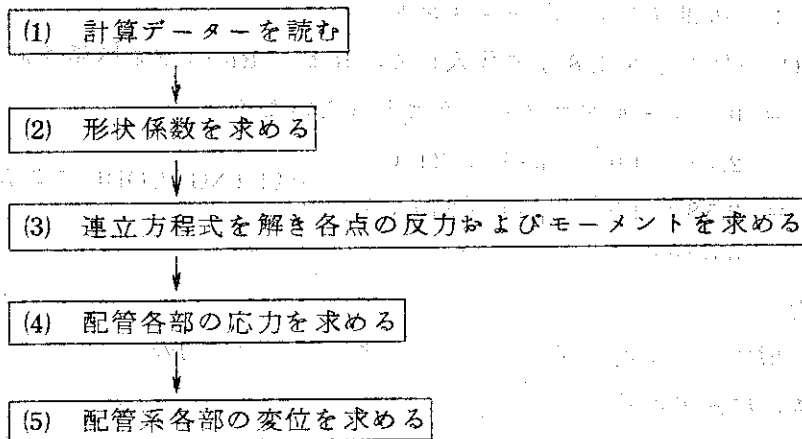
上記のSEの計算は熱膨張100%の場合で，弾性係数は冷間時の値を用いている。

6.4.2 計算プログラム概要

6.4.2.1 プログラムの構成

HITAC 5020Fにより配管系の熱応力解析を行なう。

プログラムは，第6.3図の様に構成されている。



第6.3図 HITAC 5020による配管熱応力解析プログラム

6.4.2.2 インプットおよびアウトプット

本プログラムのインプットデータおよびアウトプットデータは次の通りである。

(1) インプットデータ

- (a) 配管材質 } 弾性係数および熱膨張率の値は，HITAC 5020Fに読込ませているので材質，温度をインプットとして与える。
- (b) 運転温度 }
- (c) 原点および端点の移動量および回転角
- (d) 配管素子端のX, Y, Z座標(1個のベント，1個の直管等)を配管素子と云う。
- (e) 配管素子の外径，肉厚および曲げR。

- (f) 計算コントロール用データ (例えば枝わかれ, 枝わかれの種類等)
- (2) アウトプットデータ

原点および各配管素子端に対し, 次の値をプリントアウトしている。

- (a) コールドスプリング 100% 時の反力およびモーメント
- (b) ストレスレンジ (コールドスプリング 100% 時の応力)
- (c) ホットスプリング 0% 時の熱間時の移動量および回転角

6.4.2.3 熱間時の反力およびモーメント

(1) HITAC 5020Fにてプリントアウトされた反力およびモーメントはコールドスプリング 100% の冷間時のものであるから, コールドスプリング率 C の熱間時の反力およびモーメントは, PIPING CODE PAR 622 に基き, 次式より計算する。

$$P_h = \left(1 - \frac{2}{3} C \right) \frac{E_h}{E_c} R \quad (6.4.8)$$

ここに C : コールドスプリング率

E_c : 冷間時の弾性係数

E_h : 熱間時の弾性係数

R : 冷間時の反力, モーメント (コールドスプリング 100%)

R_h : 熱間時の反力, モーメント

(2) E_c, E_h, C の値を (6.4.8) に代入して, R より R_h への変換係数を求める。

$$C = 0 \text{ (コールドスプリングはとらないため)}$$

$$\left. \begin{aligned} E_c &= 2.74 \times 10^7 \text{ psi (21 }^\circ\text{C)} \\ E_h &= 2.58 \times 10^7 \text{ psi (277 }^\circ\text{C)} \end{aligned} \right\} \text{ PIPING CODE による。}$$

$$*R_h = 0.942R$$

6.4.3 許容応力

配管の熱膨張, 機器の管端接合部の移動などによる組合せ応力の許容値は PIPING CODE PAR 622 に基き, 次式で計算する。

$$S_a = 1.25 S_c + (0.25 S_h + S_d) \quad (6.4.9)$$

ここに S_a : 許容応力範囲 kg/mm^2

S_h : 最高使用温度における材料の許容引張強さ kg/mm^2

S_d : S_h と熱応力以外の軸方向応力との差 kg/mm^2

(6.4.1) 式で示した S_d の値は 6.3.5 項にて求めた値 S_ℓ を使って次のように表わされる。

$$S_d = S_h - S_\ell \quad (6.4.10)$$

S_ℓ の値は配管各部で異なるため, 許容応力は, 配管各部で違った値となる。したがって配管中で S_d が最も小さくなる部分の値をもつて許容応力とする。

6.4.4 配管系が吸収する変位量

6.4.4.1 配管系が吸収する変位量の一般式

配管系は配管自体の熱膨張のほか接統機器の増膨張や内圧による変位も吸収しなければならない。

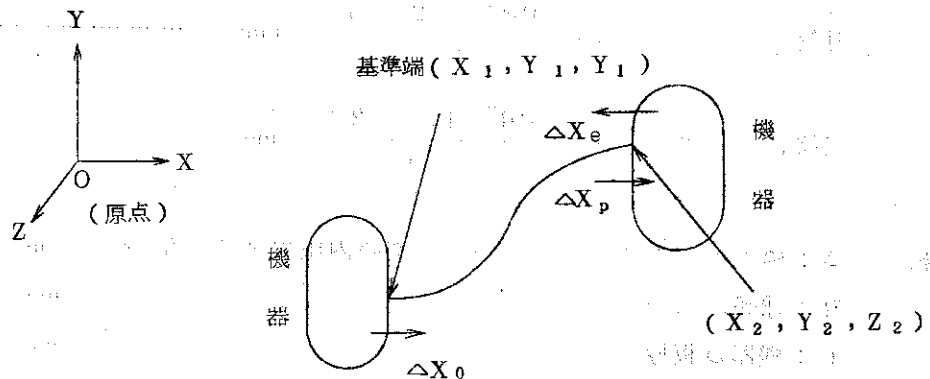
配管系が吸収する変位量は、次式で計算される。

$$\bar{\Delta X}(\bar{Y}, \bar{Z}) = \bar{\Delta X}(\bar{Y}, \bar{Z})P + \bar{\Delta X}(Y, Z)O - \Delta X(Y, Z)e \quad (6.4.11)$$

ここに $\bar{\Delta X}(\bar{Y}, \bar{Z})P$: 配管の基準端(第 6.4 図参照)に対する管他端部における X (Y, Z) 方向の配管の自由変位量 mm

$\bar{\Delta X}(Y, Z)O$: 配管の基準端に接続する機器の X (Y, Z) 方向の変位量 mm

$\Delta X(Y, Z)e$: 配管の基準端とは反対側の管端部に接続する機器の X (Y, Z) 方向の変位量 mm



第 6.3 図 配管の変位量

6.4.4.2 配管自身の変位量

基準端を固定とし、他端を自由にした場合の配管の自由変位量は次式で計算される。

$$\begin{aligned} \bar{\Delta X}(\bar{Y}, \bar{Z})P &= \bar{\Delta X}(\bar{Y}, \bar{Z})Pt \\ &= (X_2(Y_2, Z_2) - X_1(Y_1, Z_1)) \times (\alpha (Th - Tc)) \quad (6.4.12) \end{aligned}$$

ここに, $\bar{\Delta X}(\bar{Y}, \bar{Z})Pt$: X (Y, Z) 方向の配管の熱膨張 mm

α : 熱膨張係数 $1/^\circ\text{C}$

Th : 最高使用温度 $^\circ\text{C}$

Tc : 室温 $^\circ\text{C}$

$X(Y, Z)$: 原点(第 6.4 図参照)に対する管端の位置 mm

配管の内圧による変位量は他の変位量にくらべて小さいので無視する。

6.4.4.3 接続機器の変位量

(1) 配管両端の接続機器の変位量は

$$\left. \begin{aligned} \Delta X(Y, Z)O &= \Delta X(Y, Z)Ot + \Delta X(Y, Z)OP \\ \Delta X(Y, Z)e &= \Delta X(Y, Z)et + \Delta X(Y, Z)ep \end{aligned} \right\} \quad (6.4.13)$$

ここに $\Delta X(Y, Z)Ot, \Delta X(Y, Z)et$

: 機器の配管接続部の熱膨張による変位 mm

$$\Delta X(Y, Z)_{op}, \Delta X(Y, Z)_{ep}$$

: 機器の配管接続部の内圧による変位 mm

(2) (6.4.13) 式の第2項は機器の形状によつて計算が違つてくる。機器の配管接続部の内圧による変位量は球殻、円筒の軸方向、半径方向によつてそれぞれ次式によつて与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \text{球 殻} \quad \Delta &= \frac{PR^2(1-\nu)}{2tE} \quad \text{mm} \\ \text{円筒(軸方向)} \quad \Delta &= \frac{PR(1-2\nu)\ell}{2tE} \quad \text{mm} \\ \text{円筒(半径方向)} \quad \Delta &= \frac{PR^2(1-\nu/2)}{tE} \quad \text{mm} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.4.14)$$

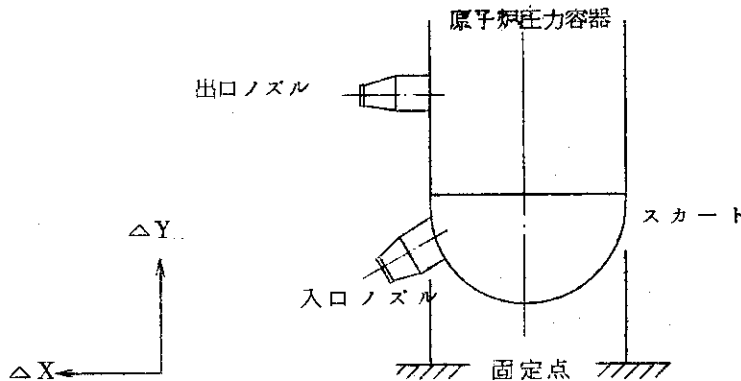
- ここに Δ : 機器支持点に対する配管接続部の内圧による変位量 mm
 R : 球殻, 円筒の平均半径 mm
 t : 機器の板厚 mm
 ℓ : 機器支持点より配管接続部までの円筒部の長さ mm
 ν : ポアソン比

6.4.4.4 計算結果

原子炉圧力容器ノズルの変位量の計算結果を第6.5表に示す。

第6.5表 原子炉圧力容器ノズルの変位量

項 目	熱膨張による変位量		内圧による変位量		変位量の合計	
	ΔX_{ot} (mm)	ΔY_{ot} (mm)	ΔX_{op} (mm)	ΔY_{op} (mm)	ΔX_o (mm)	ΔY_o (mm)
原子炉圧力容器 出口ノズル	5.7	5.0	0.5	0.1	6.2	5.1
原子炉圧力容器 入口ノズル	5.1	0.7	0.2	-0.1	5.3	0.6



第6.4図 接続機器の変位置

第 6.5 表の中の $\Delta X, \Delta Y$ の方向は第 6.4 図に示す。

6.4.5 熱応力解析に使用する数値

6.4.5.1 可撓性係数および応力集中係数

PIPING CODE PAR 621 に基き次式を用いる。

(1) 曲げ管

$$\left. \begin{aligned} k &= \frac{1.65}{h} \\ i &= \frac{0.9}{h \frac{2}{3}} \quad \text{ただし} \quad i \geq 1 \\ h &= \frac{TR}{r^2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.4.15)$$

(2) 枝管溶接により枝分れを有する管

LOOP №1 の UNLOADING SYSTEM よりの枝管部に適用する。

$$\left. \begin{aligned} k &= 1 \\ i &= \frac{0.9}{h \frac{2}{3}} \\ h &= \frac{\left(t + \frac{1}{2} T\right)^{\frac{5}{2}}}{t \frac{3}{2} r} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.4.16)$$

(3) 記号の説明

- k : 可撓性係数
- i : 応力集中係数
- h : 定数
- t : 管肉厚 mm
- R : 曲げ半径 mm
- r : 管の平均半径 mm
- T : 補強板の厚さ mm

(4) 計算結果

可撓係数と応力集中係数の計算結果を第 6.6 表に示す。

第 6.6 表 可撓性係数と応力集中係数

場 所	項 目	定数 h	可撓性係数 k	応力集中係数 i
ポンプ吸込側 配管	16B ロングエルボ	0.44	3.7	1.6
	16B ショートエルボ	0.29	5.6	2.0
ポンプ吐出側 配管	12B ショートエルボ	0.30	5.6	2.0
	スタブ 12B ロングエルボ	0.34	4.9	1.8
	12B 枝管部	0.23	1.0	2.4

6.4.5.2 SHEAR DISTRIBUTION FACTOR

管はすべて $t \leq D/4$ となるため薄肉円筒とみなされる。

したがって $k_s = 2$ とする。

ここに D : 管 外 径 mm

t : 管 肉 厚 mm

k_s : SHEAR DISTRIBUTION FACTOR

6.4.5.3 伸び率および弾性係数

伸び率および弾性係数は PIPING CODE により下記の値を使用している。

(1) 伸び率

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= 5.39 \\ &= 5.50 \end{aligned} \right\} \begin{array}{l} \text{in}/100 \text{ ft} \\ \text{mm}/\text{m} \end{array} \quad (21^\circ\text{C} \rightarrow 293.5^\circ\text{C})$$

(2) 弾性係数

$$\left. \begin{aligned} E_c &= 2.74 \times 10^7 \\ &= 1.93 \times 10^6 \end{aligned} \right\} \begin{array}{l} \text{psi} \\ \text{kg}/\text{mm}^2 \end{array} \quad (21^\circ\text{C})$$

$$\left. \begin{aligned} E_h &= 2.58 \times 10^7 \\ &= 1.81 \times 10^6 \end{aligned} \right\} \begin{array}{l} \text{psi} \\ \text{kg}/\text{mm}^2 \end{array} \quad (293.5^\circ\text{C})$$

6.4.6 計算結果

6.4.6.1 LOOP No. 1 における端点の反力, モーメント (第 6.5 図参照)

強制循環系配管を No. 1 ループ, No. 2 ループに分けて計算する。

No. 1 ループには UNLOADING SYSTEM よりの枝管がある。

6.4.6.2 LOOP No. 2 における端点の反力, モーメント (第 6.6 図参照)

6.4.6.3 配管系各点の組合せ応力

配管系各点の組合せ応力の計算結果を第 6.6 表に示す。

6.4.6.4 許容応力値

6.3.5 項にて示す通り内圧, 自重などによる熱応力以外の軸方向の応力 S_θ の最大値は, 第 6.2 図の $r_a - r_1$ 間の $3.85 \text{ kg}/\text{mm}^2$ となる。

そこで, (3.4.10) 式から, S_d は,

$$S_d = S_h - S_i = 4.1 \quad \text{kg}/\text{mm}^2$$

ここに S_h : 最高使用温度における材料の許容引張り強さ $7.88 \text{ kg}/\text{mm}^2$

強制循環系統配管の熱応力に対する許容応力は (6.4.9) 式を用いて次のようになる。

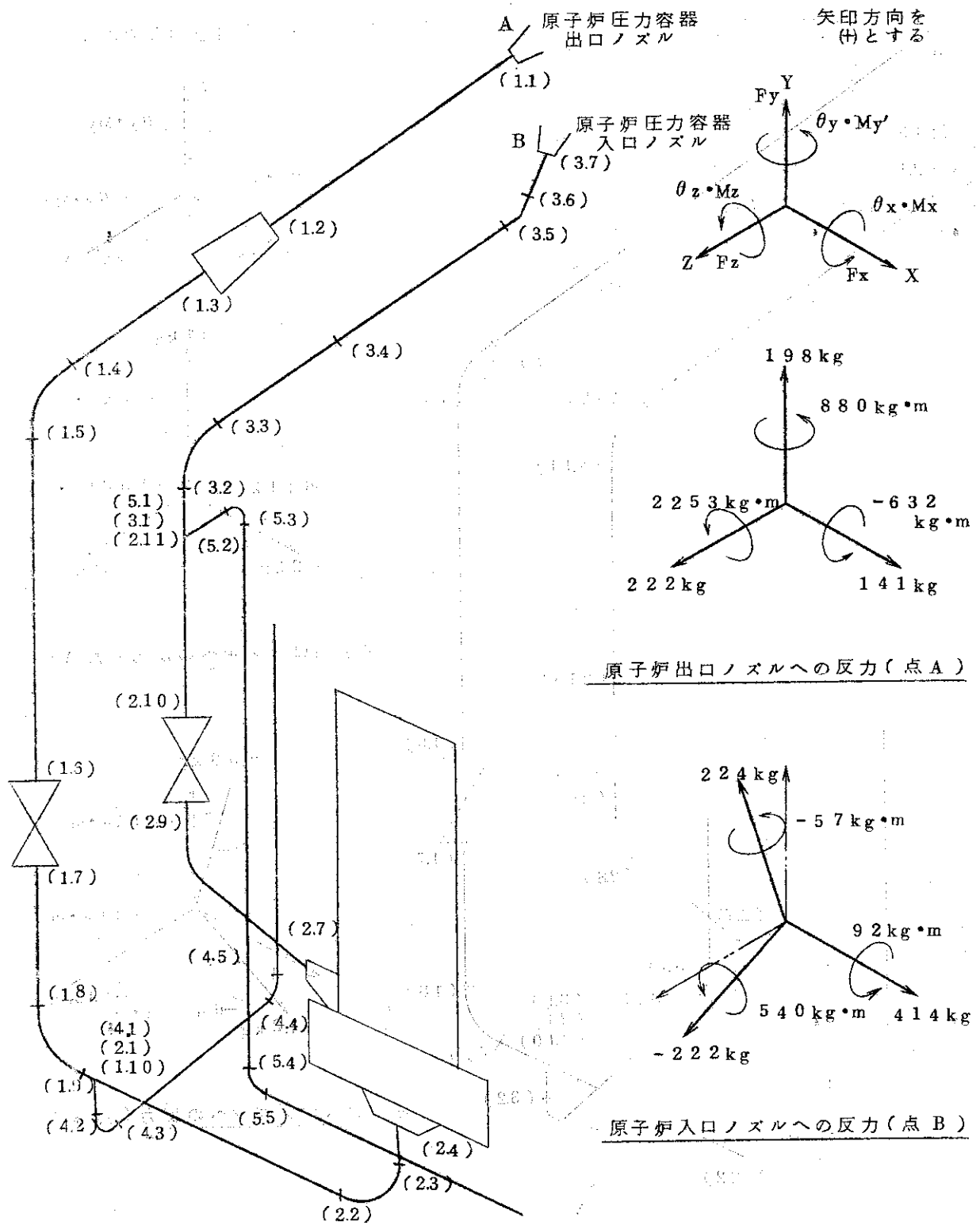
$$S_a = 1.25 S_c + (0.25 S_h + S_d) = 22.6 \text{ kg}/\text{mm}^2$$

ここに, S_c ; 室温における材料の許容引張り強さ $13.2 \text{ kg}/\text{mm}^2$

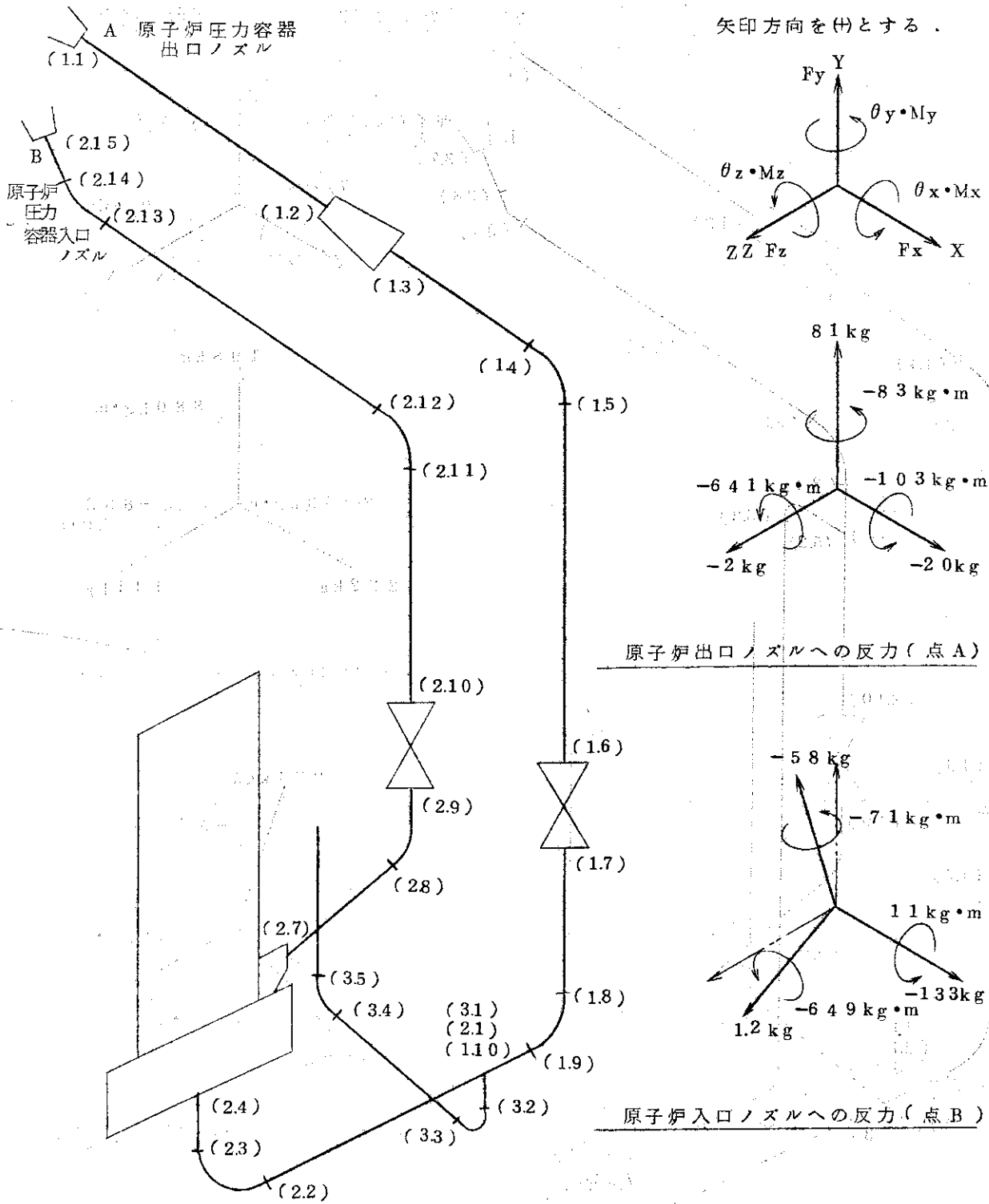
6.4.7 計算結果の検討

熱膨張, 機器の管端接合部の移動などによる組合せ応力 (ストレスレンジ) は許容応力 $22.6 \text{ kg}/\text{mm}^2$ に対し $19.0 \text{ kg}/\text{mm}^2$ (主配管と UNLOADING SYSTEM よりの戻り管との枝分れ部) となるが, 主配管は全く問題にならぬ程小さく安全な配管となつている。

UNLOADING SYSTEM の配管経路は詳細を検討なく, 既設配管の経路を変更して既略決めたものであり, また EL. 2.1 m の床貫通部にて固定されているとして, 熱応力計算を行なつたので, この配管の熱応力は最終的なものではない。しかし UNLOADING SYSTEM の配管



第 6.5 図 №1 ループの配管による反力, モーメント



第 6.6 図 2 ループの配管による反力、モーメント

経路が多少変つても、主配管に与える拘束程度が増さなければ主配管の熱応力はほとんど変わらない。

第 6.6 表 配管系各点の組合せ応力

配管	位置	応力 kg/mm ²	備 考	配管	位置	応力 kg/mm ²	備 考
No.1 ル I ブ	1.1	2.0		No.2 ル I ブ	1.1	0.5	
	1.2	1.6			1.2	0.7	
	1.3	1.0			1.3	0.5	
	1.4	0.9			1.4	0.5	
	1.5	0.8			1.5	0.5	
	1.6	0.4			1.6	0.2	
	1.7	0.3			1.7	0.2	
	1.8	0.5			1.8	0.2	
	1.9	0.4			1.9	0.1	
	1.10	0.3			1.10	0.1	
	2.1	0.3			2.1	0.1	
	2.2	0.4			2.2	0.1	
	2.3	0.3			2.3	0.1	
	2.4	0.3			2.4	0.1	
	2.7	0.3			2.7	0.1	
	2.8	0.5			2.8	0.1	
	2.9	0.4			2.9	0	
	2.10	0.3			2.10	0.1	
	2.11	0.9			2.11	0.8	
	3.1	0.9			2.12	1.0	
	3.2	2.3			2.13	0.4	
	3.3	1.4			2.14	1.0	
	3.4	1.1			2.15	1.0	
	3.5	0.9			3.1	15.6	
	3.6	0.7			3.2	8.2	
3.7	0.5		3.3	5.8			
4.1	19.0		3.4	15.6			
4.2	2.2		3.5	13.6			
4.3	3.0						
4.4	1.2						
4.5	3.4						
5.1	1.3						
5.2	1.8						
5.3	0.2						
5.4	0.3						
5.5	3.8						

7 主蒸気・復水・給水系の設計

7.1 系統の概要

原子炉で発生した蒸気は原子炉出口より格納容器外側隔離弁(VI-19)の下流まで既設8B管で導かれ、ここで既設タービン系とダンプコンデンサ系とに分岐され各々に供給される。分岐した新設主蒸気管(8B Cr/Mo)は分岐点のすぐ後に設けたダンプコンデンサ系隔離弁(VJ1-1)を経て既設パイプトンネルを通り、更に新設パイプトンネルを経てダンプコンデンサの主蒸気流量制御弁(VJ1-2)、減圧装置および復水をスプレーする過熱戻し管を経てダンプコンデンサに導かれる。

給水加熱器用蒸気は元弁(VJ1-13)、廃ガスジェットポンプ用蒸気は元弁(VJ1-22, VJ1-26)、空気抽出器用蒸気は元弁(VJ1-22, VJ1-30-1, VJ1-27-1)を経た後、別々の減圧弁を経て各々に供給される。

ダンプコンデンサで凝縮された復水はホットウェル内に暫時滞留した後8B(%)パイプを経て復水ポンプに行く。

復水ポンプは2台設置されており1台は予備である。復水ポンプの吸込側にはストレーナーがあり、復水ポンプを出た復水は4B(%)パイプで復水脱塩器に送られる。

復水脱塩器は復水中の懸濁状および溶存状の不純物を除去するための混床式イオン交換塔で2台設置されており、1台は予備である。又復水脱塩器のバイパスラインには電動弁VJ2-19が設けられており、復水脱塩器の圧力降下大、または復水温度の上昇時等の異常時に中央制御室から遠隔操作が出来るようになっている。

復水脱塩器で浄化された復水は4B(%)パイプで空気抽出器の中間または後備冷却器へ送られ、ここで空気抽出器の駆動用蒸気を冷却した後給水ポンプへ送られる。

復水の流れは通常原子炉給水ポンプの要求に応じて制御されている。この系統に用いられる復水は復水貯蔵タンク(タービン系と共用)から復水輸送ポンプによって補給される。

復水輸送ポンプは3台(新設1台既設2台)あり常時2台運転とし他の1台は自動作動の予備機であり、各ポンプは総揚程36.6mで757ℓ/min(45.42m³/hr)の定格能力をもっている。このポンプの吐出ヘッダーからはポンプ保護のための再循環回路がもうけられており、絶えず約450ℓ/min(27.2m³/hr)の復水が再循環されている。

原子炉給水ポンプに導かれた復水はここで加圧され原子炉に供給される。原子炉給水ポンプは2台設置されており、1台は自動作動の予備機である。給水ポンプ吸込側の止め弁VJ2-14(VJ2-15)のポンプ側には待機状態にある予備ポンプの吐出側の逆止弁VJ3-1(VJ3-2)の洩れにより加わる圧力を軽減するために逃し弁AJ-5(AJ-6)が設けられている。

原子炉給水ポンプを出た給水は4B(S/S)管により2A, 2B給水ポンプ合流ヘッダーに導かれる。ポンプ吐出弁VJ3-3(VJ3-4)までの管路には低負荷時に給水ポンプを保護するための給水ポンプ加熱保護制御用の流量計FE-2248(FE-2249)があり、このすぐ下流側にダンプコンデンサへのミニマムフロー管が持続されている。

2 A, 2 B. 給水ポンプ合流ヘッダーを出た給水は4 B (S/s) 給水制御弁(4"φ 制御弁 FCV-ID-2051 1"φ 制御弁 FCV-ID-2052)へ導かれる。給水制御弁で、その時の負荷に応じた流量に調節された後4 B (S/s) 管で給水加熱器へ送られ、ここで75°C に加熱された給水は、新設コンタミトンネルを通り、既設コンタミトンネル内で格納容器外側隔離弁V3-14の上流側でタービン系の給水と合流する。合流点の近接した地点の上流側にはそれぞれタービン系給水隔離弁VJ3-24, ダンプコンデンサ系給水隔離弁VJ3-13が設けられている。タービン系の給水と合流したダンプコンデンサ系の給水は4 B (S/s) の既設設備の配管により格納容器内へ入り原子炉圧力容器内の給水スパージャーに行く。

給水ポンプ(2 A, 2 B)は原子炉に給水を送ると共に制御棒にシール水を供給することが出来る。この配管は給水ポンプ2 A, 2 B. 合流管部分から1½ B (S/s) 管により分岐され、手動止め弁VJ62-28, 逆止弁VJ62-38を経て、既設コンタミトンネル内で既設制御棒シール水用配管と合流する。

給水加熱器に送られる蒸気はダンプコンデンサ主蒸気管から分岐された主蒸気を圧力制御弁VJ1-16により、 $9 \text{ kg/cm}^2 \text{g}$ に減圧された後温度制御弁TCV-2233で流量制御されて給水加熱器に入る。給水加熱器のドレンはドレンレベルコントロール弁LCV-2221-1を経てダンプコンデンサに返される。

給水系への水の補給は復水貯蔵タンクにより、又復水貯蔵タンクへの水の補給は脱塩水貯蔵タンクにより脱塩貯蔵タンクへの水の補給は、補給水脱塩器により行われる。補給水脱塩器、脱塩水貯蔵タンク、復水貯蔵タンクは既設のものを使用する。

7.2 系統内の機器および制御装置

7.2.1 ダンプコンデンサ系隔離弁(VJ1-1)

この弁はダンプコンデンサ系をタービン系より隔離する場合に使用され、中央制御室より遠隔操作で開閉出来るようになっている。又この弁はダンプコンデンサ系の起動時に便利なように任意の開度で保持出来るようにしてある。

7.2.2 主蒸気隔離弁(V1-19, V60-1)

格納容器の内側と外側には既に主蒸気隔離弁が設置されており主蒸気隔離弁閉の信号で外側隔離弁(V1-19)は自動的に閉鎖されるようになっているがさらに主蒸気管が破断した場合、原子炉冷却材が過剰に放出され冷却材喪失事故とならないように内側と外側との主蒸気隔離弁(V60-1 V1-19)が閉鎖するインターロックが追加設置されている。

7.2.3 主蒸気流量制御弁(VJ1-2)

流量制御弁(VJ1-2)は油圧駆動の制御弁で最高 $78.9 \times 10^3 \text{ kg/hr}$ が流すことが出来る。弁の開閉速度は1.1秒以内である。流量制御弁を通過した蒸気は減圧管の中で膨張減圧されてダンプコンデンサの減温管に入る。ダンプコンデンサ減温管は定格蒸気流量の時に内圧が $1 \text{ kg/cm}^2 \text{abs}$ になるように設計されている。

油圧ポンプユニットは貯油槽、吐出圧 $70 \text{ kg/cm}^2 \text{g}$, 吐出量 27.5 l/min , 容量のピストンポンプ2台で構成されている。系の油圧が定格圧力である時アンローダー弁によりポンプの吐出側から貯油槽に再循環するようになっている。アンローダー弁の下流側には容量 40 l のア

キユムレーターが設けられており室素ガスで最初から定格圧力の約 $\frac{1}{2}$ まで加圧しポンプやモーターが動かなくなった時弁を緊急動作させるためのエネルギー貯蔵源として用いられる。

主蒸気流量制御弁の制御機能を下記に列挙する。

- 1) 弁開度を手動で調整して任意の蒸気流量を流す。
- 2) 原子炉圧力を一定に保つように蒸気流量を調整する。
- 3) 原子炉圧力があらかじめ設定された値以上になると、弁を開いて原子炉圧力の上昇を抑制する。
- 4) ダンプコンデンサ圧力が異常上昇して $0.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ になった時弁を閉鎖する。

7.2.4 ダンプコンデンサ

(前節参照)

7.2.5 復水ポンプ

復水はダンプコンデンサ・ホットウエルから8B(%)管により、復水ポンプに導入される。復水ポンプは2台設置されており、常時1台運転で他の1台は待機状態にあり、運転中のポンプがトリップすると待機中のポンプが自動起動するようになっている。各ポンプは総揚程90.6mの時に89.010kg/hrの定格流量を有する。ポンプの必要N.P.S.Hは2.2mであり、この必要N.P.S.Hが得られるように一階床面より下に設けられたピット内に設置されている。ポンプは立軸形4段のタービンポンプで1,500R.P.M.40KWのモーターにより駆動される。復水ポンプは中央制御室の制御スイッチにより起動停止することが出来ると共に現場の制御スイッチによっても起動停止することが出来る。又運転中のポンプがトリップした場合予備ポンプが自動起動し制御室に警報が出るように制御回路が構成されている。

復水ポンプが起動すると同時にダンプコンデンサー減温器スプレー水制御シャットオフ弁VJ2-36は自動的に開弁され、減温器へ復水ポンプ出口の復水がスプレーされるようになっている。

7.2.6 復水脱塩およびその再生装置

復水脱塩器系統の流路線図はJPDR-II基本図面集SH-7に示す通りである。

復水脱塩器系統は復水を原子炉に戻す前に脱塩浄化する復水脱塩器(混床式イオン交換塔)と脱塩器で使用済となった樹脂を再生する再生装置とから構成されている。

復水脱塩器は復水中の懸濁状および溶存状の不純物を高流速で除去する混床式イオン交換塔で強酸性カチオン交換樹脂、および強塩基性アニオン交換樹脂を2対1の割合で充填されている。

樹脂塔は全流量のものが2基設置されており、内1基は予備である。再生装置は陽イオン交換樹脂再生槽、陰イオン交換樹脂再生槽、樹脂貯蔵槽その他からなっている。樹脂貯蔵槽には再生済樹脂が常時貯留されている。再生剤は硫酸および苛性ソーダで、既設の硫酸および苛性ソーダのストレージタンクより計量槽に送られ貯えられており、通薬時にはブランジャー式のポンプで通薬される。

再生操作は半自動方式で遠方各個手動操作も可能である。脱塩器から再生槽、樹脂貯蔵槽から脱塩器等への樹脂移送には廃液量を少なくするために圧縮空気で行うように設計されている。又新樹脂の補給は樹脂補給タンクによってカチオン樹脂、アニオン樹脂、別々に100ℓづつ

それぞれの再生槽に送られるようになっている。

再生済樹脂塔に移送した後使用に入れる前に充分な純度が得られるまで再循環運転を行うための再循環ポンプが設けられている。

7.2.7 空気抽出器

空気抽出器はダンプコンデンサより非凝縮性ガスを抽出し廃ガス系に連続的に放出するために、二連二段の蒸気噴射式のもので、駆動用蒸気を激縮するために中間および後備冷却器を装備している。駆動用蒸気圧力は $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ で蒸気消費量は 340 kg/hr であり、抽出気体量は $23 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ の能力を有する。

空気抽出器に使用された蒸気はそれぞれの冷却器で激縮され、中間冷却器からはループシール、後備冷却器からはドレントラップを経てダンプコンデンサに戻すようになっている。

空気抽出器は各1個のノズルとデフューザを一組としたものを二組直列に2段に組合せたもので1系列を構成している。第1段はダンプコンデンサの空気出口に連絡されガスと飽和蒸気の混合体を $100 \sim 150 \text{ mm Hg abs}$ に圧縮して、これを第一段冷却器に送る。ここで一部蒸気を復水にし、ガスと残りの飽和蒸気は第二段エゼクタに導かれ、大気圧まで圧縮されて第二段冷却器に送られる。ここで蒸気は再び復水してガスは廃ガス系へ排出される。

冷却器は横置U字管形表面冷却器で、同一胴に第一段および第二段冷却器を設けた構造となっている。

冷却器内の蒸気の冷却には復水を使用し、作動蒸気の熱量を復水中に回収する。復水流量が少ない場合は冷却器出口側よりダンプコンデンサへ復水に戻して冷却器に必要な最少流量 ($34 \times 10^3 \text{ kg/hr}$) を確保するようになっている。

7.2.8 機械式真空ポンプ

機械式ポンプ(水封形)は起動時にダンプコンデンサ内の非凝縮気体を排出し既設廃ガス系のホールドアップ設備に導かれるようになっている。真空ポンプが使用されるのはプラントの蒸気圧力が $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ までで $12 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ になるとスチームジェットエアエジェクタに切換える。

機械式真空ポンプはシリンドリカルポート式で、その能力は最大風量 $10 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 最大真空度 8.5 mAq である。

この真空ポンプは封水形であるので水封部に給水するために必要な補給水タンク、補給水循環ポンプ等を装備している。

7.2.9 給水ポンプ

給水ポンプは復水を原子炉圧力容器、制御棒シール、インコアモニター冷却にそれぞれ送るために必要な高揚程ポンプである。ポンプは2台設置され、常時1台運転で他の1台は待機状態にある予備機である。各ポンプは総揚程、 810 mAq で容量 $93.3 \text{ m}^3/\text{hr}$ 最低流量 $10 \text{ m}^3/\text{hr}$ の横置多段ポリユートポンプである。軸受潤滑方式はオイルリング軸受ケース水冷式で冷却水には閉回路冷却水を用いる。運転中のポンプがトリップすると待機中のポンプが自動起動するようになっている。

給水ポンプ過熱保護のために、給水ポンプ吐出側より給水ポンプ過熱防止弁 FCV-2248 (FCV-2249) を経てダンプコンデンサーに行くラインが設けられておりこれにより、給水

ポンプの最低流量が確保されるようになっている。

給水ポンプ入口温度を所定値(55℃)以下にすると共に、空気抽出器冷却器の低流量34000 kg/hrを確保するために給水ポンプ吸込側よりTCV-2332を経てダンプコンデンサーへ復水を循環する装置が設けられている。

各ポンプは3000 R.P.M. 310KW. 3000V モーターにより駆動される。給水ポンプ専用の制御パネルRFP-IIが現場に設けられており、中央制御室の制御スイッチにより起動停止出来ると共にRFP-IIパネルの制御スイッチによっても起動停止することが出来る。RFP-IIパネルには給水ポンプの運転、監視に必要な計装制御機器が設置されている。

7.2.10 給水加熱器

給水加熱器は原子炉給水を75℃まで加熱するもので、主蒸気管より一部抽出した蒸気を減圧して加熱用蒸気として使用する。蒸気は給水加熱器胴側を通り給水と熱交換した後ドレンとなってダンプコンデンサホットウエルに入る。

給水加熱器は表面加熱式堅置U字管形復水ドレン冷却式で15 m²の伝熱面積を有し、この伝熱面積は外径15875 mm 長さ3580 mmの伝熱管84本から得られる。管は厚さ1.2 mmのボイラ熱交換器用ステンレス鋼管27種が使用されている。

給水加熱器は復水部、ドレン冷却部および浸水部の三部分に分けて設計されており、加熱用蒸気は復水部で凝縮しドレンとなって下方のドレン冷却部、浸水部に溜り、ドレン冷却部で低温の入口給水と熱交換して器外へ出る。浸水部はドレンが停滞しているだけで熱交換には寄与しない。このように高温の加熱蒸気と低温の給水に接触する管板との間にドレンを介在させることにより、管板内外面の温度差を小さくし熱応力を軽減させるように設計されている。

給水加熱器の胴側の設計圧力は12 kg/cm²gであるので、加熱用蒸気は6.15 kg/cm²gの主蒸気を圧力制御弁PCV-2289で9 kg/cm²に減圧した後、温度制御弁TCV-2233を経て給水加熱器に供給される。又この圧力制御弁PCV-2289の出口側配管中には給水加熱器胴側に不当な圧力がかかるのを防止するために安全弁AJ-1が設けられている。

胴内のドレンレベルはドレンレベル制御弁、LCV-2221-1により所定の水位に維持される。

7.2.11 ダンプコンデンサホットウエル水位制御および、その他

ホットウエル内の水位制御は水位上昇を制御するレベルスイッチ、LS-2320、LIC-2320 および水位制御弁LCV-2320(VJ2-28)と水位低下を制御するレベルコントローラLIC-2217および水位制御弁LCV-2217(VJ5-6)とにより決められた水位内に維持される。ホットウエル内の水位が正常で一定の場合は弁は両方共閉っている。もし水位が低下する傾向にあるとLCV-2217を開き復水輸送ポンプで水を供給し、正常水位を回復する。同様に水位が正常な水位より上昇し或る定められたレベルに達すると制御弁LCV-2320が開き余剰な復水を復水貯蔵タンクへ放出して正常水位にする。

ダンプコンデンサ・ホットウエルには電気電導度計が冷却水室区分ごとに装備されており、冷却水(海水)の復水側への漏洩を検出出来るようになっている。

ダンプコンデンサへの流入蒸気量が 6.259×10^3 kg/hrの50%以下での運転中に要求される脱気用蒸気は主蒸気ラインからFCV-2204(VJ1-38)を通してダンプコンデンサ脱気

室に供給される。脱気用蒸気流の制御は、主蒸気流量検出器 FE/ID-2004 と制御弁 FCV-2204 (VJ1-38) によって制御される流量は流量制限オリフイス RO-101 により 390 kg/hr で制御される。

7.2.1.2 空気抽出器駆動用蒸気圧力調整装置

空気抽出器は主蒸気を減圧弁 PCV-2290 および PCV-2291 によって 12 kg/cm^2 に減圧された蒸気により駆動される。この蒸気は主蒸気管より、分岐した $1\frac{1}{2}$ B (Cr/Mo) 管で導かれ給水加熱器用蒸気と分れた後手動弁 VJ1-22 を経てストレーナー S-1 を通った後オフガスジェットポンプ用蒸気と分岐され 1 B (Cr/Mo) 管により、空気抽出器の A 系列、B 系列別に設けられた圧力制御弁に導かれる。制御弁の前にはそれぞれ元弁として電動弁 VJ1-30-1 (VJ1-27-1) がある。

蒸気圧力は制御弁下流で検出された圧力信号により圧力調整器 (PIC-2352, PIC-2353) が圧力制御弁 (PCV-2290, PCV-2291) を調整して蒸気圧力を 12 kg/cm^2 一定に保持される。空気抽出器で消費される蒸気量は 340 kg/hr である。

7.2.1.3 給水制御装置

(計装・制御の設計参照)

7.2.1.4 給水制御弁

給水制御弁は 4 B の主制御弁 FCV-ID-2051 (VJ3-6) と 1 B の補助制御弁 FCV-ID-2052 (VJ3-9) の 2 個があり、起動時流量の少い時は 1 B の制御弁を用い流量がある程度高くなり、1 B 制御弁では制御出来なくなったならば 4 B 制御弁を使用し適切な応答特性が得られるようにしてある。

4 B 制御弁の最大流量は $9.07 \times 10^3 \text{ kg/hr}$ で、開閉速度は 10 Sec である。又この制御弁は駆動用空気圧が低下した場合、ロック装置が動作し空気圧が復旧するまではロック装置が動作する前の開度に維持されるようになっている。

1 B 制御弁は最大流量 $9.07 \times 10^3 \text{ kg/hr}$ で開閉速度は 15 sec である。

両制御弁共、弁差圧が流量により変動するので、弁特性は等比率形のもので用いられている。

7.2.1.5 空気抽出器復水流量制御装置

本制御系は空気抽出器の復水流量を最低許容流量 ($34 \times 10^3 \text{ kg/hr}$) 以下になることを防止しするために、空気抽出器出口流量を FE-2252 で検出し、流量信号に応じて FIC-2252 より FCV-2252 を連続制御して給水ポンプ吸込側から復水流の一部をダンプコンデンサホットウエルへ再循環することにより、空気抽出器の復水最低流量を確保する。更に給水ポンプ過熱保護装置が動作した時 (FCV-2248 又は 2249 が開) FS-2248 (FS-2249) および FIC-2252 により FCV-2252 を閉にして、給水ポンプ入口側流量の急激な変動を防止する。給水ポンプ過熱保護装置からの信号と空気抽出器最低流量確保の信号が同時に出了場合は最低流量確保の信号による復水再循環流量の増加動作が優先されるようになっている。

7.2.1.6 給水ポンプ過熱保護制御装置

給水ポンプはその機能保全上から最低流量を確保する必要がある。従って給水ポンプの吐出流量が常に最低許容流量 ($10 \text{ m}^3/\text{hr}$) 以下になることを防止するために設けられたのが本制

御装置で、過熱防止弁FCV-2248 (FCV-2249) と多段オリフイスRO-103 (RO-104) とから構成されている。

ポンプ吐出側流量を流量計FE-2248 (FE-2249) で検出してFCV-2248 (FCV-2249) をオン-オフ制御して、給水の一部をダンプコンデンサホットウエルに戻すようになっている。

7.2.17 給水温度制御装置

給水は原子炉へ送入される前に給水加熱器により温度調節されるがこれには主蒸気ラインより抽出した蒸気を使用される。給水加熱器出口給水温度を温度検出器TE-2233 で検出して、その温度に応じて温度制御弁TCV-2233 を連続制御して加熱蒸気流量を調節し、給水加熱器出口給水温度を75℃一定に保持するように本制御装置は設計されている。

7.2.18 給水加熱器水位制御装置

給水加熱器の加熱用蒸気は加熱器内で給水と熱交換して凝縮し胴内に滞留するが、胴内の水位が上昇すると、加熱器の能力低下を来すので、常に胴内の水位を一定に保持するために設けられたのが本制御系統である。胴内の水位を水位検出器LT-2221で検出し、制御弁LCV-2221 (VJ19-2) を連続制御して水位を水位設定器LIC-2221で設定した値に保持する。

7.3 系統の圧力損失

系統内の機器、配管、弁類等の圧力損失から系統全体の圧力損失を求める。機器に於ける圧力損失の詳細は設計資料No.1617にあるので、その結果のみを使用する。配管の圧力損失はCrane Co. FLOW OF FLUIDS により計算する。

$$\Delta P = 3.36 \times 10^{-6} \times \frac{f L W^2 \bar{V}}{d^5}$$

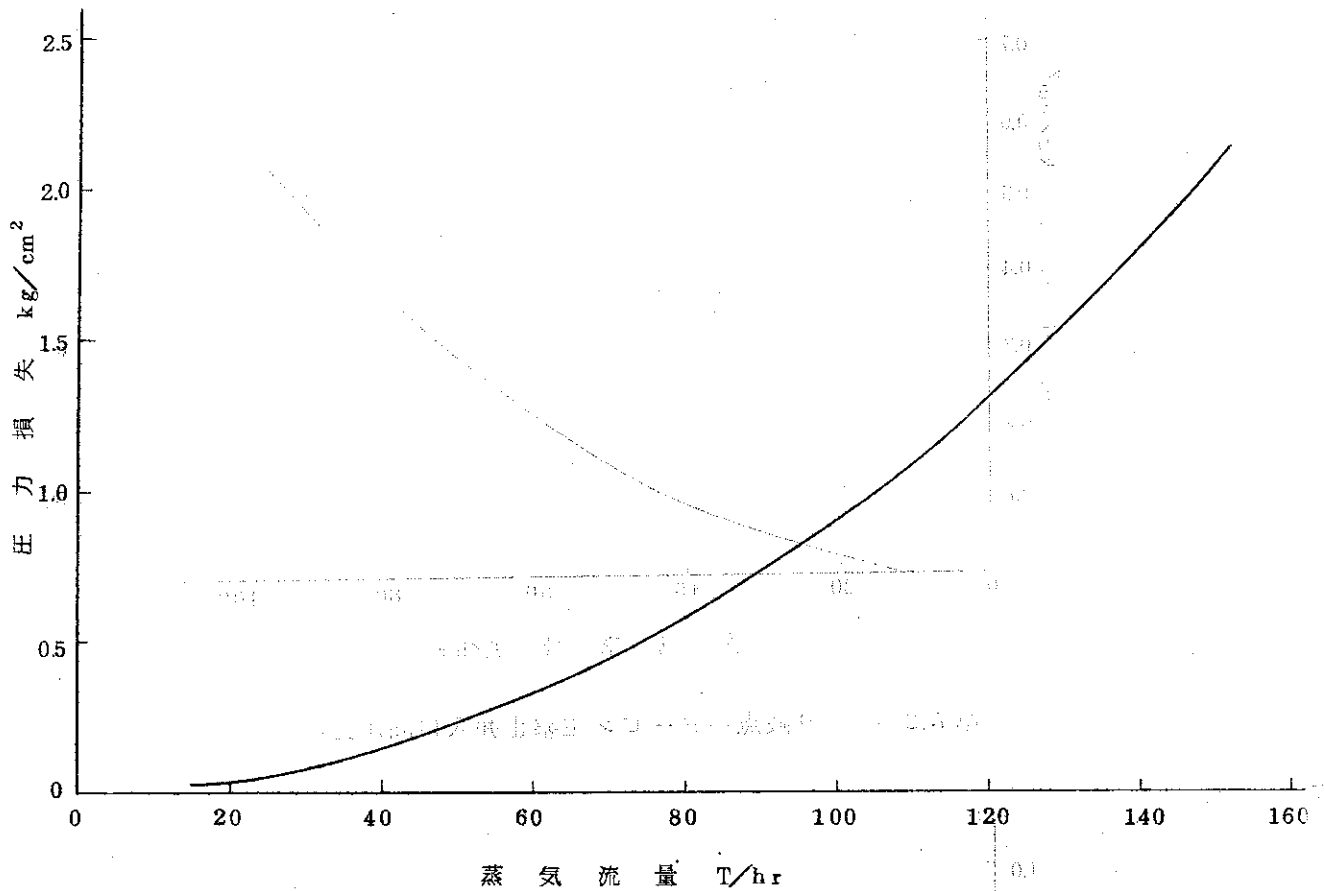
- ΔP : 圧力損失 psi
- f : 摩擦係数
- L : 配管長さ ft
- W : 流量 lbs/hr
- \bar{V} : 比容積 ft³/lb
- d : 管内径 in
- Re : レイノズル数 (= $6.31 \frac{W}{d\mu}$)
- μ : 粘度 センチポイズ
- D : 管内径 ft
- L/D : 配管相当長さ換算係数

7.3.1 主蒸気系

(1) 圧力容器出口から分岐点までの圧力損失

流量 T/hr	20	30	40	50	60	70	80	90
圧力損失 kg/cm ²	0.036	0.082	0.147	0.229	0.331	0.450	0.590	0.745
流量 T/hr	100	110	120	130	140	150	160	170
圧力損失 kg/cm ²	0.922	1.116	1.327	1.559	1.807	2.075	2.358	2.666

この結果第 7.1 図に示す。



第 7.1 図 圧力容器一分岐点間圧力損失

(2) 分岐点からタービン主塞止弁入口間の圧力損失

流 量 T/hr	20	30	40	50	60	70	80	90
圧力損失 kg/cm ²	0.023	0.053	0.095	0.148	0.214	0.290	0.380	0.481

この結果を第 7.2 図に示す。

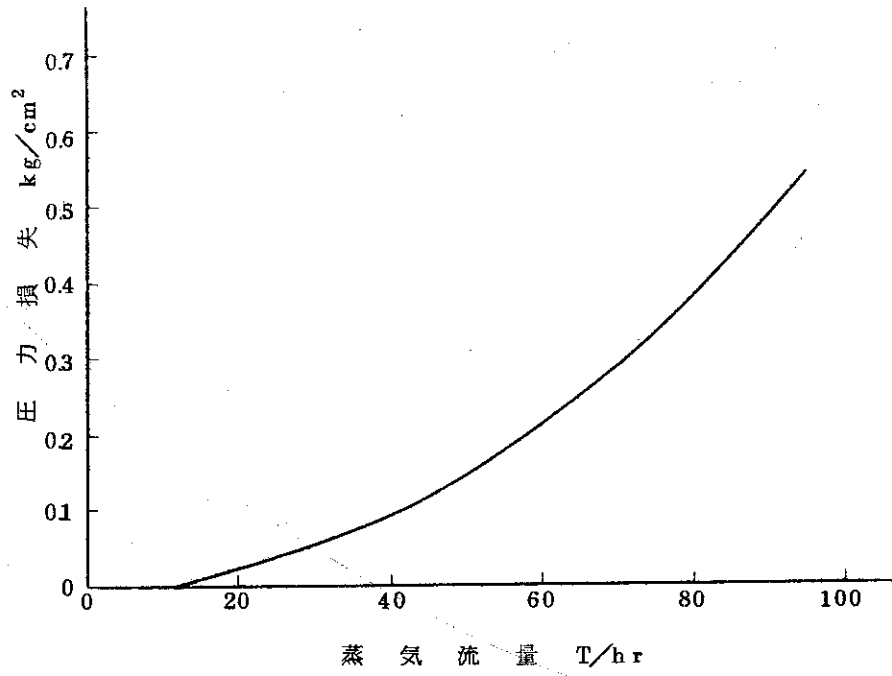
(3) 分岐点からダンプコンデンサ制御弁入口間の圧力損失

流 量 T/hr	20	30	40	50	60	70	80	90
圧力損失 kg/cm ²	0.054	0.121	0.218	0.340	0.491	0.667	0.874	1.105

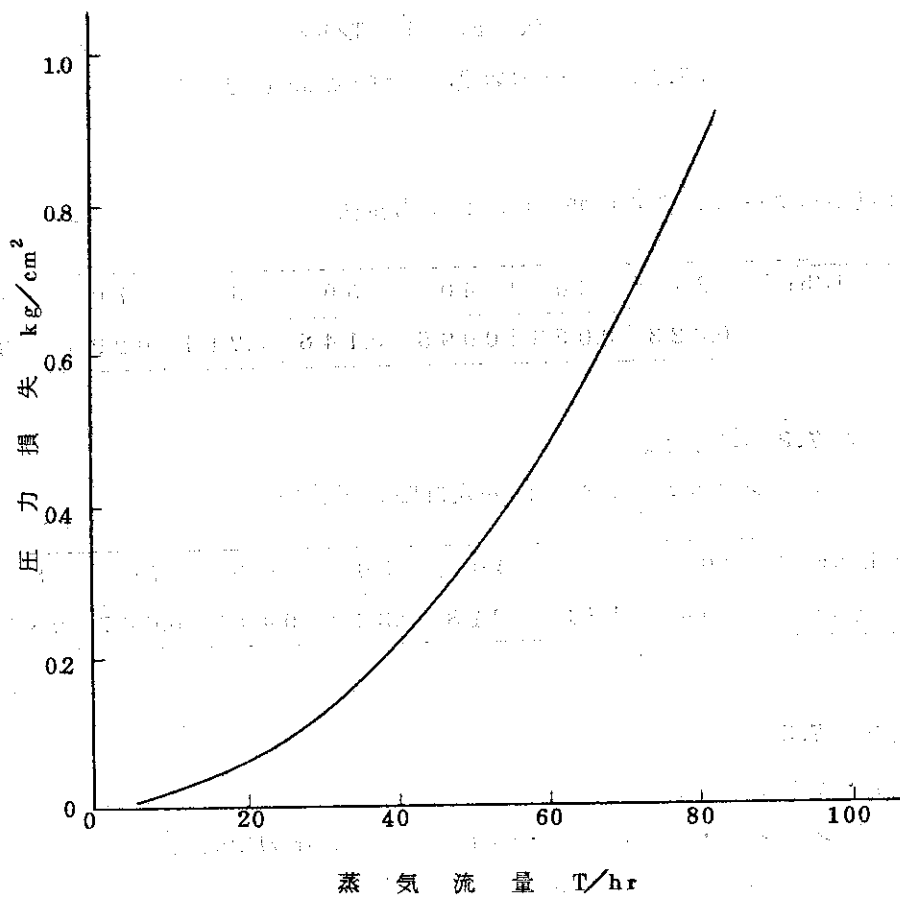
この結果を第 7.3 図に示す。

7.3.2 復水・給水系

(1) ダンプコンデンサ・復水ポンプ・給水ポンプ間の圧力損失



第7.2図 分岐点—タービン主塞止弁入口間圧力損失

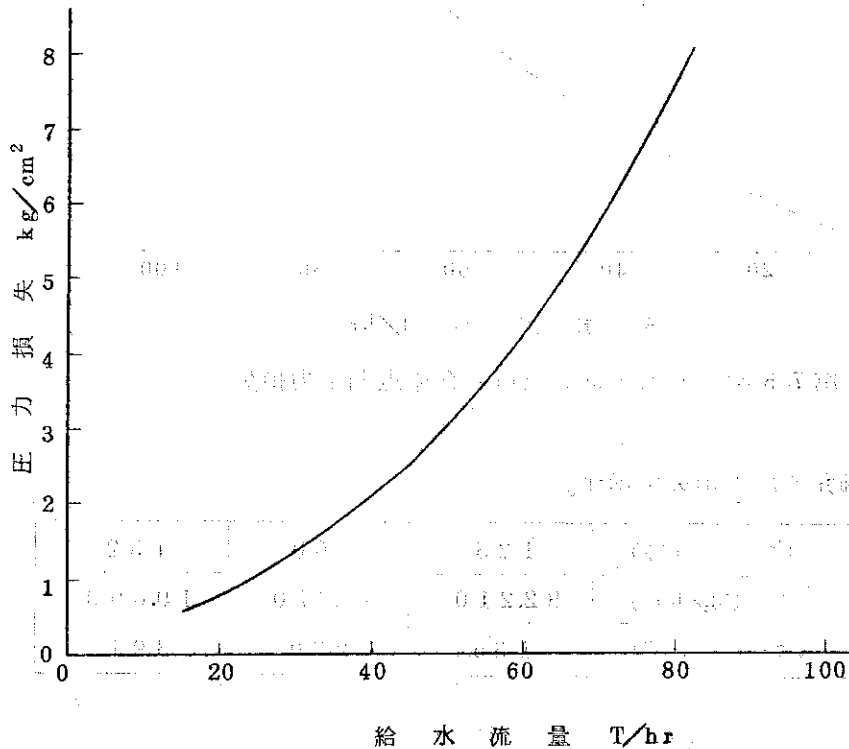


第7.3図 分岐点—ダンプコンデンサ制御弁入口間圧力損失

負荷 (%)	125	100	75	50
復水流量 (kg/hr)	89010	72570	56128	39685
全圧力損失 (kg/cm ²)	0.039	0.025	0.015	0.008

負荷 (%)	125	100	75	50
復水流量 (kg/hr)	82210	65770	49328	32885
復水ポンプ・復水脱塩器 (kg/cm ²)	0.646	0.422	0.246	0.119
復水脱塩器・空気抽出器 (＼)	0.462	0.302	0.176	0.085
空気抽出器・給水ポンプ (＼)	0.547	0.356	0.206	0.095
復水脱塩器 (＼)	5.46	3.50	1.97	0.875
空気抽出器 (＼)	0.084	0.058	0.033	0.016
静水頭 (＼)	0.308	0.308	0.308	0.308
流量計オリフイス (＼)	0.340	0.20	0.120	0.06
復水ポンプ・給水ポンプ間 (＼)	7.847	5.146	3.059	1.558

この結果を第7.4図に示す。

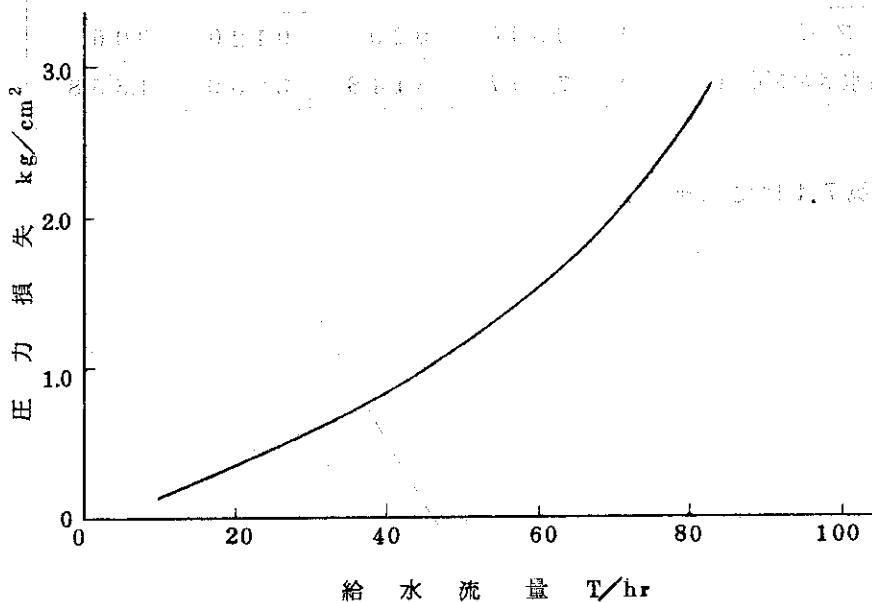


第7.4図 復水ポンプー給水ポンプ入口間圧力損失

(2) 給水ポンプと合流点間の圧力損失

負荷 (%)	125	100	75	50
給水流量 (kg/hr)	82,210	65,770	49,328	32,885
給水ポンプ・給水加熱器 (kg/cm ²)	0.848	0.485	0.321	0.147
給水加熱器 (＼)	0.282	0.186	0.110	0.072
流量計 (＼)	0.331	0.195	0.117	0.0585
給水加熱器・合流点 (＼)	1.05	0.67	0.39	0.18
静水頭	0.253	0.253	0.253	0.253
給水ポンプ・合流点間 (kg/cm ²)	2.764	1.789	1.191	0.711

この結果を第7.5図に示す。



第7.5図 給水ポンプ出口-合流点間圧力損失

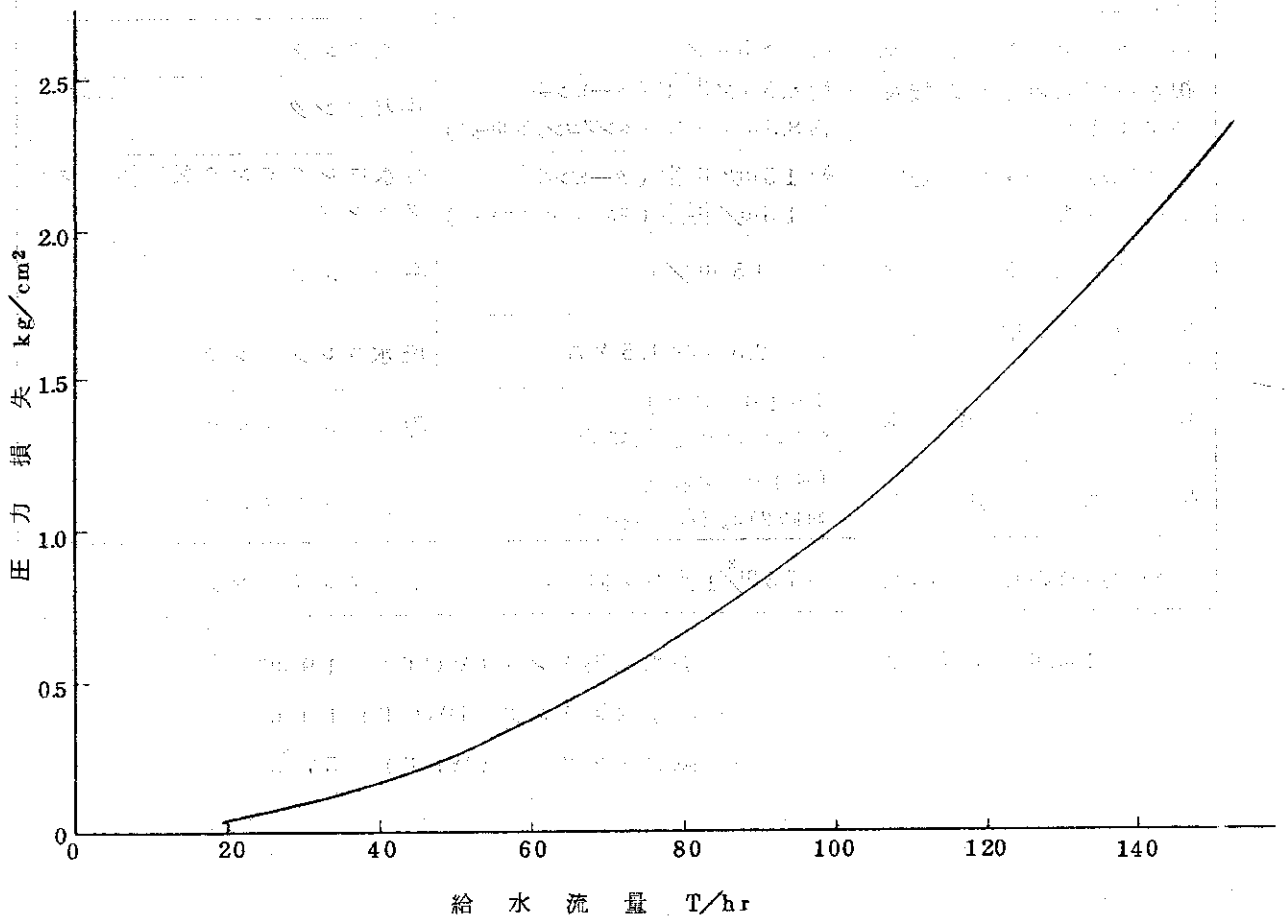
次に給水流量制御弁の圧力損失を示す。

負荷 (%)	125	100	152
給水流量 (kg/hr)	82,210	65,770	10,000
4 B 給水制御弁 (kg/cm ²)	1.35	2.30	3.95

(3) 合流点と原子炉間の圧力損失

タービン系負荷(%)	25	50	75	100	100	100	100	100	100
ダンブ系負荷(%)	0	0	0	0	25	50	75	100	125
給水流量(kg/hr)	22685	38220	54423	71519	87962	104404	120847	137289	153729
配管圧力損失(kg/cm ²)	0.05	0.13	0.26	0.45	0.68	0.95	1.27	1.63	2.05
給水スパーチャ 圧力損失(kg/cm ²)	0.01	0.02	0.04	0.07	0.10	0.14	0.19	0.25	0.31
合計(kg/cm ²)	0.06	0.15	0.30	0.52	0.78	1.09	1.46	1.88	2.36

この結果を第7.6図に示す。



第7.6図 合流点-原子炉間圧力損失

8 補助系の設計

8.1 液体廃棄物処理系の設計

J-PDR-IIで予想される液体廃棄物の発生量および廃液収集タンクに収容される一日当りの最大廃液量を第8.1, 8.2表に示す。廃水炉過器を通して処理しなければならない廃液はWCTとDWCTの分であり、その水量は最も厳しい条件で約120m³/日である。通常の状態であれば、廃水炉過器の炉過能力は10m³/時でその処理水量は38m³/再生である。(再生に要する時間は最大限1時間である)しかし廃液が大量に出るプラント保守時には廃液の水質が悪くなり廃水炉過器の処理水量は低下する。(最悪時には10m³/再生にもなる)この様な条件下で廃水炉過器1ヶで廃液を処理するのは非常に困難であるので、炉過器を1セット増設する。これを機会にプラントの水経済を向上するために、再使用の可能性のある廃水と可能性のない汚水とに分けてそれぞれ専用の炉過器を使用する。

第8.1表 液体廃棄物の発生量

廃棄物	平均発生量	廃液が収集されるタンク名
機械ドレン廃液	約 25 m ³ /日	廃水タンク
床ドレン廃液	約 8.5 m ³ /日	汚水タンク
復水脱塩器再生時の酸及びアルカリ浴液	約 8.5 m ³ /再生 (タービン系) 約 8.5 m ³ /再生 (ダンプコンデンサー系)	中和タンク
復水脱塩器再生時の逆洗及び洗滌水	約 15 m ³ /再生 (タービン系) 約 15 m ³ /再生 (ダンプコンデンサー系)	廃水コレクタタンク又は汚水コレクタタンク
実験室ドレン	約 4.5 m ³ /日	中和タンク
使用済浄化脱塩器樹脂の移送水	約 2.5 m ³ /1.5ヶ月	廃水コレクタタンク
機器除染水	1~10 m ³ /排水 機器洗浄用の除染水	汚水コレクタタンク
機器排水	1~10 m ³ /排水 補修の為に機器排水	汚水コレクタタンク
燃料交換時のしゃへい水	約 75 m ³ /1燃料交換	廃水コレクタタンク

注：収集タンクの容量

廃水収集タンク (WCT) 19 m³
 汚水収集タンク (DWCT) 19 m³
 減衰タンク (WDT) 57 m³

第 8.2 表 収集タンクに流入してくる最大廃液量

処 理 タ ン ク	1 日 に 貯 留 す べ き 最 大 廃 液 量	タ ン ク 容 量
廃水サンプルタンク (W.S.T)	約 57.5 m ³ /日	タンクの容量: 19 m ³
汚水サンプルタンク (D.W.S.T)	約 58.5 m ³ /日	タンクの容量: 19 m ³
中和タンク (W.N.T)	約 21.5 m ³ /日	タンクの容量: 15 m ³

(注-1) 第 2 表で燃料交換時の遮蔽水を考慮に入れなかったのは、燃料交換時はプラントは停止中であり、その廃水の処理は任意に行なり事が出来る為である。

(注-2) WNT の廃液は一般に水質は悪いが放射性物質濃度は低い為直接海水で希薄して放出する。

8.1.1 収集設備

ダンプコンデンサ建屋内の廃液は、クリン系、汚水系、ケミカル系に分けられ各々のサンプルに集められ、サンプルポンプにより既設の廃液収集タンクに送られる。格納容器内に新設した機器から発生する廃液のうち機器廃液は REDT に、床廃液は RES に集められる。

クリンドレンサンプルポンプは 2 台設置し、1 台は常用他は待機中の予備機である。各ポンプは縦形渦巻式で総揚程 12 m の時 7.2 m³/H の定格流量を有し、選択された 1 台はサンプルの水位により自動的に起動停止される。このポンプが水位高で起動しない時には、水位異常高で他の 1 台が起動され、後備保護の役割を果たすようにしている。

汚水ドレンサンプルポンプは 1 台設置され、縦形渦巻式で総揚程 12 m の時に 7.2 m³/H の定格流量を有し、水位により自動的に起動停止される。

パイプトンネル内のドレンはパイプトンネルサンプルポンプにより汚水コレクタタンクに送られる。このポンプは縦形渦巻式で総揚程 7 m、12 m³/H の定格流量を有し、水位により自動的に起動停止される。

ケミカル系の実験室ドレンサンプルポンプは 1 台設置され、縦形渦巻式で総揚程 12 m の時に 7.2 m³/H の定格流量を有し、水位により自動的に起動停止される。

8.1.2 廃液処理設備

新設する廃水炉過器 (1B) はタンク式プリコート型で処理容量は既設と同じ 38 m³/再生であり、プリコート材としてはソルカフロックを用いる。この炉過器はクリン系廃水の処理に、既設の炉過器は汚水系の処理専用を使用するのを原則とする。

新設の炉過器による廃液の処理は、VJ39-87 から廃水炉過器 (1B) に入り、炉過された後 VJ39-9 を通りサージタンクへ送られる。廃水炉過器のプリコートは使用済の炉過材を VJ39-43 からの空気と VJ39-6 からの脱塩水との空気混合水により逆洗し、VJ39-16 を通して増設した炉過物分離タンク (1C) へ送る。つぎにプリコートチャージタンクに脱塩水で溶解されたプリコート材を VJ39-39、VJ39-32、VJ39-44 を通してプリコート

ポンプにより炉過器を循環することによりプリコートする。プリコートに要する時間は、使用済炉過材の逆洗時間を含めて最大限1時間以内である。

一方炉過物分離タンクに送られた使用済炉過材は水と分離した後、増設した炉過物貯蔵タンク(1B)に送られ永久貯蔵される。また炉過物分離タンクで分離された水は汚水コレクタタンクにその水頭により送られる。

サージタンクは廃水炉過器1Bの出口に設けるもので常に炉過器の背圧を一定にし、炉過面の安定を計るものでその貯留容量は 9.5 m^3 の円筒型タンクである。

8.1.3. 設計上特に考慮した事項

設計上特に考慮した事項を下記に示す。これらの詳細は関連の設計資料を参照のこと。

- (1) 廃水炉過器の目つまりおよび再生上の問題
- (2) プラント再使用水量を増加するための問題
- (3) 炉過物分離タンクの分離性能とタンク構造および炉過物貯蔵タンクの構造上の問題
- (4) 炉過器の Duty Cycle

8.2 気体廃棄物処理設備の設計

8.2.1 概要

気体廃棄物設備はオフガス設備とホールドアップ設備とで区別される。オフガス設備はダンプコンデンサから出てくる気体を処理するバッチ式の設備である。一方ホールドアップ設備は始動時、ダンプコンデンサ真空ポンプから出る放射性気体をホールドアップパイプを通して連続的に処理する設備である。従ってオフガス設備に流れる放射性気体に含まれる放射性物質量はホールドアップ系に比較して非常に高い。

ダンプコンデンサ系を始動させる場合、まず真空ポンプを作動させこの排気は既設設備のホールドアップパイプに送られ、ここで放射性物質が減衰されて、スタックから放出される。通常運転中は空気抽出器により、真空が維持され、この排気はオフガス設備に送られ処理される。

空気抽出器から排出された放射性ガスは空気抽出器の中間および後備冷却器で冷却された後VJ8-8を経て3B(c/s)パイプで2台(内1台予備)のオフガスジェットポンプに吸引される。ジェットポンプを使用するのは系の圧力損失を補うと共に原子炉で解離した水素分子を爆発限界(体積比4%)以下に保つために余剰の蒸気を加えるためのものである。

ジェットポンプで加圧された気体廃棄物は2台の電気ヒーター(1台予備)を通り、 134 C まで加熱される。これは蒸気中の水分を完全になくすためである。この乾燥した気体を再結合器に通し、水素と酸素とを結合させてる。再結合器を通過して体積を減少した廃ガスは廃ガスコンデンサで冷却され、ガス中の水素気分を失って大巾にその体積を減少する。廃ガスコンデンサで凝縮した復水はダンプコンデンサに戻る。廃ガスコンデンサを通ったガスは気水分離器を通った後、モニターされ、廃ガス圧縮機(2台設置1台予備)で加圧される。加圧された気体はアフタークーラー-気水分離器を経て既設JPDRの廃ガス貯蔵タンクに送られ貯蔵される。

廃ガスコンデンサと廃ガス圧縮機の間から抽出されるサンプリングガスはサンプリング復水器、フィルタ、放射線検出器、真空ポンプ、を経てオフガスタンク下流のオフガスフィルターの上流に送られる。しかし、この真空ポンプはダンプコンデンサの真空が出来ていない時のみ

に使用される。

通常運転中は廃ガス圧縮機で廃ガス貯蔵タンクに廃ガスを貯蔵する必要がなく、タンクで減衰時間をかせぐのみで大気へ放出しても支障のない場合には、廃ガス圧縮機を運転せずにバイパスラインにより廃ガス貯蔵タンクへ送られる。

再結合器を運転に入れる前に、水分による毒作用を除くため再結合器の触媒を乾燥してやらなければならない。この乾燥のためにウォーミング用のエキゾースターを備えている。即ち、運転されていない系の再結合器をウォーミングする場合は、エアブリード弁 VJ13-47 (VJ13-48) を開けて空気を吸入させ予熱器で加熱し、再結合器内の触媒を乾燥した空気は、ウォーミング用エキゾースターによりホールドアップの入口に導かれる。

再結合器の運転状態を監視するために再結合器の入口、出口に水素濃度計が、再結合器内には温度計(上中下3点)が設けられている。

この系の運転制御に必要な制御機器および計測器等は中央制御室と現場制御盤、OGP-II に設置されている。現場制御盤 OGP-II はダンプコンデンサ室2階の廃ガス室外側に設置されている。

8.2.2 主要機器および制御装置

主な機器および制御装置は下記の通りである。

- (i) ジェットポンプ
- (ii) 廃ガス予熱器
- (iii) 再結合器
- (iv) 廃ガスコンデンサ
- (v) 気水分離器
- (vi) 廃ガス圧縮機
- (vii) 再結合器ウォーミング用真空ポンプ
- (viii) ジェットポンプ駆動用蒸気圧力制御装置
- (x) 廃ガス予熱器温度制御装置
- (x) 廃ガスコンデンサ水位制御装置
- (x) 廃ガス圧縮機バイパス制御装置
- (xi) 廃ガス圧縮機出口圧力制御装置

この内主なものを説明する

(i) ジェットポンプ駆動用蒸気圧力制御装置

廃ガスジェットポンプは主蒸気を圧力制御弁 PCV-2288 によって $12\text{kg/cm}^2\text{g}$ に減圧された蒸気により駆動される。この蒸気は主蒸気管より分岐した $1\frac{1}{2}\text{B}$ (Cr/Mo) 管で導かれ、給水加熱器用蒸気と分れた後、電動弁 VJ1-22 を経て、ストレーナー S-1 を通った後空気抽器駆動用蒸気と分岐され、 1B (Cr/Mo) 管により圧力制御弁 PCV-2288 に導かれる。

蒸気圧力は制御弁下流で検出された圧力信号により圧力調整器 PIC-2288 が圧力制御弁 PCV-2288 を調整して $12\text{kg/cm}^2\text{g}$ 一定に保持する。ジェットポンプの消費蒸気量は 48kg/hr であり、この消費蒸気量は流量制御弁, RMCV-2569 (RMCV-2570) により手動で任意の流量に制御することが出来るようになっている。

(2) 廃ガス予熱器温度制御装置

廃ガス予熱器は、再結合器に入るガスを 134°C (一定) に加熱して水分を蒸発し、 H_2 ガスと O_2 ガスが再結合し易い状態にするためのものであり、そのヒーター容量は 2.7KW である。廃ガス予熱器温度制御装置はこの出力を連続制御して所定の温度に維持するものである。即ち、予熱器出口ガス温度を $\text{TE}-2545$ で検出して $\text{TIC}-2545$ で連続制御 (磁気増巾器使用) して出口ガス温度を所定の値に維持するものである。

(3) 廃ガスコンデンサ水位制御装置

再結合器を出たガス中の水蒸気は廃ガスコンデンサで凝縮され、底部のサージポットに集められる。サージポットの水位が上昇し、冷却管が水に浸るようになると冷却能力が低下する。逆に水位が低くなり過ぎるとダンプコンデンサがガスを吸い込み真空度が悪くなるので、水位を所定の値に保持する必要がある。サージポットの水位を水位検出器、 $\text{LIT}-2536$ で検出し水位調節器 $\text{LIC}-2536$ により、制御弁 $\text{LCV}-2536$ を連続制御して水位を所定の値に保持する。

(4) 廃ガス圧縮機バイパス制御装置

廃ガス圧縮機の入口圧力および出口圧力は $0\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ および $1.6\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ である。廃ガス圧縮機の運転中廃ガス圧縮機への流入ガスが少くなると入口圧力は減少し圧縮機は空打ちになり破損の原因となる。これを防ぐために圧縮機出口ガスを、バイパス制御弁 $\text{PCV}-2528$ を通して入口側に戻して、入口圧力が $0\text{kg}/\text{cm}^2$ (≒大気圧) になる様に制御するものが本制御装置で、圧縮機入口圧力を圧力検出器、 $\text{PT}-2528$ で検出し圧力調節器 $\text{PIC}-2528$ により制御弁 $\text{PCV}-2528$ を連続制御して入口圧力を設定値 ($0\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) に保持する。

廃ガス圧縮機入口圧力が設定値 ($-0.2\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) 以下になると圧縮機は自動的にトリップされるような制御回路が構成されている。

(5) 廃ガス圧縮機

廃ガス圧縮機は、油圧駆動のダイヤフラム式の圧縮機で、廃ガスを廃ガス貯蔵タンクへ圧縮貯蔵するためのもので、その圧縮能力は大気圧より $1.6\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$ までで、吐出容量は $17\text{Nm}^3/\text{hr}$ である。この圧縮機は巡視、点検が便利に行なえるようにその駆動部分は廃ガス室の外側に設置されガスを圧縮するダイヤフラム部分は廃ガス室内に置かれている。

廃ガス圧縮機のダイヤフラムが破損した場合、中央制御室へ警報を発する。又駆動用油圧が低下 ($1.4\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) した場合、入口圧力が低下 ($-0.2\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$) した場合、圧縮機は自動的にトリップされる。

(6) 再結合器ウォーミング用真空ポンプ

廃ガスシステムのジェットポンプ、予熱器、再結合器、廃ガス圧縮機は2台宛設置されている。ジェットポンプ、予熱器、再結合器はA系列、B系列が互に独立しており、1系列が運転中であっても、他の系列は独立に暖機し得るように設計されている。この暖機のために設けられたものがウォーミング用真空ポンプで、再結合器の後より弁を通して真空ポンプで暖機用空気をホールドアップパイプの入口へ導くためのものである。

8.2.3 気体廃棄物の発生量

気体廃棄物系の設計の基礎となる改造後の気体廃棄物の発生量の推定は、JPDRにおける

測定データの不足，計算方法の未確定等により非常に難かしい。しかし改造後の原子炉が改造前と同一運転条件で，その出力がほぼ2倍になることから，気体廃棄物の発生量も改造前のほぼ2倍になると考えて気体廃棄物処理系を設計した。即ち，既設廃ガス系と同一のガス処理容量をもつ様に設計した。ダンプ系の廃ガス系の設計に使用した定格出力時の空気抽出器からの気体廃棄物量を第8.3表に示す。

GEが出している既設廃ガス系のガス処理量の計算方法は不明であるが，参考のために我が設計グループが求めた発生ガス量について以下に記載する。

BWRの放射線分解ガスの発生量について，GEが発表した第8.4表の様なデータがあるので，これに基づいてJPDR-IIの場合のガス発生量を求める。放射線分解ガスの発生量は $9.7 \text{ m}^3/\text{hr}$ ($8.0 \text{ Nm}^3/\text{hr}$)となり，その半分がダンプ系の廃ガス処理系に来ると考えられるからその量は $4.9 \text{ m}^3/\text{hr}$ ($4.0 \text{ Nm}^3/\text{hr}$)となる。設計に使用した放射線分解ガス量は第8.3表より， $3.6 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ であるから，第8.4表から求めた値とほぼ一致し，妥当な値と考えられる。

ダンプコンデンサへの漏洩空気量はその気密の度合に関係するが，タービン軸封部の様な部分がないのでタービンコンデンサに比して漏洩空気量は非常に少いと考えられる。しかし空気抽出器の容量決定の為の漏洩空気量の決定であり，漏洩量を大きく見積るのは機器設計上安全側であるから，既設JPDRでの設計漏洩空気量を採用した。今参考のために各プラントの漏洩空気量を第8.5表に示す。

8.3 閉回路冷却系の設計

閉回路冷却系の冷却水は，全て既設JPDRの閉回路冷却系から供給され各機器を冷却した後再び既設の閉回路冷却系に戻される。各機器の出口には原則として現場指示の温度計および圧力計を設置する。

タービン建屋内部の計器用空気圧縮機および同アフタークーラーに対しては，補助冷却用としてサービス水系と三方弁により接続されており，閉回路冷却水が使用不可になった場合でも十分な冷却水を供給するように設計している。

8.3.1 冷却（熱除去）容量の検討

(1) 設計データ

イ 閉回路冷却水ポンプ（常時1台，予備1台）

全揚程	30.48m (100ft)
容量	$386 \text{ m}^3/\text{H}$ ($1,700 \text{ gpm}$)

ロ 閉回路冷却水熱交換器（常時1基，予備1基）

伝熱面積	274 m^2 (2947 ft^2)
冷却容量	$2.2 \times 10^6 \text{ kcal/H}$ ($8.675,000 \text{ Btu/H}$)
閉回路水流量	394.6 T/H ($870,000 \text{ lb/H}$)
冷却用海水流量	451.6 T/H ($996,000 \text{ lb/H}$)

第8.3表 気体廃棄物量

	空気抽出器出口		再結合器入口	
	常用	最大	常用	最大
O ₂ kg/hr (Nm ³ /hr)	1.70 (1.19)	1.70 (1.19)	1.70 (1.19)	1.70 (1.19)
H ₂ "	0.21 (2.38)	0.21 (2.38)	0.21 (2.38)	0.21 (2.38)
空 気 "	10.99 (8.50)	21.98 (17.0)	10.99 (8.50)	21.98 (17.0)
水 蒸 気 "	1.44 (1.80)	2.66 (3.33)	4.944 (6.477)	5.066 (6.636)
合 計 "	14.35 (13.87)	26.55 (23.90)	6.234 (76.84)	7.455 (86.93)

第8.4表 BWRの放射線分解ガスの発生量

Plant	分解ガス CFM/MWt	分解ガス ℓ/m/MWt	原子炉運転 圧力 psig	Reference
JPDR	0.063	1.78	875	APED-4589
Dresden	0.059	1.67		GEAP-3406
Big Rock	0.073	2.07		R.N.Osborne 4/17/63
Humboldt	0.036	1.02		R.N.Osborne 4/13/63
SENN	0.05	1.42		F.J.Brutschy 7/22/64

註1. 上値は135°F (54.4°C) 1 atmの値である。

註2. ガス発生量 1 atm. 130°F で0.0672 CFM/MWt

第8.5表 コンデンサへの空気リーク量

Plant	空気リーク量 CFM	空気リーク量 m ³ /h
JPDR	3~6	5.1~10.2
Fukushims-1	5~11.6 (32°F 1atm)	8.5~19.7
Dresden	3~5	5.1~ 8.5
Big Rock	8~9	13.6~15.3
Humboldt	3.5~4	5.9~ 6.8
SENN	12.7	21.6

註1. 上値は135°F, 1 atmの値

註2. 漏洩空気量 (1.0×10⁶ lb/hr 蒸気量以上)
60°Fで12.5 CFMまたは130°Fで14.7 CFM

閉回路水温度	入口	40.5 °C	(105°F)
	出口	35.0 °C	(95°F)
冷却用海水温度	入口	30 °C	(86°F)
	出口	35 °C	(94°F)

ハ 循環水(海水)プースターポンプ(常時1台, 予備1台)

全揚程 12.2 m

容量 454 m³/H (2000 gpm)

(2) 運転データ

第8.6表 JPDR全負荷時(45Mwt. 12.5Mwe)の運転データ

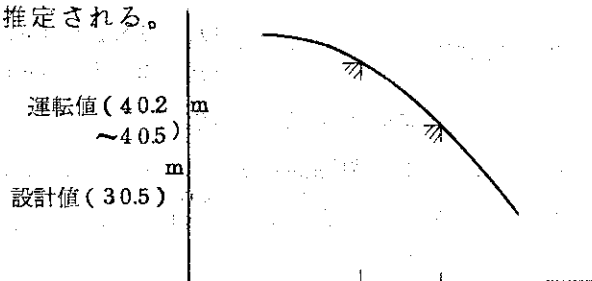
測定暦日	循環水プースターポンプ吐出圧 (1.22 kg/cm ²)	閉回路冷却水ポンプ吐出圧 (3.05 kg/cm ²)	閉回路冷却水熱交換器				備考 ()内数値は設計値を示す。
			冷却水入口温度 (40.5 °C)	冷却水出口温度 (35 °C)	海水入口温度 (30 °C)	海水出口温度 (35 °C)	
38.1.21	1.65 kg/cm ²	4.5 kg/cm ²	-	15 °C	13 °C	15 °C	JPDR 出力試験報告分冊#19-9
42.6.24	2.50	4.2	26*	-	18.5*	-	*印一日の中で最高値を示す。
42.8.31	2.30	4.2	29*	-	22*	-	
42.9.30	2.40	4.3	28.5*	-	21*	-	
44.7.31	1.90	4.20	25.0*	-	14.1*	-	

◎海水温度, 閉回路冷却水温度共に設計値より, 大巾に低い値を指し, 十分な余裕(容量)のあることを示している。

(3) 容量について(熱交換器・ポンプ)

イ 閉回路冷却水ポンプの容量について

現在の同ポンプの運転吐出圧と, 設計値との相違より判断すると, 現在は定格流量をだいぶ下廻った, 少ない流量しか流れていないことになる。すなわち, ポンプとしても容量的に相当の余裕があると推定される。

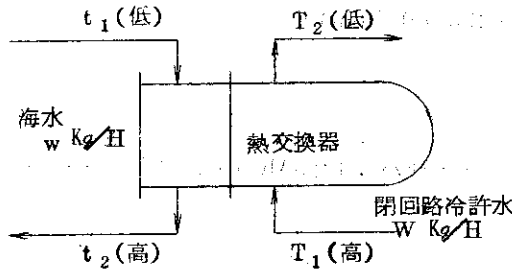


現在の設計値
流量 (386 m³/H)

ロ 熱交換容量について

運転データより見ると、閉回路冷却水熱交換器の海水の温度上昇は設計値 5°C に対し 2°C と、3°C の余裕のあることを示している。すなわち現在の閉回路冷却水の 2 倍の流量が流れても海水側の温度上昇は設計値内に充分入ると推定される。

一般に熱交換器（向流）における交換熱量 Q kcal/H は、



$$Q = WC(T_1 - T_2) = wc(t_2 - t_1)$$

$$= UA\Delta t = UA \frac{\Delta t_2 - \Delta t_1}{\ln \frac{\Delta t_2}{\Delta t_1}}$$

$$\Delta t = \frac{\Delta t_2 - \Delta t_1}{\ln \frac{\Delta t_2}{\Delta t_1}}$$

$$\Delta t_1 = T_2 - t_1$$

$$\Delta t_2 = T_1 - t_2$$

で表わされる。但し、

Q : 熱交換量 [kcal/H]

U : 総括伝熱係数 [kcal/m².H.]

A : 有効伝熱面積 [m²]

W, w : 流体流量 [kg/H]

C, c : 流体比熱 [kcal/kg°C]

T, t : 流体温度 [°C]

大文字は高温側流体・小文字は低温側流体、下付 1 は入口、2 は出口を示す。

Δt : LMTD (対数平均温度差)

Δt_2 : 温端差 (温液入口における 2 液の温度差)

Δt_1 : 冷端差 (冷液出口における 2 液の温度差)

よって、閉回路冷却水熱交換器で取り得る熱量 Q_1 は設計データより

$$Q_1 = 386 \times 10^3 \text{ kg/H} \times 5.5 \text{ kcal/kg}$$

$$= 2.123 \times 10^6 \text{ kcal/H}$$

$$\approx 2 \times 10^6 \text{ kcal/H}$$

であり設計値の約 1/2 である ($\frac{Q_2}{Q_1} = \frac{1 \times 10^6 \text{ kcal/H}}{2 \times 10^6 \text{ kcal/H}}$)

よって今回の改造工事により延長、増設される閉回路冷却水系が除去しなければならない熱量が、前述の閉回路冷却水熱交換器海水温度上昇についての運転値と設計値との差、すなわち熱交換器の余裕熱容量 Q_2 以内ならば、既装置のみで、充分であると云えるわけである。

$$Q_3 = 454 \times 10^3 \text{ kg/H} \times 3 \text{ kcal/kg}$$

$$= 1362 \times 10^3 \text{ kcal/H}$$

$$\div 1.36 \times 10^6 \text{ kcal/H}$$

ハ 新設閉回路冷却水系における必要冷却容量（熱除去量）について。

新設する閉回路冷却水供給機器名並びに必要冷却水量（設計冷却水温度 35℃ における）を下記す。

設置場所	機 器 名	台 数	必要冷却水流量 kg/H	備 考	
ダンプコンデンサー建屋（新設）	真 空 ポ ン プ	1	4,800 kg/H		
	原子炉給水ポンプ	2	4,000 "	2台分	
	サンプルクーラー	6	1,000 "	6基分	
	復水脱塩器循環ポンプ	1	1,000 "		
	ルーツプロアー	1			
	樹脂輸送空気圧縮機 2 A アフタークーラー	1			
		主蒸気流量制御弁オイルユニット	1	1,000 "	1基分
		廃 ガ ス 復 水 器	1	MaX 14,700 " NoR 11,800 "	1基分
	廃 ガ ス 圧 縮 機	1	3,000 "	2台分	
非常用換気系建屋（新設）	MFGセット・オイルクーラー	2	36,000 "	2基分	
タービン建屋（既設）	計器用空気圧縮機 IC	1	700 "	1台分	
	" アフタークーラー	1	1,800 "	1基分	
格納容器内	強制循環ポンプ オイルクーラー	2	14,400 "	2基分	
		合 計	MaX 82,400 kg/H NoR 79,500 kg/H		

前記一覧表より新設閉回路冷却水系に必要な冷却水量は約 $0.83 \times 10^5 \text{ kg/H}$ 、同じく必要熱除去量 Q_4 は、

$$Q_4 = 0.83 \times 10^5 \text{ kg/H} \times 5.5 \text{ kcal/kg}$$

$$= 4.57 \times 10^5 \text{ kcal/H}$$

と概算される。

また、既設閉回路冷却水系と、新設閉回路冷却水系を比較して見ると新設系には、既設系での大きな熱源であるタービン発電機関係の油冷却器、空気冷却器および空調関係機器（格納容器内冷凍機・RS-1）等がないから新設閉回路冷却水系で除去すべき熱量（ $4.57 \times 10^5 \text{ kcal/H}$ ）が既設閉回路冷却水系の運転実測値・前述（ $1 \times 10^6 \text{ kcal/H}$ ）をはるかに下廻っていることは妥当である。

(4) 検討結果

以上の結果により

閉回路冷却水熱交換器

既設閉回路冷却水熱交換器での熱交換余裕量 Q_3 は	$Q_3 = 1.36 \times 10^6 \text{ kcal/H}$
新設閉回路系での必要熱除去量 Q_4 は	$Q_4 = 0.457 \times 10^6 \text{ kcal/H}$

$$\frac{Q_4}{Q_3} = \frac{0.457 \times 10^6 \text{ kcal/H}}{1.36 \times 10^6 \text{ kcal/H}} \doteq 0.34$$

となり、新設系で必要とする熱除去量は、閉回路冷却水熱交換器1基（常用1基，予備1基）での熱交換余裕量の35%にも満たないのでまったく充分である。

閉回路冷却水ポンプ

またポンプ容量についても

新設閉回路系に必要な冷却水量	$0.83 \times 10^5 \text{ kg/H}$
閉回路冷却水ポンプ容量	$4.57 \times 10^5 \text{ kg/H}$

となり、新設閉回路系に必要な冷却水容量は、閉回路冷却水ポンプ容量の35%にも満たず、また、前述の如く同ポンプヘッドにも充分余裕のあることをも考慮すれば、容量的にもまったく充分であると云える。

(5) 閉回路冷却水供給機器一覧表

（既設および新設の比較）

第8.7表 閉回路冷却水供給機器一覧表

設置場所	既設機器名称	台数	新設機器名称	台数
ダンプコンデンサー建屋 (新設)			真空ポンプ	1
			原子炉給水ポンプ	2
			復水脱塩器循環ポンプ	1
			主蒸気サンプルクーラー	1
			給水	1
			給水加熱器加熱蒸気	1
			主蒸気流量制御弁オイルユニット	1
			廃ガス放射線監視装置サンプルクーラー	1
			ルーツブロー	1

設置場所	既設機器名称	台数	新設機器名称	台数
			樹脂輸送空気圧縮機2 Aアフタークーラー	1
			廃ガス圧縮機	2
			水素濃度計サンプルクーラー	2
			廃ガス復水器	1
			ウォーミング真空ポンプ用クーラー	1
非常用換気系建屋(新設)			M.F.Gセットオイルクーラー	2
タービン建屋 (既設)	タービン発電機空気冷却器	4	計器用空気圧縮機1 C	1
	タービン油冷却器	2	" アフタークーラー	1
	非常用ディーゼル発電機	1		
	空気調和機器	6台		
	真空ポンプ	1		
	廃水コレクタータンク	1		
	クリーンアップポンプ	1		
	Rad Waste Filter Recycle Cooler	2		
	復水ポンプ(モーター)	2		
	給水ポンプ(モーター&ベアリング)	2		
	所内用空気圧縮機	1		
	" アフタークーラー	1		
	計器用空気圧縮機	2		
	" アフタークーラー	2		
	廃ガス圧縮機	2		
	廃ガス復水器	1		
	非再生熱交換器	1		
	樹脂輸送用空気圧縮機	1		
	各サンプルクーラー	4		
格納容器 (既設)	原子炉遮蔽熱交換器	1	強制循環ポンプ(オイルクーラー)	2
	" 用ポンプ	1		
	格納容器内空調機器	一式		
	使用済燃料貯蔵プース水用熱交換器	1		
	停止時熱交換器	1		
	" 用ポンプ	1		
	スクラムエアコンプレッサー	2		
	" アフター クーラー	2		
格納容器内ドレンタンク (冷却コイル)	1			

8.4 計器用空気系の設計

8.4.1 概要

計器用空気系は1台の横形水冷式オイルレスシリンダー型の空気圧縮機（吐出圧力は7.0 kg/cm² 吐出容量2.31 Nm³/min）ユニット、空気圧縮機アフタークーラ（油および湿分分離装置付）、空気槽、フィルター、脱湿器より構成されている。空気圧縮機で圧縮された空気はアフタークーラを通り、空気槽に導かれる。空気槽からフィルター、脱湿器を通り、母管に送られた空気は、母管から分岐されて種々の装置や制御器に使用される。この空気系は、既設の空気系と制御弁VJ77-7を通して連絡されており、何らかの原因により、2A側の空気槽の圧力が低下した場合制御弁VJ77-7が開弁され既設の空気系によりバックアップされるよう設計されている。

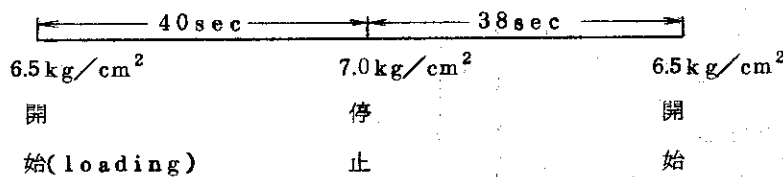
8.4.2 JPD R（既設）の機器が消費する空気量

既設JPD Rの空気圧縮機は下記仕様のもものが2台ある。但し空気槽は1ヶで容量は0.77 m³である。

シリンダ径	180 mm	ストローク	130 mm
圧力	7.0 kg/cm ²	形式	WRA
容量	1.45 Nm ³ /min	電動機	1.5 KW

常時は1台運転、1台予備であって、消費空気量が多く空気槽の圧力を1台で保持出来なくなると予備の圧縮機が自動起動する。

常時運転中の圧縮機は機械式アンローダーでローディング、アンローディングをくり返す。今その平均時間（測定値）を示すと下記の様になる。（1A 運転）



この測定結果より消費空気量を求める

空気槽の容量 V_0 m³

アンローダーの設定点 P_1, P_2 kg/cm²

$P_1 = 6.5 \text{ kg/cm}^2$ $P_2 = 7.0 \text{ kg/cm}^2$

消費空気量 Q_r m³ s (P_1 kg/cm² に換算した値)

$$Q_r = \frac{P_2}{P_1} \frac{V_0 - V_0}{t} \quad \text{m}^3/\text{s (at } 6.5 \text{ kg/cm}^2\text{)}$$

但し $t = \text{loading 停止から開始までの時間 (sec)}$

$$Q_r = \frac{\left(\frac{7.0}{6.5} - 1\right) \cdot 0.77}{38} \quad \text{m}^3/\text{s (at } 6.5 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g)}$$

$$= 0.0935 \text{ m}^3/\text{min (at } 6.5 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g)}$$

$$= 0.608 \text{ Nm}^3/\text{min}$$

概設 J P D R での消費量 $0.6 \text{ Nm}^3/\text{min}$ である

8.4.3 ダンプ系計器用圧縮空気消費量

ダンプ系で計器用空気を消費する機器名およびその消費量を第 8.8 表に示す。

第 8.8 表 計器用空気の消費量

機器名称	機器 1 ケ当りの消費量 Nm^3/min	機器数	消費量 Nm^3/min
発信器	3	4	12
弁ポジションナー	25	15	375
ソレノイド弁	0.5	103	52
エアブLOWER	0.5	4	2
(計)			441

8.4.4 ダンプ系計器用空気圧縮機の容量

ダンプ系の計器用空気の消費量は約 $0.5 \text{ Nm}^3/\text{min}$ であるから、これだけの空気を供給する圧縮機を設置すればよいわけであるが、実際には、配管からのリーク、圧縮機制御機器の設定誤差等を考慮により安全側に、圧縮機の容量を決めた。

通常 Plant は必要な空気量の 2 倍の容量の圧縮機を 2 台 (常用 1, 予備 1) 設置する。ダンプ系は J P D R に比し格納容器内の機器がないから J P D R の必要空気量の 70 ~ 80 % を必要とする (計算では 72 %)。既設備の必要空気量を Q_1 とすると現在の圧縮機は大体 2 倍の容量を持っている。従って全設備容量は $2Q_1 + 2Q_1 = 4Q_1$ である。

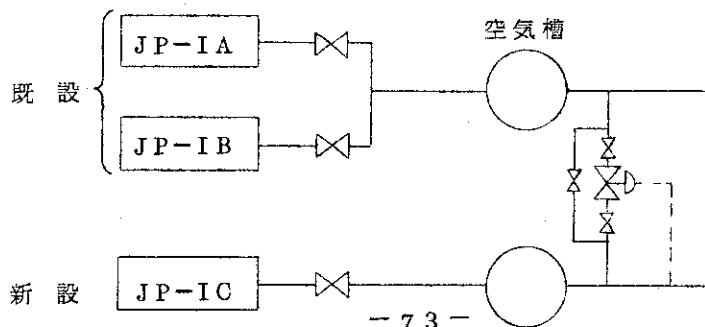
ダンプ系の必要空気量は $0.7 Q_1$ であるから 1 台の圧縮機容量は $0.7 Q_1 \times 2 = 1.4 Q_1$ でよい。しかし設置台数は 1 台であるので、2 台分の容量を持たせて、余裕をもって運転したい。従って $1.4 Q_1 \times 2 = 2.8 Q_1 \approx 3 Q_1$ の容量の圧縮機を設置する。J P D R の圧縮機の容量は、 $2 Q_1$ であるから既設の圧縮機の 1.5 倍の容量の圧縮機を設置する。

ダンプ系空気圧縮機

- 容 量 $2.3 \text{ Nm}^3/\text{min}$ (J P D R 既設の約 1.6 倍)
- 吐出圧力 $7.0 \text{ kg/cm}^2 \text{g}$
- Motor 2.2 KW

8.4.5 既設と新設ダンプ系との関係

新設の圧縮機は既設の圧縮機を待機にし、又既設の圧縮機は新設の圧縮機を待機として互に待機にしながら運転をするために次の図の様に配管する。



常時は夫々の空気槽より空気を夫々の系統に送る。I Cが故障すれば自動的にI A又はI Bから空気が供給される。I A, I Bが故障の時にはI Cより空気を供給する。I A, I BおよびI Cは全プラントに必要な空気量を供給する容量を有している。即ちI A, I BおよびI Cは夫々1台のみで全プラントに必要な空気量を送り得るから各圧縮機は二重の予備機を有することになる。更に所内用空気圧縮機を考慮すると三重の予備を有することになる。

上記の説明をまとめると、次の様になる

既設備の必要空気量	Q_1
新設ダンプ系	$0.7 Q_1$
	計 $1.7 Q_1$
圧縮機 I A の容量	$2 Q_1$
“ I B “	$2 Q_1$
“ I C “	$3 Q_1$
既設の圧縮機の容量	$4 Q_1 (> 1.7 Q_1)$
新設	$3 Q_1 (> 1.7 Q_1)$

従って互に予備機として使用し、且つ余裕をもって運転を続行するためにも新設圧縮機の容量は $3 Q_1$ ($\approx 0.7 Q_1 \times 2 \times 2$) あれば充分である。

8.5 所内用空気系の設計

所内用空気系はその目的から考えて、JPDR-II になった後の必要空気量は特に増加するわけではない。従って空気圧縮機を増設することなく、既設の空気系の母管を延長してここから分岐した配管を通して各部屋に圧縮空気が送られるようにしてある。

8.6 サービス水系の設計

JPDR-II になった時に、JPDR-I でサービス水系を使用していた機器以外にサービス水系を使用する機器は、海水循環ポンプ（起動時またはシール水用注水ポンプ使用不可時）および計器用空気圧縮機 I C（閉回路冷却系使用不可時）であるが、その増加消費量は僅かである。更にサービス水系のもっている余裕供給量はこの増加消費量をはるかに上まわっている。従ってサービス水系を増設しないで、既設のサービス水系の母管から分岐した配管を通して必要個所に供給するよう設計している。

9 非常用換気系の設計

9.1 概 要

重大事故または仮想事故時には、原子炉 圧力容器内の冷却材は格納容器内に放出され、炉心の冷却が行なわれなくなり、燃料被覆の破損および燃料の溶融等が起り、核分裂生成物が格納容器内に放出される。

一方格納容器内圧は、事故発生後約 6 Sec で最高圧力約 $3.9 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ に達し、その後次第に減少し 0.7 日間でほぼ大気圧程度に下降する。この格納容器内圧により、核分裂生成物を含む放射性ガスは格納容器から大気中に漏洩する。大気中に漏洩する核分裂生成物を含む放射性ガス量は、事故発生後 0.7 日間は $0.949 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ で、このうち $0.428 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ は格納容器貫通部および隔離弁を通してパイプトンネル内に漏洩する。又、事故発生後、0.7 日以後 30 日までは、大気中に漏洩する放射性ガス量は、 $0.0106 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ でこのうち $0.00477 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ がパイプトンネル内に漏洩する。

パイプトンネル内に漏洩した核分裂生成物を含む放射性ガスは、パイプトンネル内の空気と混合し、温度約 35℃ 相対湿度約 91% の混合空気となる。

この混合空気は、パイプトンネル内に開口している非常用換気系吸入口より、各トンネルごとに $500 \text{ Nm}^3/\text{hr}$ ずつ吸入され、非常用換気建屋にある放射性汚素除去装置へ 200A

(SGP)管により導かれる。放射性汚素除去装置は、放射性汚素の吸着効率が 94% で、処理容量は $17 \text{ Nm}^3/\text{min}$ であって、プレフィルタ、減湿器、高性能フィルタ 2 枚、および含浸活性炭フィルタから構成されており、これらが 1 つのステンレス鋼製ケーシングにおさめられている。

放射性汚素除去装置に導かれた混合空気は、先ずプレフィルタに入り、霧状の水滴（霧の粒子の大きさは約 2 ミクロン程度である）が除去される。プレフィルタはグラスファイバーで造られており、その捕集効率は、0.3 ミクロン煙霧⁽¹⁾ に対して約 20~30% である。

プレフィルタを通った混合空気は、相対湿度を 100% から 80% 以下にするための減湿器に入る。

減湿器は 3.2 kW 電気ヒーターにより、 $17 \text{ Nm}^3/\text{min}$ の混合空気を約 5℃ 加熱することにより、減湿している。電気ヒーターの電源は、外部電源喪失時に於ても運転が継続出来るようにし、220V 非常用バス (2B) から供給される。減湿器を出た混合空気は、高性能フィルタに入る。高性能フィルタは含浸活性炭フィルタの活性炭の炭粒と炭粒の間の目詰りによる処理容量の低下を防止するためのもので、グラスアスベストで造られており、0.3 ミクロン煙霧に対して 99.9% 以上の捕集効率を有している。

高性能フィルタを出た混合空気は放射性汚素を除去するための含浸活性炭フィルタに入り有機状および無機状汚素が 94% 吸着除去される。このフィルタの含浸活性炭は、粒度 8~14 メッシュ (Tyler Standard Screens) のやし殻炭でこれに沃化カリウム (KI) および汚素 (I_2) を含浸させたものである。

(1) 0.3 ミクロン煙霧テストは、D.O.P. 試験といい、0.3 ミクロンスモークで効率を測定するものである。

この含浸活性炭が、ベッド厚さが2"の水平ひだ型のケーシングに充填されたものが1つのフィルタを構成している。

本システムの制御はすべて自動的に作動するように設計してある。計測装置としては現場に圧力計、温度計、差圧計および湿度計を設置し、中央制御室にフィルターチャンバーの動作状況を確認するために、真空度計を設置してある。

重大事故または仮想事故により、格納容器内圧は、約6 Secで最高圧力約 $3.9 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ に達する。この最高圧力に達する以前の圧力で、格納容器内外差圧が 0.14 kg/cm^2 に達した時点（事故発生とほとんど同時になる）において本システムは、自動的に運転が開始される。即ち、事故により格納容器内外差が上昇し 0.14 kg/cm^2 (High Enclosure Pressure) になると、非常用換気ファンAが起動し、ファン出口電動弁が開弁される。これと同時に減湿器の電気ヒーターも投入され、非常用換気系は作動状態となる。又排気ファン起動と同時に、パイプトンネル内の空気が直接大気に放出されることを防止するために、既設の換気系ファンE-1, E-5, E-10および新設ダンプコンデンサー建屋の換気ファンが、自動的に停止される。

排気ファンAが、何らかの理由によりトリップした場合は、予備の排気ファンBが自動起動すると同時に、制御室に警報が発せられる。非常用排気ファンは現場および中央制御室に起動停止スイッチが設けられており、何れの場所からも操作することが、出来るようになっている。又この系統の電源は、220V 非常用ブス2Bから供給されており、外部電源喪失時においても非常用ジーゼル発電機より自動的に電源が、供給されるようになっている。

非常用換気系が運転中に、外部電源が喪失した場合、ジーゼル発電機により、20 Sec以内に電源が供給されれば、非常用換気系はスイッチを再投入することなしに運転が継続される。

本システムの制御系統図は、非常用換気系インターロック線図に示されている。

9.2 設計条件

非常用換気系は以下の基本条件と設計条件に基づいて設計する。

9.2.1 基本条件

- (1) 冷却材喪失事故時に格納容器貫通部および隔離弁を通して、パイプトンネル内に漏洩して来る核分裂生成物を含む放射性ガスが直接、周辺に放出されることを防止するためにフィルタを通して排気スタックより大気へ放出する。又、核分裂生成物を含む放射性ガスによる汚染の拡大を防止するためにパイプトンネルに通じる換気ダクトを閉鎖する。
- (2) 非常用換気系作動中の空気の流れは、パイプトンネルに於て格納容器貫通部に向かって流れるようにする。
- (3) 非常用換気系のファンは100% 容量の予備をもち、かつ外部電源が喪失した場合に於ても運転が継続出来るようにする。

9.2.2 設計条件

- (1) 重大事故もしくは仮想事故時の格納容器内圧力および温度は次の通りとする。

圧	力	$2.9 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$
温	度	$130 \text{ }^\circ\text{C}$

- (2) 格納容器中の核分裂の生成物がパイプトンネル内に漏洩する割合

- a) 格納容器から大気中への漏洩率
 事故発生後 0.7日間 0.5%/day
 0.7日から30日まで 0.0052%/day

b) 格納容器貫通部および隔離弁を通してパイプトンネル内に漏洩する割合
 格納容器から大気中へ漏洩する核分裂生成物の90%は、人員および機器用エアロック、格納容器貫通部ならびに隔離弁からの漏洩でさらにこの50%は貫通部および隔離弁からパイプトンネル内に漏洩する。あとの10%は上記以外から漏洩するものとする。

- (c) フィルタの汚素に対する吸着効率
 フィルタの汚素に対する吸着効率は90%とする。

9.3 格納容器から漏洩する放射性汚素

9.3.1 放射性汚素の炉内内蔵量

原子炉の運転によって事故発生時までには原子炉内に蓄積されている分裂生成物の量は次の式で求められる。

$$\frac{dN_i}{dt} = r_i \sum_f \phi - (\sigma_{ai} \phi + \lambda_i) N_i$$

- N_i : i 番目の核種の原子数
 r_i : i 番目の核種の生成率
 \sum_{ai} : i 番目の核種の吸収断面積
 λ_i : i 番目の核種の崩壊定数
 \sum_f : 核分裂断面積
 ϕ : 中性子束

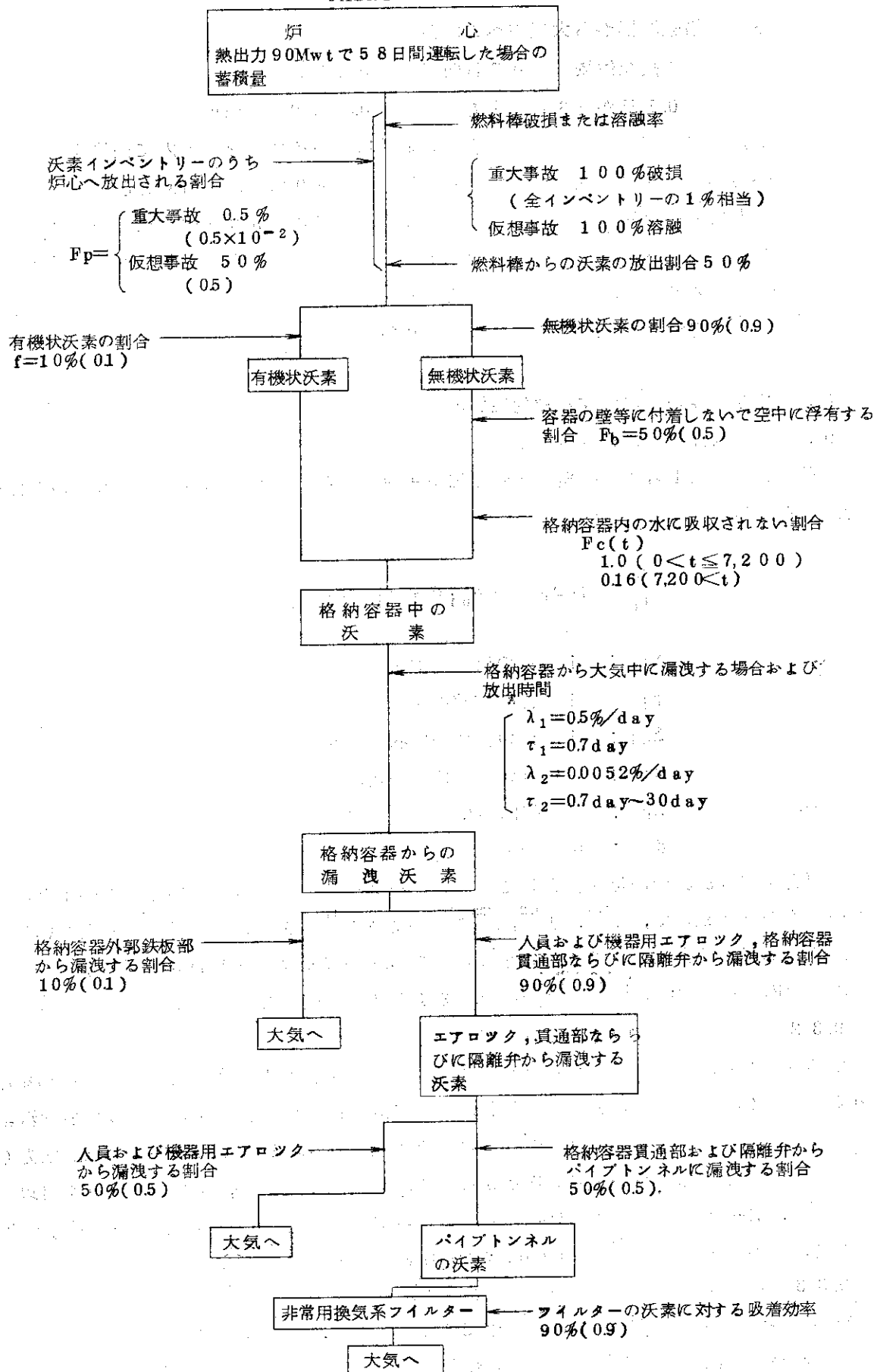
問題とすべき汚素の同位元素としては、秒オーダーの極めて短半減期のものおよび低エネルギーのものは無視して、 I^{131} 、 I^{132} 、 I^{133} 、 I^{134} および I^{135} の5種の同位元素を考えている。この詳細な検討は「設計資料」31にゆずり結果を9.1表に示す。JPDR-II原子炉の各放射性汚素の炉内内蔵量 Q_{is} については設計資料31P3に記載してあるので参照して下さい。

9.3.2 格納容器から漏洩する放射性汚素

格納容器から漏洩する放射性汚素を求める時の前提条件および大気放出までの経過を第9.1図に示す。(詳細は資料31参照)これに基づいて計算した格納容器からの漏洩放射性汚素の量を第9.1表に示す。但し格納容器の漏洩率は事故発生後0.7日間は格納容器の設計圧力(3.66 kg/cm²)における許容漏洩率である0.5%/dayによるものとし、事故発生後0.7日以後30日までは、Zr-H₂反応によるH₂の分圧によって生ずる格納容器内圧が約0.05 kg/cm²であるので、この圧力による漏洩率0.0052%/dayによるものとする。

9.3.3 格納容器から漏洩する放射性汚素の経時変化

格納容器からの漏洩率は格納容器内圧に依存するので、格納容器内圧の経時変化を考慮して格納容器から漏洩する放射性汚素の経時変化を求め、これを図示すると第9.2図の様になる。この計算に使用した格納容器の漏洩率を第9.3図に示す。



第9.1図 放射性汚素の大気放出までの経過

第9-1表 重大事故時に格納容器から漏洩する放射性汚素

(Curies)

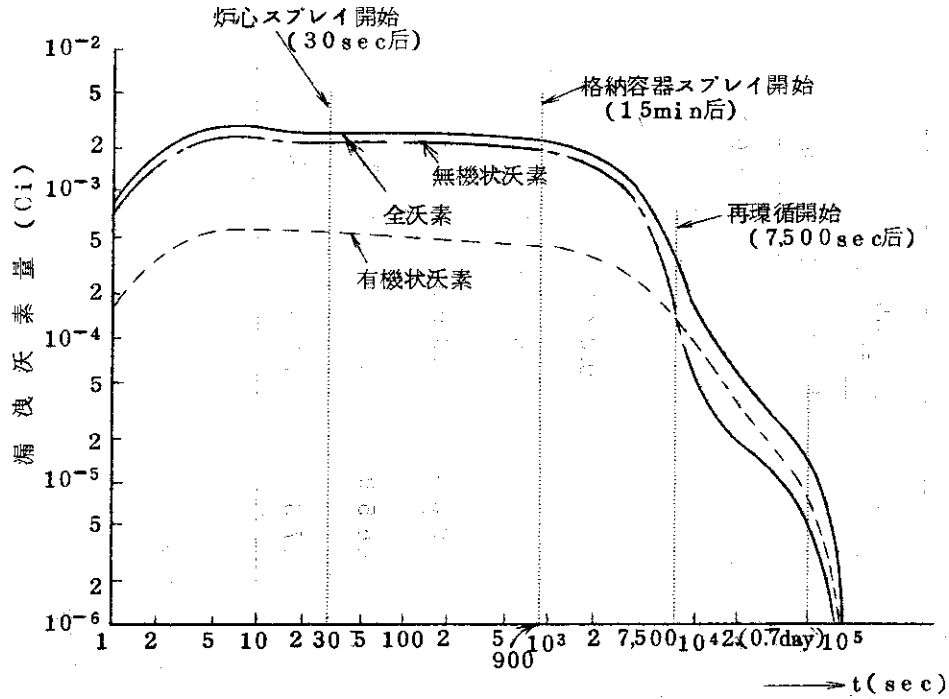
核種	内蔵量	0 < t ≤ 0.7 day			0.7 day < t ≤ 30 day			0 < t ≤ 30 day	
		有機状	無機状	計	有機状	無機状	計	計	
¹³¹ I	2.26 × 10 ⁶	3.85	3.90	7.65	0.590	0.422	1.01	8.65	
¹³² I	3.43 × 10 ⁶	1.16	2.14	3.30	0	0	0	3.30	
¹³³ I	5.06 × 10 ⁶	6.78	7.12	13.9	0.061	0.043	0.104	14.0	
¹³⁴ I	5.92 × 10 ⁵	0.779	2.20	2.98	0	0	0	2.98	
¹³⁵ I	4.59 × 10 ⁶	3.81	4.67	8.48	0.008	0.005	0.013	8.49	
計		16.4	19.9	36.3	0.659	0.470	1.13	37.4	
比	率(%)	43.8	53.2	97.0	1.75	1.25	3.00	100	

(註) 1. 仮想事故時に格納容器から漏洩する放射性汚素は、上表の10²倍となる。

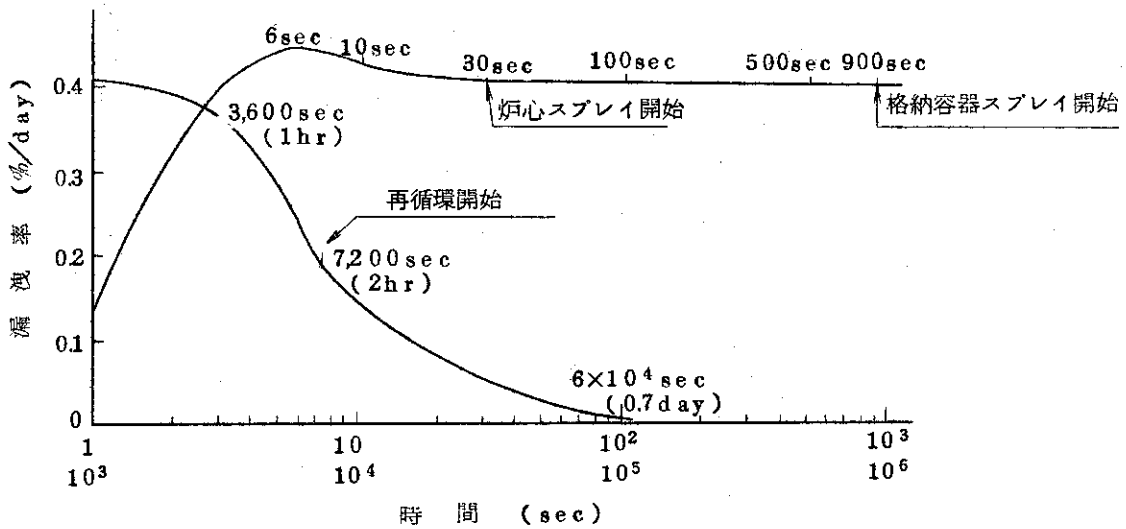
2. 0 < t < 0.7 day 漏洩率 0.5%/day

3. 0.7 day < t ≤ 30 day 漏洩率 0.0052%/day

この結果によると事故発生後約6秒で最高約 $3.0 \times 10^{-3} \text{Ci}$ (重大事故時) となり、この値で格納容器スプレイが開始されるまで持続しその後次第に減少し、0.7日以後は 10^{-5}Ci 以下となる。(詳細な計算は資料 N 0.3 1 参照)



第9-2図 格納容器から漏洩する碘素の経時変化



第9-3図 格納容器の漏洩率の変化

9.4 汚染捕集フィルターへ流入する放射性汚染

9.4.1 フィルターへ流入する放射性汚染量

格納容器から漏洩する放射性汚染のうちで、非常用換気系フィルターへ流入する汚染は、次式で与えられる。

$$Q_{\tau I} = \sum Q_{\tau i} \cdot F_{11} \cdot F_{12} \quad (5-1)$$

$Q_{\tau I}$: 非常用換気系フィルターへ流入する汚染量 (Curies)

$Q_{\tau i}$: 格納容器から漏洩する汚染量 (Curies)

F_{11} : 人員および機器用エアロックならびに格納容器貫通部および隔離弁から漏洩する割合 (0.9)

F_{12} : 格納容器貫通部および隔離弁からパイプトンネル内に漏洩する割合 (0.5)

以上の諸数値を用いて計算した結果を第9-2表に示す。この表の結果によると、フィルターへ流入する有機状汚染の量は、漏洩継続時間0.7日を考えた場合、7.38 Curiesで、フィルターへ流入する全汚染に対する割合は、45.0%である。また、30日間を考えた場合、その量は、7.70 Curiesで、フィルターへ流入する全汚染に対する割合は、45.6%である。

第9-2表 重大事故時に、フィルターシステムへ流入する汚染の量および比率

フィルターへの流入量	0.7日間			30日間		
	有機状	無機状	計	有機状	無機状	計
流入量 (Curies)	7.38	8.96	16.3	7.70	9.18	16.9
流入比率 (%)	45.0	55.0	100	45.6	54.4	100

(注) 仮想事故時にフィルターシステムへ流入する汚染の量は、上表の値の 10^2 倍となる。

9.4.2 フィルターへ流入する有機状汚染の割合の変化

フィルターへ流入する汚染中にしめる有機状汚染の割合の変化を、求めると第9-4図の如くなる。この図によると、有機汚染の割合は、事故発生後、時間経過とともに増加する。このことは、無機汚染は、格納容器の壁等に付着したり、水に吸収されたりして、事故後、時間経過とともに減少していく、一方、有機汚染は、この様な効果を受けにくいことから理解出来る。格納容器スプレイが開始されるまでは、有機汚染のしめる割合は、約20%で、その後、徐々に増加し事故後 10^5 sec (約1日)で、約75%程度になる。その後10 secまで約75%程度の割合で流入する。

9.4.3 フィルターへ流入する汚染濃度

放射性汚染捕集フィルターへ流入する放射性汚染の放射能濃度は、事故発生後、0.7日までの平均値は、重大事故時には、次の如くなる。

16.3 Curies

$$0.7 \text{ day} \times 24 \text{ hr/day} \times 1000 \text{ hr}^{-1}$$

$$= 0.97 \times 10^{-3} \mu\text{Ci/cc}$$

また、最大値は、 $0.49 \times 10^{-2} \mu\text{Ci/cc}$ である。

一方、フィルターへ流入する放射性汚染の量を、無機汚染はすべて I_2 になったとし、有機汚染は、 CH_3I (汚化メチル) になったと仮定して、求めると重大事故時には、第9-3表の如くなる。

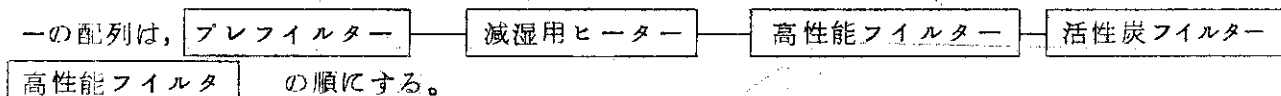
第9-3表 重大事故時にフィルターに流入する汚染量

核種	0.7 日間		0.7 日から 30 日間		30 日間	
	CH_3I	I_2	CH_3I	I_2	CH_3I	I_2
I^{131}	1.57×10^{-3}	1.38×10^{-3}	2.41×10^{-3}	1.53×10^{-3}	1.81×10^{-3}	1.53×10^{-3}
I^{132}	0.0570	0.0944	0	0	0.0570	0.0944
I^{133}	3.02	2.86	0.0272	0.0173	3.05	2.88
I^{134}	0.014	0.035	0	0	0.0144	0.0365
I^{135}	0.551	0.605	0.00108	0.000648	0.552	0.606
計	1.93×10^{-3}	1.74×10^{-3}	2.44×10^{-3}	1.55×10^{-3}	2.17×10^{-3}	1.90×10^{-3}

9.5 JPDR-II 非常用換気系の汚染除去フィルターシステム

非常用換気系の汚染除去フィルターシステムは、4段のフィルター、すなわち、プレフィルター、高性能フィルター、汚染除去フィルター、高性能フィルター、から構成されている。プレフィルターは、後段のフィルターを保護するための粗い粒子を除去するための、ダストフィルターである。高性能フィルターは、微粒子をも高効率で除去し得る微粒子フィルターであり、このフィルターの効率は、最も除去効率の悪い 0.3μ の粒子状物質に対しても99.97%である。汚染除去フィルターは、ガス状の放射性汚染あるいは、その化合物等を吸着除去することを目的としている。最終段は、高性能フィルターであって、活性炭フィルターから脱落して来る微細な活性炭粒子を捕集するためのものである。これら4段のフィルターで、放射性汚染あるいは、その化合物の総合捕集効率が90%以上になるものとしなければならない。実用のフィルターシステムにおいては、プレフィルター、高性能フィルターにおいても若干の汚染除去能力を、有しているが確定的なものではない。したがって、汚染の除去は、すべて汚染除去用活性炭フィルターにより、吸着除去するものとして、その仕様を決定する。仕様決定にあたって、放射性汚染捕集フィルターの特性の検討結果に基づいて種々検討した結果、フィルター入口に於

ける相対湿度を、80%とした場合、米国 Barnebey Cheney 社製、BC-727 活性炭を、吸着層厚さ 2 inch (50.8 mm) として用いれば充分であることが、判明した。また、フィルターの配列は、



の順にする。
 フィルターシステムフローシートおよび非常用換気系フィルターユニットの断面図をそれぞれ第 9.5, 9.6 図に示す。

9.6 設計仕様

9.6.1 放射性汚染除去装置

フィルターシステムの放射性汚染処理能力は、処理ガス容量 $17\text{m}^3/\text{分}$ 、放射性汚染除去効率は 90% 以上とする。

(1) プレフィルター

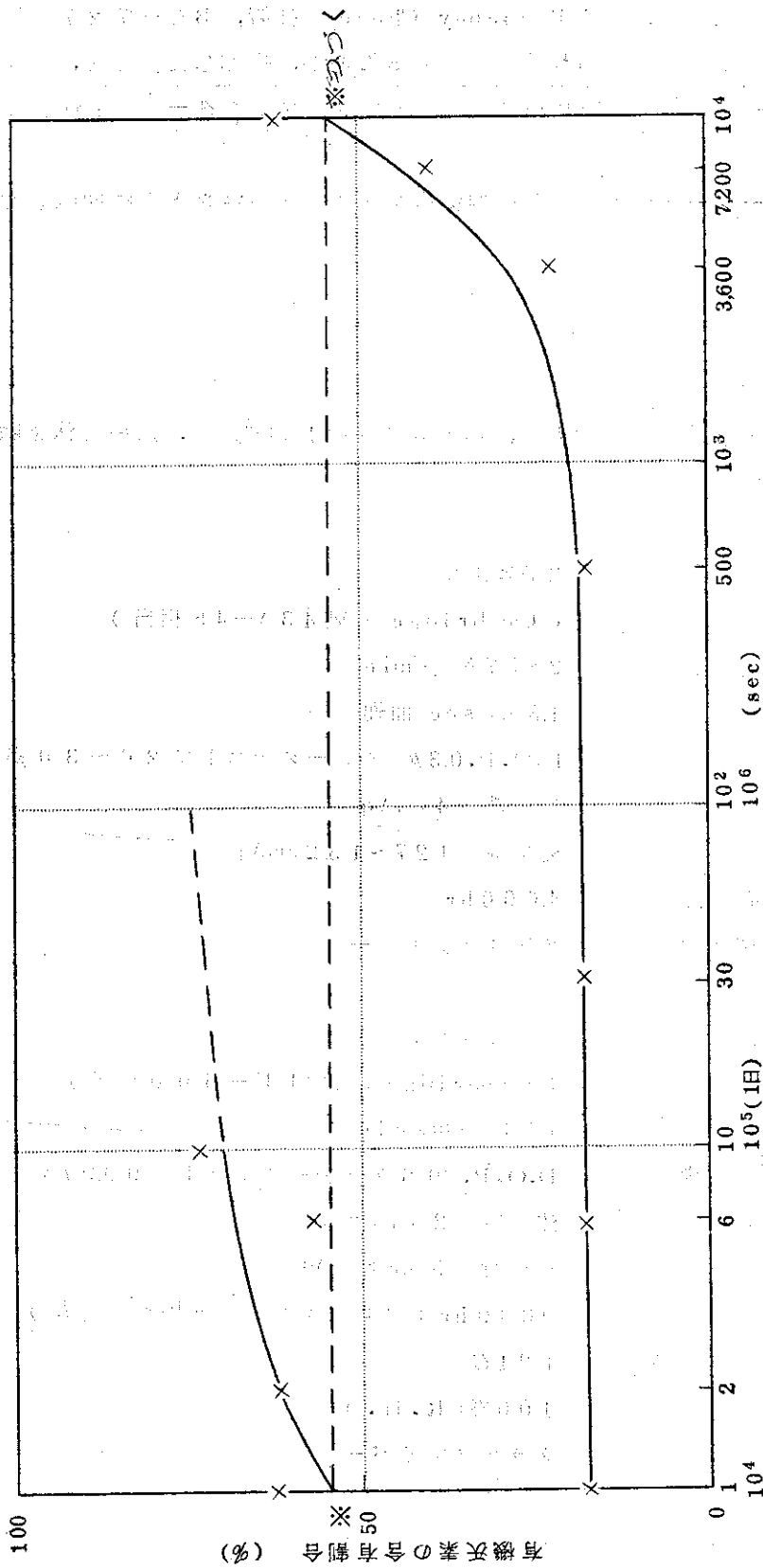
型	式	水平ヒダ型 (Cambridge 社製 43A-45 相当)
処理ガス容量		$28.57\text{Nm}^3/\text{min}$
流速		$1.3\text{m}/\text{sec}$ 面速
除去効率		D.O.P. 0.3μ スモークテストで 20~30%
空気抵抗		初期 4mmAq 交換時 $12.7\sim 15.2\text{mmAq}$
耐用時間		4,000 hr
フィルタ・メディア		グラスファイバー

(2) 高性能フィルタ

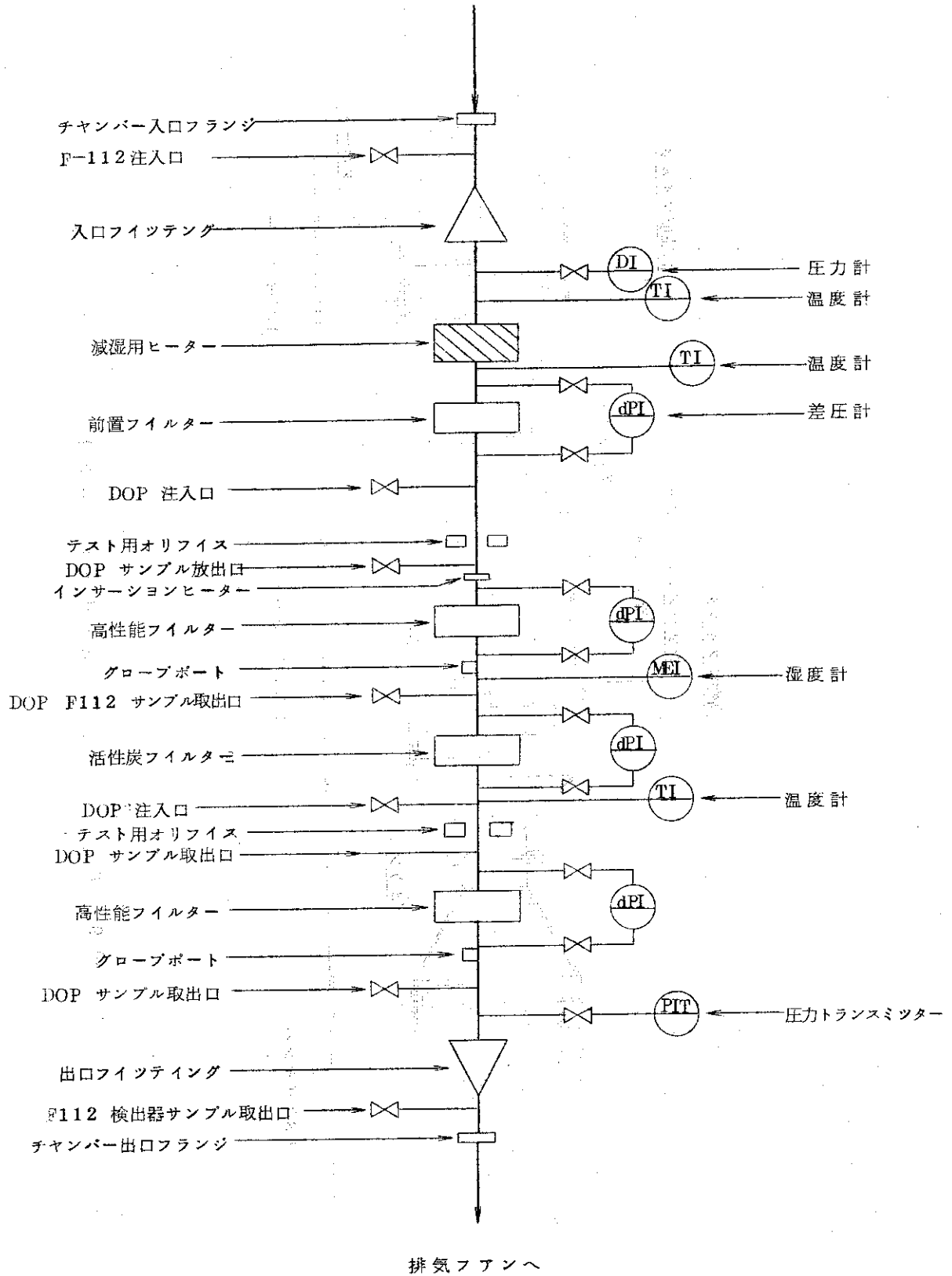
型	式	水平ヒダ型 (Cambridge 社製 IF-600 相当)
処理ガス容量		$17.14\text{Nm}^3/\text{min}$
除去効率		D.O.P. 0.3μ スモークテストで 99.97%
空気抵抗		初期 25.4mmAq 交換時 50.8mmAq
耐用時間		9,000 hr (プレフィルターを使用したとき)
最高使用温度		121C
最高使用湿度		100% (R.H.)
フィルタ・メディア		グラスファイバー

(3) 含浸活性炭フィルタ

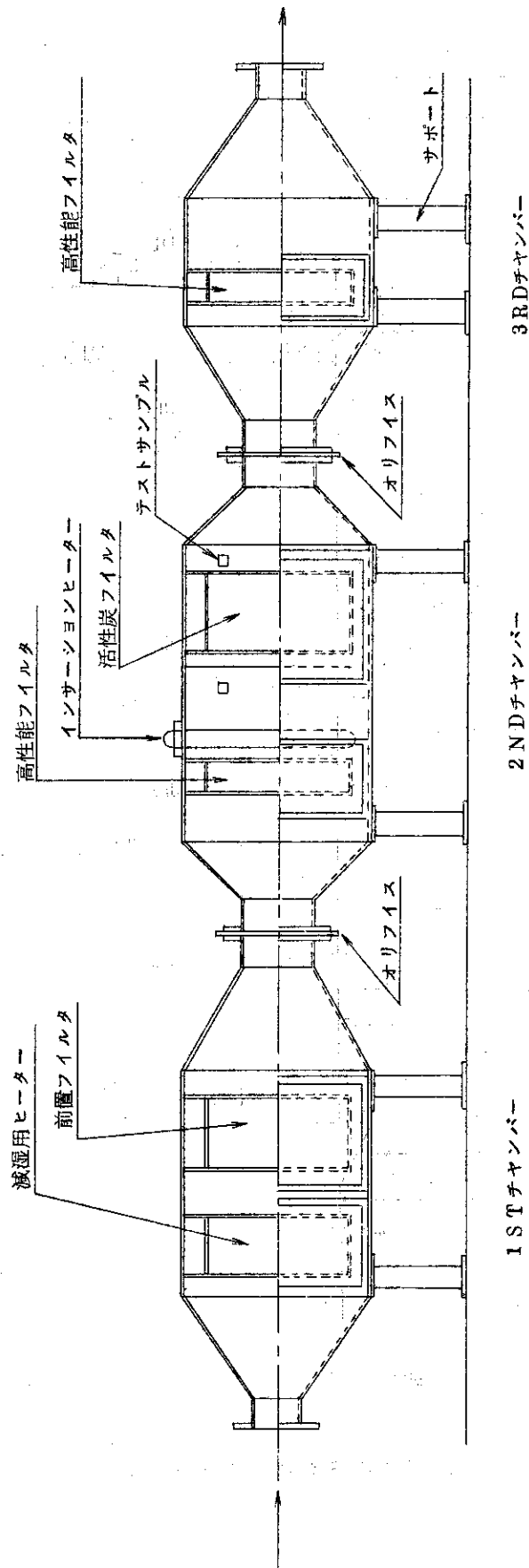
型	式	水平ヒダ型 (Barnebey Cheney 社製 BC-727-FD)
処理ガス容量		$17.00\text{Nm}^3/\text{min}$ (600 cfm)
流速		$0.2\text{m}/\text{sec}$ (面速) (40 f.p.m)



第9-4図 フィルタに流入する肥料中に於ける有機肥料の割合



第9-5図 フィルタシステムフローシート



第 9 - 6 図 非常用換気系フィルタユニット

放射性汚素除去効率 (相対湿度 80%にて)

$\text{CH}_3\text{I}^{131}$	96%以上
I_2^{131}	99.99%以上
活性炭層厚さ	50.8mm(2")
空気抵抗	47.3±6.4mmAq
活性炭充填量	33.6kg(74lb)
活性炭充填密度 (乾燥状態で)	0.45~0.48kg/l

含浸活性炭品質

名 称	米国 Barneby Cheney 社製 BC-727
活 性 炭	やし殻炭
粒 度	8~14メッシュ (Tyler Standard Screens)
粒 度 分 布	~8メッシュ 1% Max 8~10メッシュ 15% Max 10~14メッシュ 60% Max 14~16メッシュ 15% Max 16~メッシュ 1% Max
耐 摩 耗 度	92%以上 (by Ball Abrasion Test)
容 積 密 度	0.35~0.47g/ml
含 浸 剤	KIおよびI ₂
灰 分	10% Max (含浸状態の活性炭で)
四塩化炭素吸着力	90%
着 火 点	300℃以上

9.6.2 減湿用ヒーター

型 式	外部加熱式密閉ヒーター
容 量	3.15kW(0.15kW/エレメント×21エレメント)
電 圧	200V
空 気 流 量	17 Nm ³ /min
空 気 入 口 条 件	
温 度	35℃
湿 度	100%(R.H.)
空 気 出 口 条 件	
温 度	40℃
湿 度	80%(R.H.)以下

ヒーターエレメント		
型 式	シーズパイプヒーター	
容 量	0.1 kW	
電 圧	200 V	
電 力 密 度	0.763 W/cm ²	
シーズ管材質	SUS-27	
発熱部寸法	10φ×620ℓ	

9.6.3 排気ファン

フ ァ ン		
型 式	横置片吸込遠心式	
容 量	20 m ³ /min at 20°C 75% R.H.	
吸 込 状 態		
温 度	40°C	
湿 度	80% (R.H.)	
圧 力	-300 mm Aq at 20°C 75% R.H.	
吐 出 圧 力	400 mm Aq at 20°C 75% R.H.	

駆動用電動機

型 式	三相誘導電動機
容 量	5.5 kW
電 圧	200 V 50 Hz
回 転 数	1,500 r.p.m

9.6.4 配管および弁

(1) 配管方法の選定

本系統の配管は、流体の圧力および温度が低いので、ダクトでも良いと考えられるが、内部を流れる流体が放射性であるから漏洩に対する考慮を特に払った結果、フランジ接手の多いダクト方式による方法よりも、溶接による配管方式による方法がより有利であると考え、管による配管方法を採用した。

(2) 配管口径の選定

配管口径は、排気ファン吸込側には、放射性汚素除去装置があり、これによる圧力降下が大きいため、配管による圧力降下を出来る限り小さくするために、管内流速を10 m/sec以下とする。

又、排気ファン吐出側管は、配管距離も長く、本系統の使用状況等を考慮して一般換気系の高速度ダクトで通常採用されている風速によることとし、15 m/secとする。

(3) 配管材質の選定

配管材質は、流体の圧力および温度が低く、腐食性もないので、配管材として安価な配管用炭素鋼鋼管を選定した。

10 計装制御系の設計

10.1 概 要

新設プラントの主要な計装および制御機器は既設の中央制御室に配置し、集中的に監視および制御を行うようにしている。特に安全および重要なプロセス機能に関連する装置はすべて多重設備とし、さらにフェイルセーフの機能をもたせるように設計している。

原子炉の出力制御は制御棒の位置調整と強制循環流量調整の2方法によりそれぞれ独立して行なわれる。原子炉圧力は出力運転中一定に保持されるように独立して制御される。この目的のためにタービン系の入口圧力調整装置 (IPR)、制御棒自動調整装置 (ACS) およびダンプコンデンサを蒸気流量調整装置 (DPR) がある。原子炉の運転方式に従って上記の一つが動作して原子炉圧力を一定に制御する。又発電機負荷喪失のような急激な圧力上昇を伴う様な場合には、タービン一次バイパス弁が開くと共にダンプ系の主蒸気流量制御弁を開いて圧力上昇を抑制する。

原子炉圧力容器の水位制御は既設の三要素水位制御装置によつて行なわれ、ダンプ系の三要素制御装置は間接的に原子炉水位制御を助ける。

10.2 中央制御盤

プラントの主要な機器、計装および制御機構を集中的制御および監視するために、既設の中央制御室に制御盤を設置する。そこには既設備用として既に CA01~CA12 までの中央制御盤がある。今度新設する中央制御盤の種類および機能を次に示す。

CA21 強制循環系、主蒸気冷却系、廃ガス系のスイッチ、調節器および関連する指示計からなりそれぞれの系統の運転および監視を行なう。その他に非常用換気系、計器用空気系等の運転、監視を行なう。

CA25 13.8KV系、3.3KV系および220V系のMCS等の操作スイッチやそれに関連する電圧計、電流計、電力計等の指示計がある。

CA26 強制循環系、主蒸気冷却系、廃ガス系の記録計およびその系統別警報表示がある。

CA30 新設電力系統保護用の過電流継電器、接地継電器等の保護継電器類および系統の警報表示等がある。

CA31 強制循環ポンプ用可変周波数電源装置 (MFG) の制御機器が設置されている。すなわち可変周波数電源装置の出力の周波数を円滑にかつ安全に変化させることができる様に調節器、信号発生器、関数発生器、速度指示計等および補助継電器、計測用電源等が設置されている。

放射線監視盤 エマアモニター、廃ガスモニター、水モニターの3つからなり新設ダンプコン (RFP-II) デンサー建屋の空間線量率、水、およびガスの放射線レベルを集中的に監視出来る。廃ガスモニターについては、BGの測定、モニターの較正も出来る。

CA22A 補助リレー盤

CA22B 計器用空気減圧装置

CA220 プロセス補助盤

10.3 現場制御盤

プラント各系統のより詳細な情報を得、また局所的な制御をする為に新設する主な系統毎に現場制御盤を設ける。新設する現場制御盤の種類および機能を次に示す。

F.C.P.-II 強制循環系パネル

強制循環系の機器、強制循環ポンプおよび可変周波数電源装置(MFG)を運転、監視するために必要な計測機器が設置されている。

S.C.P.-II 一次冷却系パネル

一次冷却系の補機類関係の指示計、記録計、操作機器のうちで比較的、監視ならびに使用頻度の少ないものが収容されている。

R.F.P.-II 給水ポンプパネル

給水ポンプの現場起動用スイッチおよび給水ポンプの運転、監視に必要な計装制御機器が設置されている。

O.G.P.-II 廃ガス系パネル

廃ガス系の機器および廃ガス系を運転、監視するために必要な計装、制御機器が設置されている。

W.D.P.-3.4 液体廃棄物系パネル

液体廃棄物系のポンプおよびバルブ用制御スイッチ、その他新設廃棄物処理系の運転監視に必要な計装制御機器が収容されている。

C.W.P.-II 海水循環ポンプパネル

海水循環ポンプおよび海水循環系の運転監視に必要な計装制御機器が設置されている。

10.4 主蒸気流量制御装置(DPR)

本装置は、ダンプコンデンサーへ流入する蒸気量を、制御弁の開度により、自動または手動で調節することによって原子炉圧力を一定に保持するものである。この制御弁の開度は、中央制御室から遠隔操作により調整される。

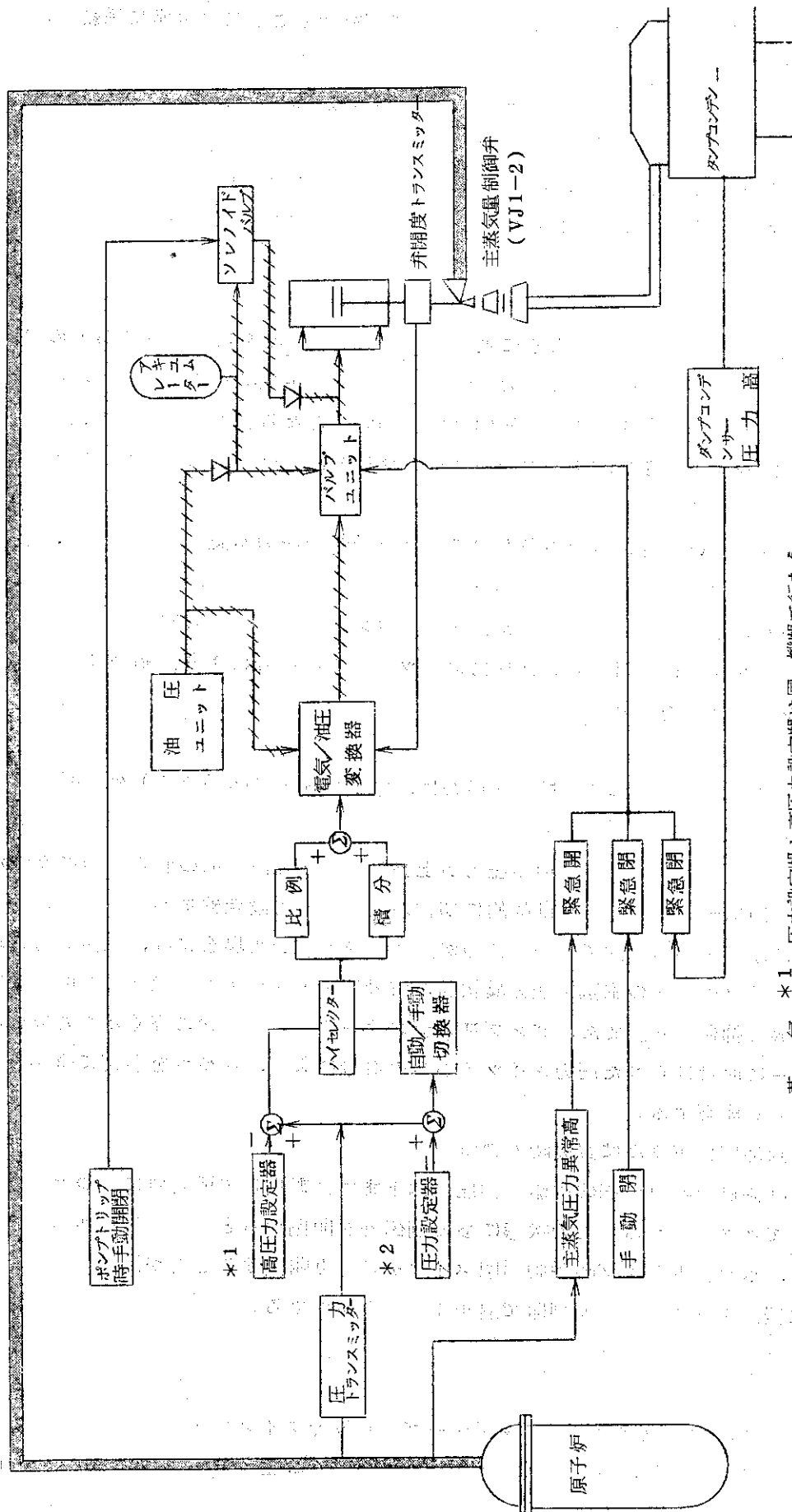
この装置は、流量制御弁、制御弁駆動部、駆動用油圧ユニット、蒸気圧力検出部、制御・操作部、現場監視盤等から構成される。

10.4.1 制御機能

本制御装置の制御系統図は、第10.1図に示す通りでその制御機能は、次の通りである。

- (1) 原子炉圧力を設定値に保つように制御弁開度を自動制御する。
- (2) 弁開度を手動調整して任意の蒸気量を流す。
- (3) 手動制御中に原子炉圧力が設定値以上になると、自動的に圧力制御に切り替わり制御弁は、圧力上昇に応じて弁開度が調整され、圧力上昇を抑制する。
- (4) 主蒸気流量制御弁の入口圧力が異常上昇した場合は、制御弁を急速に全開して原子炉圧力の異常上昇を抑制する。

ダンプコンデンサーの圧力が異常上昇して $0.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ になった時制御弁を急速に全開



*1 圧力設定器と高圧力設定器は同一機器で行なり。
 *2 蒸気

電気信号
 油圧信号

第1.0.1図 主蒸気流量制御装置

してダンプコンデンサーを保護する。

以上の制御機能が自動または手動制御時に組合わされて制御することにより常に系統は、安定した運転が継続出来るようになっている。

さらに、駆動油圧が低下または喪失した場合にも系統の安定運転を計るために次の後備保護機能がある。

- (1) 制御弁の駆動油圧が低下した場合、制御弁はその位置でロックされる。
- (2) 駆動油圧ユニットの油圧ポンプがトリップした場合、制御弁を閉止出来る容量をもつたアキュムレーターを備えている。

10.4.2 自動圧力制御

原子炉圧力を常に設定圧力に保持するように主蒸気流量制御弁開度を自動制御するもので、主蒸気系統の圧カトランスミッターからの圧力信号と圧力設定器から設定圧力信号と、比較されその偏差信号が比例・積分動作されて流量制御弁の制御信号となる。この制御信号は、電気-油圧変換器で油圧信号に変換され、サーボモーターを介して、制御弁駆動部に伝達される。制御弁は、この弁開度信号に比例した開度に調節される。

制御弁が自動制御されている時に負荷の急変等により原子炉の圧力が急上昇した場合、主蒸気管に取りつけられた圧カスイッチからの主蒸気圧力異常高の信号により、制御弁を急速に全開して原子炉圧力の異常上昇を抑制する。また、ダンプコンデンサーの圧力が異常に高くなつた場合、ダンプコンデンサーに取付けられた圧カスイッチからの信号により、制御弁を急速に閉止してダンプコンデンサーを保護する。

10.4.3 手動制御

自動-手動切換器により手動制御に切換えた場合は、原子炉圧力に関係なく制御弁開度を任意に調節して蒸気流量を変えることが出来る。

手動制御中に負荷の変化等により原子炉の圧力が上昇して高圧力設定器の設定圧力になつた場合、制御弁は手動制御から圧力制御に自動的に切換わり、高圧力設定器側からの信号により制御される。さらに圧力上昇が急激で原子炉圧力が異常に高くなつた場合には、主蒸気管に取りつけられた圧カスイッチからの主蒸気圧力異常高の信号により制御弁を、急速に全開して原子炉圧力の異常上昇を抑制する。また、ダンプコンデンサーの圧力が異常に高くなつた場合、ダンプコンデンサーに取付けられた圧カスイッチからの信号により、制御弁を急速に全閉してダンプコンデンサーを保護する。

10.4.4 制御弁駆動油圧低下または喪失時の動作

自動または、手動制御運転中に制御弁駆動油圧が低下または喪失して所定値になつた場合、制御弁はその位置でロックされる。この状態にある制御弁を開閉するときは、アキュムレーター内の油圧により、ポンプトリップ時手動開閉スイッチにより開閉することが出来る。また緊急に閉止する時は緊急手動閉の手動制御器で閉止することが出来る。

10.4.5 制御弁駆動装置

(1) 制御弁

主蒸気流量制御弁は、油圧駆動のアングルグローブ弁（放熱フィン付）で主蒸気管のダンプコンデンサー入口前に設置され、ダンプコンデンサーに流入する主蒸気量を最大約 78.9 ton/hr

で出口圧力を $1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$ に制御するものである。この弁の操作油圧は、 $50 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ で、全開より全閉までの時間は、2 sec以内である。

(2) 駆動用油圧ユニット

駆動用油圧ユニットは、2台の油圧ポンプ、油タンク、アキュムレーター等から構成されている。

油圧ポンプは、吐出量 27.5 l/min 、吐出圧力 $70 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ のベーンポンプで、1500 rpm 7.5 KW の電動機により駆動される。この油圧ポンプは2台設置されており、1台は常用で他は待機中の予備機である。1台が運転中何らかの理由により吐出油圧が低下して $40 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ になると待機中のポンプが起動し制御弁駆動油圧を確保するようになっている。アキュムレーターは、 40 l で常時 $45 \sim 50 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ の N_2 ガスにより加圧されており、油圧低下または、喪失時にはこの圧力により制御弁を開閉出来るようになっている。

10.5 給水制御装置

給水制御装置は既設タービン系の給水制御装置と同様に空気式三要素制御装置で既設タービン系と併列運転する場合に於いては二要素制御としても動作させることが出来るように設計されている。

給水制御装置は蒸気流量、圧力、および温度の検出伝送部、給水流量および圧力の検出伝送部、調節部より構成されており、原子炉水位計からの信号は既設からの信号を使用する。

新旧両給水制御装置は同一原子炉液面を介して併設されるので、双方で三要素制御を行うことは相互干渉の弊害が起り好ましくないため第10.1表のような組合せにより制御装置を動作させる。

第10.1表 給水制御系運転ケース表

ケース	運 転 状 態		制 御 方 式	
	タービン系	ダンプ系	タービン系	ダンプ系
1	運 転	停 止	三 要 素	—
2	運 転	運 転	三 要 素	二 要 素
3	ホットスタンドバイ	運 転	二 要 素	三 要 素
4	停 止	運 転	—	三 要 素

(注) J-PDR-IIプラントの目的では、実際にケース4で運転することはない。

既設タービン系制御装置に加算器を追加し、タービン系の負荷に比べて著しく小さい場合、ダンプ系の蒸気および給水流量をタービン系の制御装置に補正信号(流量補正信号)として加えることができる様になっている。

ダンプ系の制御装置を二要素と三要素とに切替えるための切替スイッチはF.S.-1であり、タービン系の制御装置に補正信号を加えるか否かの切替スイッチはF.S.-2である。

ダンプ系とタービン系の関係を明確にするために制御系の概念図を第10.2図に示す。補正信号無しの場合はそれぞれ3要素および2要素制御である。補正信号有の場合の関係を示すと

次の様になる。

ダンプ系は二要素制御を行なう一方、蒸気流量 (F_{sII}) および給水流量 (F_{wII}) 信号をタービン系に送る。タービン系の三要素制御装置は JPDR-I および JPDR-II の蒸気流量および給水流量のそれぞれの和 ($F_{sI} + F_{sII}$ および $F_{wI} + F_{wII}$) を蒸気流量および給水流量信号として動作するようにする。従つて、タービン系の三要素制御装置は実質的にダンプ系の給水制御を一部課せられることになる。この関係を式で示せば、次のようになる。

ダンプ系 (二要素制御)

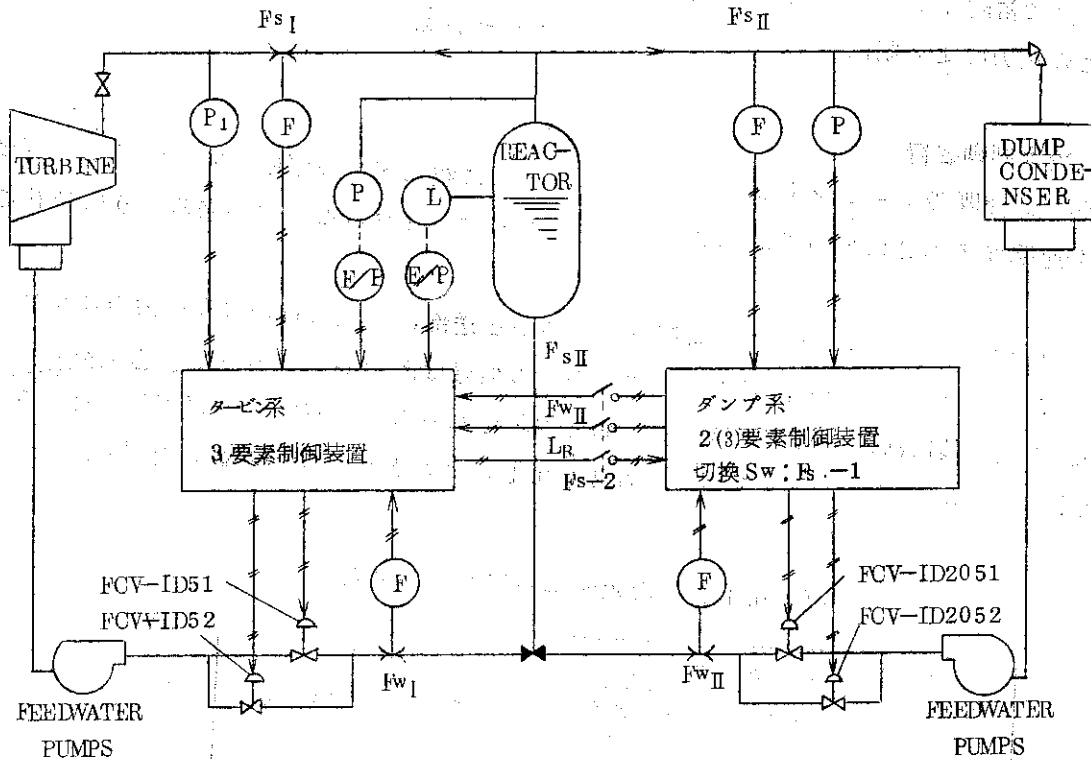
$$F_{sII} = F_{wII} \quad \text{FCV-ID2051 or FCV-ID2052} \quad \text{不動作}$$

$$F_{sII} \neq F_{wII} \quad \text{FCV-ID2051 or FCV-ID2052} \quad \text{動作}$$

タービン系 (三要素制御)

$$F_{sI} + F_{sII} = F_{wI} + F_{wII} \quad \text{FCV-ID51 or FCV-ID52} \quad \text{不動作}$$

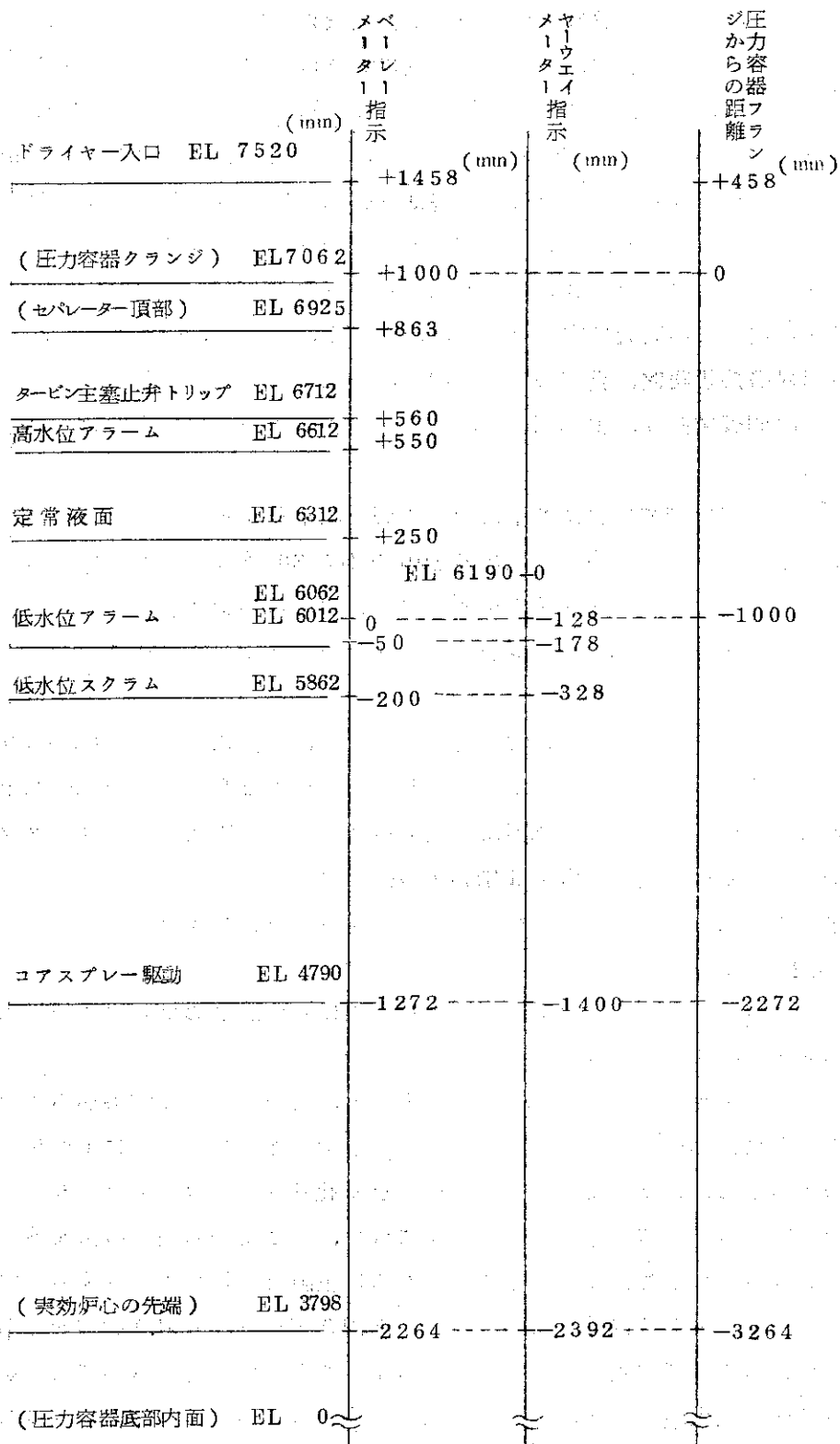
$$F_{sI} + F_{sII} \neq F_{wI} + F_{wII} \quad \text{FCV-ID52} \quad \text{動作}$$



第1 0.2 図 COUPLED THREE ELEMENT FEEDWATER CONTROL SCHEMATIC DIAGRAM

給水制御弁については、7.2.1 4に記載してあるのでそれを参照すること。尚通常運転中の原子炉水位と各種保護機能の作動レベルとの関係を第1 0.3 図に示す。

中央制御室での原子炉水位指示範囲は +150 ~ -50 cm であるので、原子炉の安全上 0 ~ -150 cm までの水位指示計を CA 0 3 に設ける。これは既設ヤウエイ水位計のコラムを利用して設置する。



注 ベーレーメーター(中央制御室)指示範囲 +150~-50cm

第10.3図 JPDR-II原子炉水位関係図

10.6 強制循環流量制御装置

10.6.1 制御機能

強制循環流量制御装置は可変周波数電源装置ならびにその附属装置、速度制御装置および制御パネルよりなつていて、速度制御装置により可変周波数電源装置を介して強制循環ポンプ用電動機の電源周波数を任意に調整して強制循環ポンプの回転数を制御する装置である。この装置でポンプの回転数を制御することにより、強制循環流量は定格流量の50%~100%までスムーズに変えられる。この流量の調整は中央制御室から可変速流体継手のすくい管（電動操作）を遠隔操作して行なわれる。中央制御室の主調節器によつて2台のポンプは同時に制御されるが、個々に独立に制御されることも出来るよになつている。

可変周波数電源装置は交流発電機、流体継手、電動機、励磁機、発電機自動電圧調整盤、発電機昇磁遮断器盤、発電機保護装置盤、関係MCS、および油ポンプユニットより構成される。速度制御装置は、主副調節器、制御モジュールおよびすくい管ドライブユニットより構成される。

強制循環流量制御装置は以下に示す制御機能を有する。

- (1) ポンプ駆動電動機の回転数の100%から30%の範囲内で強制循環流量制御を行ない、この制御範囲内で30%定格/分の割合で流量が変えられる。
- (2) ポンプ駆動電動機の実速度上昇率は9%定格速度/秒、速度変動率は0.5%以下（定格速度に於ける）である。
- (3) 流体継手駆動電動機の電圧変動率 $\pm 5\%$ 、周波数変動率48.5~50.5 Hz の条件のもとでも冷水運転中ポンプその他の機器が過負荷にならないで連続運転出来る。

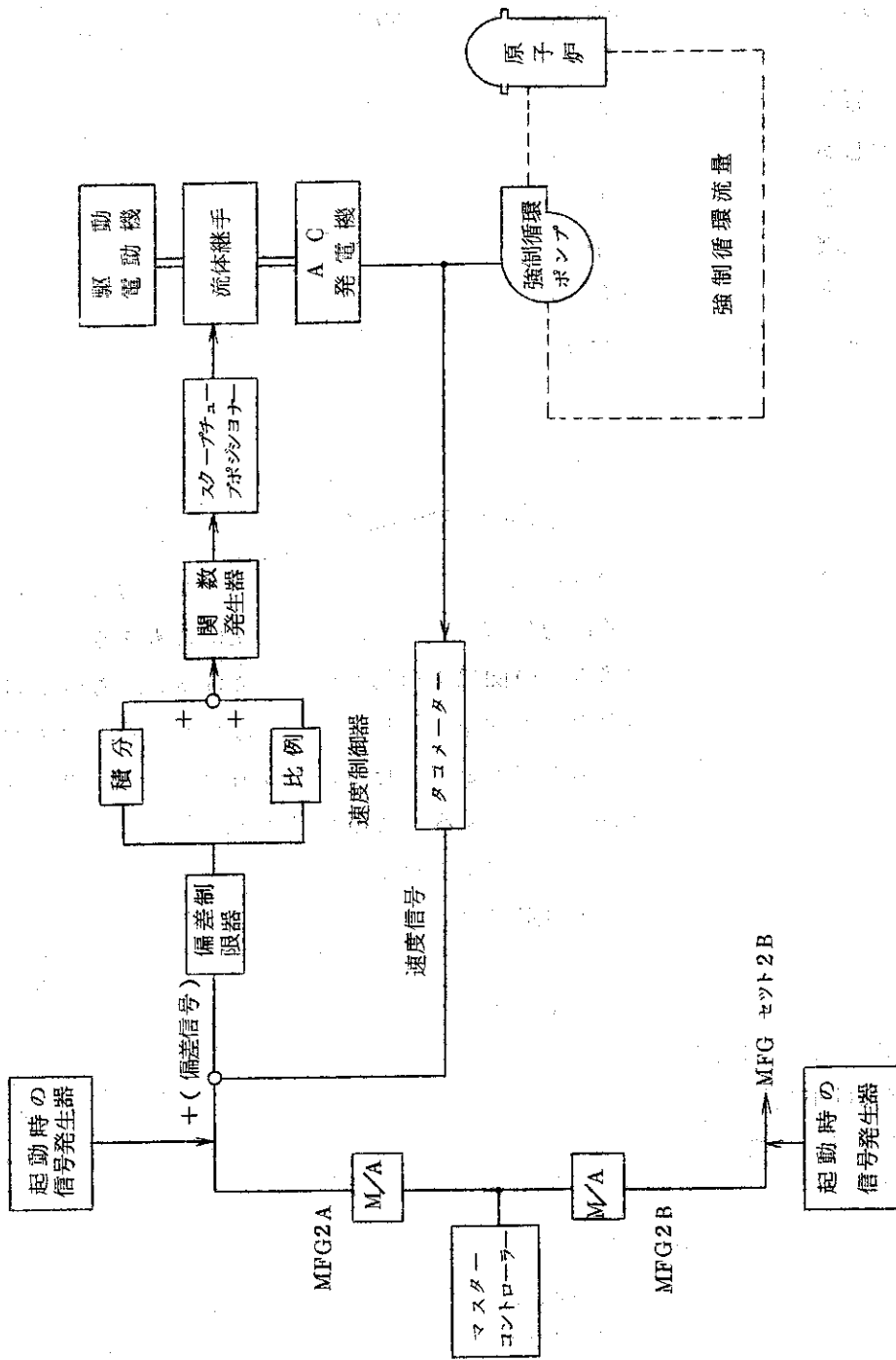
更に制御棒操作装置と強制循環流量制御装置との間に次のインタロックがある。

- (1) 流量制御装置と操作中は制御棒の操作はできない。
- (2) 制御棒操作中は流量制御装置を操作することはできない。

10.6.2 速度制御装置

速度制御装置のブロック線図を第10.4図に示す。このブロック線図に従つて速度制御装置の機能を記載する。

マスター・コントローラから信号が出ると、この信号と発電機からのフィードバック速度信号との間に差が生ずると（この差は流量を増やすか減少させるかによつて正負になる）制御系はこの差が常に零になるように発電機速度を変化させる。コントローラからの信号とフィードバック速度信号との差信号は偏差制限器に行き、ここで偏差信号の値を或る範囲内に制限して出力が30%/分をこえないようにするために上限と下限をカットする。偏差制限器を出た信号は、比例制御でなく偏差の積分値を適当な割合で加算するP.I動作をする速度制御器に入る。従つて偏差および偏差オフセットを零にすることが出来る。次いで流体継手の非直線性の補正の為に関数発生器に行き、次に流体継手すくい管操作アクチエータに行く。すくい管操作アクチエータによりすくい管を制御して発電機速度を制御する。すくい管操作アクチエータへの入力信号の符号により、すくい管は正逆方向に動かされる。これによつてすくい管は出し入れされ、その距離は入力信号の大きさによる。タコメータにより発電機の速度を取り出し、フィードバック用の速度信号として使用する。



第10.4図 速度制御装置ブロック線図

起動時にすくい管位置を所定位置にするための信号発生器を別に設けている。発電機速度を変更する場合には、マスター・コントローラを調整してコントローラから出る信号を変えることによつて行なり。更に個々の発電機速度を変える場合には、M/AをM(手動)にしてM/Aによつて信号を出し発電機速度を変化させる。

10.7 原子炉出力の制御およびプラントの運転方式

10.7.1 はしがき

J PDR-II プラントはヒートシンクとしてタービン系とダンプコンデンサ系を有しており、その容量はほぼ等しくおのおの 45 Mwt である。J PDR-II では原子炉圧力を一定に保持する様にプラントを運転するから(原子炉圧力は原子炉出力と負荷の大ききで決り、両者がバランスしている時に原子炉圧力は一定になる)。負荷に追隨して原子炉出力を調整する方法と、その逆の方法がある。

原子炉出力を制御する装置としては(1)制御棒制御装置(2)強制循環流量制御装置があり、負荷を調整する装置としては(1)タービン蒸気制御装置(2)ダンプ系の主蒸気流量制御装置がある。

10.7.2 原子炉出力の制御

原子炉出力の制御は、制御棒の位置調整と原子炉強制循環流量の調整の2方法により行なわれる。強制循環流量の調整による出力制御の概念は、流量変化にともなう炉内ポイド発生状態の変化とポイドの大きな反応度係数との関係を利用したものである。即ち原子炉出力を増加するには強制循環流量を増して炉内のポイド発生部分を一部減らしてやり、ポイド体積の減少にともなう炉心反応度の増加により出力増加を起させる。この出力増加は過渡時の反応度増加と新しい炉内ポイド発生の状態とがバランスするところまで続き、新しい出力レベルが達成される。原子炉出力を減らすには逆に流量を減少させる。

流量調整による出力制御は水力学的安定性あるいは流量対出力の特性などから実用上或る流量の範囲内におさえられる。この範囲内では、急速な出力変化特性が得られること、出力変化の操作にともなう安全性も十分にあるので、出力調整は流量制御で行うことが原則であり、制御棒は長期間の燃料燃焼にともなう反応度補償および出力分布の調整に使用される。

制御棒位置は中央制御室から手動または自動で調整される。強制循環流量制御は原子炉強制循環ポンプの速度調整により行いが、所要のポンプ速度は可変速流体継手つき M-G セット (MFG セット) を通じてポンプ電動機の電源周波数を変えることにより、得られる。即ち、強制循環流量を変えるには、中央制御室のマスター、コントローラに流量変化の要求信号を手動で与える。コントローラからの出力信号は MFG セットの流体継手制御器の設定点を調整する。これにより発電機出力の周波数が変化し、ポンプ速度が変化する。速度制御器は発電機からのフィードバック回路を有し、コントローラからの出力信号と発電機速度との誤差信号値が零になるまで流体継手を通して発電機速度を変えて行く。

MFG セットおよびその制御装置は 2 対 1 の原子炉出力の範囲(例えば定格出力の 100% から 50% の範囲)内で強制循環流量制御方式により原子炉出力を制御することが出来るように設計されており、これらの制御範囲内では定格の 30% / 分の割合で出力を変えることが出来る。強制循環流量を減少させるに従つて CTR (限界熱流束比) は単調に増加していく傾向にあるが、炉心の熱的な許容限界に相当する出力は、強制循環流量の減少にともなつて低下す

るので、低流量時に誤つて制御棒が引抜かれた場合に炉心に損傷を与えるのを防止するために、強制循環流量の値に応じてあらかじめ定められた中性子束レベルに達すると制御棒引抜きを阻止するインターロックが設けてある。

10.7.3 起 動

起動に必要な電力はすべて外部より受電し、起動操作は運転員によりすべて手動で行なわれる。所定の起動前チェックを完了した後、原子炉強制循環ポンプを起動する。ポンプ速度は原子炉冷却材が低温の間は、ポンプ電動機の設計負荷を越えないように低速度に保持される。次いであらかじめ定められている制御棒引抜きのスケジュールに従つて制御棒を引抜き、原子炉を臨界にし、更に出力を適当な値まで上げ、原子炉の加熱を行う。この場合の原子炉の温度上昇の割合は原子炉圧力容器の最大許容温度差に基いて決められている。原子炉圧力が増加するにつれて、タービン系とダンプ系を同時に暖機する。原子炉圧力が定格圧力になるときまでに両系統の運転準備を完了する。原子炉が定格圧力になつた後、まずタービンを電力系統に併入し負荷をとる。次にダンプコンデンサーで負荷をとる。この間強制循環流量を調整し、制御棒を引抜き定格出力にする。

10.7.4 出力運転

出力運転中原子炉圧力は一定に保持される。この目的のために、原子炉側として制御棒制御装置、強制循環流量制御装置があり、負荷側としてタービン系の初圧調整装置 (I.P.R.)、ダンプ系の蒸気流量制御装置がある。これらの組合せによつて J P D R - II プラントの可能な運転方式が求められる。これら運転方式をまとめて一覧表にして第 10.2 表に示す。原子炉の運転方式に従つて、前記のいずれか一つが動作して原子炉圧力を一定に制御する。

急激な負荷の喪失等により圧力が急激に増加する場合には、タービン系の一次バイパス弁が開くと共に、ダンプコンデンサ系の蒸気流量制御弁も開いて圧力上昇を抑制する。

J P D R - II は試験研究用であるから、第 10.2 表のうちからそれぞれの目的に応じた適当な方式で運転される。

第10.2表 JPDR-IIの運転方式

運転 方式 番号	原子炉出力の調整方法		負荷の調整方法		備 考
	制御棒の 制御方法	強制循環流量 の調整方法	タービン系の負 荷調整方法	ダンプ系の負 荷調整方法	
1	手 動	(一定値)	手 動	手 動	
2	手 動	(一定値)	I P R 制 御	手 動	
3	手 動	(一定値)	手 動	蒸気圧力 自動制御 (D.P.R.)	
4	A C S 制 御	(一定値)	手 動	手 動	原則としてこ れでプラント を運転する
5	(一定値)	手 動	手 動	手 動	
6	(一定値)	手 動	I P R 制 御	手 動	
7	(一定値)	手 動	手 動	蒸気圧力 自動制御 (D.P.R.)	

注 1. 制御棒の制御方法

手 動 : 手動で制御棒の位置調整

A.C.S.制御 : 設定圧力との原子炉圧力との偏差による制御棒位置の自動調整

一 定 値 : 位置調整しないで固定値

2. 強制循環流量の調整方法

手 動 : 手動で流量調整しない固定値

一 定 値 : 流量調整しないで固定値

3. タービン系の負荷調整方法

手 動 : ロードリミッターによる手動調整, 但し, 回転数の過大な上昇を防ぐ為にガバナは作動させてある。

I.P.R.制御 : タービン入口蒸気圧力を一定にするようにタービン制御弁の自動調整

4. ダンプ系の負荷調整方法

手 動 : 手動により蒸気流量調整

蒸気圧力自動調整 : タービン系の I. P. R. に相当する。

(D.P.R.)

10.8 原子炉安全保護系

10.8.1 概要

J PDRに設置されている原子炉安全保護装置は事故あるいは危険な誤操作の場合制御棒を緊急挿入(スクラム)または緩挿入(スロースクラム)し、また必要に応じて非常用冷却系および後備冷却系を働かせて機器、作業員等を防護するものである。J PDR-IIにもこの思想及び機能は変ることなくそのまま使用するが新增設に伴ないいくつかのスクラム及スロースクラム条件を追加する。

10.8.2 原子炉安全保護系の機能

原子炉安全系保護系は最高級の安全性を確保し、原子炉を不必要に停止させないため安全性の設計に複合性の特徴をもたせている。

スクラムは機械的な応力を生ずるような停止であるから必要やむを得ない場合以外は用いない方がよい。スクラムでない原子炉の停止を必要とするような条件に対しては、その条件がなくなるまで全ての制御棒は通常で同時に挿入される。これをスロースクラムという。スロースクラムおよびスクラムは生じないが、事態をそのまま放置すればスロースクラムおよびスクラムを引起すかあるいは事故を生ずる可能性がある場合、さらにスロースクラムおよびスクラムが生じた場合には運転員に注意を喚起するために警報を発生するようになっている。

またこの系統への電力の供給は最高度の供給力が確保されている。通常の運転時には所内電源よりM-Gセットを介して種々の外乱に影響されずにこの安全系に電力を供給する。所内電源が喪失すれば原子炉はスクラムされるが原子炉を監視する計測系には非常用ディーゼル発電機が電力を供給するまでの間、インバータダイバータを介して所内蓄電池より電力が供給される。従つて炉の監視系は常に動作している。

この系統は独立したフェイルセーフの2つのチャンネルからなっている。

スクラムあるいは防護機能を生ずるためには2つのチャンネルの電流を切らねばならない。

一つのチャンネルの電源喪失または電源故障の場合でも必要なスクラム(動作)は確保し、不必要なスクラムを生じたりしないように設計されている。

10.8.3 原子炉安全保護系の動作条件

原子炉の安全保護系の機能としては、スクラム、スロースクラム、警報および後備保護動作がある。

(1) スクラム条件

スクラム回路は、2つのロジックチャンネルによつて構成され両チャンネルのトリップによつて全制御棒が緊急挿入される。

スクラムの条件は次の通りである。

- (イ) 原子炉圧力高
- (ロ) 原子炉水位低
- (ハ) 格納容器圧力高
- (ニ) 中性子束高
- (ホ) 原子炉周期短(モードSWが「運転」の時バイパスされる)
- (ヘ) タービン系所内電源喪失

(ト) 水平動地震力大

(チ) 垂直動地震力大

(リ) 主蒸気隔離弁閉

(ヌ) 制御棒駆動電源喪失

(ル) タービン復水器圧力高

※(フ) ダンプコンデンサー圧力高

※(ワ) 主蒸気管破断

(カ) 手動スクラム

(コ) 手動貫通部閉鎖

以上の他原子炉安全保護系のチャンネルにスクラム用リレーを有しないが、直接スクラム弁を動作させ原子炉をスクラムさせるのに次の条件がある。

(1) 計器用圧縮空気喪失

b) ダンプ系直流電源喪失

(2) スローススクラム条件

次の様な条件に対して全制御棒が通常で挿入される。

(イ) ススクラム空気タンク圧力低

(ロ) ススクラムシリンダ背圧低

(ハ) タービン系直流母線電圧低

(ニ) パイロット室素圧力低

※(ホ) 強制循環ポンプ1台停止

※(ヘ) ダンプ系所内電源喪失

※(ト) ダンプ系直流母線電圧低

(チ) 手動スローススクラム

(3) 後備保護機能

安全保護回路の主要な後備保護機能には次のようなものを備える。

(イ) 原子炉水位が異常低下したとき格納容器隔離弁閉鎖と炉心スプレイ系が起動する。

※(ロ) 主蒸気管破断信号により主蒸気隔離弁の閉鎖と炉心スプレイ系が起動する。

(ハ) 原子炉圧力異常高、または所内電源喪失によつて非常用復水器が作動する。

(ニ) 格納容器底部の水平動地震加速度が所定値を超えたとき、液体毒物注入系が作動する。

(ホ) 格納容器圧力高のとき、格納容器隔離弁閉鎖および炉心スプレイ系、格納容器スプレイ系、非常用換気系が作動する。

(ヘ) スタックガス放射能高の信号により廃ガス系の大気放出弁が閉鎖する。

(ト) 原子炉水位が異常上昇したときタービン主塞止弁を閉鎖する。

(4) 警報

原子炉の安全性に関連する設備が動作した場合、温度、圧力、流量などプロセス変数、放射線レベルが異状値になつた場合、その他必要に応じて警報が発せられる。

(5) 制御棒引き抜きインターロック

制御棒は以下のような条件に対して引き抜きが阻止される。

- (イ) モードスイッチが「停止中」になつているとき
- (ロ) モードスイッチが「燃料取替」のとき、ポーラークレーンが原子炉上部にある場合または中性子束計測系のレンジスイッチが所定の位置にない場合
- (ハ) 中性子束計測系の3チャンネルのうち2チャンネルの指示値が所定値以下
- (ニ) 制御棒とナットキャリッジが分離しているとき
- ※(ホ) 制御棒配置インターロックに与えられた引き抜きシーケンスを外れた制御棒
- ※(ヘ) 原子炉出力の強制循環流量に対する比率が予め定められた値以上になつた場合
- ※(ト) 強制循環ポンプの流量調整中のとき。

(註) ※印はJPDR-II改造工事時に追加される条件を示す。

スクラムおよびスロースクラムの条件、設定値および検出器の形成、設置場所等を一覧表にしたのが第10.3表である。

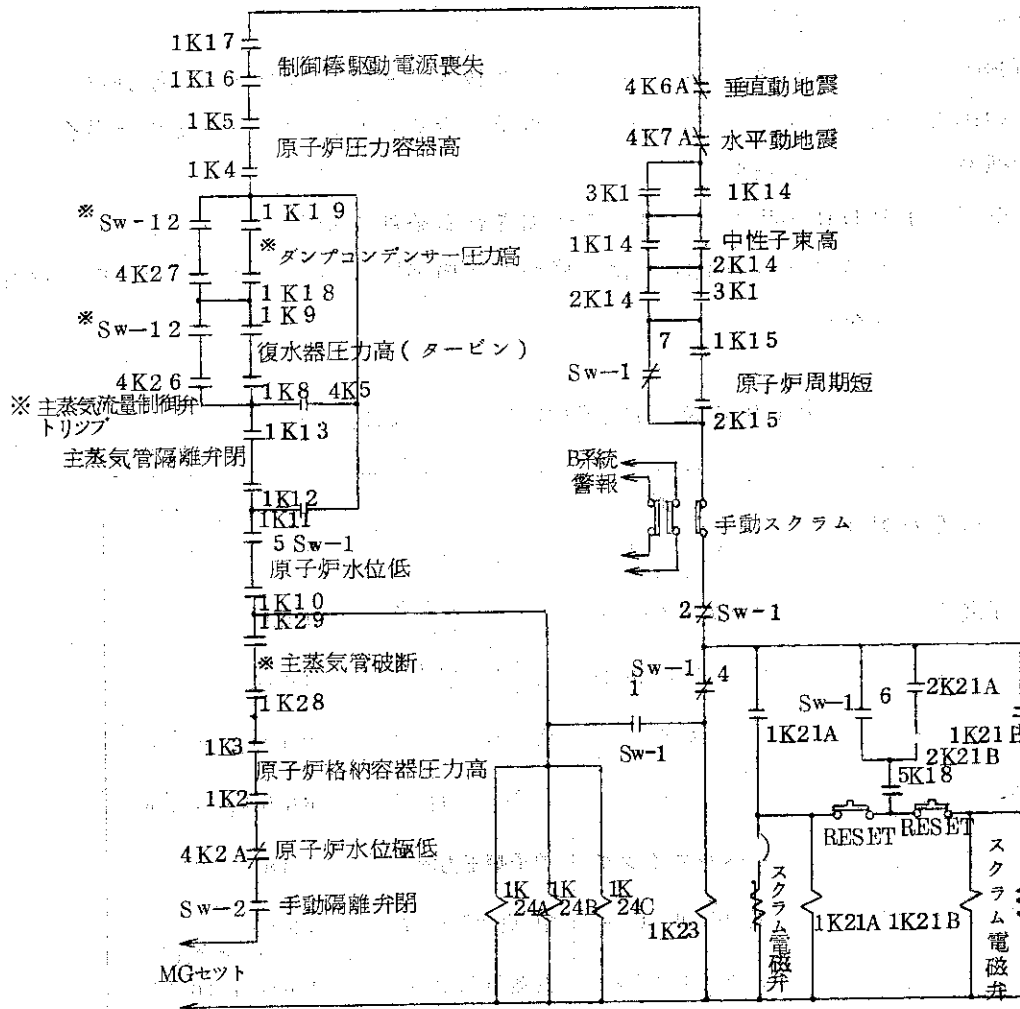
第10.3表 原子炉スクラム一覧表

スクラム信号の種類	検 出 器		スクラム設定値 (予 定)
	形 式	設置場所	
a) 中性子束高	ピコアンメーター	生体遮へいコンクリート内	119%
b) 原子炉周期短	炉周期増巾器	生体遮へいコンクリート内	10秒
c) 格納器圧力高	圧カスイッチ	格納容器	0.14kg/cm ² g
d) 原子炉圧力高	圧カスイッチ	原子炉圧力容器	65.5kg/cm ² g
e) 原子炉水位低	レベルスイッチ	原子炉圧力容器	-48cm
f) 制御棒駆動電源喪失	電圧リレー	中央制御室	150V 5分時間遅れ
g) 主蒸気隔離弁閉	ボンプオンスイッチ	主蒸気隔離弁	V60-150%閉
h) 復水器圧力高(タービン)	圧カスイッチ	復水器	560mmHg
i) 手動貫通部閉鎖			
j) 垂直動地震	加速度検出器	格納容器内	100gal (30~100gal調整可)
k) 水平動地震	加速度検出器	格納容器内	100gal (30~100gal調整可)
l) 所内電源喪失	電圧リレー		
m) 手動スクラム			
n) ※ ダンプコンデンサ圧力高	圧カスイッチ	ダンプコンデンサー	560mmHg
o) ※ 原子炉主蒸気管破断	圧カスイッチ		
p) ※ 主蒸気流量制御弁 手動トリップ		中央制御室	

※印は増設条件である。

10.8.4 原子炉安全保護系の回路構成

J PDR-II の原子炉安全保護回路は第1 0.5 図に示す通りであり、2チャンネルのうち1チャンネルを示したものである。スロースクラムの回路は第1 0.6 図に示すものである。



※印は増設のものである。

SW-1

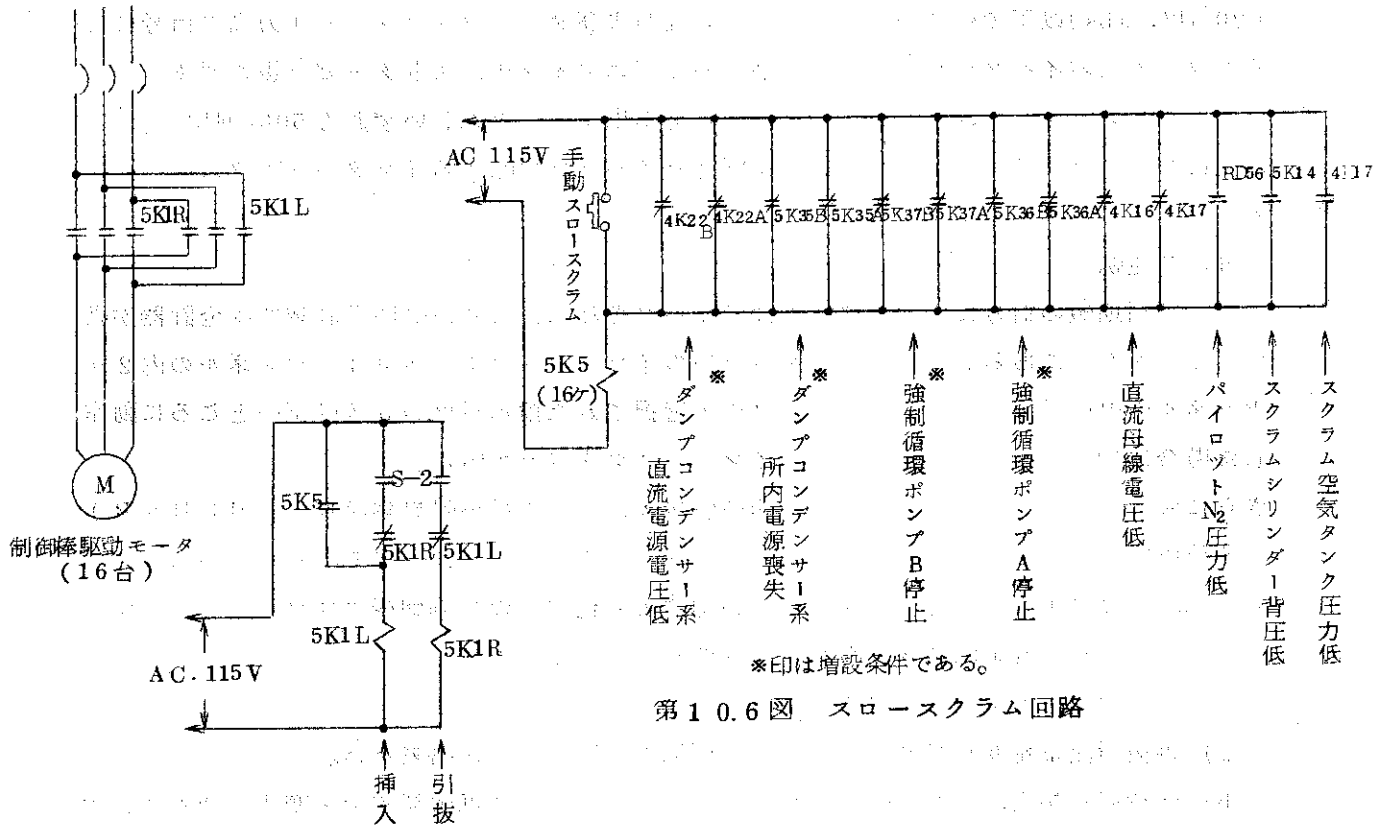
	停止	燃料取替	起動	運転
1	×			
2		×	×	×
3 *1		×		
4		×	×	×
5 *2	×	×		
6		×	×	
7				×

× : 接点閉

*1 : 格納容器内ボラークレーンインターロック解除用

第1 0.5 図 原子炉安全保護回路 (A 系統)

AC. 220V



第1.0.6図 スロースクラム回路

10.8.5 運転モードスイッチおよびインターロック

J PDRのモードスイッチはJ PDR-IIでもいくつかのインターロックが追加されてそのまま使用される。

運転モードスイッチは“停止”，“燃料取替”，“起動”及び“運転”の4つがあり，それぞれのモードによつて原子炉安全保護系の回路は以下のようにバイパスまたはインターロックされる。

(1) 運転モードスイッチ

a) “停止”

このモードではスクラム回路は動作状態となり全制御棒が炉内に挿入され制御棒を引抜くことが出来ないようにインターロックされている。

b) “燃料取替”

このモードではスクラム回路は閉回路となつて動作状態にあり中性子束計装が適当な感度レベルに設定され，かつポーラクレーンが原子炉上部(70°以内)にない場合には制御棒の引抜きが出来るが同クレーンが原子炉上部にある場合には制御棒が引抜けないようにインターロックされる。但し，タービン復水器およびダンプコンデンサー圧力高，主蒸気管破断，主蒸気隔離弁閉の信号によるスクラムおよび再循環ポンプ停止の信号によるスロースクラムはバイパスされる。

c) “起動”

このモードは原子炉を起動し出力を上げ加圧する場合に使用される。但し，原子炉が14

kg/cm²g 以下で、かつタービン復水器およびダンプコンデンサー圧力が 500mmHg, abs (20⁴Hg, abs) 以下ではタービン復水器圧力高およびダンプコンデンサー圧力高の信号によるスクラムはバイパスされる。さらに別のバイパススイッチによりタービン復水器またはダンプコンデンサーいずれかをバイパスすることが出来る。ただしいずれも 500mmHg, abs 以上になるとラッチングリレーの接点が開きバイパスを解除するインターロックになっている。

d) “運転”

原子炉周期短の信号によるスクラムはバイパスされ出力領域の中性子計装には全計器が動作しオンスケルにあることを確実にするためのインターロックがあり 3 チャンネルの内 2 チャンネルの中性子モニターが選択スイッチで選択された指示目盛の 5 % 以下のところに動作した場合は制御棒が引抜けないようにインターロックされている。

さらに任意の出力運転状態からの制御棒の引抜きによつて最小限界熱流束比 (MCHFR) が制限値以下に低下すると制御棒の引抜きをブロックするようになっている。しかし上記の熱的制限値は原子炉出力と再循環流量との関連で変化するので制御棒ブロック点は再循環流量の変化に対して自動的に変えられるようになっている。

(2) その他主要なインターロック

a) 再循環流量を変化させている間は制御棒を引抜くことが出来ない。

b) 制御棒を挿入、または引抜き操作を行なっている間は再循環流量を変化させることは出来ない。

c) 原子炉格納容器の圧力が 0.14 kg/cm²g になると非常用換気系が作動する。

d) 制御棒を 3 つのグループ (4 隅の 4 本、中心の 4 本、残る 8 本) に分け順次 1 つのグループの制御棒を引抜き終わらなければ、次のグループの制御棒は引抜けられないインターロックになっている。これを制御棒配置インターロックと呼ぶ。

10.9 制御棒配置インターロック

この制御棒配置インターロックは通常の制御棒引抜き操作で誤つて、高い反応度変化を生じ得るような制御棒パターンを形成させないためのものであり、また万一制御棒落下事故による核的事故が生じた場合にその影響を出来るだけ小さくするための役割も果たしている。

10.9.1 インターロックの内容

本装置のインターロックは J P D R の制御棒駆動回路に継電器及びスイッチを増設することにより、そのインターロックは形成されている。第 10.6 図に示す 16 本の制御棒を A, B, C の 3 つのグループに分けている。まず A グループ内の制御棒 4 本が完全に引抜かなければ B グループ内の制御棒を引抜くことは出来ない。そして、さらに B グループの制御棒を引抜き終わらなければ次の C グループ内の制御棒を引抜くことは出来ないインターロックになっている。このようにして順次各グループの制御棒を引抜き、少しずつ反応度を附加するようにインターロックされ運転員が制御棒を不用意に操作して高い反応度を附加出来ないようになっている。

10.9.2 インターロックバイパス

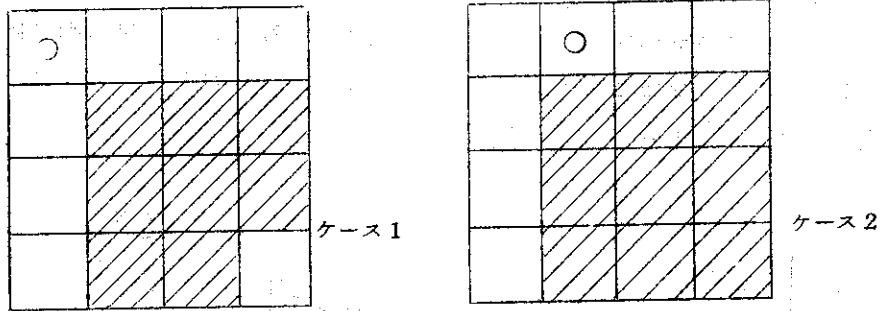
1 に記載したインターロックはバイパススイッチにより A グループまたは B グループをバイ

パスすることが出来る。このインターロックのバイパスは炉物理実験、または破損燃料の探求の場合に限り使用するが通常の運転中はバイパスしない。

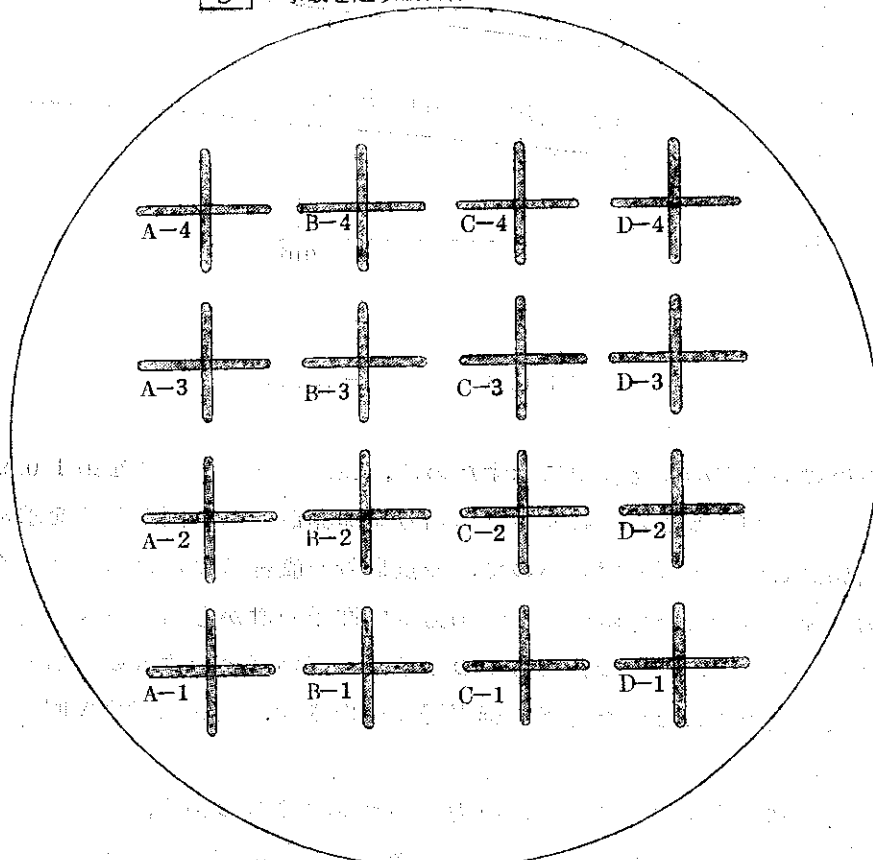
10.9.3 制御棒パターンと附加反応度の概要

本装置のインターロックをバイパスしてAグループ及びBグループは全挿入のまま対角線のCグループの2本を引抜いた時に残るCグループの1本は5~6ドルのロッドワースに達する。一方インターロック通りの順序に従い制御棒を引抜いた場合の最大と思われるロッドワースは下記のようになる。

ケース1. ロッドワース 1.6% ケース2. ロッドワース 1.5%



- 制御棒が引抜かれている部分
- 制御棒が挿入されている部分
- 事故を起す制御棒



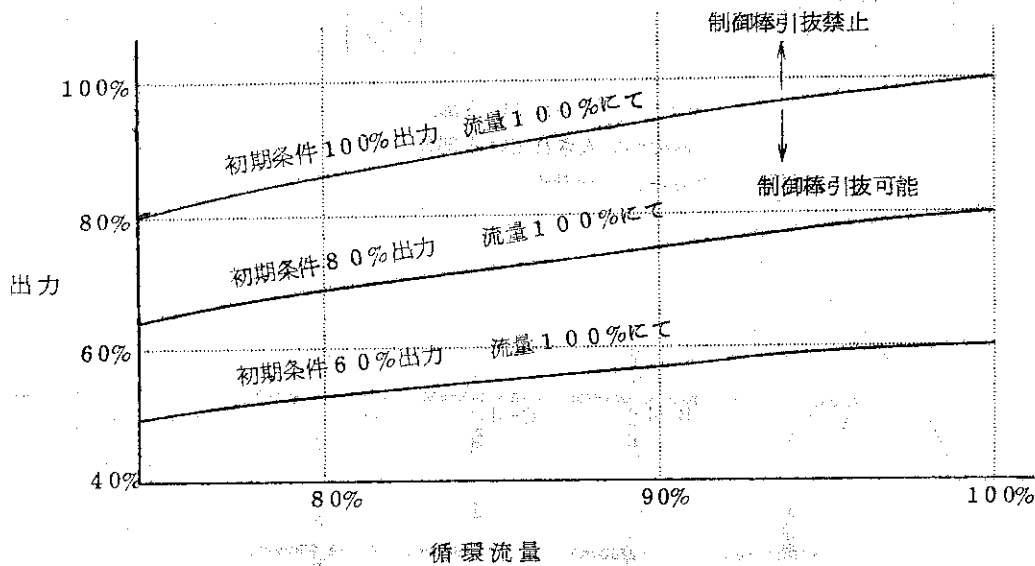
- Aグループ (A-1, A-4, D-1, D-4)
- Bグループ (A-2, A-3, B-1, B-4, C-1, C-4, D-2, D-3)
- Cグループ (B-2, B-3, C-2, C-3)

第10.7図 制御棒配置図

10.10 最小限界熱流束比制限装置

J P D R - II では原子炉出力の調整に、制御棒の位置調整の方法と強制循環ループの循環流量調整の2方法が採用される。

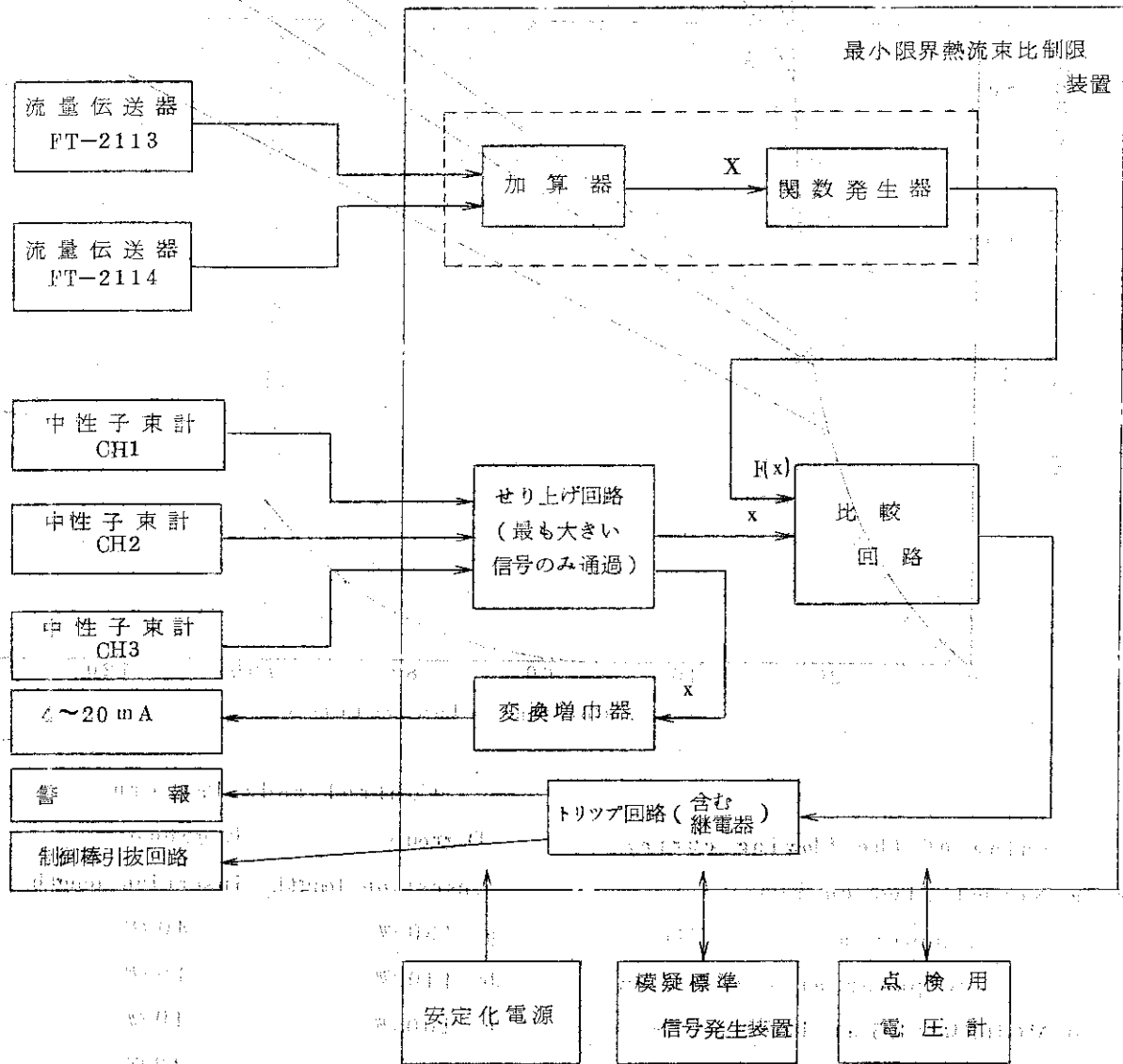
今制御棒を一定位置において、強制循環流量を増加(減少)させれば炉出力は増加(減少)する。また循環流量を一定にしておいて制御棒を引抜(挿入)すると炉出力は増加(減少)する。従つて循環流量を一定にして制御棒位置を調整しても、制御棒位置を一定にして循環流量を調整しても同じ原子炉出力変化を得ることが出来る。ただ同じ原子炉出力変化量であつても循環流量を一定にして制御棒で出力変化をする場合の方が限界熱流束比は小さい値になる。この限界熱流束比の最小値が安全圏内にあれば問題ない。しかし炉心の安全上必要な値以下になるのを防ぐために、循環流量によつて決まる炉出力以上に、制御棒引抜きによつて炉出力を増加することが出来ない様にするために本装置を設置する。(但し運転範囲内ではMCHFRが2.1以下に絶対にならないことが証明されれば本装置は必要なくなる)今流量と出力の一般的な関係を図示すると第10.8図の様になる。



第10.8図 流量-出力曲線

本装置の構成および機能を簡単に示すために、装置のブロック図を第10.9図に示す。循環流量は2ループの和であるので各ループの信号を加算器に入れ両者の和を求める。更に流量と炉出力の関係は必ずしも直線でないので、流量信号を直線にするために関数発生器を使用し、次に炉出力と流量信号とを比較する。炉出力は中性子束計からの信号であるが、中性子束計は3チャンネルあるから、安全のため3つのうち最も高い値を示すものの信号を用いる。炉出力が制御棒引抜き禁止帯になつたとき、継電器を動作させ、制御棒引抜き回路を断にすると共に警報を出す。

制御棒引抜き禁止帯を決めるには、出力ピーキング係数の条件、限界熱流束比の条件および強制循環ポンプキャビテーションの条件等を満足する循環流量と原子炉出力の組合せの領域即ち原子炉の運転に許される領域を決定する必要がある。この領域は第10.9図に示す様な範囲



第 10.9 図 最小限界熱流束比制限装置ブロック図

である。(この図の詳細な説明は“JPDR-II 炉心設計報告書 3.3.2(4)許される運転領域の検討 p.111~118” JAERI-memo 4346 参照)

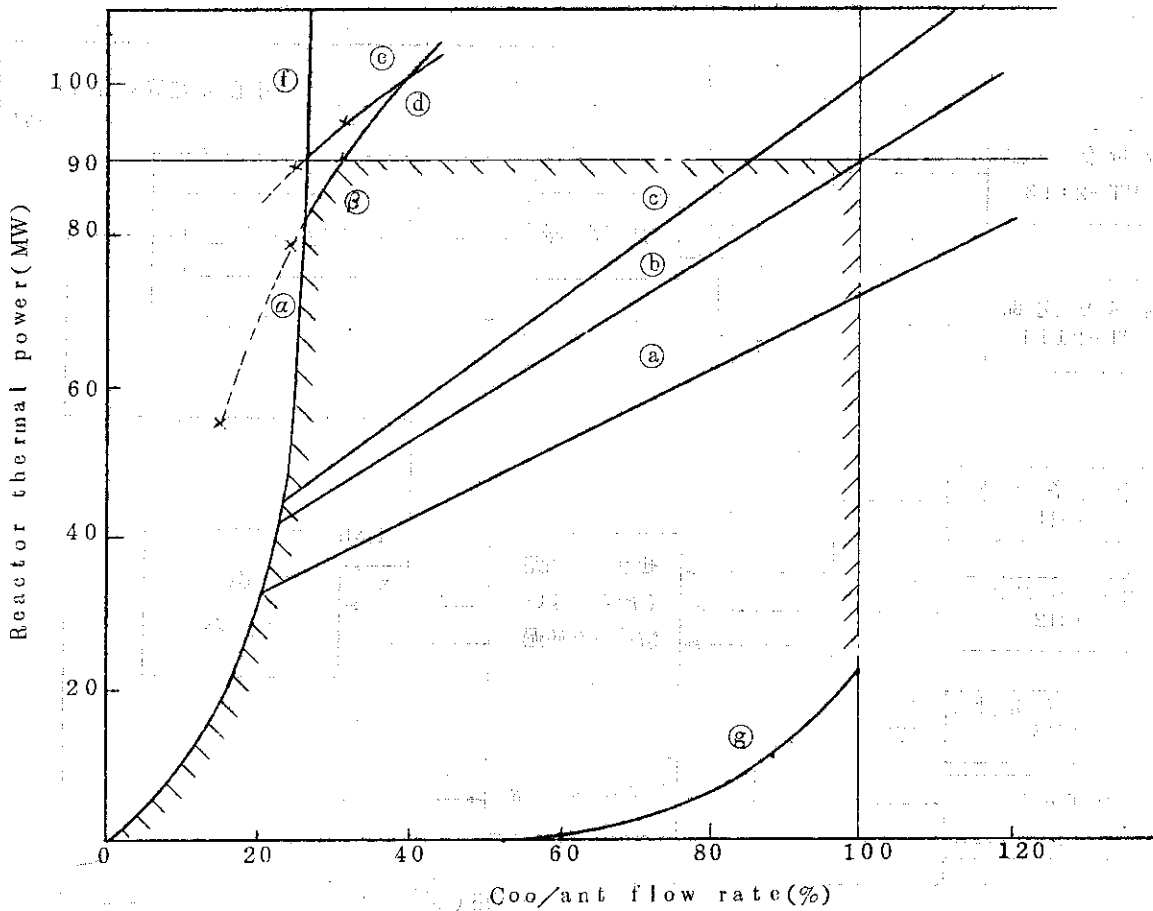
本装置は本来第 10.10 図でハッチングした範囲を全てカバーせねばならないが、実際の運転領域を考慮して第 10.10 図でハッチングをした範囲内に任意の設定曲線(制御棒引抜き禁止帯境界線)が設定出来るようにした。以下にその内容をもう少し詳細に説明する。

- (i) 流量の値に応じて、ある設定した関数の値を示すこと。但し関数は次の通り調整出来ること。

加算された流量を X とし、関数を F(X) とすれば

- (a) $100\% \geq X \geq 0\%$ の範囲で

$100\% \geq F(X) \geq \frac{5}{4}X - 25\%$ の任意の 1 つの関数が設定できる。第 10.10 図のハッチングをした範囲内に任意の曲線が設定できる。但し $\frac{dF(X)}{dX} = 0$ の点は 1 ケ以下で



Control rods Pattern

meaning of the flowing curves

- Ⓐ Normal flow control
- Ⓑ Rated power at rated flow
- Ⓒ 100 MW power at rated flow
- Ⓓ MCHFR=1.5 at 125% power
- Ⓔ Gross power peaking factor=2.18
- Ⓕ Natural circulation
- Ⓖ Pump cavitation limiting line

	D group	E group
	insertion length	insertion length
Ⓐ	150 cm	40 cm
Ⓑ	110 cm	40 cm
Ⓒ	100 cm	40 cm
Ⓓ	33 cm	33 cm
Ⓔ	38 cm	38 cm

第10.10図 許容運転領域

ある。

(b) $X \geq 100\%$ の範囲で $F(X) = 100\%$ である。

(ii) せり上げ回路を通過した中性子束計からの信号を第11, 12図に示す様な電流出力を出す変換増巾器を設ける。

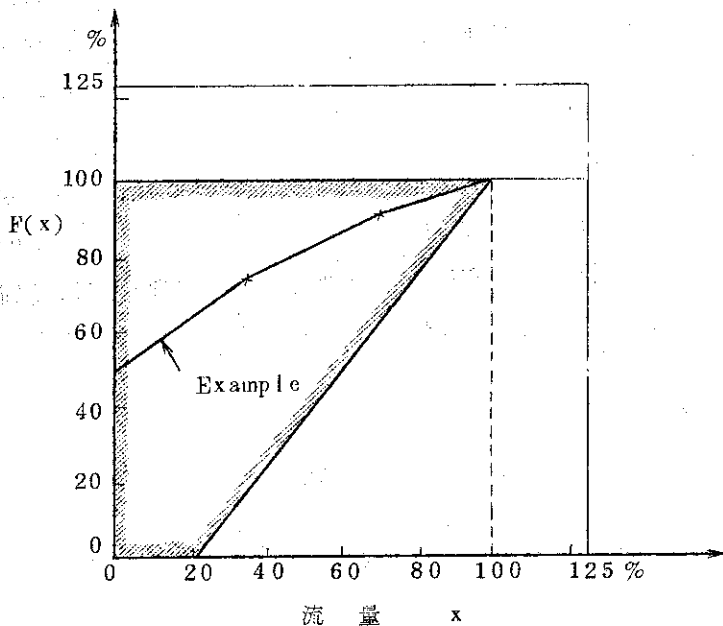
(a) 中性子束計からの信号を $x\%$ とすれば出力電流 $I(x)$ は

$I(x) = -a\sqrt{x} + b$ (mA) のこと。但し、 $4 \text{ mA.D.C.} \leq I(x) \leq 20 \text{ mA.D.C.}$ の

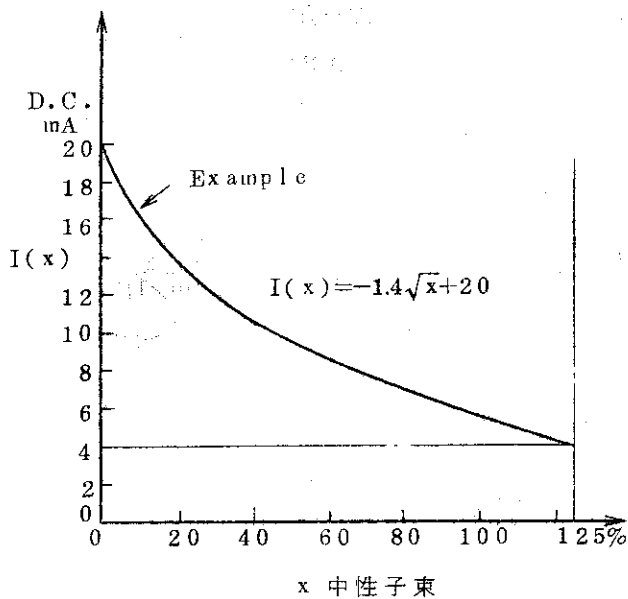
こと。 $25 \leq a \leq 0.5$, $14 \leq b \leq 24$ の範囲で任意に設定できる。

(iii) 中性子束計からの信号 x が $F(x)$ に対してある値になったとき、トリップ信号を発信し、継電器を動作させる。トリップ設定値 $A = x - F(x)$ の A は $0 \leq A \leq 125\%$ である。

(iv) 本装置の電源が喪失した時継電器はトリップ動作する。又継電器が作動してもトリップしない様にバイパススイッチを設ける。



第 10.11 図 $F(x)$ 設定範囲



第 10.12 図 変換増巾器出力特性

本装置の実際の設定曲線は第 1 0.7 図の“初期条件 100%出力、流量 100%にて”の曲線よりわずかに上方に設定の予定である。

11 放射線管理用計測装置

11.1 概要

JPDR-II構内外の放射線監視の方法は、既設JPDRと同一であり構内外の放射線レベルを常に監視し、原子炉施設従業員の作業環境及び事故の早期発見、さらにそれらの事態に敏速かつ確実に対処するに十分なものであり、従業員及び一般公衆の放射線障害を未然に防止するものである。放射線監視に用いられる設備及び機器としては、プロセス系モニター、健康管理用モニターなどの固定モニター及び手足衣服モニターなどの半固定モニター、各種サーベイメーターなどの携帯用モニターに大別される。固定モニターは原子炉の安全運転上、又従業員及び一般公衆に対する安全対策上特に連続監視及び記録を必要とする個所に設けられておりその監視係すなわち指示計、記録計、警報器は原則として中央制御室に設備されている。携帯用モニターは種々の用途に使用出来る融通性があるので十分余裕のある数量を準備してある。

11.2 エリアモニター

エリアモニターはGM管方式であつてJPDR-IIプラント内に設置され空間線量率を測定監視し、運転員あるいは作業員が許容限度以上の放射線被曝を受けることのないよう管理区域内の状況把握に供するものである。検出器の設置場所及び測定範囲等については第1.1.1表に示す。

計測値は中央制御室放射線監視盤(RMP-II)に設置された記録計に連続記録されるが設定値を超過した時は、中央制御室のCA08に警報表示を行なわせると同時に各モニターの警報表示器にても原因表示を行なわしめ適切な処置を施すことができるようにする。

エリアモニター系統図を第1.1.1図に示す。JPDR-IIプラント内全数のエリアモニターの設置場所、測定範囲等については本設計報告書の第分冊を参照すること。

第1.1.1表 エリアモニター一覧表

設置場所	検出器	計測範囲 (mr/H)	測定種目	警報 設定範囲 (mr/H)	警報 設定点	個数	備考
給水ポンプ室	GM室	$10^{-2} \sim 10^2$	空間γ線量率	$10^{-2} \sim 10^2$	可変	1	
ダンプコンデンサ室	〃	$10^{-1} \sim 10^3$	〃	$10^{-1} \sim 10^3$	〃	1	
復水脱塩器運転室	〃	$10^{-2} \sim 10^2$	〃	$10^{-2} \sim 10^2$	〃	1	
ダンプ系廃ガス室	〃	$1 \sim 10^4$	〃	$1 \sim 10^4$	〃	1	
コールド研究室	〃	$10^{-2} \sim 10^2$	〃	$10^{-2} \sim 10^2$	〃	1	
強制循環ポンプ室	〃	$1 \sim 10^4$	〃	$1 \sim 10^4$	〃	1	

(註) 検出器出口でパルスを積分し、直流電流で伝送し、電流値に比例した指示をさせる。

11.3 プロセスモニター

プロセスモニターはダンプコンデンサ系の流体の放射能の強さを常時監視し異常の有無を監

視していると同時に流体内の核分裂生成物を検出して燃料破損の検出にも供するものである。第1.1.2表に記載したものが設置される。プロセス水モニター及びガスモニター系統図を第11.1図に示す。

第1.1.2表 プロセスモニター一覧表

名 称	検出器	計測範囲	測定種目	警報設定 範 囲	警 報 設定点	個数	備 考
ダンプ系復水脱 塩器出口モニター	NaI シンチレ ーション カウンタ ー	0~10 ⁷ c.p.m.	水中の放 射性物質 濃度 (γ 線)	0~10 ⁷ c.p.m.	可 変	1	
原子炉浄化脱塩 器入口モニター	"	"	"	"	"	1	計測装置共用で入 口側と出口側はサ ンプル水の切替で、 夫々測定出来る。
原子炉浄化脱塩 器出口モニター	"	"	"	"	"	1	
循環水放出口モ ニター	"	"	"	"	"	1	循環水放出口サン プリングポンプに よりサンプル水を くみ上げる。
ダンプ系廃ガス 復水器出口ガス モニター	"	1~10 ⁵	廃ガス中 の放射性 物質濃度 (γ 線)	1~10 ⁵ I	"	1	

1.1.3.1 原子炉浄化脱塩器入口モニター（原子炉浄化脱塩器出口モニター）

シンチレーションカウンターを用いた連続水モニターで炉水中の放射能の強さを常時監視し、原子炉内の異常の有無を監視するもので、既設原子炉浄化脱塩器出口モニターを流用する。既設モニター入口側に配管を追加し弁の切り換えにより脱塩器入口側又は出口側を監視する。これらはシンチレーション検出器によつて連続的に測定を行いその計測値は中央制御室CA11Bの放射線監視盤（既設）に指示し、同時に記録計（既設）に連続記録される。又警報表示、原因表示も行なわれる。

1.1.3.2 復水脱塩器出口モニター

主蒸気復水中の放射能の強さを連続監視し、異常の検出を行うものである。これらはシンチレーション検出器により連続的に測定を行い、その計測値は中央制御室放射線監視盤（RMP-II）に指示し、同時に記録計（既設）に連続記録される。又警報表示、原因表示も行なわれる。

1.1.3.3 循環水放出口水モニター

JPDR-IIプラントでは海洋放出可能な液体廃棄物はタップコンデンサ用シールウエルに放

出し、多量の循環水で稀釈した後海洋に放出する。シールウエルで循環水により稀釈された液体廃棄物の放射性物質濃度を測定する。

シールウエルの改造に伴い、既設の放出口水モニターを改造する。

ダンプコンデンサ用循環水放出口の水をサンプリングポンプで吸い上げ、サンプラーを経た後、ダンプコンデンサ用シールウエルの下流に流す。

モニターの測定値は中央制御室 CA11B に指示記録され、原因表示される。更に CA08 に警報表示される。

1.1.3.4 プロセスガスモニター

ダンプコンデンサから空気抽出器を経て気体廃棄物系統を通つてスタックに放出される非凝縮性ガスの放射能レベルを連続測定監視するものであり、その計測値は中央制御放射線監視盤 (RMP-II) に指示し、同時に記録計に連続記録される。又警報表示、原因表示も行なわれる。

11.4 高線量下のモニターの指示特性

モニターの検出器にはシンチレーション検出器、電離箱、GM管が使用される。いずれの検出器も γ 線が入射することによつてパルス状の電気信号を出す。入射する γ 線の数に比例したパルスの数が発信される。パルスの数に比例した指示をさせれば、その検出器の設置場所の線量率が判る。

検出器から出たパルス信号の処理方法は大きく分けて2種類ある。

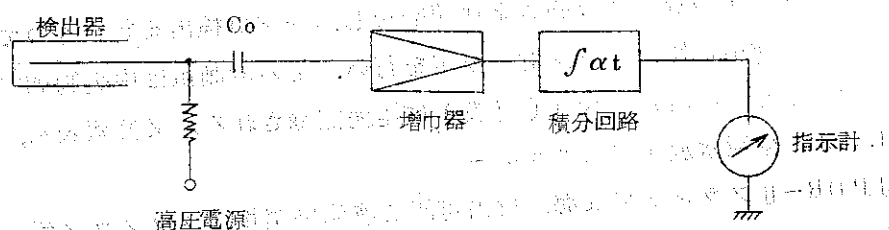
(1) パルスをそのまま伝送し、パルス数に比例した指示をさせる。

(2) パルスを検出器出口で積分し、直流電流として伝送し、電流値に比例した指示をさせる。

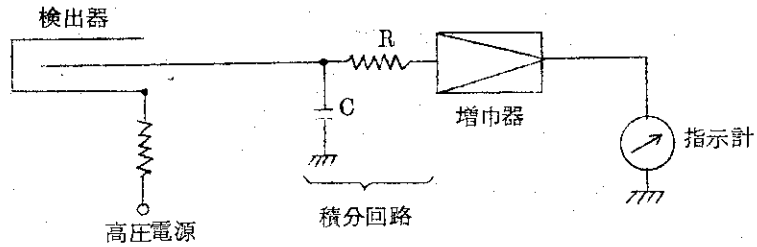
電離箱は従来(2)の方法が採用されている。シンチレーション検出器、GM管は(1)または(2)がその目的に応じて採用されている。高線量下にシンチレーション検出器またはGM管を置いた場合、前者は連続発光、後者は連続放電が起る。こうした場合検出器からの出力はパルスが連続し、一種の直流電流の様になつてしまふ。従つて(1)の計測方式の場合には、高線量下ではパルス信号が得られないので、見かけ上計測器の指示は零になつてしまふ(窒息現象)。(2)の計測方式の場合には、直流電流の積分となり計測器の指示はスケールオーバーしたままの状態になる。

JPDR-II のGM管式エアモニターは、(1)と(2)の計測方式を併用して居るので、高線量下でも窒息現象は現われなくて、計測器の指示はスケールオーバーしたままである。即ち、GM管を使用したエアモニターの通常の使用範囲では(1)の計測方式(パルス計測方式)の信号が優先し、使用範囲を越えた高線量下では(2)の計測方式(検出器出口で積分した直流電流方式)の信号が優先するようにしてある。

(1) パルス伝送方式



(2) 直流電流方式



11.5 GM管式エリアモニターの指示特性

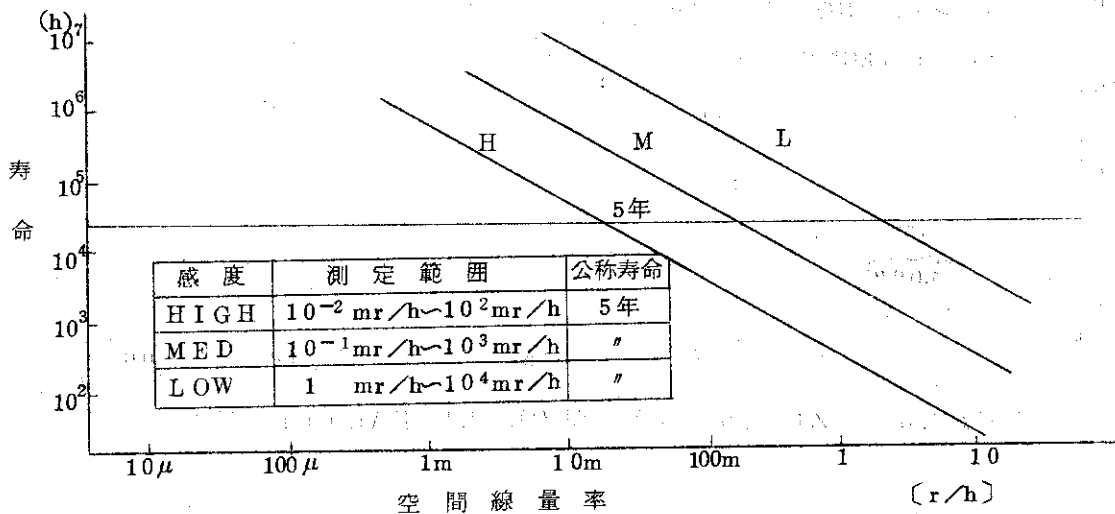
前節で述べたように検出器の性能上では電離箱，GM管，シンチレーション計数管のうちいづれを使用してもさしつかえないが，JPDR-IIプラントの新設エリアモニターとしては，下記の理由によりGM管を使用する。

- (1) 10^{-2} mr/hの範囲から測定する検出器としては非常に小型である。従つて設置場所にか
なりの自由度がある。
- (2) 測定器の利得が小さくてすむ。従つて安定に，信頼度高く動作する。
- (3) 測定範囲が広くとれる。
- (4) 保守が容易でかつ敏速にできる。安価である。

しかしGM管には寿命があるのが少々欠点となる。検出器の仕様を第1.1.3表に示す様に寿命は約 10^{10} countsなので，設置場所の空間線量率にもよるが検出器寿命は約5年である。
(第1.1.1図参照)

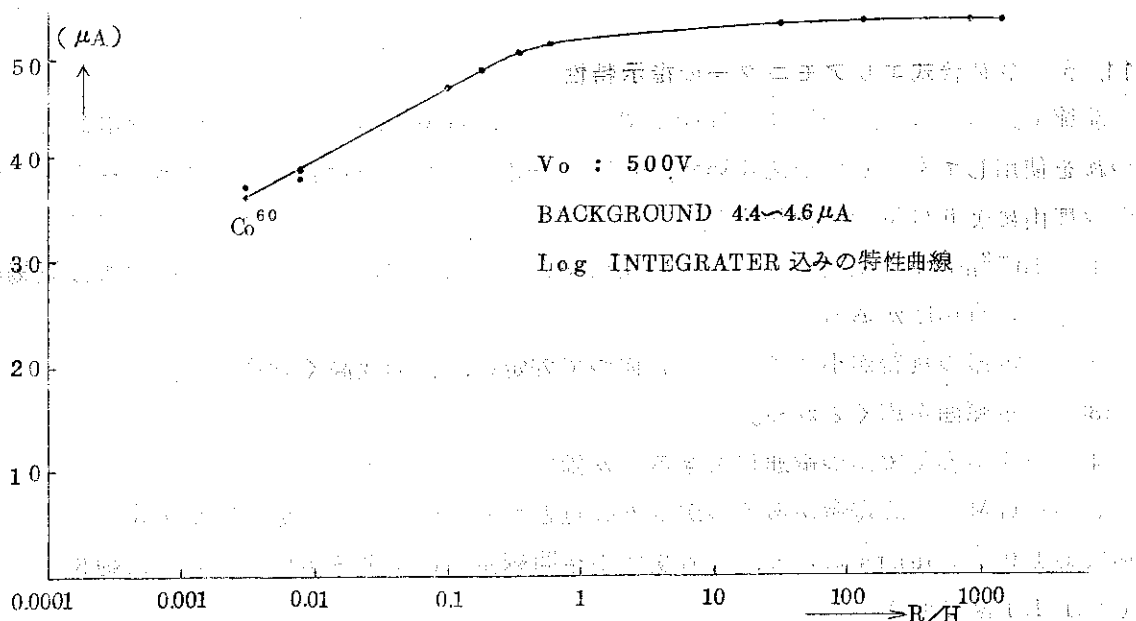
第1.1.3表 JPDR-II用GM管仕様

JPDR-IIの測定範囲	$10^{-2} \sim 10^2$ mr/h	$10^{-1} \sim 10^3$ mr/h	$1 \sim 10^4$ mr/h
型名	18503(フィリップス)	18509(フィリップス)	18529(フィリップス)
分解時間	90 μ s	15 μ s	11 μ s
寿命	5×10^{10} カウント	5×10^{10} カウント	10^{10} カウント

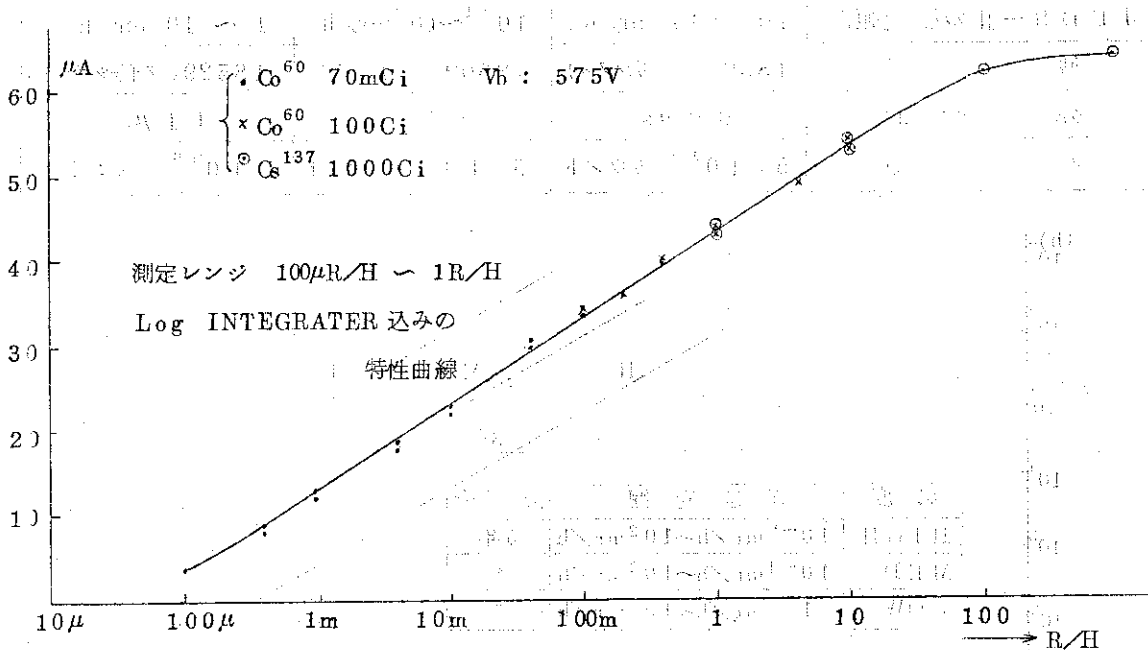


第1.1.1図 JPDR-II用GM管の寿命

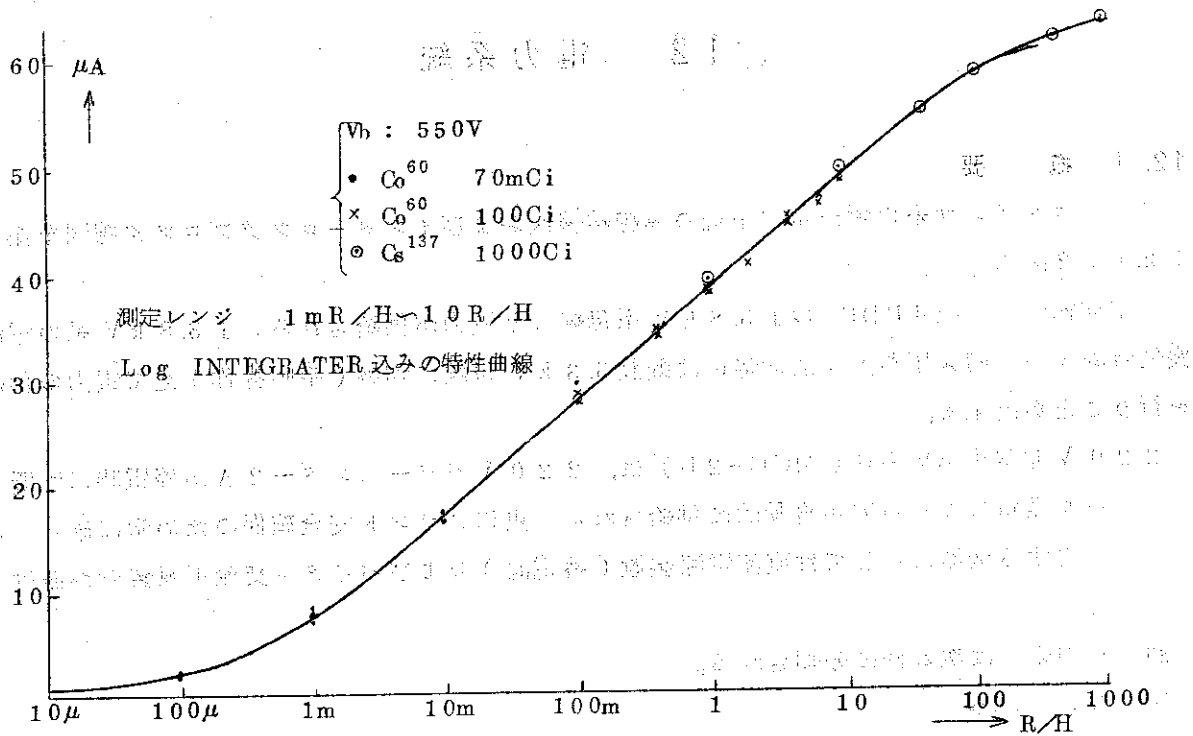
次に前節で述べた高線量率時のGM管の指示特性について実際に使用するGM管で工場試験をした結果を第1.1.2, 3, 4図に示す。試験範囲としては最高 10^3 r/h までであるが、最悪の運転状態で次の仮定の下に計算した事故時の空間線量率が約 10^4 r/h であるから、GM管は充分使用出来、高線量下で指示値が下つて使用出来なくなることはない。仮定とは、JPD R-11 が90 MW で運転中、燃料要素が10本破損し、全量がFPとして蒸気中に混入し、ダンプコンデンサ室に充満したとし、均一分布をしたこととした壁面での線量率である。



第1.1.2図 18504 GM TUBE LINEARITY CURVE



第1.1.3図 ZP110.0 GM TUBE LINEARITY CURVE



第 1.1.4 図 18529 GM TUBE LINEARITY CURVE

11.6 プロセスサンプリングポイント

JPDR-IIプラント各部の放射能の強さを適時測定する為の試料を抽出するサンプリングポイントを下記に示す個所に設置する。

- (1) ダンプ系主蒸気配管
- (2) ダンプ系給水加熱器出口
- (3) ダンプ系閉回路冷却水系戻り母管
- (4) ダンプ系廃ガス圧縮機 2 A 及び 2 B 冷却水出口
- (5) ダンプ系廃ガス復水器出口

12 電力系統

12.1 概要

ダンブコンデンサ系の新設電力系統の単線結線図およびインターロックブロック線図を第12.1, 2図に示す。

通常運転時は既設JPDRの13.8kV系母線より電力が供給される。13.8kV系の電源喪失時および所内変圧器 $\#4$ 故障時には既設3.3kV母線に切替(手動操作)えて電力の供給を行うことが出来る。

220V非常用母線系統(MCC-2B)は、220Vパワーセンター2Aが停電時には既設ディーゼル発電機より電力が自動的に供給される。更にプラント安全確保のため常に確実な電源を必要とする機器に対しては直流電源装置(蓄電池)およびバイタル交流電源装置が設けられている。

新設電力系統は次の様に分類される。

- (1) 3.3kV系統
- (2) 220V系統
- (3) 210V, 105V系統(单相3線式)
- (4) 100V系統(常用電源)
- (5) 100V系統(バイタル電源)
- (6) 125V系統(直流電源)

12.2 3.3kV系統

3.3kV系統は新設所内変圧器 $\#4$ (3000kVA, 3相50Hz, 13.8kV/3.3kV)を通して給電され、ダンブコンデンサ系3.3kV負荷および新設所内変圧器 $\#5$ へ給電している。13.8kV系母線の電源喪失時および所内変圧器 $\#4$ 故障時には既設3.3kV系母線1Bから受電することが出来る。両系統母線の切替えは無停電切替の為両系統母線は瞬時並列運転となる。

12.3 220V系統

220V系統は新設所内変圧器 $\#5$ (1250kVA, 3相, 50Hz, 3.3kV/220V)により、220Vパワーセンター2Aに給電され、このパワーセンター2Aよりダンブコンデンサ系220Vモーターコントロールセンターへ給電される。モーターコントロールセンターはMCC-2A, 2B, 2C, 2D, 2Eから構成されている。220Vパワーセンター2Aは既設220Vパワーセンター1Bと連絡用母線を有し、必要に応じて220Vパワーセンター1Bから受電することが出来る。220Vパワーセンター2Aが、3.3kV2Aからかパワーセンター1Bからかの切替えは停電切替のため両系統母線は並列運転することのない様なインターロックを有している。

(1) 220V MCC-2A

モーターコントロールセンター2Aはパワーセンター2Aより受電し、ダンプコンデンサ系負荷中主としてポンプ用電動機および弁駆動用電動機等に給電する。これはキュービクル形水平引出8段積(両面形)5面より成る。

(2) 220V MCC-2B

モーターコントロールセンター2Bは通常パワーセンター2Aより受電しているが、パワーセンター2A母線が停電した場合は、既設の220V緊急用ブス1E-1より220VMCC-2Eを経て自動的に受電する。

この220V MCC-2Bはダンプコンデンサ系負荷中停電により停止するとプラントの安全上支障をきたす機器等に給電する。これはキュービクル形水平引出8段積(両面形)1面で構成されている。

(3) 220V MCC-2C

モーターコントロールセンター2Cは、既設パワーセンター1Bより受電し、強制循環系補機および計器用空気圧縮機等に給電する。この220V MCC-2Cはキュービクル形水平引出8段積(両面形)2面より構成されている。

(4) 220V MCC-2D

モーターコントロールセンター2Dは既設パワーセンター1Aより受電し、新設廃棄物処理系補機等に給電する。MCC-2Dはキュービクル形水平引出8段積(片面形)2面より構成されている。

12.4 210V, 105V系統(単相3線式)

この系統はダンプコンデンサ系の照明および小型単相電動機に給電するもので下記給電盤より構成されている。

(1) 給電盤No.1

給電盤No.1はパワーセンター2Aより受電し、盤内には乾式変圧器(100kVA, 220/105, 210, 単相3線式)が置かれて居り、各分電盤(LP-B, LP-1~4)へ給電する。

(2) 給電盤No.2

給電盤No.2はMCC-2Bより受電し、盤内には乾式変圧器(15kVA, 220/105, 210, 単相3線式)が置かれて居り、各分電盤(LP-B, LP-1~4)へ給電する。従つて各分電盤には非常用照明電源が非常用ディーゼル発電機により確保されている。また1部の分電盤(LP-B, LP-1, 2)には、非常用照明電源が確立する(所内全停時ディーゼル発電機電圧が確立する)までの間自動的に直流電源より非常用照明電力が供給される。

12.5 バイタル交流電源

バイタル交流電源系統はプラントの安全確保のために必要な制御、計装機器等へ給電するものである。常時はMCC-2Bよりバイタル用変圧器(乾式, 15kVA, 220/115, 105)を介してバイタル母線に給電しているが、所内交流電源喪失時には、自動的にサイリスタインバーターが動作し、所内直流電源よりバイタル母線へ給電する。また手動でサイリスタイン

ンバーターを常時運転することも出来る様になつている。

12.6 125V直流系統

125V直流系統は充電装置(SCR式3相全波, 30kW)と蓄電池(500AH, 60セル, 10時間率)より構成されていて, 制御計測用負荷(しゃ断器操作, 継電器, 信号灯等), 動力用負荷(弁駆動等)および非常灯等に給電している。充電装置は常時バッテリーを浮動充電しているが, 必要に応じ均等充電, 補充電(所内電源回復時自動)が出来る。

均等充電および補充電時に, 電圧上昇による悪影響をおよぼさない様に, 負荷電圧補償装置(ドロツパー)を設けて系統電圧の上昇を抑制している。

12.7 電力設備保護系統

電力設備保護装置の主なものとして次のものがある。

(1) 所内変圧器 $\#4$, $\#5$

比率差動継電器および過電流継電器により内部故障および短絡, 過負荷時の保護をする。油圧高または高温度時には, 避圧弁または油温度計の警報接点により警報表示する。

(2) 3.3kV補機

過電流継電器により過負荷および短絡時の保護をする。また撰択接地継電器により接地時の保護をする。

(3) 220V補機

気中遮断器の過電流引外し装置(O, T, C), 熱動継電器, ノーヒューズブレーカーにより短絡時または過負荷時の保護をする。

12.8 非常時母線切替

通常は13.8kV母線から所内変圧器 $\#4$ を通して3.3kV母線2Aに給電される。3.3kV母線から所内変圧器 $\#5$ を通して, 220Vパワーセンター2Aに電力を供給する。13.8kV母線が充電されないときは既設JPDR3.3kV母線1Bより3.3kV母線2Aに電力を供給する。原研東海変電所からの送電線3.3kVおよび13.8kV回線の停電時には既設非常用ディーゼル発電機が既設JPDR内の機器に電力を供給すると同時に220Vコントロールセンター2Bに電力を供給して通常停止および事故停止に必要な電力を供給する。所内変圧器 $\#5$ の故障時には, 既設JPDR220Vパワーセンター1Bより連絡母線を通して220Vパワーセンター2Bに電力が供給されるようになつている。

(1) ディーゼル発電機への切替

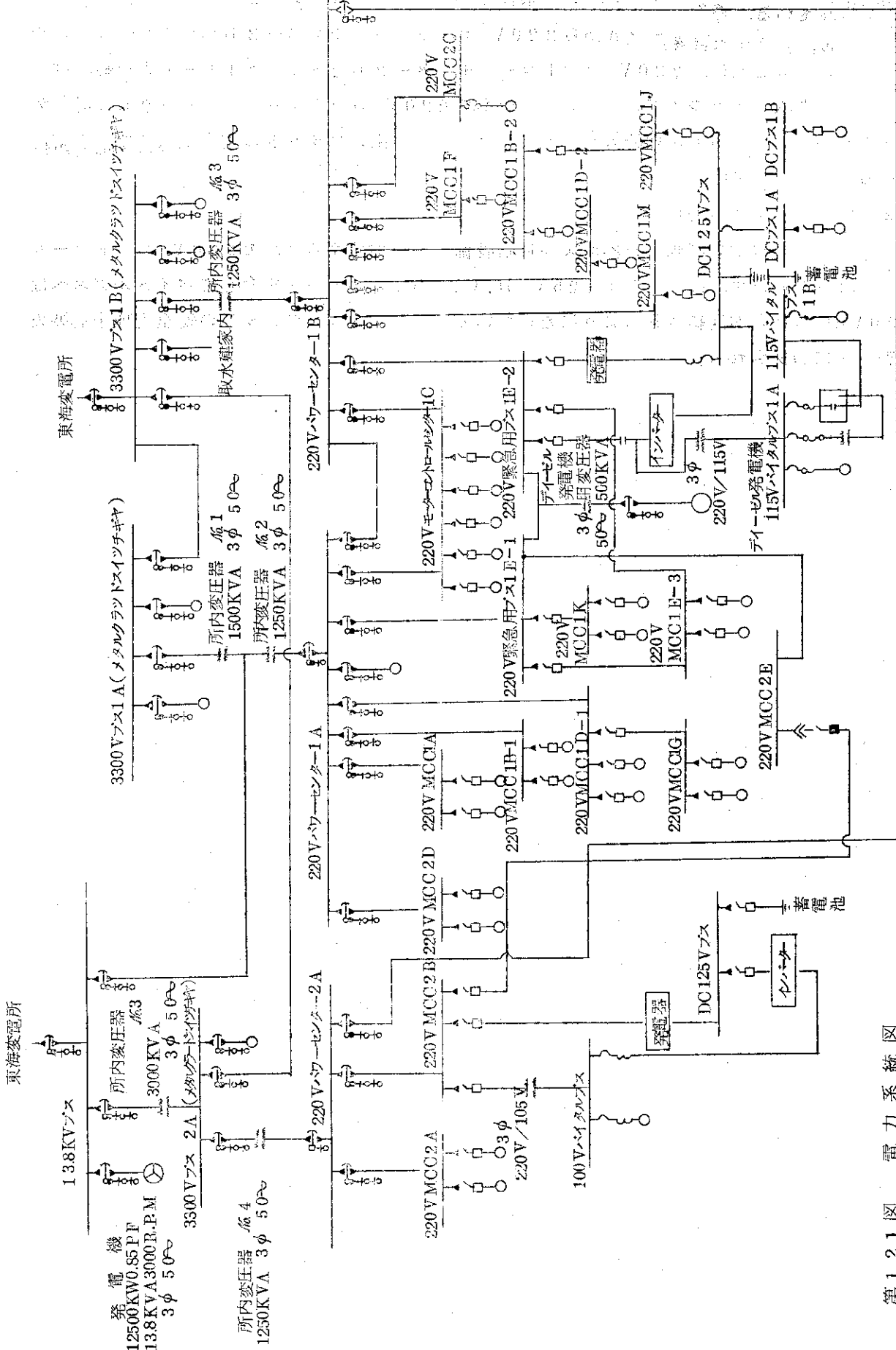
13.8kV, 3.3kV2回線とも停電した場合, 既設非常用ディーゼル発電機が自動起動し, 発電機の電圧および周波数が定格値になると, ディーゼル発電機の遮断器が自動投入されて220V緊急バス1E-1, 2が充電されプラントの安全上必要な機器は自動起動する。2回線停電即ち, 220Vパワーセンター1A, 1Bが停電すると1A, 1Bからの緊急バスへの遮断器は“断”になる。一旦断になると, 1A, 1Bが充電されても“入”にならない。

ダンプコンデンサ系の220Vコントロールセンタ2Bは220V 1E-1と遮断器を介し

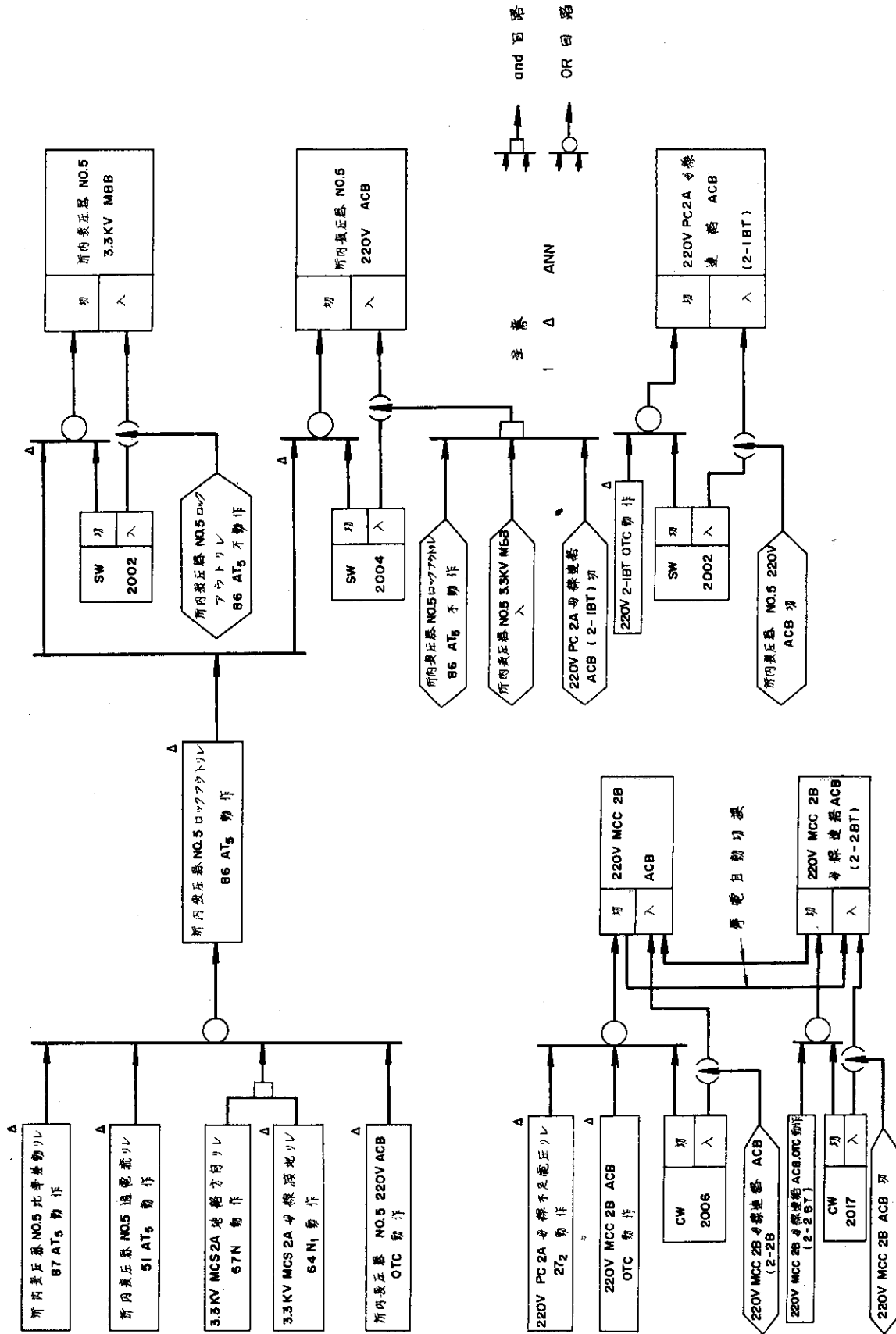
て接続されている。今ダンプコンデンサ系の220V パワーセンター2Aが停電（低電圧を含む）すると、パワーセンター2Aから220V コントロールセンター2Bへ行く回路の遮断器が“断”になると共に、220V コントロールセンター2Bと緊急バス1E-1とを結ぶ回路の遮断器が“入”になつてダンプコンデンサ系の220V コントロールセンター2Bは既設ディーゼル発電機から電力が供給され、ダンプコンデンサ系のプラントの安全上必要な電力が得られるようになつている。

(2) バイタルブスの切替

バイタルバスは制御計測用機器および通信設備電力を供給するバスで220V コントロールセンター2Bが停電すれば、直ちに125V D.C.系からインバータを介してバイタルバスへは100VACの電力が供給されるようになつているのでダンプコンデンサ系の安全管理上必要な情報が常に確保される。



第12.1図 電力系統図



第12.2-2図 3.3kV&220V系インタンターブロックブロック図

13 耐震設計

本節にはプラント内の機器、配管等の耐震設計の基本方針について記載する。機器、配管等の個々の耐震設計の詳細な内容については設計資料No.2,2,2,3,3,4を参照して欲しい。

13.1 設備の重要度による分類

発電所のすべての建物および構築物（以下建物等と称す）、機器・配管およびそれらの支持機構（以下機器等と称す）を発電所の安全性の重要度に応じて以下に示す基準に従い、次の様にAs, A, BおよびCクラスの4クラスに分類し、それぞれの重要度に応じて耐震設計を行なう。

As クラス：原子炉格納容器および安全停止装置の如く、安全対策上、特に緊要なもの
但し、J P D R改造工事では、As クラスに属するものはない。

A クラス：機能停止により核的事故に至るもの、および核的事故発生の場合公衆を核的災害から保護する為に必要なもの。

B クラス：As およびAクラスとして分類されるもの以外で、高放射能に関連するもの。

C クラス：As, A, およびBクラス以外のもの。

J P D R-IIプラント機器、配管のクラス別分類表を第13.1表に示す。

第13.1表 機器、配管の耐震等級表

システム名	A	B	C
原子炉冷却系統設備			
(1)強制循環系統	(1)強制循環ポンプ (2)強制循環系配管		
(2)原子炉冷却材浄化系統	(1)主要配管		
(3)原子炉停止時冷却系	(1)主要配管		
(4)主蒸気系統		(1)主蒸気管 (2)主蒸気系の主要配管	
(5)原子炉給水および復水系		(1)ダンプコンデンサ (2)ダンプ系復水ポンプ (3)原子炉給水ポンプ (4)給水加熱器 (5)機械式真空ポンプ (6)空気抽出器 (7)主復水管 (8)主給水管	

13 耐震設計

本節にはプラント内の機器、配管等の耐震設計の基本方針について記載する。機器、配管等の個々の耐震設計の詳細な内容については 設計資料 2 2, 2 3, 3 4 を参照して欲しい。

1 3.1 設備の重要度による分類

発電所のすべての建物および構築物（以下建物等と称す）、機器・配管およびそれらの支持機構（以下機器等と称す）を発電所の安全性の重要度に応じて以下に示す基準に従い、次の様に As, A, B および C クラスの 4 クラスに分類し、それぞれの重要度に応じて耐震設計を行なう。

As クラス：原子炉格納容器および安全停止装置の如く、安全対策上、特に緊要なもの

但し、JPDR 改造工事では、As クラスに属するものはない。

A クラス：機能停止により核的事故に至るもの、および核的事故発生の場合公衆を核的災害から保護する為に必要なもの。

B クラス：As および A クラスとして分類されるもの以外で、高放射能に関連するもの。

C クラス：As, A, および B クラス以外のもの。

JPDR-II プラント機器、配管のクラス別分類表を第 1 3.1 表に示す。

第 1 3.1 表 機器、配管の耐震等級表

系統名	A	B	C
原子炉冷却系統設備			
(1) 強制循環系統	(1) 強制循環ポンプ (2) 強制循環系配管		
(2) 原子炉冷却材浄化系統	(1) 主要配管		
(3) 原子炉停止時冷却系	(1) 主要配管		
(4) 主蒸気系統		(1) 主蒸気管 (2) 主蒸気系の主要配管	
(5) 原子炉給水および復水系		(1) ダンプコンデンサ (2) ダンプ系復水ポンプ (3) 原子炉給水ポンプ (4) 給水加熱器 (5) 機械式真空ポンプ (6) 空気抽出器 (7) 主復水管 (8) 主給水管	

系統名	クラス	A	B	C
(6)復水貯蔵系 (7)原子炉補機冷却系 (8)復水脱塩装置			(1)復水輸送ポンプ (2)主要配管 (1)閉回路冷却水系主要配管 (1)復水脱塩器 (2)陽イオン樹脂再生塔 (3)陰イオン樹脂再生塔 (4)樹脂貯槽 (5)復水脱塩器循環ポンプ (6)樹脂補給槽 (7)空気圧縮機 (8)空気槽 (9)主要配管	
計測制御系統設備 (1)制御設備 (2)計器用空気圧縮設備				(1)原子炉強制循環ポンプ可変周波数電源装置(MFG) (2)主蒸気流量制御装置 (1)空気圧縮機 (2)ドライヤー (3)空気槽
燃料設備 (1)燃料貯蔵設備				(1)炉内構造物用架台
放射線管理設備 (1)換気設備		(1)非常用換気系排風機 (2)非常用換気系フィルター・チャンバー		(1)中性子計測器案内管用送風機 (2)ダンプ建屋換気系送風機 (3)ダンプ建屋換気系排風機 (4)ダンプ建屋換気系空気炉過器

系統名	クラス	A	B	C
廃棄設備 (1)気体廃棄物処理 設備 (2)液体廃棄物処理 設備			(1)廃ガスジユットポンプ (2)廃ガス予熱器 (3)再結合器 (4)廃ガス復水器 (5)気水分離器(廃ガス 圧縮機前) (6)気水分離器(廃ガス 圧縮機後) (7)廃ガス圧縮機 (8)主要配管 (1)廃水汙過器 (2)汙過物分離タンク (3)汙過物貯蔵タンク (4)サージタンク (5)ブリコートタンク (6)ボデイフイードタンク (7)ブリコートタンクポンプ (8)ボデイフイードタンク ポンプ (9)汙過物貯蔵タンクポ ンプ (10)サージタンクポンプ (11)クリーンドレンサンプボ ンプ (12)ダーテイドレンサンプボ ンプ (13)実験室ドレンサンプ ポンプ (14)パイプトンネルドレンサ ンプポンプ (15)主要配管	
附帯設備 (1)直流電源装置		(1)蓄電池架台 (2)インバーター架台		

1.3.2 設計震度等

1.3.2.1 Aクラスの機器、配管

(1) 固有周期が0.05秒未満のもの

(イ) 設計水平震度

設計水平震度は静的水平震度0.6gとする。

$3.0 \times 0.8 \times C_0 \times 1.2 = 0.570$ 余裕をみて0.6とする。但し C_0 は建築基準法に定める水平震度とする。

(ロ) 設計鉛直震度

設計鉛直震度は静的鉛直震度とし、水平震度の1/2、即ち0.30gとし、高さ方向に一定とする。

(ハ) 作用方向

設計水平震度による荷重と設計鉛直震度による荷重とは同時に不利な方向に組合せる。

(2) 固有周期が0.05秒以上のもの

(イ) 設計水平震度

設計水平震度は機器等の動的水平震度と機器等の静的水平震度のいずれか大きい方の値とする。

機器等の動的震度

Aクラスの機器、配管の動的水平震度は構築物基盤(E.L. -7.400)における最大加速度が180ガルの地震波による据付位置(強制循環系配管の重心位置)の床に対する一質点加速度応答スペクトルに工学的判断を加えて作成した設計用のフロレスポンス曲線を用い、機器、配管の固有周期に応じて求められた値とする。(第1.3.1図に設計用フロレスポンス曲線を示す)

なお動的解析に用いる地震波はEl Centro(1940年N-S)Traft(1952年E-W)および茨城県東海村J.P.D.R.の地震(1964年~1965年N-SおよびE-W)である。

(ロ) 設計鉛直震度

設計鉛直震度は静的鉛直震度で0.30gとし、高さ方向に一定とする。

(ハ) 作用方向

設計水平震度による荷重と設計鉛直震度による荷重とは同時に不利な方向に組合わせる。

1.3.2.2 Bクラスの機器、配管

(イ) 設計水平震度

設計水平震度は静的水平震度で0.3とする。

$1.5 \times 0.8 \times C_0 \times 1.2 = 0.285$ 余裕をみて0.3とする。但し C_0 は建築基準法に定める水平震度とする。

なお支持構築物と共振するおそれのあるものについては動的に検討を行なう。

(ロ) 設計鉛直震度

設計鉛直震度は静的鉛直震度で水平震度の1/2、即ち0.15とし高さ方向に一定とする。

(ハ) 作用方向

設計水平震度による荷重と設計鉛直震度による荷重とは、同時に不利な方向に組合せ

る。

1 3.2.3 Cクラスの機器，配管

(1) 設計水平震度

設計水平震度は0.2とする。

[$0.8 \times C_o \times 1.2 = 0.196$ 余裕をみて0.2とする。但し C_o は建築基準法に定める水平震度]
とする。

(2) 設計鉛直震度

設計鉛直震度は水平震度の1/2，即ち0.1とし高さ方向に一定とする。

(3) 作用方向

設計水平震度による荷重と設計鉛直震度による荷重とは，同時に不利な方向に組合せる。

1 3.3 許容応力

許容応力は第1 3.2表に従うものとする。

但し単純せん断をうける部分についての許容せん断応力は容器および管については $0.6 \times$ 許容引張応力とする。構造物については鋼構造設計規準案 (A1J 基準) に従うものとする。

第1 3.2表 許容応力および許容応力強さ

荷重条件	応力種別	許容応力および許容応力強さ
通常時荷重	一次応力	$0.9 S_y$
	一次応力強さ	$1.5 S_m$
+ 地震荷重	一次+二次応力	$3 S$
	一次+二次応力強さ	$3 S_m$

(1) 許容引張応力 S は通産省告示第2 7 2号別表1の値を用いるが，別表1に載っていない材料についてはAISC, A1J(新), JIS, ASME, Sec. VIII等の値を用いる。

(2) 降伏点 S_y はJIS, AISC, A1J(新), ASME, Sec. VIII等のいずれかの値を用いる。又，ASME, Sec. VIIIから逆算する。

(3) S, S_y の値は設計する機器等の最高使用温度(設計温度)に相当するものを用いる。

(4) 許容応力強さ S_m

通産省告示第2 7 2号，別表4に示される許容応力またはASME, Sec. VIIIに示される許容応力を用いる。

(5) 第1 3.3表にA1J新(鋼構造設計基準案)によるSS.4.1の許容応力を例示する。但し表中の数値は $S_y = 23 \text{ kg/mm}^2$ に対するものであり，実際の計算はJIS G3101表3に示す値を用いるものとする。

第 1 3.3 表 SS 4 1 構造用材の 0.9 相当値 (kg/mm^2)

A I J 方式	
引張り	$0.9 S_y = 20.7$ 注 1
せん断	$0.9 S_y \times \frac{F}{1.5\sqrt{3}} / \frac{F}{1.5}$ $0.9 S_y / \sqrt{3} = 11.9$ 注 2
圧縮，曲げについても同様に求める。	

SS 4 1 中ボルトの 0.9 S_y 相当値 (kg/mm^2)

A I J 方式	
引張り	$0.9 S_y \times 12 / \frac{F}{1.5} = 15.5$ 注 3 ($F=24$)
せん断	$0.9 S_y \times 12 / \frac{F}{1.5} \times \frac{9}{12} = 11.6$ 注 4 ($F=24$)

注 1. A I J では，鋼材の降伏点 S_y と引張強さ S_u の 70%，すなわち $0.7 S_u$ のいずれか小さいものを許容応力度を決定する場合の基準値 (F) として決め，許容引張り応力度 f_t を $F/1.5$ としており，地震時には f_t の 50% 割増しを認めているので地震時の許容引張り応力度は S_y ，または $0.7 S_u$ のいずれか，小さい値とする。

しかし，原子力発電所の耐震設計では，材料の降伏点応力の 90% を地震時許容引張り応力とする。

注 2. A I J (新) の 5.2 から $f_t = F/1.5$ ， $f_s = F/1.5\sqrt{3}$ である。従つて f_s/f_t を $0.9 S_y$ に乗じて $0.9 S_y$ に相当する許容せん断応力度を定める。

但し， f_s は A I J (新) の許容せん断応力度を示す。

注 3. $0.9 S_y$ をボルト材を適用する場合には，構造用材の $f_t = F/1.5$ からボルト材の $f_t = 12$ に変つている割合で， $0.9 S_y$ に相当する許容応力

値を定めるべきであり、従つて $0.9 S_y \times 1.2 / F / 1.5$ となる。

注4. 注3の考え方に、更にボルト材の f_t と f_s の比を乗じて求めた値である。

1.3.4 機器の耐震性に関する計算

Aクラスの機器については、固有周期を求め、それによつて設計震度を算出し、それぞれ応力解析を行なう。

Bクラスの機器については、静的震度を設計震度として、基礎ボルト、支持脚等について応力解析を行なう。

Cクラスの機器については、特に応力解析を行なわない。

1.3.5 配管の耐震性に関する計算

1.3.5.1 配管に対する耐震支持の方針

配管の設計、計画に際しては、ルートの決定およびサポートの決定が重要な問題であるが、熱膨張による応力および地震による応力を許し得る値より小さくするためには、まずこれらを考慮してルートを決定し、しかるのちにサポートの詳細設計で補うという方法をとる。

一般に熱応力を小さくするためには、配管系が柔であることが必要であり、一方地震力（変位）を小さくするためには剛であることが望ましいため、高温の配管（使用温度 149°C を越えるもの）に対しては、両者が調和するようサポートを設ける。

低温の配管（使用温度 149°C 以下のもの）については、比較的熱応力の問題が少ないため、サポートの決定に際しては、近傍を通る他の配管との関連などを併せ考える事が合理的であり、この目的のために建屋の床、壁等に配管サポート設置のために、あらかじめ一定間隔毎にアンカープレートを設置しておく方法をとる。

1.3.5.2 Aクラス配管の支持

(1) 高温配管

高温配管については、熱膨張を拘束することによつて過大応力の生ずることのないようサポートを設計し、これに基づいてまず、熱応力の計算を行ない、さらに地震による振動解析を行なつて地震応力を計算しサポートの修正、変更を行なう。これらの熱応力、地震応力を調和させて最適のサポートを決定する。

高温配管であつても、2B以下の小径管の場合には、原則として低温配管と同じ手法でサポートを決定し、そこに熱的要素の考慮を加味する。

(2) 低温配管

熱膨張が著しくないので地震その他の外力を考慮して全体に比較的剛になるようサポートし、局部的に熱膨張への配慮をする。

以下に代表的なケースについてそのサポートの基本的な考え方を示す。

(1) 直線部分

地震が支配的な荷重となる部分については、できるだけ配管系がその支持建物と共振することのないよう支持間隔を決定する。

熱膨張による応力が比較的大きい部分については、地震応力と熱応力の調和をとつてサポート間隙を決定する。

(ロ) 曲り部分

熱膨張に対する拘束をさけるようサポートをし(軸方向の熱膨張を拘束しない構造)、曲り部分の剛性を小さくならぬようにするが、剛性が小さくなる(配管面外方向)場合は、曲りに近い部分に面外振動を拘束するサポートを設ける三次元的な曲り部分についても同様に考える。

(ハ) 分岐部分

柔な構造の大口径管からの分岐部については、大口径管側の変位を考慮する必要があり、まず大口径管側の熱および地震力などによる変位を決定し、分岐管の地震応力を計算し、許容応力以内に納まるようサポート位置を決定する。剛な構造の大口径管からの分岐部については、分岐部分の変位は問題にならないので直線部分の支持間隔と同様の考え方をする。機器出口ヘッダのような部分についてはロッドによる支持方法も考える。

(ニ) 機器との接続部分

上記大口径管からの分岐部の基本的な考え方は同じである。

(ホ) 弁および流量計などの付属する部分

配管の途中に集中的な荷重のかかる部分については、これらの集中荷重に近い点でサポートすることを原則とする。またこれらの集中荷重が配管軸と偏心している管のねじりおよび曲げに大きな影響を与える場合には、これを防止する点にサポートを設ける。

(ヘ) 網目状あるいは複雑に入りこんだ部分

このような配管部は自から剛な構造となるので、これらの部分全体をまとめて最適位置でサポートする。

(ト) 相隣る配管との干渉

多くの場合、2本以上の配管が同一場所に同一支持構造物上に設置されるが、とくに比較的柔な構造となつている部分については応力面での検討にとどまらず変位について考慮し、隣接間との間隔を決定する。

この考え方は構築物、機器などの近傍をとる配管についても適用する。

1 3.5.3 Bクラス配管の支持

(1) 高温配管

高温配管については、熱膨張を拘束することによつて過大応力の生ずることのないようサポートを設計し、これに基づいてまず、熱応力の計算を行ない、さらに地震による地震応力を計算し、サポートの修正、変更を行なう。これらの熱応力、地震応力を調和させて最適のサポートを決定する。

高温配管であつても、 2^B 以下の小径管の場合には原則として低温配管と同じ手法でサポートを決定し、そこに熱的要素の考慮を加味する。

(2) 低温配管

Bクラス配管の支持については、1 3.5.2節のAクラス配管の項に記載した事項を適用する。更に異なる建物の間に渡つて布設される部分については、両建物の相対変位を考慮に入れてサポートを設置する。ダンプ建屋とタービン建屋間の変位の位相が最悪の場合にも、変

位は極く小さく實際上問題ないが、ルート¹⁾の形状とも併せて考えて出来る限り、フレキシビリティを持たせた構造を採用する。

1 3.5.4 支持機構

実際に採用するサポート機構は配管の据付場所その他の条件により次の方法をとる。

- (1) Uボルトによる方法
- (2) ロッドによる方法

ロッドによる方法は、地震力などの外力に対して全体として剛となるよう支持する。ロッドはその引張方向に十分な強度を持たせると共に圧縮方向にも挫屈を生じないようにロッドの長さ²⁾と半径の比を原則として7.5以下とする。

支持する管径に対応するロッドの最小径は次の通りである。

管 径	ロッド最小直径
4" 以下	12.7mm (1/2")
6" "	15.9mm (5/8")
8" "	19.0mm (3/4")

1 3.5.5 地震応答解析および応力解析

(1) Aクラス配管

強制循環系配管の地震応答解析は日本機械学会で開発した立体ばりの振動計算法を基として作成した振動計算プログラムを使用して固有値解析と応答解析の2段階にわたり行なう。

固有値解析は配管を3次元の要素をもつ立体ばりとして系の固有周期および固有状態値モードを求める。

応答解析ではモーダル解析手法を用い各次振動モードの規準化、励振積分係数を算出し、変位応答加速度、モーメント、せん断力を求める。この場合、減衰定数は0.5%とする。

強制循環系配管の解析は、吸込管については原子炉压力容器とポンプを固定点とし、吐出管については原子炉压力容器、ポンプおよび停止時冷却系の床または壁アンカー点として行なわれる。停止時冷却系配管のうち停止時熱交換器より戻り管は床または壁アンカー点までの範囲を強制循環系配管と一体として解析し、停止時熱交換器への入口管は床または壁アンカー点から原子炉压力容器までの範囲を解析する。

浄化脱塩系配管は床または壁アンカー点を固定点とし、強制循環系配管の変位を考慮した静的な解析を行なう。

圧力解析では、自重、地震力による曲げ応力、内圧による軸方向の応力、熱膨張による熱応力、および高位による応力の合計応力と許容応力との比較を行なう。また変位についても解析を行なう。

低温配管については、1 3.5.2で記載した方針に従ってルート、支持方法を決定する。

(2) Bクラス配管

低温配管については、1 3.5.3で記載した方針に従ってルート、支持方法を決定する。しかし1 3.5.6低温配管系の最大許容支持間隙で直線部スパンに対する検討を行なっているが、分岐部、ベント部等については、追って詳細設計の段階で検討補足する。

1.3.5.6. 低温配管系の最大許容支持間隔

原子炉冷却系統設備、廃棄設備の低温配管の地震力、内圧および自重に耐え得る最大支持間隔を求める。

(1) 基本条件

本配管の耐震設計に対しては下記の条件を基本条件とする。

- (1) 耐震クラスは B とする。
- (2) 「常時荷重 + 地震力」による 1 次応力に対して降伏点応力を許容応力とする。
- (3) 配管は両端自由支持の等分布荷重の梁と考える。
- (4) 配管の許容応力内の最大許容支持間隔を算出し、実際の支持間隔はこれ以下とする。

(2) 許容応力

許容応力は地震時応力と内圧による平常時応力の和に対し降伏点応力とする。

材 質	許 容 応 力	J I S 降 伏 点 応 力
SUS 27TP	2 1.0 kg/mm ²	2 1.0 kg/mm ²
STPG38	2 2.0 kg/mm ²	2 2.0 kg/mm ²

(3) 設計震度

B クラスの低温配管については

$$\text{水平震度 } \alpha_h = 0.2 \times 0.8 \times 1.0 \times 1.2 \times 1.5 = 0.288 g$$

$$\text{鉛直震度 } \alpha_v = \frac{1}{2} \alpha_h = 0.144 g$$

である。よつて設計合成加速度は

$$a = \sqrt{\alpha_h^2 + (1 + \alpha_v)^2} \text{ より}$$

$$a = 1.18 g$$

となる。

(4) 最大許容支持間隔

(i) 配管の曲げモーメント M

$$M = \frac{F \ell}{8}$$

ここで $F = m \cdot d \cdot \ell$

ℓ : 支持間隔

m : 配管系の単位長さ当りの質量 $\text{kg} \cdot \text{sec}^2 / \text{mm}^2$

$$\alpha : 9.80 \times 10^3 \times 1.18 = 1.156 \times 10^4 \text{ mm/sec}^2$$

(ii) 配管の曲げ応力 σ_b

$$\sigma_b = \frac{h}{Z}$$

ここで Z : 断面係数

(イ) 内圧による配管の軸方向応力 σ_p

$$\sigma_p = \frac{P \cdot R_m}{2t}$$

ここで P : 設計応力 $\text{kg/mm}^2 \text{ g}$

R_m : 常平均半径 mm

t : 管肉厚 mm

(ロ) 最大支持間隔

配管の許容応力 σ_a が与えられると最大許容曲げ応力 σ_{ab} は

$$\sigma_{ab} = \sigma_a - \sigma_p$$

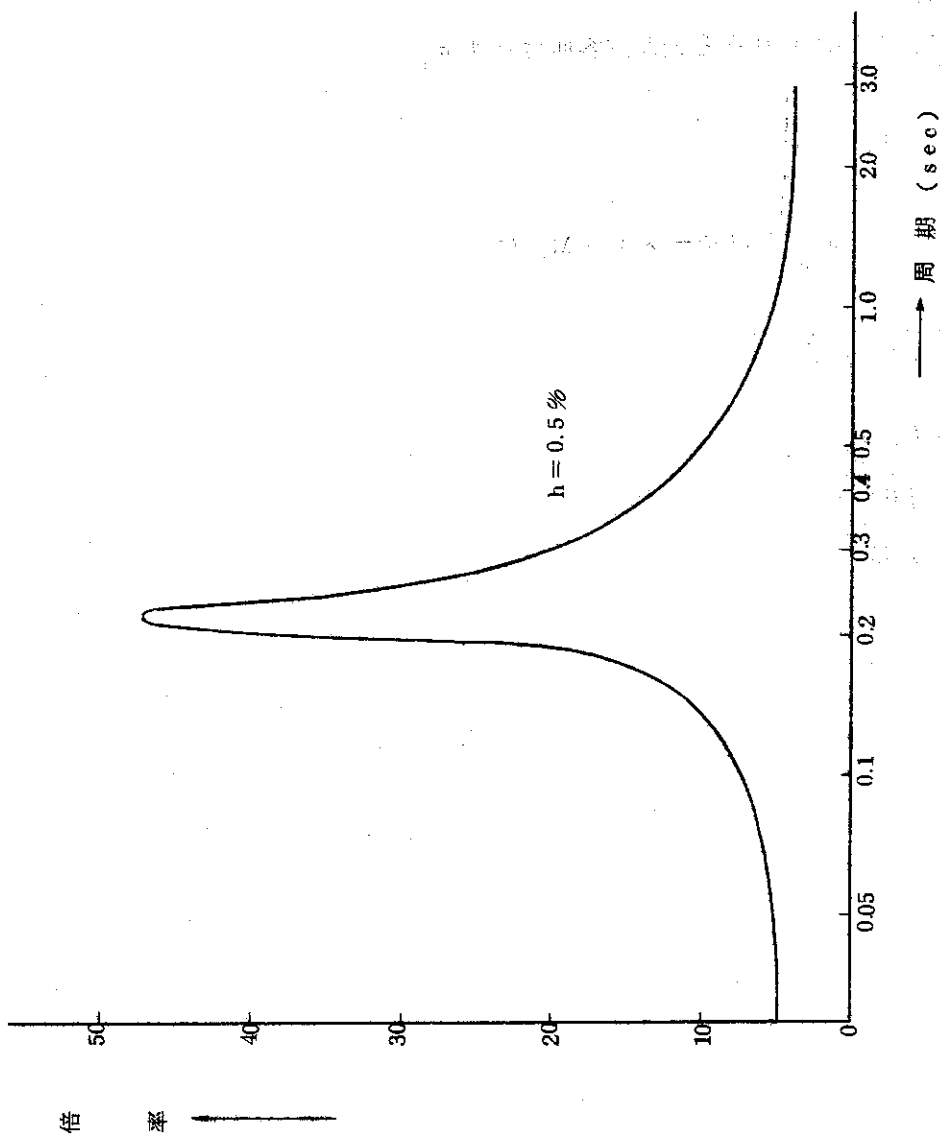
で与えられる。したがって許容曲げモーメント M_a は

$$M_a = \sigma_{ab} \cdot Z$$

となり最大支持間隔 l_a は

$$l_a = \sqrt{\frac{8M_a}{m^2}}$$

で求められる。



第 131 図 質点⑤(格納容器内 EL 5,000 の位置)の床応答曲線(計算値)

1 4 結 び

プラント設計の基本となるダンプコンデンサの運転圧力の選定が、プラントを構成する系統、機器およびプラントの安全性にも重大な影響を与えるので、その選定には特に慎重に出来る限りの検討を加えた上で、 0.1g/abs （海水温度： 27°C ）と決定した。

J P D R - II プラントのヒートバランスを決める上では、改造後の原子炉が発電負荷と単なる熱負荷とを持つているために、原子炉の定格熱出力が決め難いことである。即ち既設では、電気出力は規定出来るが、その時々タービン効率により原子炉出力は僅か異つているので、最高出力を規定するが、実際はその出力を下回つている。従つて既設のヒートバランスは、タービン効率が規定値にある時のものが作成されているので、その時の原子炉出力は 4.5MWt 以下である。しかしタービン効率低下時に所定電気出力を出すには 4.5MWt 必要になる。J P D R - II プラント基本設計時に、原子炉出倍増 9.0MWt としたので、ダンプ系で処理する熱出力は 4.5MWt となつた。ダンプ系とタービン系の両系統より構成されるJ P D R - II プラントのヒートバランスは、4に述べた様にダンプ系の 4.5MWt とタービン発電機出力 12.5MWe とを加えたものになる。

ダンプコンデンサ冷却用海水の取水に関しては、最終結論に到達するまでには幾多の方法を検討したが、その詳細は本レポートに記載出来ないので設計資料No. 2, 4を参照して欲しい。これらの資料より現方法が最良であることが判明する。

強制循環系の設計時には、世界でもこの種の動力炉は勿論稼動中でなくわずかオイスタークリーク、ナインマイルの両発電所が、この系統の建設を数ヶ月後に控えていたに過ぎない。しかしその内容は企業秘密でわからない状態であつた。この様な条件下で可変速の大型の堅型ポンプを配管系の熱応力の関係で、固定しないで設置する方式を決定するまでの苦勞は非常なものがあつた。方式決定の上GEの技術コンサルタントに望んだが両者意見が一致した時には吾々の技術に一層の自信を得た。

主蒸気、復水、給水系の設計計算は詳細計算の結果のみであるがその詳細は設計資料No. 14, 15, 16に記載してあるので、これらの設計資料を利用して、プラントのインターロック等の設計を行なつている。

気体廃棄物系は、J P D Rのみがその運転経験を有するので、その経験を生かして設計している。主なものは廃ガス圧縮機の運転は廃ガスを貯留タンクに貯蔵する時のみにして、ダイヤフラムの交換間隔をのばすようにし、更に配管中にガスが停滞しない様に配管経路、機器の設計をし、再結合器起動前のウォーミングにも従来とは異つた方法を採用した。

非常用換気系は安全審査時二重コンテナの代案として設置を決定したものであるが、当時はその内容特に含浸活性炭の特性に関する情報は非常に少なかつた。（今日では非常用ガス処理装置として、その設計データも豊富である）又それらの設計データもほとんどなかつた。しかしORNLのレポート、東電1号炉関係の簡単な図面などを基にし、所内のFP研究室等の協力も得て、現在の様な系統を設計し得た。

計装制御系については、プラントの安全性確保を主目標において系統、設備を設計した。更

に給水制御系の様に既設備と密接な関係にあるものには、相互の調整、新設備による悪影響がない様に充分注意して設計してある。J P D R建設時の安全設計の思想にとらわれず、現時点での設計思想上必要なものは進んで取入れるようにした。

放射線管理計測器関係のエリヤモニターには既設備にとられることなく新しい観点から検討して検出器の形式を選定した。

電力系統については非常用ディーゼル発電機は既設備に担当余裕があるので、これを使用することにしたが、他はすべて既設備と独立に設置し、既設備への干渉を皆無にした。しかし非常時には互に後備出来るようにしてある。」

耐震設計については、機器の重要度に応じてA、B、Cクラスに機器を分類し、それぞれのクラスに適した動的又は静的耐震計算を行い、それに耐える耐震設計を行つて、その安全性を確保している。

以上の様にJ P D R-IIプラントは設計されているが、今後他設計グループの作業の進行、データの検討などによつて部分的に再検討しなければならない点が出てくるのは当然あるものと考えられる。その時には、本レポートの追補して資料を出す予定である。

尚プラント設計のうち制御装置の給水制御系、全蒸気流量制御装置、および強制循環制御装置の3つが最も重要であるので、竣工検査までに実施した各種試験結果と併せて、これらの特性に関する資料を出す予定である。

1 5 謝 辞

このレポートは、昭和40年度～45年度の5年間にわたり、J P D R-IIプロジェクトプラント設計グループが行つた全作業の結果を要約したものである。すなわちこの期間、原研職員は勿論、外来研究員等を含む研究所外の多数の人々の努力と協同が結集され、幾多の討論、検討を経て、障害や不備を一つ一つ克服してプラント設計を達成したものである。

設計の後半の詳細設計に入つてからは、J P D R-IIプロジェクト内の、改造グループ(グループリーダー：足立瑞穂氏)の諸氏、特に足立瑞穂氏(現中部電力)、大塚良一氏、竹内国入氏、白井汎氏、松永征雄氏、にはプラント設計グループ員と全く同じ様に設計に従事していただいたことを特筆し、謝意を述べたい。

更に炉内構造設計グループ(グループリーダー：木下武彦氏)の諸氏、炉心設計グループ(同：内藤叔孝氏)の諸氏、安全性特性解析グループ(同：佐藤一男氏)の諸氏、燃料体設計グループ(同：森島淳好氏)の諸氏および動力試験炉管理部の村主部長はじめ諸氏には、分野別データの提供、問題点の提起等、協力と支援を惜しまれなかつたことを特筆し、謝意を述べたい。

尚、本設計の開始と終了との全期間、終始指導、調整ならびに御叱正を賜つたJ P D R-IIプロジェクトリーダー三井田純一氏、同リーダー代理小山内正夫氏の2氏に深甚なる謝意を呈するものである。

最後に、本報告書をまとめるに当つて、全原稿を御検討の上種々御指導を賜つた庄司務原子炉

に給水制御系の様に既設備と密接な関係にあるものには、相互の調整、新設備による悪影響がない様に充分注意して設計してある。J P D R建設時の安全設計の思想にとらわれず、現時点での設計思想上必要なものは進んで取入れるようにした。

放射線管理計測器関係のエリヤモニターには既設備にとられることなく新しい観点から検討して検出器の形式を選定した。

電力系統については非常用ディーゼル発電機は既設備に担当余裕があるので、これを使用することにしたが、他はすべて既設備と独立に設置し、既設備への干渉を皆無にした。しかし非常時には互に後備出来るようにしてある。」

耐震設計については、機器の重要度に応じてA、B、Cクラスに機器を分類し、それぞれのクラスに適した動的又は静的耐震計算を行い、それに耐える耐震設計を行つて、その安全性を確保している。

以上の様にJ P D R-IIプラントは設計されているが、今後他設計グループの作業の進行、データの検討などによつて部分的に再検討しなければならない点が出てくるのは当然あるものと考えられる。その時には、本レポートの追補して資料を出す予定である。

尚プラント設計のうち制御装置の給水制御系、全蒸気流量制御装置、および強制循環制御装置の3つが最も重要であるので、竣工検査までに実施した各種試験結果と併せて、これらの特性に関する資料を出す予定である。

1 5 謝 辞

このレポートは、昭和40年度～45年度の5年間にわたり、J P D R-IIプロジェクトプラント設計グループが行つた全作業の結果を要約したものである。すなわちこの期間、原研職員は勿論、外来研究員等を含む研究所外の多数の人々の努力と協同が結集され、幾多の討論、検討を経て、障害や不備を一つ一つ克服してプラント設計を達成したものである。

設計の後半の詳細設計に入つてからは、J P D R-IIプロジェクト内の、改造グループ（グループリーダー：足立瑞穂氏）の諸氏、特に足立瑞穂氏（現中部電力）、大塚良一氏、竹内国入氏、白井汎氏、松永征雄氏、にはプラント設計グループ員と全く同じ様に設計に従事していただいたことを特筆し、謝意を述べたい。

更に炉内構造設計グループ（グループリーダー：木下武彦氏）の諸氏、炉心設計グループ（同：内藤叔孝氏）の諸氏、安全性特性解析グループ（同：佐藤一男氏）の諸氏、燃料体設計グループ（同：森島淳好氏）の諸氏および動力試験炉管理部の村主部長はじめ諸氏には、分野別データの提供、問題点の提起等、協力と支援を惜しまれなかつたことを特筆し、謝意を述べたい。

尚、本設計の開始と終了との全期間、終始指導、調整ならびに御叱正を賜つたJ P D R-IIプロジェクトリーダー三井田純一氏、同リーダー代理小山内正夫氏の2氏に深甚なる謝意を呈するものである。

長後に、本報告書をまとめるに当つて、全原稿を御検討の上種々御指導を賜つた庄司務原子炉

2課長に謝意を呈するものである。

また下記の会社がこのプラント設計に協力された。

日本原子力事業株式会社
日立製作所

昭和46年8月26日

1 6 設 計 資 料

本設計報告書に詳細設計の全部までを記載するとその量は龐大なものとなるので、一部の重要な部分の詳細設計の記載にとどめる。本報告書に記載のない部分の設計の詳細は下記の設計資料に記述したので、これらを参照していただき度い。

- 1 : 二村, 牧野, “JPDRオフ・ガス系の異状現象の解析(その1)” JAERI-memo 2171(1966)
- 2 : “JPDR-II炉外設計(第3次)設計書” Vol. 1, 2 (1966)
- 3 : “JPDR-II炉外設計(第4次)設計書” (1967)
- 4 : 小山内, 二村, “JPDR-II炉外第3次設計資料集(1966)(部内資料)
- 5 : 二村, 足立, 他“出張報告書(JPDR-II設計に関してGE社との討議のための出張者の報告書)” JAERI-memo 2752(1967)
- 6 : JPDR-IIプロジェクト“原子炉施設変更許可申請書および添付書類”(1968)
- 7 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No.5” JAERI-memo 1993(1965)
- 8 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No.7” JAERI-memo 2301(1966)
- 9 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No.8 Part 2” JAPRI-memo 2419(1966)
- 10 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No.9 Part 2” JAERI-memo 2714(1967)
- 11 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No.10 Part 2” JAERI-memo 2817(1967)
- 12 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No.11 Part 2” JAERI-memo 3042(1968)
- 13 : 二村, 足立, 他“原子炉プラントの耐震設計および耐震計算 I” JAERI-memo 2685(1967)
- 14 : 二村, 橘, “JPDR-IIプラントの運転特性(その1)” JAERI-memo 2691(1967)
- 15 : 足立, 二村, 松永, 他“動力炉プラントの流体特性解析I(主蒸気系)” JAERI-memo 3058(1968)
- 16 : 足立, 二村, 大塚, 他“動力炉プラントの流体特性解析II(復水素)” JAERI-memo 3059(1968)
- 17 : 足立, 二村, 大塚, 他“動力炉プラントの流体特性解析III(給水系)” JAERI-memo 3060(1968)
- 18 : 足立, 二村, 大塚, 他“動力炉プラントの流体特性解析IV(海水循環系)”

- JAERI-memo 3061 (1968)
- 19 : 足立, 二村, 松永, 他“動力炉プラントの流体特性解析V(強制循環系)”
JAERI-memo 3223 (1968)
- 20 : 二村, 梅田, “JPDR-II給水制御系動特性解析” JAERI-memo
3252 (1968)
- 21 : JPDR-IIプロジェクト“JPDR-IIプログレスレポート No. 12
Part 2” JAERI-memo 3485 (1969)
- 22 : “JPDR工事計画認可申請書第1回申請分から第6回申請分までの本文, 添付
書類および添付図面(1969~70)
- 23 : “JPDR工事計画変更認可申請書第1回変更”(1971)
- 24 : 二村, 大塚, 他“JPDR-II改造工事第1回工事認可申請に係る技術メモ集”
JAERI-memo 4173 (1970)
- 25 : 二村, 大塚, 他“JPDR-II改造工事第2回工事認可申請に係る技術メモ集”
JAERI-memo 4048 (1970)
- 26 : 二村, 大塚, 他“JPDR-II改造工事第3回工事認可申請に係る技術メモ集”
JAERI-memo 4174 (1970)
- 27 : 二村, 渡辺, 高野, “原子炉格納容器碍子型高圧ケーブルベネトレーションおよ
びケーブルユニットの開発” JAERI-memo 4197 (1970)
- 28 : 二村, 松永, “GPDR-IIの起動・昇圧時の強制循環ポンプのキャビテーション
と有効NPSH” JAERI-memo 4245 (1970)
- 29 : JPDR-II開発室, “JPDR-IIの概要” JPERI-memo 3105
(1968)
- 30 : JPDR-IIプロジェクト, “JPDR-IIプロジェクト第2回研究経過報告会”
JAERI-memo 3593 (1969)
- 31 : 二村, 大塚, “JPDR-IIのMCA, HA時の放射性汚素の挙動およびその捕
集フィルターの特性” JAERI-memo 3647 (1969)
- 32 : 二村, 大塚, “JPDR-II非常用換気系の設計(MCA, HA時に放出される
放射性汚素の処理設備)” JAERI-memo 3665 (1969)
- 33 : GE Product Line Engineering “Gaseous Waste System”
(1966)
- 34 : JPDR-II改造工事耐震計算書 (1971)
- 35 : 最小限界熱流束比制限器取扱説明書 (1971)

正 誤 表

頁	誤	正	
69	下13	14,400	34,200
	下12	82,400	102,200
	下11	79,500	99,300
	下10	0.83 × ...	1.02 × ...
	下 8	0.83 × ...	1.02 × ...
	下 7	4.57 × ...	5.61 × ...
	下 2	4.57 × ...	5.61 × ...
70	上 7	0.457 × ...	0.56 × ...
	上 8	0.457 × ...	0.56 × ...
	上8と上9	0.34	0.41
	上11	3.5%	4.1%
	上15	4.57	5.6
	上16	3.5%	2.6%