

JAERI-M
8010

JPDYN-IV : JPDR-IIの動特性
解析コード

1978年12月

横林 正雄・石塚 信・岸 昭正*・若林 義宗**

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

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

JPDYN-Ⅳ：JPDR-Ⅱの動特性解析コード

日本原子力研究所東海研究所動力試験炉部

横林 正雄・石塚 信・岸 昭正*・若林 義宗**

(1978年11月24日受理)

JPDYN-ⅣはJPDR-Ⅱの動特性解析のために開発されたもので、通常運転時に発生する可能性のある小幅から大幅まで全ての外乱に対するプラントの応答特性を計算対象としている。

本計算コードの特徴は下記の通りである。

- 1) ボイドマップ方式により冷却材ボイド分布の炉特性にあたる効果を考慮している。
- 2) 原子炉内を多領域に分割し、滞留水領域の圧力変化に及ぼす影響を考慮している。
- 3) 数値計算において安定した解を得られるように、各領域の出入口流量の関係を代数方程式で表現し解析解を得る方式を採用している。

以上の特徴を有する本計算コードを用いて行った計算結果とJPDR-Ⅱ出力上昇試験結果(50%出力まで)とを比較した。その結果、小幅変動についてはきわめてよい一致を得ている。大幅変動についてはデータ数が少いためまだ結論を得るに至っていないが得られたデータの範囲ではよい一致を得ている。

* 東北電力株式会社

** 北陸電力株式会社

JPDYN-IV:

A Computer Code for JPDR-II Dynamics Analysis

Masao YOKOBAYASHI, Makoto ISHIZUKA,

Akimasa KISHI* and Yoshimune WAKABAYASHI**

Division of JPDR, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received November 24, 1978)

The computer code JPDYN-IV developed is for analyzing dynamic characteristics of the JPDR-II BWR plant. It treats transient phenomena caused by various perturbations in normal operation of the reactor plant.

The code features (1) a void map scheme to take into consideration the effect of a non-uniform void fraction distribution, (2) the treatment of a pressure change due to behavior of the stagnant water, and (3) a set of algebraic equations for analytical estimation of the flow rate in each region.

Performance of the code was examined by way of the measured data in commissioning test of the JPDR-II up to 50 % power.

In the transient behavior caused by small perturbations, the calculated results agree well with the measured ones. For large perturbations, though the data are limited, the agreement between calculation and measurement shows wide applicability of the code.

Keywords : JPDYN-IV Code, JPDR-II Reactor, Dynamics Analysis, Code Performance, Perturbations, Transients

* Tohoku Electric Power Co.

** Hokuriku Electric Power Co.

目 次

記号表

1. 緒 言	1
1.1 コード作成の目的	1
1.2 コードの特徴	1
2. 解析モデル	6
2.1 反応度バランス	6
2.2 中性子動特性	7
2.3 核熱出力	10
2.4 燃料平均温度および燃料表面熱流束	12
2.5 チャンネル冷却材に与えられる熱	13
2.6 炉心漏洩領域冷却材に与えられる熱	14
2.7 炉心熱水力特性	15
2.7.1 流量配分	15
2.7.2 チャンネルサブクール領域	16
2.7.3 チャンネル飽和領域	18
2.7.4 冷却材の流速がおそい場合のチャンネル飽和領域の取扱い	22
2.7.5 炉心漏洩流領域	25
2.8 ライザ入口熱水力特性	26
2.9 ライザ熱水力特性	28
2.10 炉心およびライザの滞留水領域の取扱い	34
2.11 セパレータ熱水力特性	35
2.12 ドーム熱水力特性	40
2.13 ベッセル飽和水領域熱水力特性	42
2.14 給水入口熱水力特性	47
2.15 ダウンカマ, 再循環パイプおよび炉心下部プレナム熱特性	48
2.16 冷却材水力学特性	49
2.17 蒸気系統動特性	53
2.17.1 原子炉ベッセルより流出する蒸気流量	53
2.17.2 蒸気パイプによる圧力降下	54
2.18 タービン系統蒸気流量	55
2.18.1 タービン蒸気流量	55
2.18.2 タービン負荷制限器運転の場合の制御弁開度	56
2.18.3 タービン初圧調整器運転の場合の制御弁開度	56
2.18.4 タービン一次バイパス系蒸気流量	57

2.1.9	ダンプコンデンサ系統蒸気流量	58
2.1.9.1	ダンプコンデンサ流量制御弁が手動運転の場合の制御弁開度	59
2.1.9.2	ダンプコンデンサ流量制御弁が自動運転の場合の制御弁開度	59
2.2.0	その他の蒸気流量	59
2.2.0.1	タービン二次バイパス系統蒸気流量	59
2.2.0.2	非常用復水器系統蒸気流量	60
2.2.0.3	原子炉安全弁系統蒸気流量	60
2.2.1	原子炉給水系統動特性	61
2.2.1.1	給水流量	61
2.2.1.2	タービン系給水流量	61
2.2.1.3	ダンプコンデンサ系給水流量	63
2.2.1.4	原子炉給水流量	63
2.2.2	給水エンタルピ	65
2.2.2.1	タービン系給水エンタルピ	65
2.2.2.2	ダンプコンデンサ系給水エンタルピ	65
2.2.2.3	原子炉給水エンタルピ	66
2.2.3	原子炉再循環ポンプ動特性	67
2.2.4	原子炉自動制御系	68
2.2.5	最小限界熱流束比	69
3.	数値解法	72
3.1	初期値の算出	72
3.2	各領域の流量, 圧力及び体積変化率の時間変化の計算法	74
3.3	主なサブルーチン	76
4.	計算結果と実測データとの比較	79
4.1	DPR 圧力設定点変更試験	80
4.2	BPR 圧力設定点変更試験	80
4.3	IPR 圧力設定点変更試験	81
4.4	FCP 流量変更試験	82
4.5	ダンプコンデンサトリップ試験	82
4.6	主蒸気隔離弁 VI-19 全閉試験	83
5.	検 討	109
6.	コード使用法	110
	謝 辞	117
	参考文献	117
	付 録	118

C O N T E N T S

Nomenclature

1. Introduction	1
1.1 Object of the Code	1
1.2 Features of the Code	1
2. Models of Analyses	6
2.1 Reactivity Balance	6
2.2 Neutron Kinetics	7
2.3 Nuclear and Thermal Output Power	10
2.4 Fuel Average Temperature and Surface Heat Flux	12
2.5 Heat Transfer to Coolant of Channel Region	13
2.6 Heat Transfer to Coolant of Core Leakage Region	14
2.7 Core Thermodynamics	15
2.8 Riser Inlet Thermodynamics	26
2.9 Riser Thermodynamics	28
2.10 Treatment of Stagnant Region of Core and Riser	34
2.11 Separator Thermodynamics	35
2.12 Dome Thermodynamics	40
2.13 Vessel Saturated Region Thermodynamics	42
2.14 Feed Water Inlet Region Thermodynamics	47
2.15 Downcomer, Recirculation Pipe and Lower Plenum Thermodynamics	48
2.16 Coolant Hydrodynamics	49
2.17 Steamline Flow Dynamics	53
2.18 Steam Flow of Turbine System	55
2.19 Steam Flow of Dump Condenser System	58
2.20 Steam Flow of Other Parts	59
2.21 Feed Water System Dynamics	61
2.22 Feed Water Enthalpy	65
2.23 Recirculation Pump Dynamics	67
2.24 Reactor Automatic Control	68
2.25 Minimum Critical Heat Flux Ratio	69
3. Numerical Solution	72
3.1 Initial Steady State Calculation	72
3.2 Calculation Method of Flow, Pressure and Volume Change	

Rate in Transient	74
3.3 Fundamental SUBROUTINE	76
4. Comparison of Computed Results and Measured Data	79
4.1 DPR Pressure Set Point Change Test	80
4.2 BPR Pressure Set Point Change Test	80
4.3 IPR Pressure Set Point Change Test	81
4.4 FCP Flow Change Test	82
4.5 Dump Condenser Trip Test	82
4.6 Isolation Valve VI-19 Closed Test	83
5. Discussion	109
6. Instruction for User	110
Acknowledgment	117
References	117
Appendix	118

記 号 表

A	面 積	m^2
C_i	遅発中性子先行核濃度	—
C_p	比 熱	$kcal/kg^{\circ}C$
D	圧力変化式の分母	$kcal/kg/cm^2$
D_e	水力等価直径	m
FPD	再循環流路圧力損失	kg/cm^2
g	重力の加速度	m/sec^2
H	熱伝達係数	$kcal/m^2 s^{\circ}C$
	高さ	m
ΔH_r	原子炉水位真値変化分	cm
ΔH_m	原子炉水位計器値変化分	cm
H_B	炉心平均チャンネル沸騰開始点	m
h_F	給水エンタルピ	$kcal/kg$
h_{FD}	ダンプコンデンサ系給水エンタルピ	"
h_{FT}	タービン系給水エンタルピ	"
h_f	飽和水エンタルピ	"
h_g	飽和蒸気エンタルピ	"
h_{fg}	蒸発潜熱	"
h_o	給水合流部エンタルピ	"
h_s	炉心入口エンタルピ	"
Δh_s	炉心入口サブクーリング	"
Δh_{sc}	炉心漏洩領域出口サブクーリング	"
J	仕事の換算係数 (426.9)	$kg \cdot m/kcal$
K	定 数	—
K_1	主蒸気隔離弁 V 60-1 の弁開度	—
K_2	主蒸気隔離弁 V 1-19 の弁開度	—
K_3	タービン主塞止弁開度	—
K_4	ダンプコンデンサ入口弁開度	—
K_5	蒸気弁 V 60-1 の弁開度	—
k	熱伝導率	$kcal/ms^{\circ}C$
L	長 さ	m
ℓ	中性子寿命	sec
M	質 量	kg
M_{fc}	炉心飽和領域流体質量	"

M_{gC}	炉心飽和領域蒸気質量	kg
M_{TC}	" 全質量	"
M_{fR}	ライザ流体質量	"
M_{gR}	ライザ蒸気質量	"
M_{TR}	ライザ全質量	"
M_{fsp}	セパレータ流体質量	"
M_{gsp}	セパレータ蒸気質量	"
M_{gD}	ドーム蒸気質量	"
M_{fV}	ベッセル飽和水領域流体質量	"
M_{gV}	" 蒸気質量	"
M_{TV}	" 全質量	"
N	中性子束	—
N_p	再循環ポンプ回転数	rpm
P	原子炉圧力	kg/cm ² g
P_D	ダンブコンデンサ入口圧力	"
P_T	タービン入口圧力	"
P_p	再循環ポンプ揚程	kg/cm ²
P_{DH}	自然循環水頭	"
Q	発熱量	kcal/sec
R_g	炉心平均ボイド率	—
R_{gR}	ライザ平均ボイド率	—
S	スクラム判定	—
T	温度	°C
t	時間	sec
Δt	タイムメッシュ	"
u	冷却材流速	m/sec
V	体積	m ³
V_{co}	炉心体積	"
V_L	炉心漏洩領域体積	"
V_R	ライザ体積	"
V_{DT}	滞流水領域体積	"
V_{sp}	セパレータ体積	"
V_v	ベッセル飽和水領域体積	"
V_D	ドーム体積	"
v_f	飽和水比容積	m ³ /kg
v_g	飽和蒸気比容積	"
v_{fg}	$v_g - v_f$	"
v_{sc}	サブクール水比容積	"

W_p	再循環ポンプ一台流量	kg/sec
W_O	再循環流量	"
W_{OC}	炉心チャンネル領域入口流量	"
W_{OL}	炉心漏洩領域流量	"
W_{cp}	浄化系流量	"
W_{TC}	炉心チャンネル領域出口全質量	"
W_{gC}	" 蒸気質量	"
W_{fC}	" 流体流量	"
W_{gCR}	ライザ入口蒸気流量	"
W_{fCR}	" 流体流量	"
W_{TR}	ライザ出口全流量	"
W_{gR}	" 蒸気流量	"
W_{fR}	" 流体流量	"
W_{gsp}	セパレータ出口蒸気流量	"
W_{fsp}	" 流体流量	"
W_{gD}	ドーム入口蒸気流量	"
W_{TV}	ベッセル飽和水領域出口全流量	"
W_F	給水流量	"
W_{FD}	ダンプコンデンサ系給水流量	"
W_{FT}	タービン系給水流量	"
W_S	蒸気流量	"
W_{STS}	タービン系蒸気流量	"
W_{SPB}	タービン一次バイパス弁蒸気流量	"
W_{SDS}	ダンプコンデンサ系蒸気流量	"
W_{SSB}	二次バイパス弁蒸気流量	"
W_{SEC}	非常用復水器系蒸気流量	"
W_{SSV}	原子炉安全弁系蒸気流量	"
W_{LOSS}	蒸気流量に換算した原子炉及びプラントの熱損失	"
X_C	炉心チャンネル領域平均出口クオリティ	-
X_R	ライザ出口クオリティ	-
X_{cu}	キャリアンダクオリティ	-
X_V	ベッセル飽和水領域出口クオリティ	-
β	遅発中性子割合	-
β_{co}	キャリアーオーバー	-
γ	スリップ比	-
η	炉心流量配分	-
λ	遅発中性子崩壊定数	sec ⁻¹
ρ	反応度	-
ρ	密度	kg/m ³
τ	時定数	sec

添 字

av	平 均
C	炉心, 被覆材
CR	ライザ入口
D	ドーム, ダンプコンデンサ系統
DC	ダウンカマ
DT	滞留水領域
F	給 水
f	飽和水, 燃料
g	飽和蒸気
in	入 口
L	炉心漏洩領域
LP	下部プレナム
MDD	減 速 材
O	出 口
P	再循環ポンプ
R	ライザ, 制御棒
S	サブクール水, スクラム
sat	飽 和 水
SP	セパレータ, 制御系の設定点
T	タービン系統
V	ベッセル飽和水領域, ボイド
W	冷 却 材
*印	定格定常値を表わす
[]	$N, C_i, Q, W, M, D, N_p, P_{DH}, P_p$ の値を定格定常時の値で規格化したものであり, これら以外の変数は絶対値を表わす。但し X と R_g は%単位。

1. 緒 言

1.1 コード作成の目的

Japan Power Demonstration Reactor (JPDR) の動特性解析に関しては、JPDR-Ⅱ 改造前の自然循環式沸騰水型原子炉について参考文献(1)(2)(3)(4)に、改造後(出力倍増、強制循環式)について参考文献(5)(6)に報告されている。参考文献(1)(2)では微分型の動特性モデルから詳細な伝達関数を誘導する方式を用いており参考文献(3)(4)では同様なモデルに諸仮定を是正して炉心にボイドマップを用いるなどむしろ積分型に近い形で解析を展開する方式を用いている。これらはいずれも炉心動特性が中心となっており計算手段としてはアナログ計算機を用いている。また参考文献(4)ではJPDRの実測結果と比較検討しており、積分型の解析方法で静的特性をパラメトリックに調べておき、これで動特性モデルの定数項を決定し、適切な時間項を入れて、精度の高い動特性モデルを作ることができこのモデルを用いた計算結果と実測値とがよく合ったことが述べられている。参考文献(5)(6)は炉心を一次元で取扱ったプラント全体の動特性及び事故解析コードでデジタル計算機用であるがJPDR-Ⅱの実測データによる検証は行われていない。これら(1)~(6)すべてに共通した仮定は中性子の挙動は一点近似動特性方程式を用いていること及び炉心軸方向の出力分布を一定としていることである。

一方BWRは大型化により炉心内の微細挙動の情報が必要となり炉心に簡単なモデルを用いることはこれに反する。しかしプラント全体のモデルのバランスを考慮すると炉心のみで詳細なモデルを用いることは妥当ではない。むしろ炉心動特性解析用に核熱水力を多次元で扱うコードを開発し、その入力用に炉心を単純化したプラント全体の解析コードを用いるべきであろう。そのためにはプラントの応答(圧力、蒸気流量など)が実測データとよく一致することを検証しておかなければならない。

また近年小型データ処理装置及びその周辺装置の発達によりオンラインによる診断技術、計算機制御等が実用化されつつあり、これに応用するためにも検証済のプラント動特性解析コードが必要である。

以上のような観点からプラント動特性解析用に作成されたのがこのコードである。即ち解析モデルの作成に当ってはプラント全体のモデルのバランスを使わぬように留意し、小幅から大幅変動まで通常運転中に発生する可能性のあるすべての過渡現象を解析できるように考慮した。

コード作成後は出力上昇試験予備解析を行い、試験終了後は測定結果により十分なコードの検証を行い、任意の条件下の解析の信頼性を確立し解析モデルの妥当性の確認を行う。またコード検証後はこれを用いて原子炉プラントの診断技術、計算機制御等に応用する。

1.2 コードの特徴

プラント全体の概要は、原子炉内に関するものをFig. 1.2にプラント全体に関するものを

Fig. 1.3 に示す。原子炉内に関しては中性子動特性を中心とした核系の計算と炉心、ライザセパレータ、ドーム、ベッセル飽和水領域を中心とした飽和水領域の熱水力計算、および再循環ポンプを中心とした運動量の計算とから成る。圧力は原子炉内一様であるとし、炉心飽和水領域においては、ボイドマップを用いて1点近似で扱い各領域をカスケードに結びサブクール領域は冷却材エンタルピの輸送遅くれ（むだ時間及び一次遅れ）で扱った。またライザ入口クオリティの変化に寄与する炉心漏洩領域、原子炉圧力の変化に影響の大きい炉心及びライザ部内の滞留水領域も考慮されている。これらの領域の中でセパレータはJPDR-IIの場合サイクロン式で容積も大きいいため原子炉水位の変化に与える影響が大きいことからモデル化には特に注意を要する領域の一つであり、このモデルでは保有水量の計算に実験式を用いている。原子炉内とプラントとの間を結ぶ入出力変数は原子炉圧力、蒸気流量、給水エンタルピ、水位、再循環流量、再循環ポンプヘッドおよび制御棒による反応度でありこれらはプラントの各制御系を通してフィードバックされる。

Fig. 1.1 に JPDR-II プラントの制御系統が示されている。原子炉出力制御系としては制御棒の操作による原子炉自動制御系（ACS）と再循環流量による手動の制御装置がある。蒸気系統にはタービン系に手動の負荷制限器（LL）、自動初圧調整器（IPR）、一次バイパス弁に自動圧力調整器（BPR）がありダンプコンデンサ系には自動圧力調整器（DPR）がある。またこの他に圧力高によって作動する二次バイパス弁（SBV）、非常用凝縮器（EC）および安全弁（SV）がある。給水系統にはタービン、ダンプコンデンサ両系統に各々三要素—蒸気流量、給水流量、原子炉水位—の組合せ可能な自動制御系を有しており、基本的な運転モードとしてはタービン系三要素、ダンプコンデンサ系二要素（水位を除く）となっている。これらの制御系は動特性解析の上でもきわめて重要な要素であり、すべてシミュレーションされている。

数値計算に関しては、このコードではマスバランス式から主要パラメータを求めているために、各領域の出入口流量を精度よく求めることが重要である。そのためにこれに係わる代数方程式を連立方程式としてマトリックスを用いる方法によって解析解を得ている。また積分の精度を上げるために4次のRunge-Kutta法を用いている。

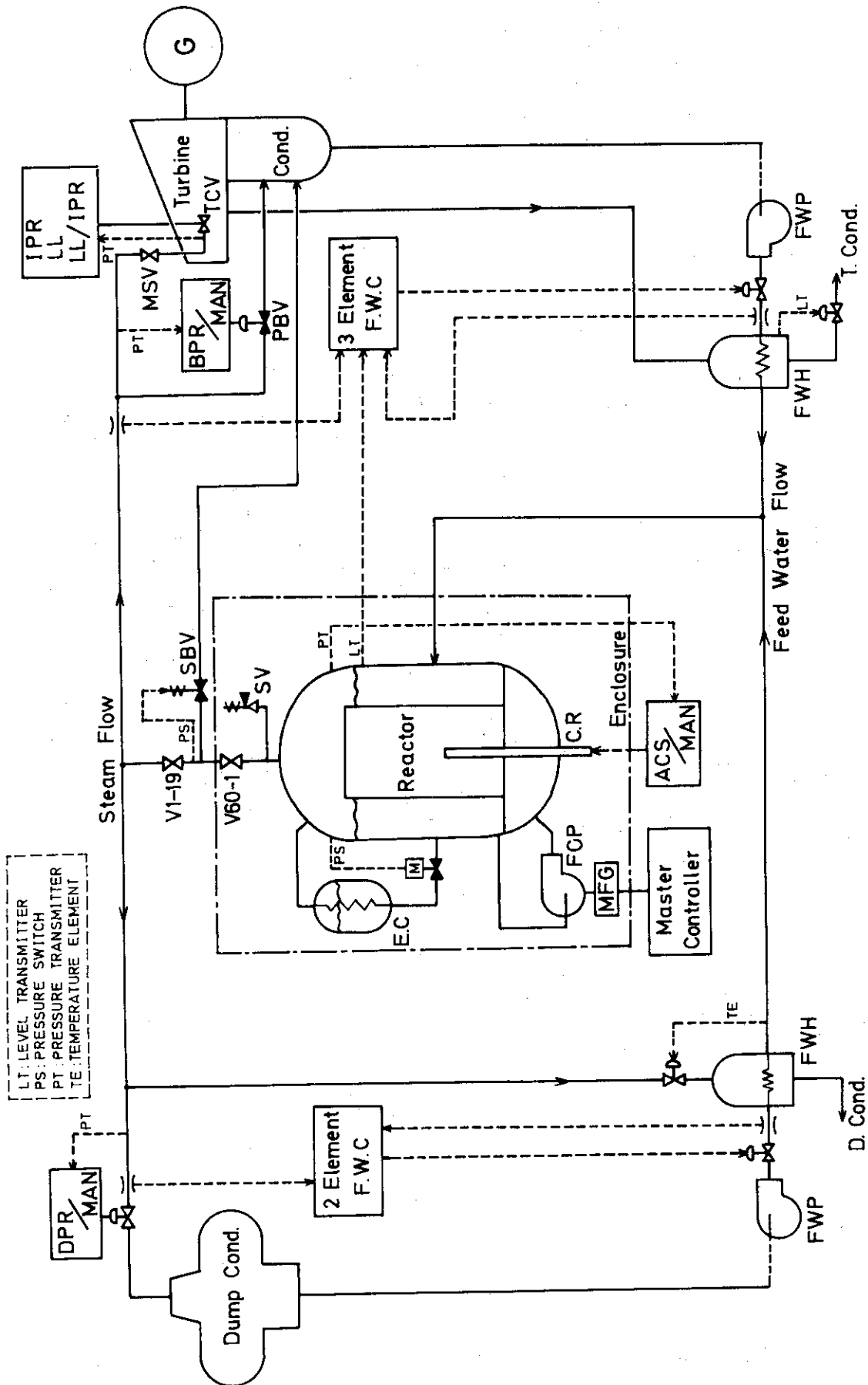


Fig.1.1 Schematic Diagram Of Flow And Control Of JPDR-D Plant

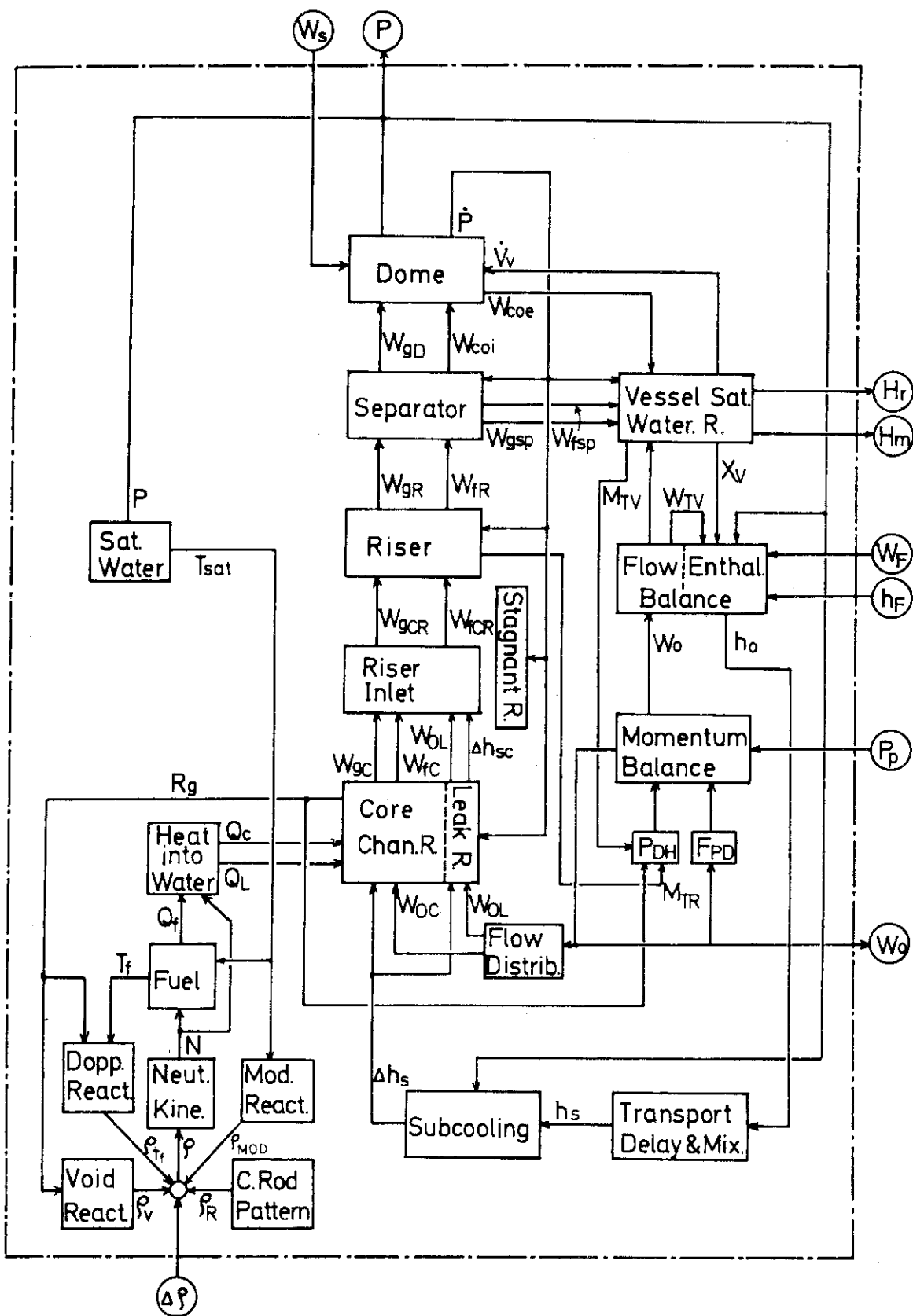


Fig.1.2 Block Diagram Of Reactor For JPDR-II Transient Analysis

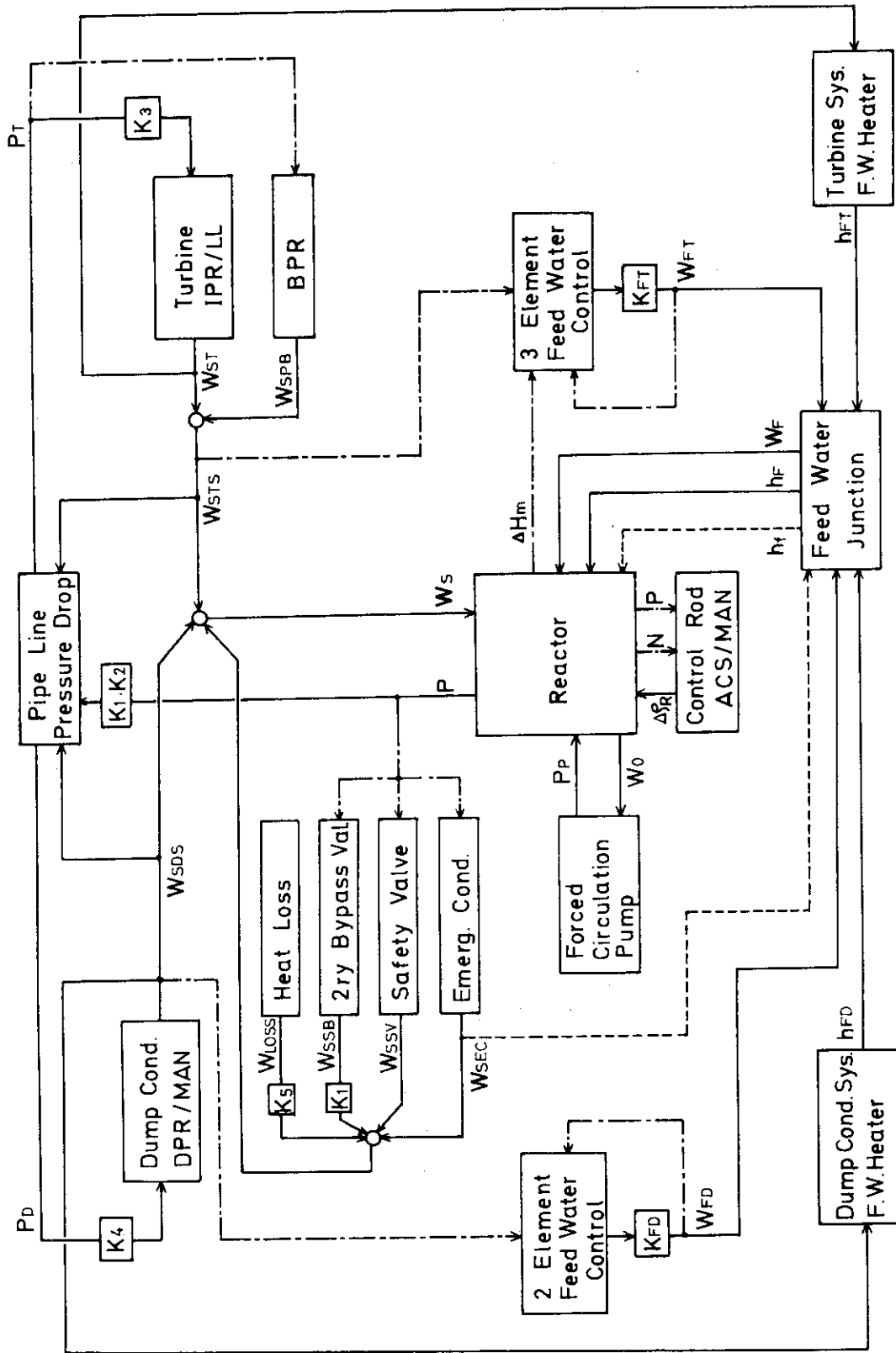


Fig.1.3 Elementary Block Diagram Of JPDR-II Plant For Transient Analysis

2 解析モデル

2.1 反応度バランス

沸騰水型原子炉で減速材温度の限られた範囲の動特性を扱う場合炉心の正味の反応度は次式で与えられる。

$$\rho = \rho_V + \rho_{T_f} + \rho_{MOD} + \rho_R - \rho_{SDM} \quad (2.1.1)$$

ここで ρ_V , ρ_{T_f} , ρ_{MOD} はそれぞれ炉心内蒸気ボイド、燃料温度および減速材温度による反応度損失であり、Fig. 2.1, Fig. 2.2, Fig. 2.3に示すJPDR-IIの炉心設計計算⁽⁷⁾の結果を模擬して次式で表わす。

$$\rho_V = -0.2 \bar{R}_g - 0.25 \bar{R}_g^2 \quad (2.1.2)$$

$$\rho_{T_f} = -1.7780 \times 10^{-2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\bar{T}_f - 277}{317.84}\right) \right\} \\ \times \left\{ 1.465 - 0.465 \exp(-5.03 \bar{R}_g) \right\} \quad (2.1.3)$$

減速材温度による反応度変化は測定結果⁽⁸⁾を模擬して次式で表わす。

$$\rho_{MOD} = 2.985 \times 10^{-9} T_{MOD}^3 + 4.248 \times 10^{-7} T_{MOD}^2 \quad (2.1.4)$$

また ρ_{SDM} は定格減速材温度(277°C)における停止反応度余裕であり、炉心設計計算⁽⁷⁾により次のように計算されている。

$$\rho_{SDM} = 0.097 \quad (2.1.5)$$

また ρ_R は制御棒引抜きによる付加反応度で次式で表わされる。

$$\rho_R = (\rho_{RO} + \Delta\rho_R)(S) \quad (2.1.6)$$

ここで ρ_{RO} は制御棒引抜きパターンによるものであり、 $\Delta\rho_R$ はそこからの偏差分である。ある制御棒パターンによって原子炉が平衡状態にあったとすると

$$\rho_{RO} = \rho_{SDM} - \rho_{VO} - \rho_{T_{f0}} - \rho_{MOD0} \quad (2.1.7)$$

の関係がある。ここで添字0は平衡状態の値である。また(2.1.6)式の(S)はスクラム時の制御棒反応度の時間的変化を表わし、JPDR-IIの場合制御棒のワース曲線⁽⁷⁾とスクラム速度の実測値⁽⁹⁾より制御棒が全引抜き位置からスクラムするとして次式で表わされる。

$$(S) = 1.0 \quad t_s \leq 0.1 \\ = -4.39 t_s^2 + 1.028 t_s + 0.9411 \quad 0.1 < t_s \leq 0.4 \\ = 0.65 \exp\{-5(t_s - 0.4)\} \quad 0.4 < t_s \quad (2.1.8)$$

ここで t_s はスクラム信号が発生してからの時間(秒)である。スクラム信号は手動操作および安全保護系により発せられる。手動スクラムは任意の時間に信号を発生させることができる。本解析コードでは安全保護系による自動スクラムを考慮して次の条件のもののみを扱っている。

- (1) 中性子束が定格の 119% を越した時
 - (2) 原子炉圧力が 65.5 kg/cm²・g を越した時
 - (3) 原子炉ダウンコマ水位が初期水位から -52 cm 以下に低下した時
- 計算の単位係, すなわち

$$\begin{aligned} \langle \rho \rangle &= \rho, \langle \rho_V \rangle = \rho_V, \langle \rho_{Tf} \rangle = \rho_{Tf}, \langle \rho_{MOD} \rangle = \rho_{MOD}, \langle \rho_R \rangle = \rho_R, \langle \rho_{RO} \rangle = \rho_{RO} \\ \langle \Delta\rho_R \rangle &= \Delta\rho_R, \langle \bar{R}_g \rangle = 100\bar{R}_g, \langle \bar{T}_F \rangle = \bar{T}_F (^\circ\text{C}), \langle S \rangle = (S), \langle t_s \rangle = t_s (\text{sec}) \\ \langle N \rangle &= \frac{N}{N^*}, \langle P \rangle = P (\text{kg/cm}^2 \cdot \text{g}), \langle T_{MOD} \rangle = T_{MOD} (^\circ\text{C}) \end{aligned}$$

を用いて整理すると次のような計算式をうる。

$$\langle \rho \rangle = \langle \rho_V \rangle + \langle \rho_{Tf} \rangle + \langle \rho_{MOD} \rangle + \langle \rho_R \rangle - 0.097 \quad (2.1.9)$$

$$\langle \rho_V \rangle = -2 \times 10^{-3} \langle \bar{R}_g \rangle - 2.5 \times 10^{-5} \langle \bar{R}_g \rangle^2 \quad (2.1.10)$$

$$\begin{aligned} \langle \rho_{Tf} \rangle &= 1.7780 \times 10^{-2} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\langle \bar{T}_F \rangle - 277}{317.84}\right) \right\} \\ &\quad \left\{ 1.465 - 0.465 \exp(-0.0503 \langle \bar{R}_g \rangle) \right\} \quad (2.1.11) \end{aligned}$$

$$\langle \rho_{MOD} \rangle = 2.985 \times 10^{-9} \langle T_{MOD} \rangle^3 + 4.248 \times 10^{-7} \langle T_{MOD} \rangle^2 \quad (2.1.12)$$

$$\langle \rho_R \rangle = (\langle \rho_{RO} \rangle + \langle \Delta\rho_R \rangle) \cdot \langle S \rangle \quad (2.1.13)$$

$$\langle \rho_{RO} \rangle = 0.097 - \langle \rho_V \rangle_0 - \langle \rho_{Tf} \rangle_0 - \langle \rho_{MOD} \rangle_0 \quad (2.1.14)$$

$$\begin{aligned} \langle S \rangle &= 1.0 && \langle t_s \rangle \leq 0.1 \\ &= -4.39 \langle t_s \rangle^2 + 1.028 \langle t_s \rangle + 0.9411 && 0.1 < \langle t_s \rangle \leq 0.4 \\ &= 0.65 \exp\{-5(\langle t_s \rangle - 0.4)\} && 0.4 < \langle t_s \rangle \quad (2.1.15) \end{aligned}$$

スクラムの条件は下記の2つを考える。

手動スクラムの場合 MANUAL SCRAM 入力により $\langle t_s \rangle$ の積算開始

自動スクラムの場合 $\langle N \rangle \geq 1.19$ or $\langle P \rangle \geq 65.5$ or $\langle \Delta H_m \rangle \leq -52$ により $\langle t_s \rangle$ の積算開始

2.2 中性子動特性

中性子動特性は一般に次式で与えられる。

$$\frac{dN}{dt} = \frac{\rho - \beta}{\ell} N + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \quad (2.2.1)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell} N - \lambda_i C_i \quad (i=1, 6) \quad (2.2.2)$$

N および C をそれぞれの定格値に対する割合 $\langle N \rangle$ および $\langle C_i \rangle$ すなわち

$$\langle N \rangle = \frac{N}{N^*} \quad \langle C_i \rangle = \frac{C_i}{C_i^*}$$

を用いて表わし, また定格状態で

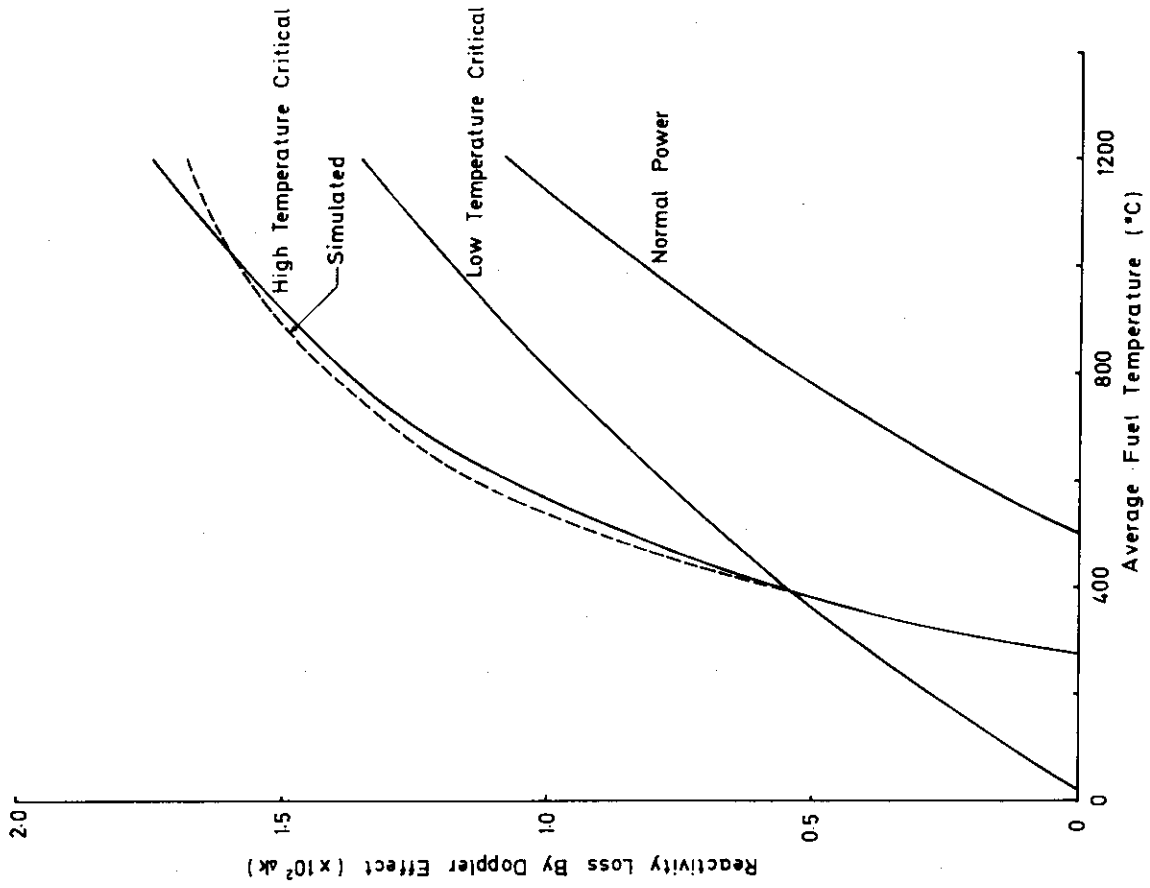


Fig.2.2 Doppler Reactivity

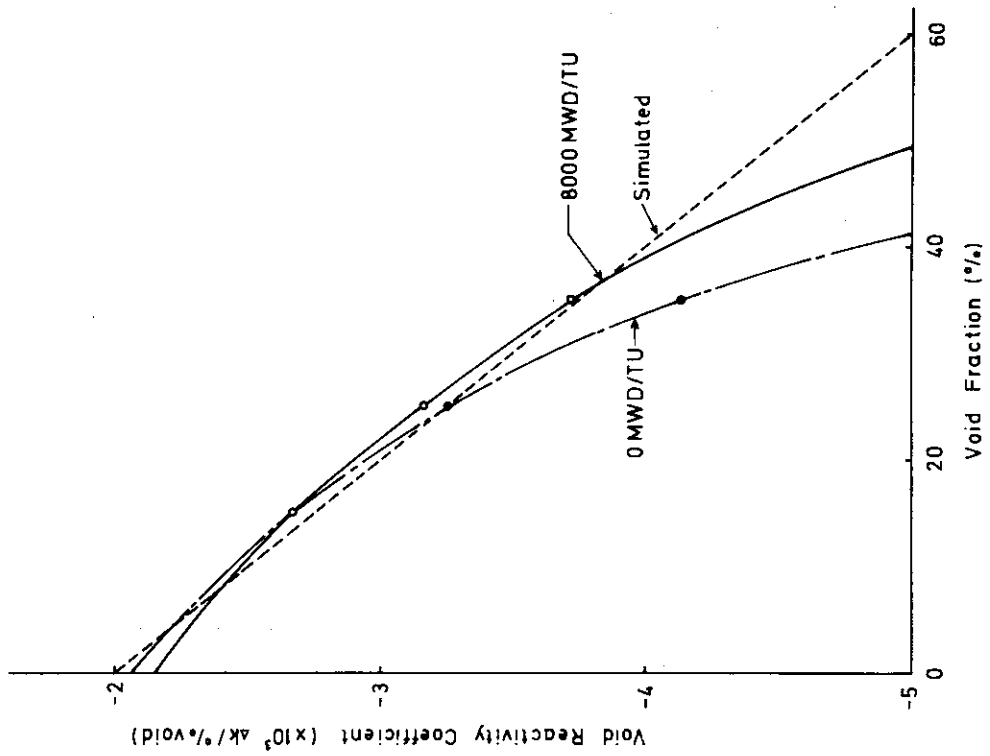


Fig.2.1 Void Reactivity Coefficient

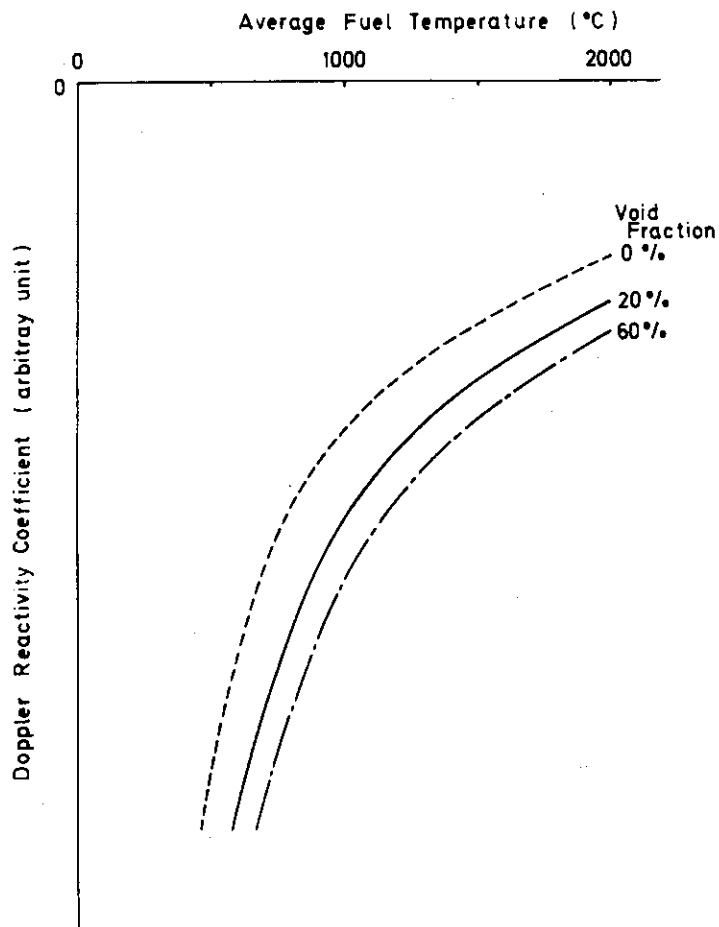


Fig.2.3 Effect Of Steam Void On Doppler Reactivity Coefficient

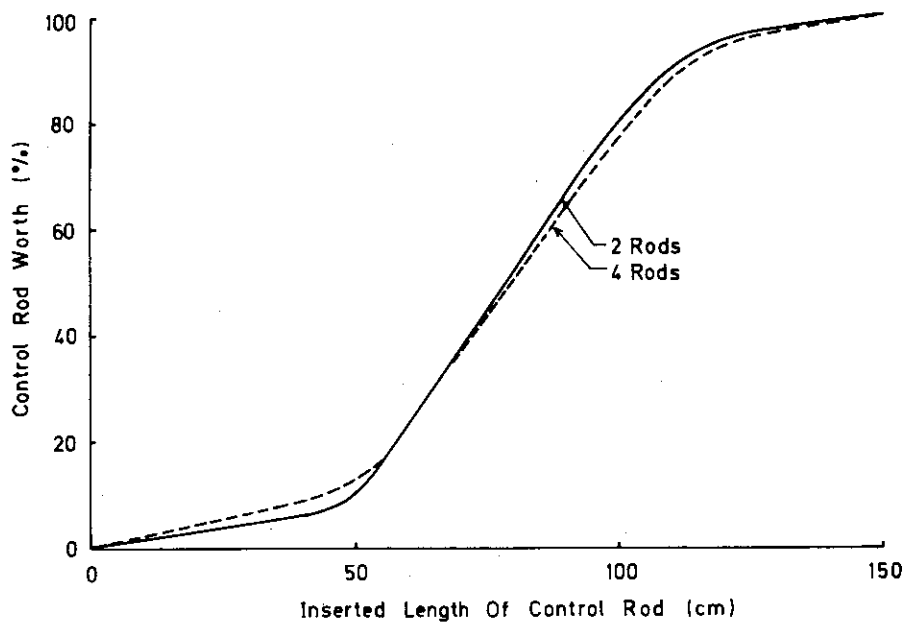


Fig.2.4 Control Rod Worth

$$\frac{\beta_i}{\ell} N^* - \lambda_i C_i^* = 0 \quad (2.2.3)$$

であることから(2.2.1)(2.2.2)式は次のように表わされる。

$$\ell \frac{d}{dt} [N] = (\rho - \beta) [N] + \sum_{i=1}^6 \beta_i [C_i] \quad (2.2.4)$$

$$\frac{d}{dt} [C_i] = \lambda_i ([N] - [C_i]) \quad (i=1, 6) \quad (2.2.5)$$

ℓ , β_i , β および λ_i は次の値を用いる。但し, β , β_i は実効的な値である。

i	β_i	λ_i
1	2.60×10^{-4}	0.0124
2	1.50×10^{-3}	0.0305
3	1.35×10^{-3}	0.1114
4	2.94×10^{-3}	0.3012
5	9.90×10^{-4}	1.1363
6	2.20×10^{-4}	3.0120

$$\ell = 9.80 \times 10^{-5} \text{ sec}$$

$$\beta = 7.26 \times 10^{-3}$$

このように ℓ が β に比べて十分小さい場合には(2.2.4)式で

$$\ell \frac{d}{dt} [N] = 0 \quad (2.2.6)$$

とおくことによって計算を極めて簡略化することができる。その結果計算式は

$$[N] = \frac{1}{\beta - \rho} \sum_{i=1}^6 \beta_i [C_i] \quad (2.2.7)$$

$$\frac{d}{dt} [C_i] = \lambda_i ([N] - [C_i]) \quad (i=1, 6) \quad (2.2.8)$$

この近似は $\beta - \rho$ が ℓ よりも1桁以上大きい場合、すなわち反応度が 6×10^{-3} (約0.9%) 以下の場合には実際上十分よい近似である。また反応度がさらに大きい場合には $[N]$ の変動をやや大きめに算出することになる。

2.3 核熱出力

炉心平均の中性子束が N の場合、核分裂によるエネルギーの放出割合 Q_N は

$$Q_N = K_N \cdot N \quad (2.3.1)$$

で表わされ、JPDR-IIの場合にはこのうち9.6%が燃料棒内で、2.75%が燃料チャンネル内の水中で発生するものとすれば、それぞれ Q_{NF} , Q_{NC} および Q_{NL} は

$$Q_{NF} = 0.96 K_N N \quad (2.3.2)$$

$$Q_{NC} = 0.0275 K_N N \quad (2.3.3)$$

$$Q_{NL} = 0.0125 K_N N \quad (2.3.4)$$

ここでKは平均中性子束とエネルギー放出割合の関係を示す定数である。

また炉心平均中性子束 N_0 で長時間運転した炉心ではその後の数分間を取扱う場合に次式で近似される崩壊熱が存在する。この式とANS標準式⁽¹⁰⁾との比較をFig. 2.5 に示す。

$$\begin{aligned} Q_D &= \left(0.03 + \frac{0.03}{1+40S} \frac{N}{N_0} \right) (Q_{D0} + Q_{ND}) \\ &= 0.0319 \left(N_0 + \frac{1}{1+40S} N \right) K_N \end{aligned} \quad (2.3.5)$$

(Sはラプラス演算子)

この熱は大部分が燃料棒内で発生するので燃料棒内の合計の熱発生 Q_{FT} は

$$Q_{FT} = Q_{NF} + Q_D = \left\{ \left(0.96 + \frac{0.0319}{1+40S} \right) N + 0.0319 N_0 \right\} K_N \quad (2.3.6)$$

定格状態で運転を継続している場合には

$$Q_{FT}^* = Q_{NF}^* + Q_D^* = 1.0238 K_N N^* \quad (2.3.7)$$

であるから

$$\frac{Q_{FT}}{Q_{FT}^*} = \left(0.93768 + \frac{0.03116}{1+40S} \right) \frac{N}{N^*} + 0.03116 \frac{N_0}{N^*} \quad (2.3.8)$$

計算の単位系すなわち

$$\langle Q_{FT} \rangle = \frac{Q_{FT}}{Q_{FT}^*}, \quad \langle N \rangle = \frac{N}{N^*}$$

で表わすと

$$\langle Q_{FT} \rangle = \left(0.93768 + \frac{0.03116}{1+40S} \right) \langle N \rangle + 0.03116 \langle N \rangle_0 \quad (2.3.9)$$

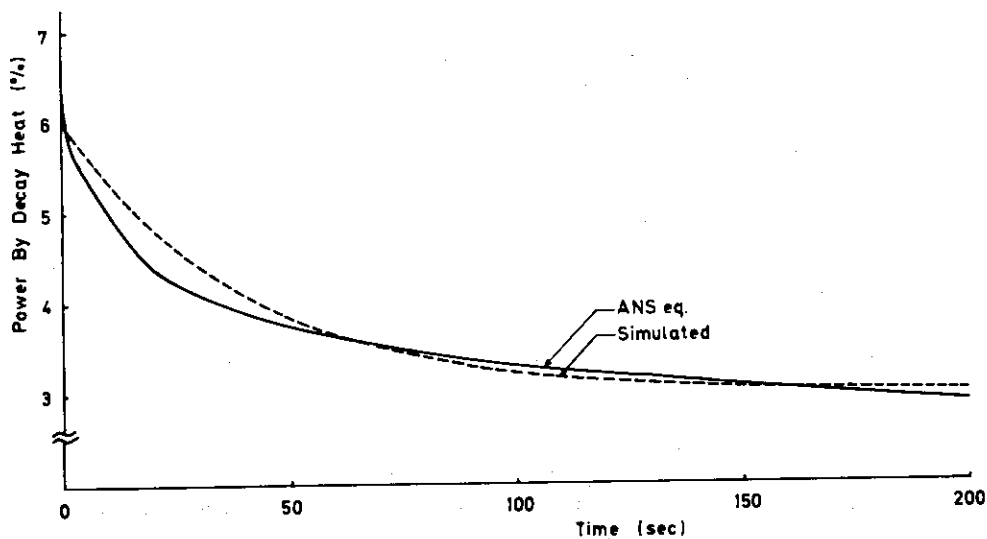


Fig.2.5 Decay Power After Infinite Irradiation

2.4 燃料平均温度および燃料表面平均熱流束

軽水炉等で用いられているセラミックス燃料は中性子の照射を受けると種々の挙動が表われ、未照射燃料に比し物性値、形状等が変化する。プラント動特性解析のようなマクロな形で燃料をモデル化するにはこれをきわめて理想化かつ単純化して、形状一定、ギャップは等間隔として扱う。これは照射効果による核分裂生成ガスおよび核分裂生成物が燃料内部に蓄積しスウェリングをおこしギャップが減少又はペレットが被覆管と接触することを想定すると、上述の解析モデルではオーバーオールな熱伝達係数の増加、燃料の熱時定数の減少にもかかわらず、燃料温度は高く、熱出力の応答はおそく評価することになる。しかしこれらのことがプラント全体の過渡応答に及ぼす効果は極めて小さい。そこでここでは次の様な理想単純モデルで扱う。

燃料ペレットを半径方向に j_{MAX} 等分し、ギャップの熱容量を無視し被覆管を一領域で扱えば次の熱バランス式が成立する。

$$\begin{aligned} \rho_{fj} C_{pfj} V_{fj} \frac{\partial}{\partial t} T_{fj} = & A_{fj-1,j} H_{fj-1,j} (T_{fj-1} - T_{fj}) \\ & - A_{fj,j+1} H_{fj,j+1} (T_{fj} - T_{fj+1}) + Q_{fj} \quad (2.4.1) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho_c C_{pc} V_c \frac{\partial}{\partial t} T_c = & A_{fc} H_{fc} (T_{fjMAX} - T_c) \\ & - A_{cw} H_{cw} (T_c - T_w) \quad (2.4.2) \end{aligned}$$

燃料内の熱伝達係数は隣接する領域の熱伝導度を体積を重みとして平均したものをを用いる。

$$H_{fj,j+1} = \frac{V_{fj} k_f (T_{fj}) + V_{fj+1} k_f (T_{fj+1})}{\Delta r_f (V_{fj} + V_{fj+1})} \quad (2.4.3)$$

燃料ペレットから被覆管への熱伝達係数は次式より求める。

$$\frac{1}{H_{fc}} = \frac{\Delta r_f}{2 k_f (T_{fjMAX})} + \frac{1}{H_g} + \frac{\Delta r_c}{2 k_c (T_c)} \quad (2.4.4)$$

ここでヘリウムギャップの熱伝達係数 $H_g^{(12)}$ はギャップ幅を ΔX とすれば

$$H_g = 8650 \left(\frac{-0.79 \times 10^{-5} T^2 + 0.0344 T + 6.35}{22.56 + \Delta X \times 10^5} \right) \quad (\text{kcal/m}^2 \text{hr}^\circ\text{C})$$

UO_2 燃料⁽¹¹⁾ と Zr_2 被覆管⁽¹²⁾ の熱伝導度は次式を用いる。

$$k_f = \frac{3290}{T+402} + 4.12 \times 10^{-11} (T+273.15)^3 \quad (\text{kcal/m hr}^\circ\text{C})$$

$$k_c = 0.010962T + 10.5462 \quad (\text{kcal/m hr}^\circ\text{C})$$

比熱⁽¹²⁾ は次式を用いる。

$$C_{pf} = 0.8123 \times 10^{-8} T^2 - 0.9556 \times 10^{-6} T + 0.0657 \quad (\text{kcal/kg}^\circ\text{C})$$

$$C_{pc} = 0.25 \times 10^{-3} T + 0.07 \quad (\text{kcal/kg}^\circ\text{C})$$

線膨張率⁽¹³⁾はおのおの次の値を用いる。

$$\text{UO}_2 \dots\dots\dots 1.052 \times 10^{-5} \quad (1/^\circ\text{C})$$

$$\text{Zr}_2 \dots\dots\dots 3.162 \times 10^{-9} T + 5.62 \times 10^{-6} \quad (1/^\circ\text{C})$$

被覆管から冷却材への熱伝達係数 H_{cw} は次式から求める。

$$\frac{1}{H_{cw}} = \frac{\Delta r_c}{2k_c(T_c)} + \frac{1}{H_w} \quad (2.4.5)$$

ここで H_w は燃料表面熱伝達係数であり次の様にして求める。燃料表面熱流束を q 、被覆管表面温度を T_{cs} とすれば

$$q = H_w(T_{cs} - T_w) = \Delta T_s H_w \quad (2.4.6)$$

Jens-Lottes の核沸騰強制対流熱伝達の式⁽¹³⁾を用いると ΔT_s 、 q の間には次の関係がある。

$$\Delta T_s = 0.82 q^{1/4} e^{-\frac{p}{63}} \quad (2.4.7)$$

(2.4.6)式と(2.4.7)式より H_w は次式となる。

$$H_w = \frac{1}{0.82} q^{3/4} e^{\frac{p}{63}} \quad (2.4.8)$$

被覆管表面温度は被覆管外半径を r_{co} 、被覆管中心までの半径を r_{cc} とすれば定常状態では次式で表わされる。

$$T_{cs} = T_c - \frac{q}{k_c} r_{co} \ell_n \frac{r_{cc}}{r_{co}} \quad (2.4.9)$$

被覆管の熱伝導度は大きくかつ被覆管厚さが小さいことから過渡状態にこの関係を用いても十分よい近似である。(2.4.6)式は次式となる。

$$q = (T_c - T_w) / \left\{ \left(\frac{1}{r_{co} H_w} + \frac{1}{k_c} \ell_n \frac{r_{co}}{r_{cc}} \right) r_{co} \right\} \quad (2.4.10)$$

炉心冷却材がサブクール状態になったときは(2.4.8)式の代りに Colburn の式

$$N_u = 0.023 R_e^{0.8} P_r^{0.4} \quad (2.4.11)$$

より $N_u = H_w D_c / k_w$ を用いて次式をうる。

$$H_w = 0.023 R_e^{0.8} P_r^{0.4} \frac{k_w}{D_c} \quad (2.4.12)$$

なお(2.1.3)式に用いる燃料温度による反応度損失計算の平均燃料温度 \bar{T}_f は、(2.4.1)式を積分して求まる各領域の温度を体積平均した値に炉心の軸方向、半径方向の中性子束の分布を考慮してその二乗を重みとして掛けた値とした。

2.5 チャンネル冷却材に与えられる熱

燃料チャンネル内の冷却材に与えられる熱 Q_c は燃料表面から伝達される熱 Q_F と冷却材中で直接発生する熱 Q_{NC} との和である。すなわち

$$\begin{aligned}
 Q_c &= Q_F + Q_{NC} \\
 &= Q_F + 0.0275 \text{ kN} \cdot \text{N}
 \end{aligned}
 \tag{2.5.1}$$

Q_F は (2.4.10) 式に伝熱面積をかけて求める。

計算の単位系すなわち

$$[Q_c] = \frac{Q_c}{Q_c^*} \quad [Q_F] = \frac{Q_F}{Q_F^*} \quad [N] = \frac{N}{N^*}$$

を用いれば

$$[Q_c] = \frac{Q_F^*}{Q_c^*} [Q_F] + \frac{0.0275 \text{ kN} \cdot \text{N}^*}{Q_c^*} [N]
 \tag{2.5.2}$$

ここで (2.3.8) 式を用いると

$$Q_c^* = Q_F^* + Q_{NC}^* = 1.0513 \text{ kN} \cdot \text{N}^*
 \tag{2.5.3}$$

であるから (2.3.7) 式は次式となる

$$[Q_c] = 0.97384 [Q_F] + 0.02616 [N]
 \tag{2.5.4}$$

2.6 炉心漏洩領域冷却材に与えられる熱

炉心漏洩領域の冷却材に与えられる熱 Q_L はチャンネルボックスを通しての熱の伝達を無視すると (2.3.4) 式より

$$Q_L = Q_{NL} = 0.0125 \text{ kN}
 \tag{2.6.1}$$

計算の単位系すなわち

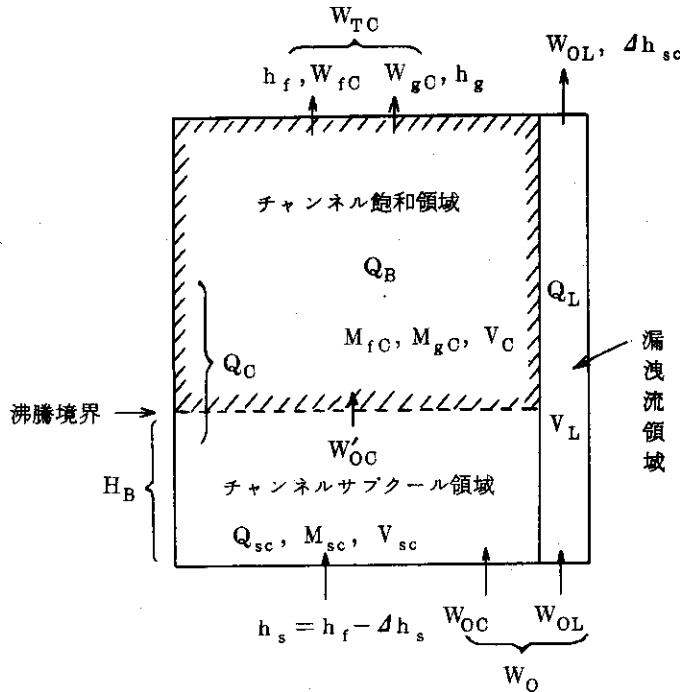
$$[Q_L] = \frac{Q_L}{Q_L^*} \quad [N] = \frac{N}{N^*}$$

を用いて次式を得る。

$$[Q_L] = [N]
 \tag{2.6.2}$$

2.7 炉心熱水力特性

炉心熱力学特性は図のようにチャンネル飽和領域、チャンネルサブクール領域及び漏洩流領域の3領域に分割して取扱う



2.7.1 流量配分

炉心漏洩流領域に流れ込む冷却材流量 W_{OL} の炉心入口冷却材全流量 W_0 に対する割合を η とすると

$$W_{OL} = \eta W_0 \quad (2.7.1)$$

$$W_{OC} = (1 - \eta) W_0 \quad (2.7.2)$$

η についての JPDR-II の設計計算⁽⁷⁾ 結果は W_0 の関数として Fig. 2.6 で示されこれを次式で模擬する。

$$\eta = \begin{cases} 0.11820 \{ 1 - 7.600 \exp(-5.5877 \times 10^{-3} W_0) \} & : W_0 > 383 \text{ kg/sec} \\ 0.0125 & : W_0 \leq 383 \text{ kg/sec} \end{cases} \quad (2.7.3)$$

計算の単位系、すなわち

$$\langle W_{OL} \rangle = \frac{W_{OL}}{W_{OL}^*}, \quad \langle W_{OC} \rangle = \frac{W_{OC}}{W_{OC}^*}, \quad \langle W_0 \rangle = \frac{W_0}{W_0^*}, \quad \langle \eta \rangle = \eta, \quad \eta^* = \frac{W_{OL}^*}{W_0^*}$$

で表わすと

$$\langle W_{OL} \rangle = \frac{\langle \eta \rangle}{\eta^*} \langle W_0 \rangle \quad (2.7.4)$$

$$\langle W_{OC} \rangle = \frac{1 - \langle \eta \rangle}{1 - \eta^*} \langle W_0 \rangle \quad (2.7.5)$$

2.7.2 チャンネルサブクール領域

チャンネルサブクール領域に，質量，体積およびエネルギーの保存則を適用すると次の結果が得られる。

$$W'_{OC} = W_{OC} - \frac{v_f \bar{v}_{sc}}{v_f v_{sc}} \frac{dV_{sc}}{dt} + \frac{M_{sc}}{\bar{v}_{sc}} \left(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial \bar{T}_{sc}} \right)_p \frac{d\bar{T}_{sc}}{dt} + \frac{M_{sc}}{\bar{v}_{sc}} \left(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial p} \right)_p \frac{dp}{dt} \quad (2.7.7)$$

$$Q_{sc} = h_f W'_{oc} - h_s W_{oc} - \frac{h_f \bar{v}_{sc} v_f}{v_f \bar{v}_{sc}} \frac{dV_{sc}}{dt} + M_{sc} \left\{ \bar{C}_{p,sc} - \frac{h_{sc}}{v_{sc}} \left(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial T_{sc}} \right)_p \frac{dT_s}{dt} - M_{sc} \left\{ \frac{\bar{T}_{sc}}{J} \left(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial \bar{T}_{sc}} \right)_p + \frac{\bar{h}_{sc}}{v_{sc}} \left(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial p} \right)_T \right\} \frac{dp}{dt} \right. \quad (2.7.8)$$

ここで V_{sc} および M_{sc} は

$$\int_0^{H_B} q_c(z, t) dz = Q_{sc} \quad (2.7.9)$$

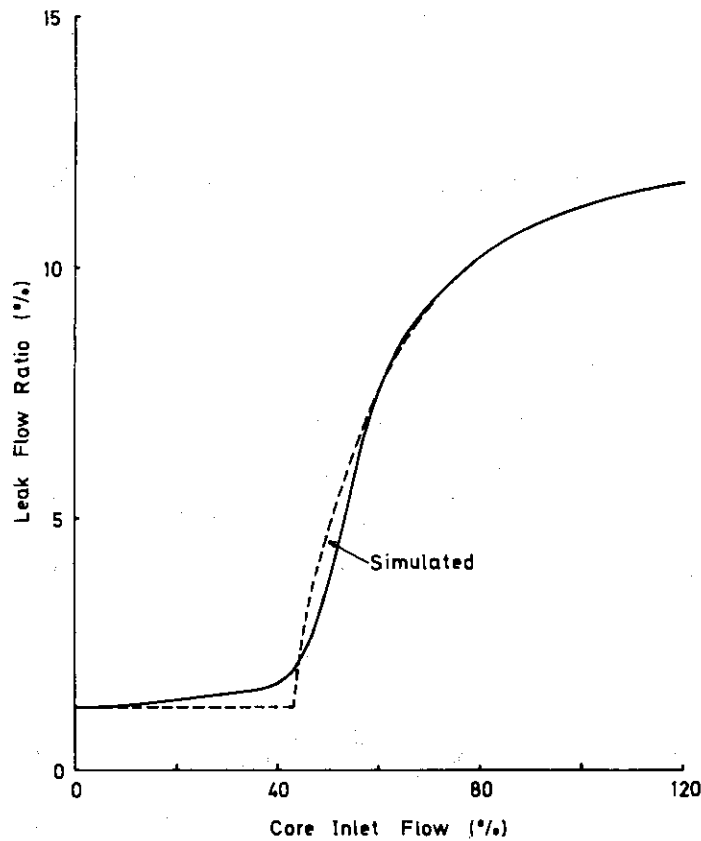


Fig.26 Flow Distribution

$$V_{sc} = A_{sc} H_B \quad (2.7.10)$$

$$M_{sc} = V_{sc} / \bar{v}_{sc} \quad (2.7.11)$$

J PDR-II の場合 $v_f - \bar{v}_{sc}$, $(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial T_{sc}})_p$ および $(\frac{\partial \bar{v}_{sc}}{\partial p})_T$ が極めて小さいこと, および冷却材のサブクール通過時間が極めて短い(定格状態で約 0.2 秒)ことを考慮すると W_{oc} および Q_{sc} は次のように簡略化できる。

$$W'_{oc} = W_{oc} \quad (2.7.12)$$

$$Q_{sc} = (h_f - h_s) W_{oc} = \Delta h_s W_{oc} \quad (2.7.13)$$

また, チャンネル内で冷却材に与えられる熱量 $q_c(z, t)$ が時間と空間に分離できるとすると

$$q_c(z, t) = Q_c(t) Q_H(z) \quad (2.7.14)$$

$$\begin{aligned} Q_{sc} &= \int_0^{H_B} q_c(z, t) dz \\ &= Q_c(t) \int_0^{H_B} Q_H(z) dz \end{aligned} \quad (2.7.15)$$

J PDR-II の定格時の平均的チャンネルでの出力分布は次のように表わされる。

$$\begin{aligned} \int_0^H Q_H(z) dz &= 0.98377H^2 + 0.28250H & 0 < H < 0.5 \\ &= -0.43272H^2 + 1.48342H - 0.24634 & 0.5 < H < 1.467 \end{aligned} \quad (2.7.16)$$

(H は m 単位)

沸騰開始点 H_B は

$$\int_0^{H_B} Q_H(z) dz = \frac{Q_{sc}}{Q_c} \div \frac{\Delta h_s W_{oc}}{Q_c} \quad (2.7.17)$$

の解である。すなわち計算の単位系

$$[H_B] = H_B \text{ (m)}, [\Delta h_s] = \Delta h_s \text{ (kcal/kg)}, [W_{oc}] = \frac{W_{oc}}{W_{oc}^*}, [Q_c] = \frac{Q_c}{Q_c^*}$$

で表わすと

$$\begin{aligned} [H_B] &= -0.14358 + \left(0.020615 + \frac{W_{oc}^*}{0.98377Q_c^*} \frac{[\Delta h_s][W_{oc}]}{[Q_c]} \right)^{\frac{1}{2}} & 0 \leq [H_B] < 0.5 \\ &= 1.71406 - \left(2.36873 - \frac{W_{oc}^*}{0.43272Q_c^*} \frac{[\Delta h_s][W_{oc}]}{[Q_c]} \right)^{\frac{1}{2}} & 0.5 \leq [H_B] \leq 1.467 \end{aligned} \quad (2.7.18)$$

$[H_B] = 0$ は炉心入口ですでに飽和状態になっていることを表わし, $[H_B] = 1.467$ は炉心がすべてサブクール状態にあることを表わしている。この場合には次のようにして炉心出口エンタルピ h_{co} を求める。炉心の平均エンタルピを h_{cav} とすると

$$h_{cav} = \int \frac{v_{sc}}{V_{co} - V_L} \{ (h_s - h_{co}) W_{oc} + Q_c \} dt \quad (2.7.19)$$

$$h_{co} = \frac{2}{1 + \frac{r_{cs}}{2} S} h_{cav} - \frac{1}{1 + r_{cs} S} h_s \quad (2.7.20)$$

$$\tau_{cs} = \frac{V_{co} - V_L}{v_{sc} W_{00}} \quad (2.7.21)$$

$\langle h_{cav} \rangle = h_{cav}$ (kcal/kg), $\langle h_{co} \rangle = h_{co}$ (kcal/kg), $\langle \tau_{cs} \rangle = \tau_{cs}$ (sec)を用いて表わすと,

$$\langle h_{cav} \rangle = \int \frac{v_{sc}}{V_{co} - V_L} \{ \langle h_s \rangle - \langle h_{co} \rangle W_{00}^* (W_{00}) + Q_c^* (Q_c) \} dt \quad (2.7.22)$$

$$\langle h_{co} \rangle = \frac{2}{1 + \frac{\langle \tau_{cs} \rangle}{2} S} \langle h_{cav} \rangle - \frac{1}{1 + \langle \tau_{cs} \rangle S} \langle h_s \rangle \quad (2.7.23)$$

$$\langle \tau_{cs} \rangle = \frac{V_{co} - V_L}{v_{sc} W_{00}^* (W_{00})} \quad (2.7.24)$$

2.7.3 チャンネル飽和領域

沸騰境界が時間的に変動するチャンネル飽和領域に質量, 体積およびエネルギーの保存則を適用すると結果的には次のように境界が変動しない場合と同じ形で表わされる。

$$Q_b + \frac{h_{fg} \cdot v_f}{v_{fg}} (W_{00} - W_{TC}) - h_{fg} W_{g0} - D_c \frac{dp}{dt} = 0 \quad (2.7.25)$$

ここで

$$\left. \begin{aligned} Q_b &= Q_c - Q_{sc} & : Q_c - Q_{sc} > 0 \\ &= 0 & : Q_c - Q_{sc} \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.7.26)$$

$$D_c = \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fc} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gc} - \frac{V_c}{J} \quad (2.7.27)$$

JPDR-IIでは漏洩流領域にポイドが生ずるのは極めて限られた場合である。ポイドがすべてチャンネル内にあるとして M_{fc} , M_{gc} および V_c は時間の関数として次のように求められる。

$$\begin{aligned} M_{fc} &= \frac{1}{v_f} \{ (1 - \bar{R}_g) V_{co} - V_L - V_{sc} \} \\ &= \frac{V_{co} - V_L}{v_f} \left(1 - \frac{V_{co}}{V_{co} - V_L} \bar{R}_g - \frac{H_B}{H_c} \right) \end{aligned} \quad (2.7.28)$$

$$M_{gc} = \frac{1}{v_g} \bar{R}_g V_{co} \quad (2.7.29)$$

$$\begin{aligned} V_c &= V_{co} - V_L - v_{sc} \\ &= (V_{co} - V_L) \left(1 - \frac{H_B}{H_c} \right) \end{aligned} \quad (2.7.30)$$

また, 炉心平均ポイド体積率 \bar{R}_g は質量および体積保存則より $v_f \neq v_{sc}$ を用いると次式で表わされる。

$$\bar{R}_g = \frac{1}{V_{c0} \left(\frac{1}{v_f} - \frac{1}{v_g} \right)} \int (W_{TC} - W_{O0}) dt \quad (2.7.31)$$

以上の関係があるので \bar{R}_g と X_C の関係を導入すれば (2.7.25) 式の W_{g0} と W_{TC} が分離され、同時に W_{f0} , W_{g0} が次式で求められる。

$$W_{f0} = (1 - X_C) W_{TC} = W_{TC} - W_{g0} \quad (2.7.32)$$

$$W_{g0} = X_C W_{TC} \quad (2.7.33)$$

平衡状態における \bar{R}_g と X_C^+ の関係、いわゆるボイドマップは JPDR-II の場合 Fig. 2.7 で表わされこれを次のように模擬する。

$$\left. \begin{aligned} \bar{R}_g &= \bar{R}_{g1} & : X_C^+ < 0.14380 & \text{ and } & \bar{R}_{g1} \leq \bar{R}_{g2} \\ &= \bar{R}_{g2} & : X_C^+ < 0.14380 & \text{ and } & \bar{R}_{g1} > \bar{R}_{g2} \\ &= \bar{R}_{g3} & : X_C^+ > 0.14380 \end{aligned} \right\} \quad (2.7.34)$$

$$\bar{R}_{g1} = (4.78 - 0.12 \Delta h'_s) \frac{X_C^+}{1 + 4.40 X_C^+} \quad (2.7.35)$$

$$\bar{R}_{g2} = 0.97868 X_C^+ + 0.12926 \quad (2.7.36)$$

$$\bar{R}_{g3} = 0.33774 X_C^+ + 0.22143 \quad (2.7.37)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta h'_s &= \Delta h_s & : \Delta h_s < 10 \\ &= 10 & : \Delta h_s \geq 10 \end{aligned} \right\} \quad (2.7.38)$$

\bar{R}_g と X_C の関係が平衡に達するのに時定数 τ_c を要するものとする

$$X_c = \frac{1}{1 + \tau_c S} X_c^+ \quad (2.7.39)$$

ボイド発生および分布が炉心上部にかたよっていること、および圧力がボイドに与える効果は即時的であること、などを考慮して τ_c としては冷却材の炉心飽和部通過時間の $1/2$ をとることにする。すなわち

$$\tau_c = \frac{1}{2} \frac{M_{TC}}{W_{TC}} \quad (2.7.40)$$

以上の関係を計算の単位系、すなわち

$$\langle W_{TC} \rangle = \frac{W_{TC}}{W_{TC}^*}, \quad \langle W_{g0} \rangle = \frac{W_{g0}}{W_{g0}^*}, \quad \langle W_{f0} \rangle = \frac{W_{f0}}{W_{f0}^*}, \quad \langle W_{O0} \rangle = \frac{W_{O0}}{W_{O0}^*},$$

$$\langle M_{TC} \rangle = \frac{M_{TC}}{M_{TC}^*}, \quad \langle M_{f0} \rangle = \frac{M_{f0}}{M_{f0}^*}, \quad \langle M_{g0} \rangle = \frac{M_{g0}}{M_{g0}^*}, \quad \langle D_c \rangle = \frac{D_c}{D_c^*},$$

$$\langle V_c \rangle = V_c, \quad \langle \bar{R}_g \rangle = 100 \bar{R}_g, \quad \langle X_c \rangle = 100 X_c^+, \quad \langle X_C \rangle = 100 X_C,$$

$$\langle \Delta h_s \rangle = \Delta h'_s, \quad \langle \Delta h'_s \rangle = \Delta h'_s, \quad \langle P \rangle = P, \quad \langle H_B \rangle = H_B$$

を用いて表わし整理すると、

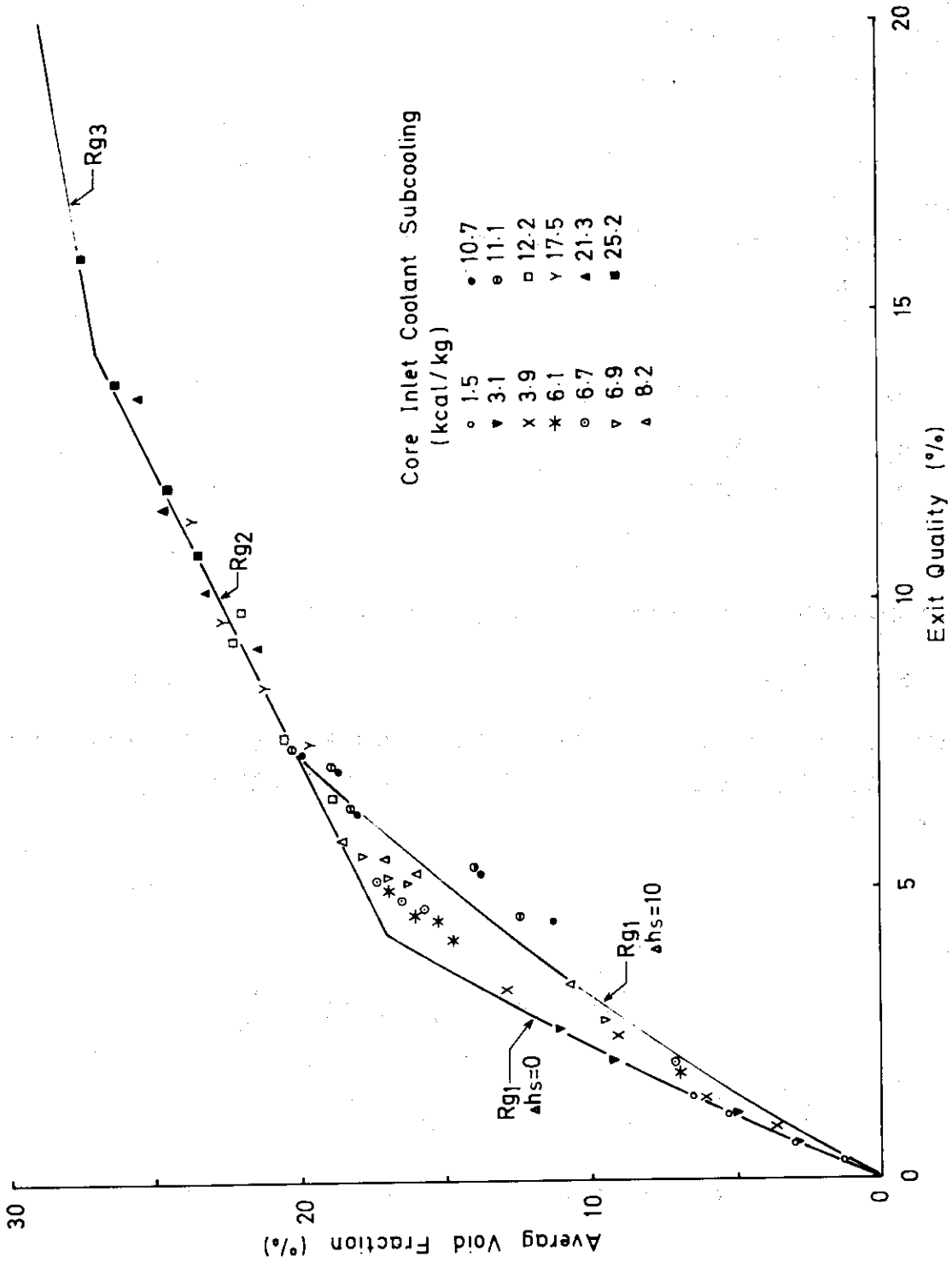


Fig.2.7 Void Map

$$\begin{aligned} \langle W_{TO} \rangle = & \frac{v_{fg}}{h_{fg} v_f W_{TO}^*} \left\{ Q_b^* \langle Q_b \rangle + \frac{h_{fg} v_f}{v_{fg}} W_{OO}^* \langle W_{OO} \rangle - h_{fg} W_{gO}^* \langle W_{gO} \rangle \right. \\ & \left. - D_c^* \langle D_c \rangle - \frac{d}{dt} \langle P \rangle \right\} \end{aligned} \quad (2.7.41)$$

$$\begin{aligned} \langle Q_b \rangle = & \frac{Q_c^*}{Q_b^*} \langle Q_c \rangle - \frac{W_{OO}^*}{Q_b^*} \langle \Delta h_s \rangle \langle W_{OO} \rangle & : \langle Q_b \rangle \geq 0 \\ = 0 & & : \langle Q_b \rangle < 0 \end{aligned} \quad (2.7.42)$$

$$\begin{aligned} \langle D_c \rangle = & \frac{1}{D_c^*} \left\{ \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fO}^* \langle M_{fO} \rangle + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gO}^* \langle M_{gO} \rangle \right. \\ & \left. - \frac{1}{J} \langle V_c \rangle \right\} \end{aligned} \quad (2.7.43)$$

$$\langle M_{fO} \rangle = \frac{V_{co} - V_L}{M_{fO}^* v_f} \left(1 - 0.01 \frac{V_{co}}{V_{co} - V_L} \langle \bar{R}_g \rangle - \frac{1}{H_c} \langle H_B \rangle \right) \quad (2.7.44)$$

$$\langle M_{gO} \rangle = \frac{V_{co}}{M_{gO}^* v_g} 0.01 \langle \bar{R}_g \rangle \quad (2.7.45)$$

$$\langle M_{TO} \rangle = \frac{M_{fO}^*}{M_{TO}^*} \langle M_{fO} \rangle + \frac{M_{gO}^*}{M_{TO}^*} \langle M_{gO} \rangle \quad (2.7.46)$$

$$\langle V_c \rangle = \frac{V_{co} - V_L}{V_c^*} \left(1 - \frac{1}{H_c} \langle H_B \rangle \right) \quad (2.7.47)$$

$$\langle \bar{R}_g \rangle = \frac{100 W_{OO}^*}{V_{co} \left(\frac{1}{v_f} - \frac{1}{v_g} \right)} \int (\langle W_{TO} \rangle - \langle W_{OO} \rangle) dt \quad (2.7.48)$$

$$\begin{aligned} \langle X_C^+ \rangle = \langle X_{C1}^+ \rangle & : \langle \bar{R}_g \rangle < 27.0 \quad \text{and} \quad \langle X_{C1}^+ \rangle \geq \langle X_{C2}^+ \rangle \\ = \langle X_{C2}^+ \rangle & : \langle \bar{R}_g \rangle < 27.0 \quad \text{and} \quad \langle X_{C1}^+ \rangle < \langle X_{C2}^+ \rangle \\ = \langle X_{C3}^+ \rangle & : \langle \bar{R}_g \rangle \geq 27.0 \end{aligned} \quad (2.7.49)$$

$$\langle X_{C1}^+ \rangle = \frac{\langle \bar{R}_g \rangle}{4.78 - 0.12 \langle \Delta h_s \rangle - 0.044 \langle \bar{R}_g \rangle} \quad (2.7.50)$$

$$\langle X_{C2}^+ \rangle = 1.02178 \langle \bar{R}_g \rangle - 13.208 \quad (2.7.51)$$

$$\langle X_{C3}^+ \rangle = 2.96086 \langle \bar{R}_g \rangle - 65.5631 \quad (2.7.52)$$

$$\begin{aligned} \langle \Delta h_s' \rangle = \langle \Delta h_s \rangle & : \langle \Delta h_s \rangle \leq 10.0 \\ = 10.0 & : \langle \Delta h_s \rangle > 10.0 \end{aligned} \quad (2.7.53)$$

$$\langle X_C \rangle = \frac{1}{1 + \langle \tau_c \rangle S} \langle X_C^+ \rangle \quad (2.7.54)$$

$$\langle \tau_c \rangle = \frac{1}{2} \frac{M_{TC}^* \langle M_{TC} \rangle}{W_{TC}^* \langle W_{TC} \rangle} \quad (2.7.55)$$

$$\langle W_{fC} \rangle = \frac{W_{TC}^*}{W_{fC}^*} \langle W_{TC} \rangle - \frac{W_{gC}^*}{W_{fC}^*} \langle W_{gC} \rangle \quad (2.7.56)$$

$$\langle W_{gC} \rangle = 0.01 \frac{W_{TC}^*}{W_{gC}^*} \langle X_C \rangle \langle W_{TC} \rangle \quad (2.7.57)$$

以上の関係は、炉心チャンネル内がすべてサブクールになった場合にも成立する。この場合、上式より次のようになり物理的意味を満足している。

$$\left. \begin{aligned} \langle H_B \rangle &= 1.467 \\ \langle R_g \rangle &= 0, \langle X_C \rangle = 0 \\ \langle W_{TC} \rangle &= \langle W_{OC} \rangle \\ \langle W_{gC} \rangle &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.7.58)$$

また同様に炉心入口ですでに二相流の場合にも成立する。この場合 Δh_s は飽和水エンタルピから二相流エンタルピを差し引いた量で負の値になっている。

2.7.4 冷却材の流速がおそい場合のチャンネル飽和領域の取扱い

再循環ポンプがトリップした場合のように冷却材の流速が非常に遅くなった場合にはボイドのスリップ比の考え方は適用できない。このような場合にはボイドのスリップ速度の考え方が適当である。ここではWilsonの相関による気泡離脱速度⁽¹⁴⁾を用いる。これは次のような実験式で表わされる。ボイド率を α 、水力直径を D_e (m) 気相、液相の密度をそれぞれ ρ_g, ρ_f (kg/m³) とすると u_B (m/sec) は

$$u_{B1} = \left(\frac{\alpha}{0.136 \alpha b} \right)^{1.78} (g D_e b^{0.19})^{0.5} \quad (2.7.59)$$

$$u_{B2} = \left(\frac{\alpha}{0.75 \alpha b} \right)^{0.78} (g D_e b^{0.19})^{0.5} \quad (2.7.60)$$

$$\left. \begin{aligned} u_B &= u_{B1} : u_{B1} \geq u_{B2} \\ u_B &= u_{B2} : u_{B1} < u_{B2} \end{aligned} \right\} \quad (2.7.61)$$

ここで

$$a = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32}$$

$$b = \left\{ \frac{1}{D_e} \left(\frac{\sigma}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.5} \right\}^{0.19}$$

$$\sigma = 1.2401 \times 10^{-5} (668 - 1.8 T_{sat}) \quad (\text{kg/m})$$

Fig. 2.8に60 kg/cm²における気泡離脱速度とボイド率の関係を水力直径をパラメータと

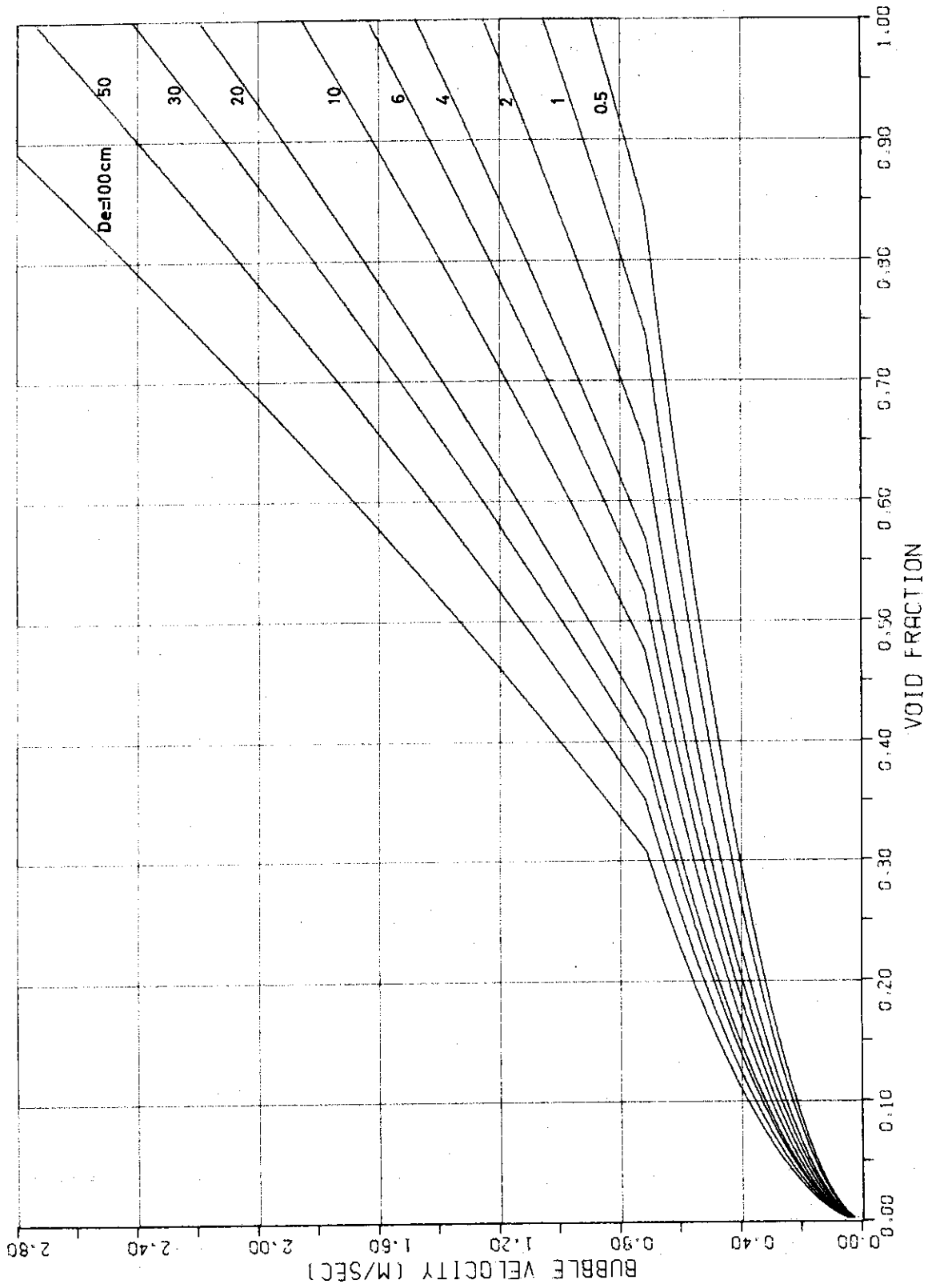


Fig.2.8 Bubble Rise Velocity By Wilson's Correlation (at 60 kg/cm²g)

して示した。

気泡の離脱速度を u_{BC} (m/sec) とすると

$$u_{gc} = u_{fc} + u_{BC} \quad (2.7.62)$$

ここで u_{gc} : 炉心出口での気相の速度 (m/sec)

u_{fc} : 炉心出口での液相の速度 (m/sec)

気相および液相の炉心出口での質量流量は次式で与えられる。

$$W_{gC} = \rho_g A_c f_c u_{gc} \quad (2.7.63)$$

$$W_{fC} = \rho_f A_c (1 - f_c) u_{fc} \quad (2.7.64)$$

ここで、

A_c : 炉心出口流量断面積 (m²)

f_c : 炉心出口ボイド体積率

以上の3式と $W_{TC} = W_{gC} + W_{fC}$ の関係より次式がえられる。

$$W_{gC} = \frac{\rho_g f_c}{\rho_f + \rho_{fg} f_c} \{ W_{TC} + u_{BC} \rho_f A_c (1 - f_c) \} \quad (2.7.65)$$

$$u_{gc} = \frac{1}{A_c (\rho_f + \rho_{fg} f_c)} \{ W_{TC} + u_{BC} \rho_f A_c (1 - f_c) \} \quad (2.7.66)$$

炉心出口ボイド体積率 f_c は次のように近似して扱う。

$$f_c = \frac{1}{1 + \tau_{c2} S} (2\bar{R}_g) \quad (2.7.67)$$

$$\tau_{c2} = \frac{H_c}{4} \frac{1}{u_{gc}} \quad (2.7.68)$$

冷却材流速が速い時にはスリップ比、遅い場合にはスリップ速度の考え方を適用するために (2.7.33) 式を次のようにする。

$$W_{gC} = K_{cs} X_c W_{TC} + (1 - K_{cs}) \frac{\rho_g f_c}{\rho_f + \rho_{fg} f_c} \{ W_{TC} + u_{BC} \rho_f A_c (1 - f_c) \} \quad (2.7.69)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{cs} = 1 & : W_{gC1} \geq W_{gC2} \\ = 0 & : W_{gC1} < W_{gC2} \end{aligned} \right\} \quad (2.7.70)$$

ここで W_{gC1}, W_{gC2} はそれぞれスリップ比およびスリップ速度で計算した炉心出口蒸気質量流量であり、次の通りである。

$$W_{gC1} = X_c W_{TC} \quad (2.7.71)$$

$$W_{gC2} = \frac{\rho_g f_c}{\rho_f + \rho_{fg} f_c} \{ W_{TC} + u_{BC} \rho_f A_c (1 - f_c) \} \quad (2.7.72)$$

ここでスリップ比による計算は前節の各式を用いる。計算の単位系すなわち

$$\langle W_{gO} \rangle = \frac{W_{gO}}{W_{gO}^*}, \langle W_{TC} \rangle = \frac{W_{TC}}{W_{TC}^*}, \langle u_{gc} \rangle = u_{gc} \text{ (m/sec)}, \langle \tau_{c2} \rangle = \tau_{c2} \text{ (sec)},$$

$$\langle f_c \rangle = 100 f_c, \langle \bar{R}_g \rangle = 100 \bar{R}_g, \langle K_{cs} \rangle = K_{cs}$$

を用いて整理すると

$$\langle W_{gO} \rangle = \left\{ 0.01 \langle X_O \rangle \langle K_{cs} \rangle + \langle C_{gc1} \rangle (1 - \langle K_{cs} \rangle) \right\} \frac{W_{TC}^*}{W_{gO}^*} \langle W_{TC} \rangle + \frac{1}{W_{gO}^*} \langle C_{gc2} \rangle (1 - \langle K_{cs} \rangle) \quad (2.7.73)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle K_{cs} \rangle &= 1 & : \langle W_{gO1} \rangle \geq \langle W_{gO2} \rangle \\ &= 0 & : \langle W_{gO1} \rangle < \langle W_{gO2} \rangle \end{aligned} \right\} \quad (2.7.74)$$

$$\langle W_{gO1} \rangle = 0.01 \frac{W_{TC}^*}{W_{gO}^*} \langle X_O \rangle \langle W_{TC} \rangle \quad (2.7.75)$$

$$\langle W_{gO2} \rangle = \frac{W_{TC}^*}{W_{gO}^*} \langle C_{gc1} \rangle \langle W_{TC} \rangle + \frac{1}{W_{gO}^*} \langle C_{gc2} \rangle \quad (2.7.76)$$

$$\langle C_{gc1} \rangle = 0.01 \rho_g \langle f_c \rangle \langle \bar{V}_c \rangle \quad (2.7.77)$$

$$\langle C_{gc2} \rangle = 0.2 \rho_f A_c (1 - 0.01 \langle f_c \rangle) \langle C_{gc1} \rangle \quad (2.7.78)$$

$$\langle \bar{V}_c \rangle = \frac{1}{\rho_f + 0.01 \rho_f \langle f_c \rangle} \quad (2.7.79)$$

$$\langle f_c \rangle = \frac{1}{1 + \langle \tau_{c2} \rangle S} \langle \bar{R}_g \rangle \quad (2.7.80)$$

$$\langle \tau_{c2} \rangle = \frac{H}{4} \frac{1}{\langle u_{gc} \rangle} \quad (2.7.81)$$

$$\langle u_{gc} \rangle = \langle \bar{V}_c \rangle \left\{ \frac{W_{TC}^*}{A_c} \langle W_{TC} \rangle + u_{BC} \rho_f \langle f_c \rangle - 0.01 u_{gc} \rho_f \langle f_c \rangle \right\} \quad (2.7.82)$$

2.7.5 炉心漏洩流領域

JPDR-IIにおいては炉心漏洩流領域でボイドが発生するのは再循環流量が定格の50%以下の場合であり、またもしここでボイドが発生しても核的および流体的にその効果は小さいのでこの領域についてはエネルギー保存のみを考える。この領域の平均のエンタルピを h_{LaV} 、出口エンタルピを h_{LO} としチャンネル領域との熱の受授はないとすると

$$h_{LaV} = \int \frac{V_{sc}}{V_L} \{ W_{OL} (h_s - h_{LO}) + Q_L \} dt \quad (2.7.83)$$

$$h_{LO} = \frac{2}{1 + \frac{\tau_L}{2} S} h_{LaV} - \frac{1}{1 + \tau_L S} h_s \quad (2.7.84)$$

$$\tau_L = \frac{V_L}{v_{sc} W_{OL}} \quad (2.7.85)$$

ここで τ_L は流体の領域通過時間である。出口におけるサブクーリングを Δh_{sc} とすれば

$$\Delta h_{sc} = h_f - h_{LO} \quad (2.7.86)$$

$\langle h_{LaV} \rangle = h_{LaV}$ (kcal/kg), $\langle h_{LO} \rangle = h_{LO}$ (kcal/kg), $\langle \Delta h_{sc} \rangle = \Delta h_{sc}$ (kcal/kg),
 $\langle \tau_L \rangle = \tau_L$ (sec) なる単位を用いると

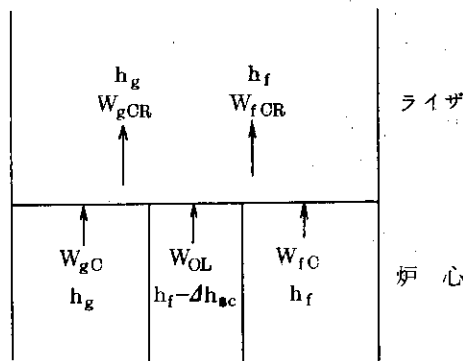
$$\langle h_{LaV} \rangle = \int \frac{v_{sc}}{V_L} \{ W_{OL}^* (W_{OL}) (\langle h_s \rangle - \langle h_{LO} \rangle) + Q_L^* (Q_L) \} dt \quad (2.7.87)$$

$$\langle h_{LO} \rangle = \frac{2}{1 + \frac{\langle \tau_L \rangle}{2}} \langle h_{LaV} \rangle - \frac{1}{1 + \langle \tau_L \rangle S} \langle h_s \rangle \quad (2.7.88)$$

$$\langle \tau_L \rangle = \frac{V_L}{v_{sc} W_{OL}^* (W_{OL})} \quad (2.7.89)$$

$$\langle \Delta h_{sc} \rangle = h_f - \langle h_{LO} \rangle \quad (2.7.90)$$

2.8 ライザ入口熱水力特性



ライザ入口で燃料チャンネルからの2相流は漏洩流のサブクール水と混合する。炉心とライザの境界においてエネルギーのバランスをとることにより

$$\left. \begin{aligned} W_{gCR} &= W_{gC} - \frac{\Delta h_{sc}}{h_{fg}} W_{OL} & : W_{gC} - \frac{\Delta h_{sc}}{h_{fg}} W_{OL} > 0 \\ &= 0 & : W_{gC} - \frac{\Delta h_{sc}}{h_{fg}} W_{OL} \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.8.1)$$

$$W_{fCR} = W_{fC} + W_{OL} - W_{gCR}$$

W_{gCR} は次のように表わすことができる。

$$W_{gCR} = \left(W_{gC} - \frac{\Delta h_{sc}}{h_{fg}} W_{OL} \right) K_{gCR} \quad (2.8.2)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{gCR} = 1 & : W_{gC} - \frac{\Delta h_{sc}}{h_{fg}} W_{OL} > 0 \\ = 0 & : W_{gC} - \frac{\Delta h_{sc}}{h_{fg}} W_{OL} \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.8.3)$$

計算の単位系, すなわち

$$\langle W_{gCR} \rangle = \frac{W_{gCR}}{W_{gCR}^*}, \quad \langle W_{fCR} \rangle = \frac{W_{fCR}}{W_{fCR}^*}, \quad \langle W_{gC} \rangle = \frac{W_{gC}}{W_{gC}^*}, \quad \langle W_{OL} \rangle = \frac{W_{OL}}{W_{OL}^*},$$

$$\langle W_{TC} \rangle = \frac{W_{TC}}{W_{TC}^*}, \quad \langle \Delta h_{sc} \rangle = \Delta h_{sc} (\text{kcal/kg}), \quad \langle h_{Rin} \rangle = h_{Rin} (\text{kcal/kg}),$$

$$\langle K_{gCR} \rangle = K_{gCR}$$

を用いて表わすと

$$\langle W_{gCR} \rangle = \left\{ \frac{W_{gC}^*}{W_{gCR}^*} \langle W_{gC} \rangle - \frac{W_{OL}^*}{h_{fg} W_{gCR}^*} \langle \Delta h_{sc} \rangle \langle W_{OL} \rangle \right\} \langle K_{gCR} \rangle \quad (2.8.4)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle K_{gCR} \rangle = 1 & : W_{gC}^* \langle W_{gC} \rangle - \frac{W_{OL}^*}{h_{fg}} \langle \Delta h_{sc} \rangle \langle W_{OL} \rangle > 0 \\ = 0 & : W_{gC}^* \langle W_{gC} \rangle - \frac{W_{OL}^*}{h_{fg}} \langle \Delta h_{sc} \rangle \langle W_{OL} \rangle \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.8.5)$$

$$\langle W_{fCR} \rangle = \frac{W_{TC}^*}{W_{fCR}^*} \langle W_{TC} \rangle + \frac{W_{OL}^*}{W_{fCR}^*} \langle W_{OL} \rangle - \frac{W_{gCR}^*}{W_{fCR}^*} \langle W_{gCR} \rangle \quad (2.8.6)$$

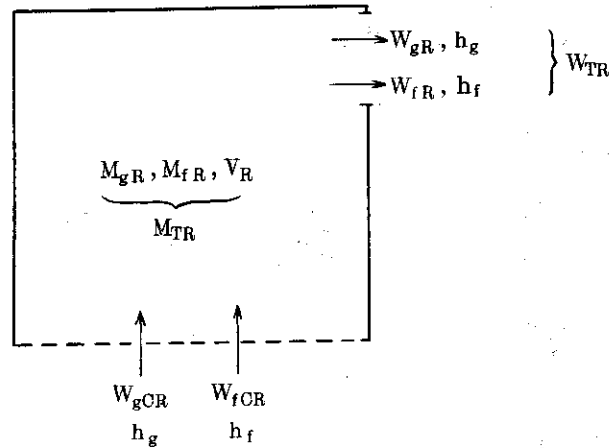
チャンネル領域全体がサブクール状態のときライザ入口エンタルピは(2.7.20)式の h_{co} を用いて求める。

$$h_{Rin} = \frac{h_{co} W_{TC} + (h_f - \Delta h_{sc}) W_{OL}}{W_{TC} + W_{OL}} \quad (2.8.7)$$

さきの単位系になおすと

$$\langle h_{Rin} \rangle = \frac{\langle h_{co} \rangle W_{TC}^* \langle W_{TC} \rangle + (h_f - \langle \Delta h_{sc} \rangle) W_{OL}^* \langle W_{OL} \rangle}{W_{TC}^* \langle W_{TC} \rangle + W_{OL}^* \langle W_{OL} \rangle} \quad (2.8.8)$$

2.9 ライザ熱水特性



ライザが二相流で満たされている場合には、質量、体積およびエネルギー保存則より次の関係が得られる。

$$\frac{h_{fg} v_f}{v_{fg}} (W_{fCR} - W_{TR}) + \frac{h_{fg} v_g}{v_{fg}} W_{gCR} - h_{fg} W_{gR} - D_R \frac{dp}{dt} = 0 \quad (2.9.1)$$

$$D_R = \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fR} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gR} - \frac{V_R}{J} \quad (2.9.2)$$

定義により

$$W_{gR} = X_R W_{TR} \quad (2.9.3)$$

$$W_{fR} = (1 - X_R) W_{TR} \quad (2.9.4)$$

ライザ出口クオリティを次のように近似する。

$$X_R = \frac{1}{1 + \tau_R S} \bar{X}_R \quad (2.9.5)$$

$$\bar{X}_R = f_{XR}(\bar{R}_{gR}) \quad (2.9.6)$$

$$\bar{R}_{gR} = v_g M_{gR} / V_R \quad (2.9.7)$$

ここで \bar{X}_R はライザ内の平均的クオリティであり、ライザ内部の構造に関係している。 \bar{R}_{gR} はライザ内平均ボイド率であり、ライザ内でスリップ比が一定 γ_0 とすると

$$\bar{R}_{gR} = \frac{v_g \bar{X}_R}{(1 - \bar{X}_R) \gamma_0 v_f + \bar{X}_R v_g} \quad (2.9.8)$$

また修正バンコフの関係式⁽¹⁵⁾が成立つとすると JPDR-II の条件で

$$\bar{R}_{gR} = \frac{0.799 v_g X_R}{(1 - \bar{X}_R) v_f + \bar{X}_R v_g} \quad (2.9.9)$$

また修正アルマンドの関係式⁽¹⁶⁾が成立つとすると JPDR-II の条件で

$$\bar{R}_{gR} = \frac{(0.833 + 0.167 \bar{X}_R) \bar{X}_R v_g}{(1 - \bar{X}_R) v_f + \bar{X}_R v_g} \quad (2.9.10)$$

で表わされる。これらの関係を Fig. 2.9, Fig. 2.10 に表わす。また τ_R はライザ内の平均的クオリティの効果がライザ出口に達するまでの時間遅れを模擬したもので、クオリティが流れに乗って移動する場合にはライザ通過時間の約 $\frac{1}{2}$ であるが圧力が変化する場合には出口クオリティも即時的に変るはずであるから、これらを妥協せしめるために冷却材のライザ通過時間の $\frac{1}{4}$ を取ることにする。すなわち

$$\tau'_R = \frac{1}{4} \tau_R = \frac{M_{TR}}{4 W_{TR}} \quad (2.9.11)$$

また M_{TR} , M_{gR} , M_{fR} は質量および体積保存則より次のように求められる。

$$M_{TR} = \int (W_{fCR} + W_{gCR} - W_{TR}) dt \quad (2.9.12)$$

$$M_{gR} = \frac{V_R}{v_{fg}} - \frac{v_f}{v_{fg}} M_{TR} \quad (2.9.13)$$

$$M_{fR} = M_{TR} - M_{gR} \quad (2.9.14)$$

M_{fR} , W_{fR} , W_{fCR} をそれぞれ液相（飽和水+サブクール水）の質量および流量と解釈するとライザ内の一部または全部がサブクール水の場合にも D_R の式を除き上記のすべての関係は $v_{sc} \doteq v_f$ の範囲で有効である。この場合 D_R は (2.9.2) 式において、 M_{fR} , V_R からサブクール化した割合だけ減じた値を用いなければならない。サブクール水と飽和水の境界が流体の速度と同じ速度で移動すると仮定すると（ライザ内がサブクールになる時点では圧力変動も比較的小さくなっている所以この仮定はよい近似である）、ライザ出口エンタルピ h_{Rout} は (2.8.8) 式の h_{Rin} を用いて次式で表わす。

$$h_{Rout} = e^{-\tau_R} h_{Rin} \quad (2.9.15)$$

ここで τ_R は流体のライザ部通過時間で (2.9.11) 式で表わされる。

ライザ部が部分的にサブクール状態になる時間は短いこと。このような状態では $M_{fR} \doteq V_R / v_f$, $W_{TR} \doteq W_{fCR} \doteq W_0$ であること、および M_{gR} の効果は小さいことを考慮して、ライザ部の飽和度を意味する記号を (SF) で表わすと、

$$D_R = (SF) \left\{ \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fR} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gR} - \frac{V_R}{J} \right\} \quad (2.9.16)$$

$(SF) = 1$: ライザ内が飽和の場合	} (2.9.17)
$= \frac{h_{Rout} - h_f}{h_{Rout} - h_{Rin}}$: ライザ内がサブクールになりつつある場合	
$= \frac{h_{Rout} - h_f}{h_{Rin} - h_{Rout}}$: ライザ内が飽和になりつつある場合	
$= 0$: ライザ内がサブクールの場合	

計算の単位系, すなわち

$$\langle W_{fCR} \rangle = \frac{W_{fCR}}{W_{fCR}^*}, \quad \langle W_{gCR} \rangle = \frac{W_{gCR}}{W_{gCR}^*}, \quad \langle W_{TR} \rangle = \frac{W_{TR}}{W_{TR}^*}, \quad \langle D_R \rangle = \frac{D_R}{D_R^*},$$

$$\langle M_{fR} \rangle = \frac{M_{fR}}{M_{fR}^*}, \quad \langle M_{gR} \rangle = \frac{M_{gR}}{M_{gR}^*}, \quad \langle M_{TR} \rangle = \frac{M_{TR}}{M_{TR}^*}, \quad \langle \bar{R}_{gR} \rangle = 100 \bar{R}_{gR},$$

$$\langle \bar{X}_R \rangle = 100 \bar{X}_R, \quad \langle X_R \rangle = 100 X_R, \quad \langle \gamma_R \rangle = \gamma_R, \quad \langle SF \rangle = SF,$$

$$\langle \tau_R \rangle = \tau_R$$

を用いて整理すると

$$\begin{aligned} \langle W_{TR} \rangle = & \frac{v_{fg}}{h_{fg} v_f W_{TR}^*} \left\{ \frac{h_{fg} v_f}{v_{fg}} W_{fCR}^* \langle W_{fCR} \rangle + \frac{h_{fg} v_g}{v_{fg}} W_{gCR}^* \langle W_{gCR} \rangle \right. \\ & \left. - h_{fg} W_{gR}^* \langle W_{gR} \rangle - D_R^* \langle D_R \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle \right\} \quad (2.9.18) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \langle D_R \rangle = & \frac{\langle SF \rangle}{D_R^*} \left\{ \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fR}^* \langle M_{fR} \rangle + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) \right. \\ & \left. M_{gR}^* \langle M_{gR} \rangle - \frac{V_R}{J} \right\} \quad (2.9.19) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \langle SF \rangle = 1 & \quad : \langle h_{Rin} \rangle, \langle h_{Rout} \rangle > h_f \\ = \frac{\langle h_{Rout} \rangle - h_f}{\langle h_{Rout} \rangle - \langle h_{Rin} \rangle} & \quad : \langle h_{Rin} \rangle < h_f < \langle h_{Rout} \rangle \\ = \frac{\langle h_{Rin} \rangle - h_f}{\langle h_{Rin} \rangle - \langle h_{Rout} \rangle} & \quad : \langle h_{Rout} \rangle < h_f < \langle h_{Rin} \rangle \\ = 0 & \quad : \langle h_{Rin} \rangle, \langle h_{Rout} \rangle < h_f \end{aligned} \quad (2.9.20)$$

$$\langle M_{TR} \rangle = \frac{1}{M_{TR}^*} \int (W_{gCR}^* \langle W_{gCR} \rangle + W_{fCR}^* \langle W_{fCR} \rangle - W_{TR}^* \langle W_{TR} \rangle) dt \quad (2.9.21)$$

$$\langle M_{gR} \rangle = \frac{1}{v_{fg} M_{gR}^*} (V_R - v_f M_{TR}^* \langle M_{TR} \rangle) \quad (2.9.22)$$

$$\langle M_{fR} \rangle = \frac{1}{M_{fR}^*} (M_{TR}^* \langle M_{TR} \rangle - M_{gR}^* \langle M_{gR} \rangle) \quad (2.9.23)$$

$$\langle W_{gR} \rangle = 0.01 \frac{W_{TR}^*}{W_{gR}^*} \langle X_R \rangle \langle W_{TR} \rangle \quad (2.9.24)$$

$$\langle W_{fR} \rangle = \frac{W_{TR}^*}{W_{fR}^*} \langle W_{TR} \rangle - \frac{W_{gR}^*}{W_{fR}^*} \langle W_{gR} \rangle \quad (2.9.25)$$

$$\langle \bar{R}_{gR} \rangle = 100 \frac{v_g M_{gR}^*}{V_R} \langle M_{gR} \rangle \quad (2.9.26)$$

$$\langle X_R \rangle = \frac{1}{1 + \frac{\langle \tau_R \rangle}{4} S} \langle \bar{X}_R \rangle \quad (2.9.27)$$

$$\langle \tau_R \rangle = \frac{M_{TR}^* \langle M_{TR} \rangle}{W_{TR}^* \langle W_{TR} \rangle} \quad (2.9.28)$$

$$\langle h_{Rout} \rangle = e^{-\langle \tau_R \rangle S} \langle h_{Rin} \rangle \quad (2.9.29)$$

スリップ比一定 γ_0 の場合

$$\langle \bar{X}_R \rangle = \frac{\gamma_0 v_f \langle \bar{R}_{gR} \rangle}{v_g - \frac{1}{100}(v_g - \gamma_0 v_f) \langle \bar{R}_{gR} \rangle} \quad (2.9.30)$$

修正バンクフの関係式が成り立つ場合

$$\langle \bar{X}_R \rangle = \frac{v_f \langle \bar{R}_{gR} \rangle}{0.799 v_g - \frac{1}{100} v_{fg} \langle \bar{R}_{gR} \rangle} \quad (2.9.31)$$

修正アルマンドの関係式が成り立つ場合

$$\langle \bar{X}_R \rangle = \frac{\frac{v_{fg}}{v_g} \langle \bar{R}_{gR} \rangle - 83.3}{0.334} + \left\{ \left(\frac{\frac{v_{fg}}{v_g} \langle \bar{R}_{gR} \rangle - 83.3}{0.334} \right)^2 + \frac{100 \frac{v_{fg}}{v_g} \langle \bar{R}_{gR} \rangle}{0.167} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (2.9.32)$$

なお、冷却材の流速がおそい場合のライザの取扱いは次のようにする。

再循環ポンプがトリップした場合のように冷却材の流速が非常に遅くなった場合には、炉心と同様にボイドのスリップ速度の考え方を適用する。(2.7.61)式で示したWilsonの相関によるライザ内での気泡離脱速度を u_{BR} (m/sec) とすると

$$u_{gR} = u_{fR} + u_{BR} \quad (2.9.33)$$

ここで u_{gR} : ライザ出口での気相の速度 (m/sec)

u_{fR} : ライザ出口での液相の速度 (m/sec)

炉心の場合と同様にして W_{gR} および U_{gR} は次のように表わされる。

$$W_{gR} = \frac{\rho_g f_R}{\rho_f + \rho_{fg} f_R} \{ W_{TR} + u_{BR} \rho_f A_R (1 - f_R) \} \quad (2.9.34)$$

$$u_{gR} = \frac{1}{A_R (\rho_f + \rho_{fg} f_R)} \{ W_{TR} + u_{BR} \rho_f A_R (1 - f_R) \} \quad (2.9.35)$$

ここで A_R : ライザ実効流路断面積 (m²)

f_R : ライザ出口ボイド体積率

である。ライザ内では多くの場合に高さ方向のボイド分布は比較的ゆるやかと考えられるので f_R は次のように近似して扱う。

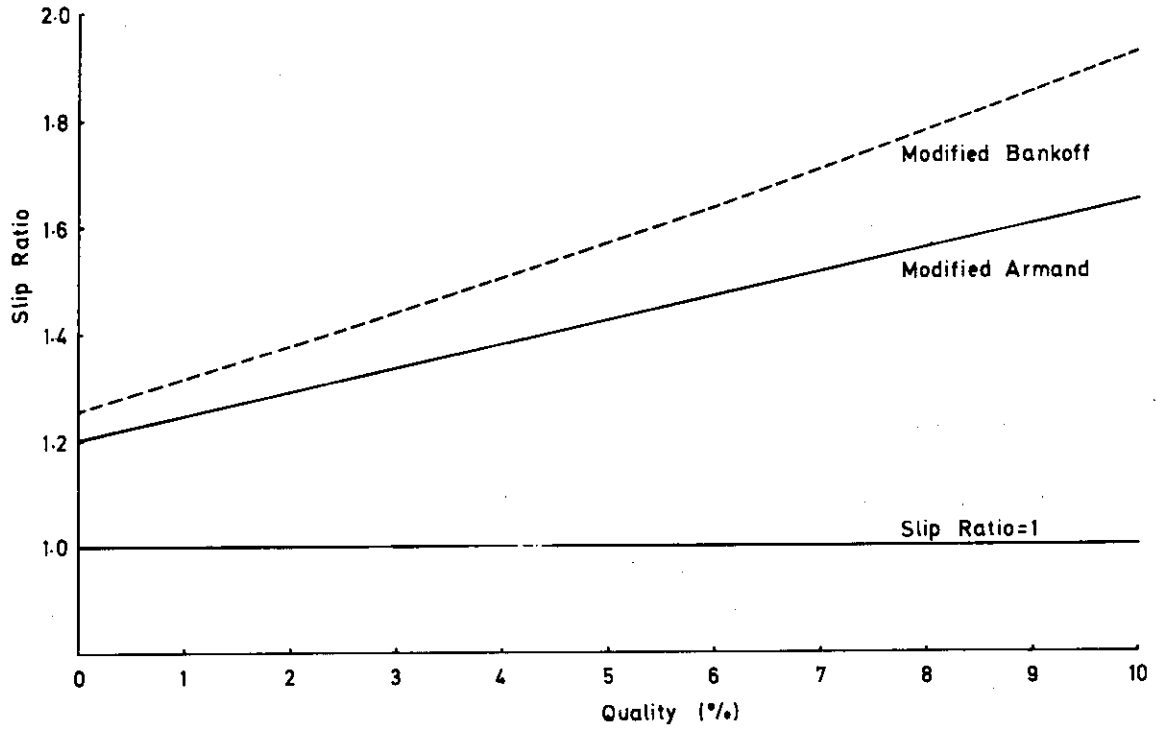


Fig.2.9 Slip Ratio vs. Quality (at 61.5 kg/cm²g)

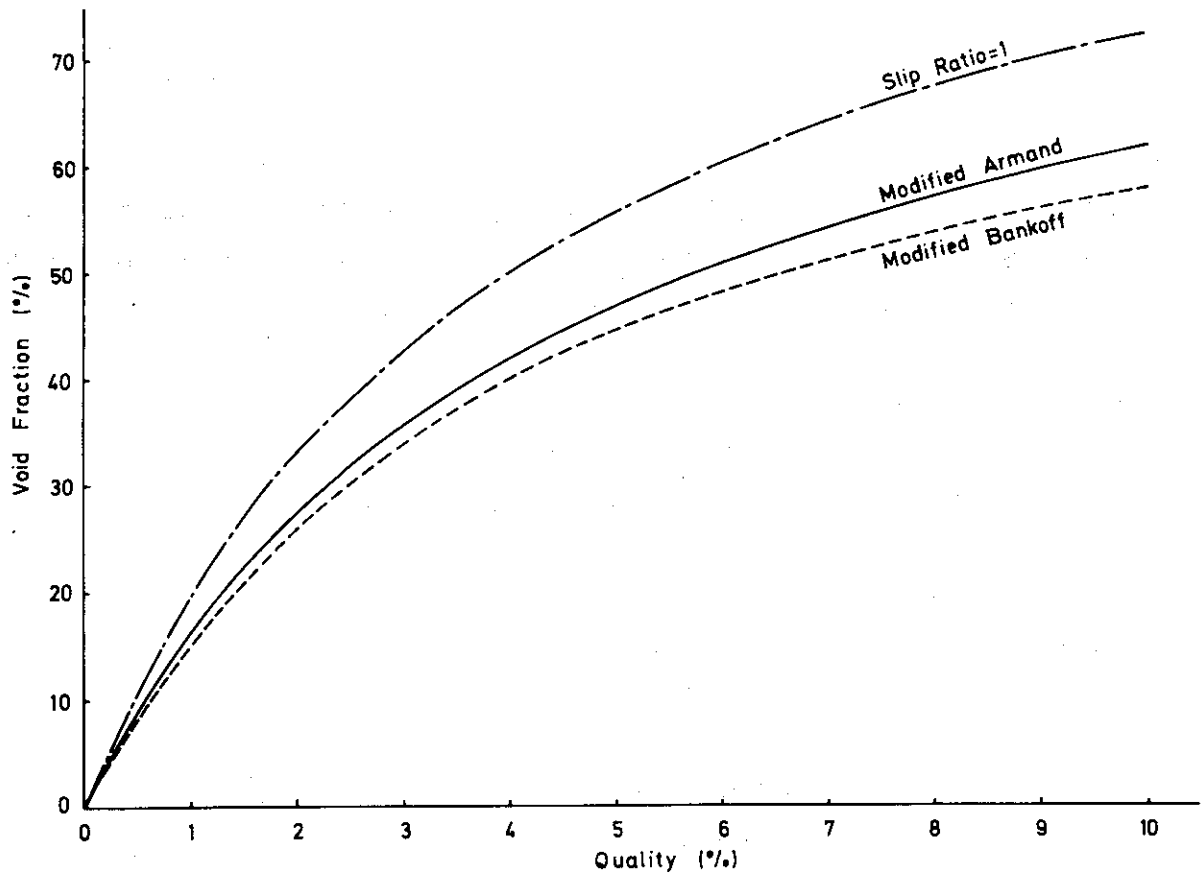


Fig.2.10 Void Fraction vs. Quality (at 61.5 kg/cm²g)

$$f_R = \frac{1}{1 + \tau_{R2} S} \bar{R}_{gR} \quad (2.9.36)$$

$$\tau_{R2} = \frac{H_R}{2} \frac{1}{u_{gR}} \quad (2.9.37)$$

冷却材流速が速い時にはスリップ比，遅い時にはスリップ速度の考え方を適用するために W_{gR} の式 (2.9.3) を次のように変更する。

$$W_{gR} = K_{RS} W_{TR} + (1 - K_{RS}) \frac{\rho_g f_R}{\rho_f + \rho_{fg} f_R} \{ W_{TO} + u_{BR} \rho_f A_R (1 - f_R) \} \quad (2.9.38)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{RS} &= 1 & : W_{gR1} &\geq W_{gR2} \\ &= 0 & : W_{gR1} &< W_{gR2} \end{aligned} \right\} \quad (2.9.39)$$

ここで W_{gR1} および W_{gR2} はそれぞれスリップ比およびスリップ速度から計算したライザ出口蒸気質量流量である。計算の単位系，すなわち

$$\langle W_{gR} \rangle = \frac{W_{gR}}{W_{gR}^*}, \quad \langle W_{TR} \rangle = \frac{W_{TR}}{W_{TR}^*}, \quad \langle u_{gR} \rangle = u_{gR} \text{ (m/sec)}, \quad \langle \tau_{R2} \rangle = \tau_{R2} \text{ (sec)}$$

$$\langle f_R \rangle = 100 f_R, \quad \langle \bar{R}_{gR} \rangle = 100 \bar{R}_{gR}, \quad \langle K_{RS} \rangle = K_{RS}$$

を用いて整理すると

$$\begin{aligned} \langle W_{gR} \rangle &= \left\{ 0.01 \langle X_R \rangle \langle K_{RS} \rangle + \langle C_{gR1} \rangle (1 - \langle K_{RS} \rangle) \right\} \frac{W_{TR}^*}{W_{gR}^*} \langle W_{TR} \rangle \\ &\quad + \frac{1}{W_{gR}^*} \langle C_{gR2} \rangle (1 - \langle K_{RS} \rangle) \end{aligned} \quad (2.9.40)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle K_{RS} \rangle &= 1 & : \langle W_{gR1} \rangle &\geq \langle W_{gR2} \rangle \\ &= 0 & : \langle W_{gR1} \rangle &< \langle W_{gR2} \rangle \end{aligned} \right\} \quad (2.9.41)$$

$$\langle W_{gR1} \rangle = 0.01 \frac{W_{TR}^*}{W_{gR}^*} \langle W_{TR} \rangle \quad (2.9.42)$$

$$\langle W_{gR2} \rangle = \frac{W_{TR}^*}{W_{gR}^*} \langle C_{gR1} \rangle \langle W_{TR} \rangle + \frac{1}{W_{gR}^*} \langle C_{gR2} \rangle \quad (2.9.43)$$

$$\langle C_{gR1} \rangle = 0.01 \rho_g \langle f_R \rangle \langle \bar{V}_R \rangle \quad (2.9.44)$$

$$\langle C_{gR2} \rangle = u_{BR} \rho_f A_R (1 - 0.01 \langle f_R \rangle) \langle C_{gR1} \rangle \quad (2.9.45)$$

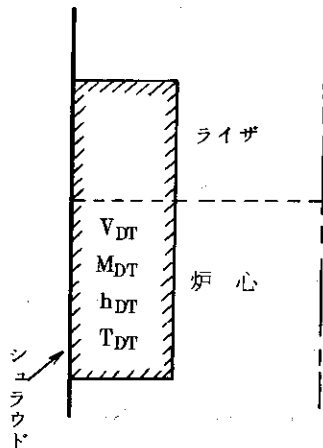
$$\langle \bar{V}_R \rangle = \frac{1}{\rho_f + 0.01 \rho_{fg} \langle f_R \rangle} \quad (2.9.46)$$

$$\langle f_R \rangle = \frac{1}{1 + \langle \tau_{R2} \rangle S} \langle \bar{R}_{gR} \rangle \quad (2.9.47)$$

$$\langle \tau_{R2} \rangle = \frac{H_R}{2} \frac{1}{\langle u_{gR} \rangle} \quad (2.9.48)$$

$$\langle u_{gR} \rangle = \langle \bar{V}_R \rangle \left\{ \frac{W_{TR}^*}{A_R} \langle W_{TR} \rangle + u_{BR} \rho_f - 0.01 u_{BR} \rho_f \langle f_R \rangle \right\} \quad (2.9.49)$$

2.10 炉心およびライザの滞留水領域の取扱い



JPDR-IIでは、炉心—燃料集合体と炉心シュラウドとの間—およびライザの一部に滞留水（いわゆる死に水）が存在している。この領域の冷却材は定常状態では飽和水と推定され圧力変化率に影響を与えることから無視することはできない。この領域は完全に密閉されてはおらず冷却材の微少の出入りが存在すると同時に炉心シュラウドを通してダウンカマ側冷却材によって除熱されるなど熱の授受があると推定される。また2.3節でのべたように核分裂によるチャンネル外での発熱がある。しかしここでは滞留水領域での発熱および外部との熱の授受はなく、この領域の冷却材は初期飽和水温度に保たれていると仮定する。また(2.6.1)式で表わされる発熱量はすべて2.7.4節でのべた炉心漏洩領域に与えられるとしてもライザ入口における熱バランスは変わらない。圧力の変化率に影響を与える D_{DT} は、この領域の体積を V_{DT} 、飽和の程度を表わす変数を(SFD)とすれば

$$D_{DT} = \left\{ \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) \frac{1}{v_f} - \frac{1}{J} \right\} V_{DT} (SFD) \quad (2.10.1)$$

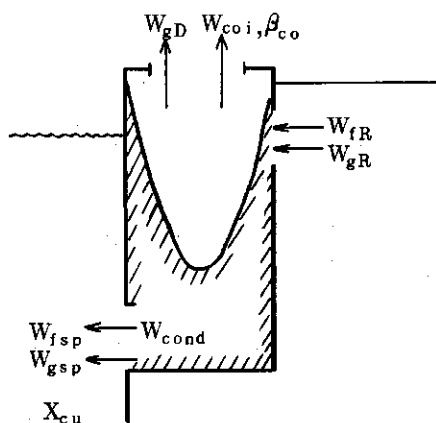
$$(SFD) = \frac{1}{1 + \tau_{DT} S} (SFD1) \quad (2.10.2)$$

$$\left. \begin{aligned} (SFD1) &= 1 && : T_{sat}^* \geq T_{sat} \\ &= 0 && : T_{sat}^* < T_{sat} \end{aligned} \right\} \quad (2.10.3)$$

ここで T_{sat}^* は初期飽和水温度を表わし、 τ_{DT} は変化時の時定数である。(2.10.1)式は計算時にはライザ部の D_R に加えて取扱う。すなわち(2.9.19)式を次式として用いる。

$$\begin{aligned}
 \langle D_R \rangle = & \frac{\langle SF \rangle}{D_R^*} \left\{ \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fR}^* \langle M_{fR} \rangle \right. \\
 & + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gR}^* \langle M_{gR} \rangle - \frac{V_R}{J} \\
 & \left. + \frac{\langle SFD \rangle}{D_R^*} \left\{ \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) \frac{1}{v_f} - \frac{1}{J} \right\} V_{DT} \right\}
 \end{aligned}
 \tag{2.10.4}$$

2.11 セパレータ熱水力特性



J PDR-II の場合セパレータの容積が大きいこと、セパレータ内の蒸気質が他の部分ときわめて異なることおよびセパレータ内保有水量の変化が原子炉動特性におよぼす効果が大きいことのためにセパレータを独立の領域として取扱うことが望ましい。

セパレータ液相出口のキャリアンダーを X_{cu} 、気相出口のキャリオーバーを β_{co} とした冷却材のセパレータ通過時間が短いことを考慮して流量バランスは次のようになる。

$$W_{fsp} = W_{fR} - W_{coi} + W_{cond} \tag{2.11.1}$$

$$W_{gD} = W_{gR} - W_{gsp} - W_{cond} \tag{2.11.2}$$

$$\begin{aligned}
 W_{gsp} = \frac{X_{cu}}{1-X_{cu}} W_{fsp} & : \frac{X_{cu}}{1-X_{cu}} W_{fsp} \leq W_{gR} - W_{cond} \\
 = W_{gR} - W_{cond} & : \frac{X_{cu}}{1-X_{cu}} W_{fsp} > W_{gR} - W_{cond}
 \end{aligned}
 \tag{2.11.3}$$

$$W_{coi} = \frac{\beta_{co}}{1-\beta_{co}} W_{gD} \tag{2.11.4}$$

また圧力変動による蒸気ボイドの凝縮（またはフラッシング）の割合はエネルギーバランスより

$$\left. \begin{aligned} W_{\text{cond}} &= W_{\text{cond } 1} : W_{\text{cond } 1} \leq W_{\text{gR}} \quad \text{and} \quad M_{\text{gsp}} > 0 \\ &= W_{\text{gR}} : W_{\text{cond } 1} > W_{\text{gR}} \quad \text{or} \quad M_{\text{gsp}} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.11.5)$$

$$W_{\text{cond } 1} = \frac{1}{h_{fg}} \left(M_{\text{fsp}} \frac{\partial h_f}{\partial p} + M_{\text{gsp}} \frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{V_{sp}}{J} \right) \frac{dp}{dt} \quad (2.11.6)$$

キャリーオーバーが原子炉動特性に及ぼす効果は無視できるので $\beta_{co} = 0$ として以上の関係を整理すると

$$W_{\text{fsp}} = W_{\text{fR}} + (1 - K_{\text{csp}}) W_{\text{gR}} + K_{\text{csp}} D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} \quad (2.11.7)$$

$$W_{\text{gsp}} = K_{\text{gsp}} \frac{X_{\text{cu}}}{1 - X_{\text{cu}}} W_{\text{fsp}} + (1 - K_{\text{gsp}}) K_{\text{csp}} (W_{\text{gR}} - D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt}) \quad (2.11.8)$$

$$W_{\text{gD}} = K_{\text{gsp}} K_{\text{csp}} W_{\text{gR}} - K_{\text{gsp}} \frac{X_{\text{cu}}}{1 - X_{\text{cu}}} W_{\text{fsp}} - K_{\text{gsp}} K_{\text{csp}} D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} \quad (2.11.9)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{\text{csp}} &= 1 : W_{\text{gR}} - D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} \geq 0 \quad \text{and} \quad M_{\text{gR}} > 0 \\ &= 0 : W_{\text{gR}} - D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} < 0 \quad \text{or} \quad M_{\text{gR}} = 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.11.10)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{\text{gsp}} &= 1 : K_{\text{csp}} W_{\text{gR}} - \frac{X_{\text{cu}}}{1 - X_{\text{cu}}} W_{\text{fsp}} - K_{\text{csp}} D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} \geq 0 \\ &= 0 : K_{\text{csp}} W_{\text{gR}} - \frac{X_{\text{cu}}}{1 - X_{\text{cu}}} W_{\text{fsp}} - K_{\text{csp}} D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} < 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.11.11)$$

$$D_{\text{sp}} = \frac{1}{h_{fg}} \left(M_{\text{fsp}} \frac{\partial h_f}{\partial p} + M_{\text{gsp}} \frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{V_{sp}}{J} \right) \quad (2.11.12)$$

JPDR-IIの場合、セパレータ内保有水量は、図のように冷却材が下降流であるために、再循環流量、ライザ出口クオリティおよびベッセル内自由水面の水位の影響により変化すると推測され、これらの効果を関数としてとり入れることが望ましい。そこでセパレータ内実効水位 ΔH_{sp} を室温单相流で行った JPDR-II 炉水位実験⁽¹⁷⁾の結果から高温单相流の場合を自由水面水位 ΔH_{m} (後述(2.13.10)式を参照)と規格化した再循環流量〔FCP〕の関数として次のように表わす。

$$\left. \begin{aligned} \Delta H_{\text{sp}} &= \Delta H_{\text{m}} + 5.2 \text{〔FCP〕} \quad (\text{cm}) : 24.8 < \Delta H_{\text{m}} (\text{cm}) \\ &= \Delta H_{\text{m}} + (30 - \Delta H_{\text{m}}) \text{〔FCP〕} : 5.06 < \Delta H_{\text{m}} \leq 24.8 \\ &= \Delta H_{\text{m}} + 0.437 (\Delta H_{\text{m}} + 52) \text{〔FCP〕} : -52 < \Delta H_{\text{m}} \leq 5.06 \\ &= \Delta H_{\text{m}} - (\Delta H_{\text{m}} + 52) \text{〔FCP〕} : \Delta H_{\text{m}} \leq -52 \end{aligned} \right\} \quad (2.11.13)$$

〔FCP〕とライザ出口全流量〔W_{TR}〕との関係は次式で表わす。

$$\left. \begin{aligned} \text{〔FCP〕} &= -0.7571 \text{〔W}_{\text{TR}}\text{]}^2 + 1.9157 \text{〔W}_{\text{TR}}\text{]} \\ &\quad - 0.1586 \qquad \qquad \qquad : \text{〔W}_{\text{TR}}\text{]} \geq 0.5 \\ &= 1.22 \text{〔W}_{\text{TR}}\text{]} \qquad \qquad \qquad : \text{〔W}_{\text{TR}}\text{]} < 0.5 \end{aligned} \right\} \quad (2.11.14)$$

ΔH_{sp} によって決まるセパレータ体積 V'_{sp} は、セパレータ内冷却材初期体積を V_{s_{po}}、断面積を A_{sp} とすれば

$$\left. \begin{aligned} V'_{\text{sp}} &= V_{\text{s}_{\text{po}}} + 0.01 A_{\text{sp}} \Delta H_{\text{sp}} \qquad : V'_{\text{sp}} \geq V_{\text{SPLOW}} \\ &= V_{\text{SPLOW}} \qquad \qquad \qquad : V'_{\text{sp}} < V_{\text{SPLOW}} \end{aligned} \right\} \quad (2.11.15)$$

ここで V_{SPLOW} は自由水面水位が著しく低下したときのセパレータ内冷却材の通過体積であり実質的に V'_{sp} の最小値を意味し通過流量 W_{TR} の関数として表わされると考えられる。

セパレータ内に二相流が流れこんでいる場合は、セパレータ内に逆円錐状の空間ができていと仮定する。定格出力時のセパレータ内実効水位が单相流の場合の $\frac{2}{3}$ と仮定して水の質量を次式で表わす。

$$M'_{\text{fsp}} = \frac{V'_{\text{sp}}}{v_f (1 + 0.5 \text{〔W}_{\text{gR}}\text{]})} \quad (2.11.16)$$

定常状態のセパレータ内保有水質量はこの式で求められるが、過渡状態では次式のように一次遅れで表わす。時定数 τ_{sp} は主に水のセパレータ通過時間で決まると考えられる。

$$\frac{d}{dt} M_{\text{fsp}} = \frac{M'_{\text{fsp}} - M_{\text{fsp}}}{\tau_{\text{sp}}} \quad (2.11.17)$$

$$M_{\text{fsp}} = \int \dot{M}_{\text{fsp}} dt \quad (2.11.18)$$

$$M_{\text{gsp}} = X_{\text{cu}} M_{\text{fsp}} \quad (2.11.19)$$

キャリアンダがライザ出口クオリティに比例すると仮定すれば、

$$X_{\text{cu}} = \frac{X_{\text{cu}}^*}{X_{\text{R}}^*} X_{\text{R}} \quad (2.11.20)$$

$$V_{\text{sp}} = v_f M_{\text{fsp}} + v_g M_{\text{gsp}} \quad (2.11.21)$$

(2.11.13)~(2.11.20) 式からわかるように、JPDR-II のセパレータ内質量の変化は、通常商用炉などで用いられているスタンドパイプ方式の上昇流のセパレータのそれとは異質であり、(2.11.1) 式で表わされる関係をそのまま用いることはできない。キャリアンダが極めて小さく、M_{f_{sp}} ≫ M_{g_{sp}} なることにより (2.11.1) 式の右辺に -M_{f_{sp}} を加えると (2.11.7) 式は次式となる。

$$W_{\text{fsp}} = W_{\text{fR}} + (1 - K_{\text{csp}}) W_{\text{gR}} + K_{\text{csp}} D_{\text{sp}} \frac{dp}{dt} - \frac{d}{dt} M_{\text{fsp}} \quad (2.11.22)$$

セパレータを通過する冷却材のエンタルピ h_{sp} は (2.9.15) 式で表わされ h_{Rout} に対し、セパレータ内の通過時間が短いことから $h_{sp} \doteq h_{Rout}$ として扱う。

$h_{sp} < h_f$ の場合にはドーム蒸気がセパレータを通過する冷却材によって凝縮される。この流量を W_{spcond} で表わすと

$$\left. \begin{aligned} W_{spcond} &= K_{spcond} \frac{h_f - h_{sp}}{h_{fg}} W_{fsp} & : h_{sp} < h_f \\ &= 0 & : h_{sp} \geq h_f \end{aligned} \right\} \quad (2.11.23)$$

となり K_{spcond} は凝縮の割合を表わす係数であり、この状態で水位がセパレータ出口以下に降下した場合の凝縮も考慮して $K_{spcond} = f_{spc}(h_{sp}, \Delta H_R)$ とする。(ΔH_R は (2.13.8) 式参照) この流量は W_{fsp} に対してはきわめて微量であるがドーム蒸気圧力に対しては大きな効果をもつ。(2.11.27) 式は (2.11.18) 式に加える。

$$\frac{d}{dt} M_{fsp} = \frac{M'_{fsp} - M_{fsp}}{\tau_{sp}} + W_{spcond} \quad (2.11.24)$$

以上の関係を計算の単位系、すなわち

$$\langle W_{fsp} \rangle = \frac{W_{fsp}}{W_{fsp}^*}, \quad \langle W_{gsp} \rangle = \frac{W_{gsp}}{W_{gsp}^*}, \quad \langle W_{fR} \rangle = \frac{W_{fR}}{W_{fR}^*}, \quad \langle W_{gR} \rangle = \frac{W_{gR}}{W_{gR}^*},$$

$$\langle D_{sp} \rangle = \frac{D_{sp}}{D_{sp}^*}, \quad \langle X_{cu} \rangle = 100 X_{cu}, \quad \langle X_{sp} \rangle = 100 X_{sp}, \quad \langle X_R \rangle = 100 X_R$$

$$\langle M_{fsp} \rangle = \frac{M_{fsp}}{M_{fsp}^*}, \quad \langle M_{gsp} \rangle = \frac{M_{gsp}}{M_{gsp}^*}, \quad \langle V_{sp} \rangle = V_{sp} (m^3), \quad \langle V'_{sp} \rangle = V_{sp} (m^3),$$

$$\langle \Delta H_{sp} \rangle = \Delta H_{sp} (cm), \quad \langle h_{sp} \rangle = h_{sp} (kcal/kg), \quad \langle \tau_{RS} \rangle = \tau_{RS} (sec),$$

$$\langle W_{spcond} \rangle = \frac{W_{spcond}}{W_s^*}$$

を用いて表わすと

$$\langle W_{fsp} \rangle = \frac{W_{fR}^*}{W_{fsp}^*} \langle W_{fR} \rangle + (1 - \langle K_{csp} \rangle) \frac{W_{gR}^*}{W_{fsp}^*} \langle W_{gR} \rangle + \langle K_{csp} \rangle \frac{D_{sp}^*}{W_{fsp}^*} \langle D_{sp} \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle - \frac{M_{fsp}^*}{W_{fsp}^*} \frac{d}{dt} \langle M_{fsp} \rangle \quad (2.11.25)$$

$$\langle W_{gsp} \rangle = \langle K_{gsp} \rangle \frac{\langle X_{cu} \rangle}{100 - \langle X_{cu} \rangle} \frac{W_{fsp}^*}{W_{gsp}^*} \langle W_{fsp} \rangle + (1 - \langle K_{gsp} \rangle) \langle K_{csp} \rangle \frac{1}{W_{gsp}^*} (W_{gR}^* \langle W_{gR} \rangle - D_{sp}^* \langle D_{sp} \rangle) \frac{d}{dt} \langle P \rangle \quad (2.11.26)$$

$$\begin{aligned} \langle W_{gD} \rangle &= \langle K_{gsp} \rangle \langle K_{csp} \rangle \frac{W_{gR}^*}{W_{gD}^*} \langle W_{gR} \rangle - \langle K_{gsp} \rangle \frac{\langle X_{cu} \rangle}{100 - \langle X_{cu} \rangle} \frac{W_{fsp}^*}{W_{gD}^*} \\ &\langle W_{fsp} \rangle - \langle K_{gsp} \rangle \langle K_{csp} \rangle \frac{D_{sp}^*}{W_{gD}^*} \langle D_{sp} \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle \end{aligned} \quad (2.11.27)$$

$$\begin{aligned} \langle K_{csp} \rangle = 1 & : W_{gR}^* \langle W_{gR} \rangle - D_{sp}^* \langle D_{sp} \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle \geq 0 \quad \text{and} \quad \langle M_{gR} \rangle > 0 \\ = 0 & : W_{gR}^* \langle W_{gR} \rangle - D_{sp}^* \langle D_{sp} \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle < 0 \quad \text{or} \quad \langle M_{gR} \rangle = 0 \end{aligned} \quad (2.11.28)$$

$$\begin{aligned} \langle K_{gsp} \rangle = 1 & : \langle K_{csp} \rangle W_{gR}^* \langle W_{gR} \rangle - \frac{\langle X_{cu} \rangle}{100 - \langle X_{cu} \rangle} W_{fsp}^* \langle W_{fsp} \rangle \\ & - \langle K_{csp} \rangle D_{sp}^* \langle D_{sp} \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle \geq 0 \\ = 0 & : \langle K_{csp} \rangle W_{gR}^* \langle W_{gR} \rangle - \frac{\langle X_{cu} \rangle}{100 - \langle X_{cu} \rangle} W_{fsp}^* \langle W_{fsp} \rangle \\ & - \langle K_{csp} \rangle D_{sp}^* \langle D_{sp} \rangle \frac{d}{dt} \langle P \rangle < 0 \end{aligned} \quad (2.11.29)$$

$$\langle D_{sp} \rangle = \frac{1}{D_{sp}^* h_{fg}} \left(M_{fsp}^* \langle M_{fsp} \rangle \frac{\partial h_f}{\partial p} + M_{gsp}^* \langle M_{gsp} \rangle \frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{\langle V_{sp} \rangle}{J} \right) \quad (2.11.30)$$

$$\begin{aligned} \langle \Delta H_{sp} \rangle &= \langle \Delta H_m \rangle + 5.2 \langle FCP \rangle & : 24.8 < \langle \Delta H_m \rangle \\ &= \langle \Delta H_m \rangle + (30 - \langle \Delta H_m \rangle) \langle FCP \rangle & : 5.06 < \langle \Delta H_m \rangle \leq 24.8 \\ &= \langle \Delta H_m \rangle + 0.437 (\langle \Delta H_m \rangle + 52) \langle FCP \rangle & : -52 < \langle \Delta H_m \rangle \leq 5.06 \\ &= \langle \Delta H_m \rangle - (\langle \Delta H_m \rangle + 52) \langle FCP \rangle & : \langle \Delta H_m \rangle \leq -52 \end{aligned} \quad (2.11.31)$$

$$\begin{aligned} \langle FCP \rangle &= -0.7571 \langle W_{TR} \rangle^2 + 1.9157 \langle W_{TR} \rangle & : \langle W_{TR} \rangle \geq 0.5 \\ &- 0.1586 \\ &= 1.22 \langle W_{TR} \rangle & : \langle W_{TR} \rangle < 0.5 \end{aligned} \quad (2.11.32)$$

$$\begin{aligned} \langle V'_{sp} \rangle &= V_{sp0} + 0.01 A_{sp} \langle \Delta H_{sp} \rangle & : \langle V'_{sp} \rangle \geq V_{SPLOW} \\ &= V_{SPLOW} & : \langle V'_{sp} \rangle < V_{SPLOW} \end{aligned} \quad (2.11.33)$$

$$\frac{d}{dt} \langle M_{fsp} \rangle = \frac{\langle M'_{fsp} \rangle - \langle M_{fsp} \rangle}{\tau_{sp}} + \langle W_{spcond} \rangle \quad (2.11.34)$$

$$\langle M'_{fsp} \rangle = \frac{1.5 v_f^* \langle V_{sp} \rangle}{v_f V_{sp}^* (1 + 0.5 \langle W_{gR} \rangle)} \quad (2.11.35)$$

$$\langle M_{fsp} \rangle = \int \frac{d}{dt} \langle M_{fsp} \rangle dt \quad (2.11.36)$$

$$\langle M_{gsp} \rangle = \frac{\langle X_{cu} \rangle \langle M_{fsp} \rangle}{100 X_{cu}^*} \quad (2.11.37)$$

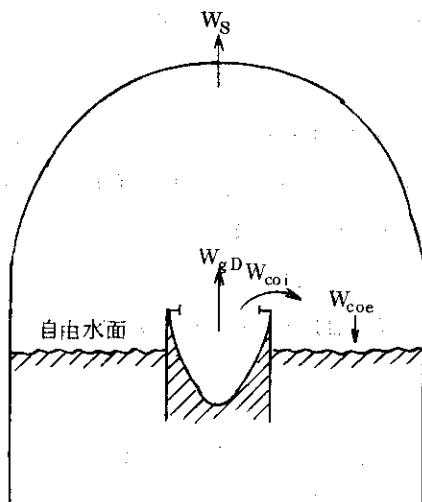
$$\langle X_{cu} \rangle = \frac{X_{cu}^*}{X_R^*} \langle X_R \rangle \quad (2.11.38)$$

$$\langle V_{sp} \rangle = v_f M_{fsp}^* \langle M_{fsp} \rangle + v_g M_{gsp}^* \langle M_{gsp} \rangle \quad (2.11.39)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle W_{spcond} \rangle &= K_{spcond} \frac{h_f - \langle h_{sp} \rangle}{h_{fg}} \quad \because \langle h_{sp} \rangle < h_f \\ &= \frac{W_{fsp}^*}{W_s^*} \langle W_{fsp} \rangle \\ &= 0 \quad \because \langle h_{sp} \rangle \geq h_f \end{aligned} \right\} \quad (2.11.40)$$

$$\langle h_{sp} \rangle = \langle h_{Rout} \rangle \quad (2.11.41)$$

2.12 ドーム熱水力特性



ドーム蒸気部の体積がベッセル内自由水面の水位及びセパレータ内保有水量によって変化することを考慮し、また自由水面を通しての熱の受授および蒸気の発生を無視すると質量、体積およびエネルギー保存則より次の関係が得られる。

$$\frac{h_{fg}}{v_{fg}} \left\{ v_f (W_{coi} - W_{coe}) + v_g (W_{gD} - W_s) - \frac{dV_D}{dt} \right\} - D_D \frac{dp}{dt} = 0 \quad (2.12.1)$$

$$D_D = \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fD} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gD} - \frac{V_D}{J} \quad (2.12.2)$$

キャリーオーバーされた水滴が原子炉動特性におよぼす効果は小さいので無視して整理すると

$$\frac{dp}{dt} = \frac{h_{fg}}{D_D v_{fg}} \left\{ v_g (W_{gD} - W_s) - \frac{dV_D}{dt} \right\} \quad (2.12.3)$$

$$D_D = \left\{ \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) \frac{1}{v_g} - \frac{1}{J} \right\} V_D \quad (2.12.4)$$

蒸気パイプ内の蒸気をドームに含めて考えると

$$V_D = V_{DVSPU} + K_1 K_2 V_{PD} - V_v - V_{SP} \quad (2.12.5)$$

$$\left. \begin{aligned} K_1 = 1 & : \text{原子炉隔離弁 V60-1開} \\ & = 0 : \text{原子炉隔離弁 V60-1閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.12.6)$$

$$\left. \begin{aligned} K_2 = 1 & : \text{原子炉隔離弁 V1-19開} \\ & = 0 : \text{原子炉隔離弁 V1-19閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.12.7)$$

ここで V_{DVSPU} はドーム、ベッセル飽和領域、セパレータおよび隔離弁より上流側のパイプの合計の容積であり、 V_{PD} は隔離弁より下流側のパイプの容積である。

流体がサブクール水になった場合セパレータ内又は自由水面がセパレータ出口以下の状態で蒸気が凝縮にされるがこの流量を W_{spcond} とする。また流体の飽和、未飽和とは別に自由水面が給水スパーチャー以下に下った場合に給水流量がドーム蒸気を凝縮する流量を W_{sfcond} とすると(2.12.1)式は次のようになる。

$$\frac{dp}{dt} = \frac{h_{fg}}{D_D v_{fg}} \left\{ v_g (W_{gD} - W_s - W_{spcond} - W_{sfcond}) - \frac{dV_D}{dt} \right\} \quad (2.12.8)$$

$$W_{sfcond} = K_{sfcond} \frac{h_f - h_F}{h_{fg}} W_F \quad (2.12.9)$$

ここで K_{sfcond} は凝縮の割合を表わす定数である。

計算の単位系, すなわち

$$\langle P \rangle = P \text{ (kg/cm}^2\text{g)}, \langle D_D \rangle = \frac{D_D}{D_D^*}, \langle W_{gD} \rangle = \frac{W_{gD}}{W_{gD}^*}, \langle W_s \rangle = \frac{W_s}{W_s^*},$$

$$\langle V_D \rangle = V_D \text{ (m}^3\text{)}, \langle V_v \rangle = V_v \text{ m}^3, \langle W_{spcond} \rangle = \frac{W_{spcond}}{W_s^*},$$

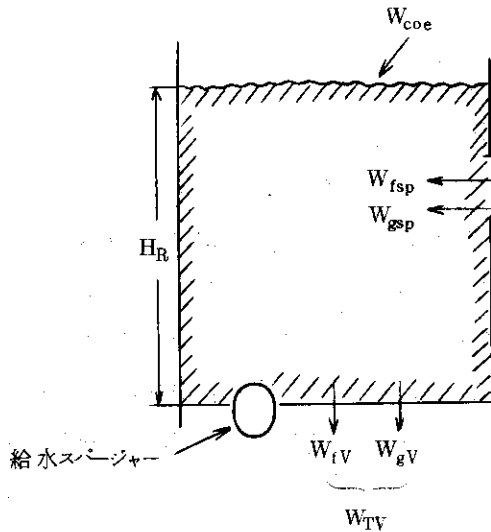
$$\langle W_{sfcond} \rangle = \frac{W_{sfcond}}{W_s^*}, \langle K_1 \rangle = K_1, \langle K_2 \rangle = K_2$$

を用いて表わし, また $\frac{dV_D}{dt} = -\frac{dV_v}{dt} - \frac{dV_{sp}}{dt}$ の関係を導入すると次のようになる。

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \langle P \rangle &= \frac{h_{fg}}{v_{fg} D_D^* \langle D_D \rangle} \left\{ v_g W_s^* (\langle W_{gD} \rangle - \langle W_s \rangle - \langle W_{spcond} \rangle) \right. \\ &\quad \left. - \langle W_{sfcond} \rangle + \frac{d}{dt} \langle V_v \rangle + \frac{d}{dt} \langle V_{sp} \rangle \right\} \quad ((2.12.10)) \end{aligned}$$

$$\langle D_D \rangle = \left\{ \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) \frac{1}{v_g} - \frac{1}{J} \right\} (V_{DVSPU} + \langle K_1 \rangle \langle K_2 \rangle V_{PD} - \langle V_v \rangle - \langle V_{SP} \rangle) / D_D^* \quad (2.12.11)$$

2.1.3 ベッセル飽和水領域熱水力特性



この領域には自由水面があるために領域の体積が変ることを考慮に入れて質量、体積およびエネルギーの保存則を適用すると次の関係がえられる。

$$\frac{h_{fg}}{v_{fg}} \left\{ v_f (W_{fsp} + W_{coe} - W_{TV}) + v_g W_{gsp} - \frac{dV_v}{dt} \right\} - h_{fg} X_v W_{TV} - D_v \frac{dp}{dt} = 0 \quad (2.13.1)$$

$$D_v = \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fv} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gv} - \frac{V_v}{J} \quad (2.13.2)$$

ここで

$$V_v = \int \frac{dV_v}{dt} dt \quad (2.13.3)$$

$$M_{fv} = M_{TV} - M_{gv} \quad (2.13.4)$$

$$M_{gv} = \frac{V_v}{v_{fg}} - \frac{v_f}{v_{fg}} M_{TV} \quad (2.13.5)$$

$$M_{TV} = \int (W_{fsp} + W_{gsp} + W_{coe} - W_{TV}) dt \quad (2.13.6)$$

この領域の蒸気質は圧力変化に支配され、また通過時間が短いことから出口クオリティを次のように表わす。

$$X_v = \bar{X}_v = \frac{M_{gv}}{M_{TV}} \quad (2.13.7)$$

以上の関係はこの領域が飽和二相流である場合のみ成立する。すなわち次のすべての条件を満たすときにかざられる。

i) 水位が給水スパーチャータより上にあること。この場合次の関係が成立っている。

$$V_v \geq 0, M_{TV} \geq 0, M_{fv} \geq 0, M_{gv} \geq 0, D_v \geq 0$$

ii) この領域の冷却材が飽和状態にあること。すなわち

$$M_{gv} > 0$$

これらの条件を満たさない場合には D_v, X_v, M_{gv} を次のように修正することによって関係式の機能を拡張することができる。

i') 水位が給水スパーチャータ以下に下った場合

$$D_v = 0$$

$$X_v = \frac{W_{gsp}}{W_{TV}}$$

この時 V_v は負の値で計算されこの絶対値は給水スパーチャータ以下で水面までの体積を表わしている。

ii') 水位が給水スパーチャータより上にありサブクールされている場合

$$D_v = 0$$

原子炉水位の基準水位からの偏差は次のようにして求められる。すなわち実際の自由水面の偏差 ΔH_R は、給水スパーチャータから自由水面までの高さを H_r 、その初期値を H_{r0} とすれば

$$\Delta H_r = H_r - H_{r0} \quad (2.13.8)$$

$$\int_0^{H_r} A(H) dH = V_v \quad (2.13.9)$$

また水位計に指示される水位 ΔH_m は水頭であるから

$$\left. \begin{aligned} \Delta H_m &= \frac{v_f M_{TV}}{V_v} H_r - H_{m0} & : V_v > 0 \\ &= H_r - H_{m0} & : V_v < 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.13.10)$$

J PDR-II に装備されている Bailey 水位計はこの ΔH_m の気泡の効果の他に Fig. 2.11 に示すように流路の形状が複雑なために圧力損失の影響を考慮しなくてはならない。またその他の要因も含めるとこの圧力バランスは次式で表わされる。

$$H_c \bar{\rho}_c = H_v \bar{\rho}_v + H_D \bar{\rho}_D - \Delta \rho_g - \Delta \rho_l \quad (2.13.11)$$

ここで H_v : 給水スパーチャータから平均的自由水面までの高さ

H_D : 給水スパーチャータから水位計 Lower Leg までの高さ

H_c : 炉水位計 Lower Leg から炉水位計測定コラム水面までの高さ

$\bar{\rho}_v$: H_R 区間の流体の平均密度

$\bar{\rho}_D$: 給水スパーチャータ以下のダウンコマ流体の平均密度

ΔP_g : 炉水面から炉水位計 Lower Leg のレベルまでの流路におけるグロスの圧力降下

ΔP_l : 炉水位計 Lower Leg 入口附近での局所的圧力降下

平均的炉水位(断面平均) ($H_v + H_D$) と炉水位計測定コラム水位 (H_c) に偏差を生ぜしめる原因として、 $\Delta \rho_g, \Delta \rho_l, \bar{\rho}_v, \bar{\rho}_D$ および $\bar{\rho}_c$ の効果のうちで ΔP_g および ΔP_l は再循環流量、炉水位および流体の状態(温度、キャリアアンダ等)の関数である。 $\bar{\rho}_v$ は二相流体の場合はお

もにキャリアンダボイド量の関数であり、 $\bar{\rho}_D$ および $\bar{\rho}_O$ (および $\bar{\rho}_V$) の効果は炉水位計の保温および密度補正の問題である。これらのうち $\bar{\rho}_D, \bar{\rho}_O$ に関しては通常運転中は $\bar{\rho}_D \approx \bar{\rho}_O \approx \rho_f$ の近似が成立することから主要な要素は $\bar{\rho}_V, \Delta P_g$ および ΔP_f である。室温单相流における炉水位実験の結果⁽¹⁷⁾ および Fig. 2.12 に示されるフロートタイプ方式の水位計⁽¹⁸⁾ との比較から実水位と水位計コラムの読みとの関係を密度補正により高温二相流に適用すると次の近似式を得る。

$$\begin{aligned} H_{BL} &= 0.900 \Delta H_m - 9.968 (W_{TV})^2 + 4.734 \text{ (cm)} : \Delta H_m > -5 \text{ cm} \\ &= 0.6287 \Delta H_m - 9.972 (W_{TV})^2 + 3.381 \text{ (cm)} : \Delta H_m \leq -5 \text{ cm} \end{aligned} \quad (2.13.12)$$

H_{BL} の初期値を H_{BLO} とすれば変化分は

$$\Delta H'_{BL} = H_{BL} - H_{BLO} \quad (2.13.13)$$

過渡状態における変化分は水位計取出口から水位計コラムまでの距離が長いために“一次遅れ”と“むだ時間”の要素を持つことから実測データを考慮して次の形で表わす。

$$\Delta H_{BL} = \frac{1}{1+2S} e^{-2S} \Delta H'_{BL} \quad (2.13.14)$$

次にこの領域の出口エンタルピは飽和状態では

$$h_f + h_{fg} X_V$$

であるがサブクールの場合は (2.11.45) 式で示される蒸気凝縮によるエンタルピの増加を考慮して

$$h_{VS} = h'_{sp} e^{-\tau_V S} \quad (2.13.15)$$

$$h'_{sp} = (h_{sp} W_{fR} + h_g W_{SPcond}) / W_{fsp} \quad (2.13.16)$$

$$\tau_V = \frac{M_{TV}}{W_{TV}} \quad (2.13.17)$$

計算の単位計, すなわち

$$\{W_{TV}\} = \frac{W_{TV}}{W_{TV}^*}, \{X_V\} = 100 X_V, \{M_{TV}\} = \frac{M_{TV}}{M_{TV}^*}, \{M_{fV}\} = \frac{M_{fV}}{M_{fV}^*},$$

$$\{M_{gV}\} = \frac{M_{gV}}{M_{gV}^*}, \{V_V\} = V_V \text{ (m}^3\text{)}, \{D_V\} = \frac{D_V}{D_V^*}, \{\Delta H_f\} = \Delta H_f \text{ (cm)},$$

$$\{\Delta H_m\} = \Delta H_m \text{ (cm)}, \{\Delta H_{BL}\} = \Delta H_{BL} \text{ (cm)}$$

を用いて以上の関係を表わすと

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \{V_V\} &= v_f W_{fsp}^* \{W_{fsp}\} - W_{TV}^* \left(v_f - \frac{v_{fg}}{100} \{X_V\} \right) \{M_{TV}\} + v_g W_{gsp}^* \{W_{gsp}\} \\ &\quad - \frac{v_{fg}}{h_{fg}} D_V^* \{D_V\} \frac{d}{dt} \{P\} \end{aligned} \quad (2.13.18)$$

$$\{D_V\} = \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fV}^* \{M_{fV}\} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gV}^* \{M_{gV}\} - \frac{\{V_V\}}{J} \quad (2.13.19)$$

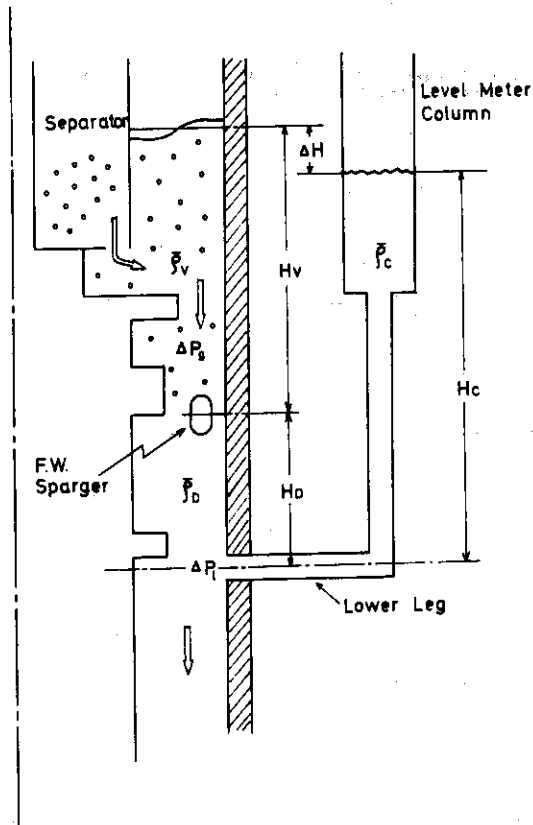


Fig. 2.11 Pressure Balance

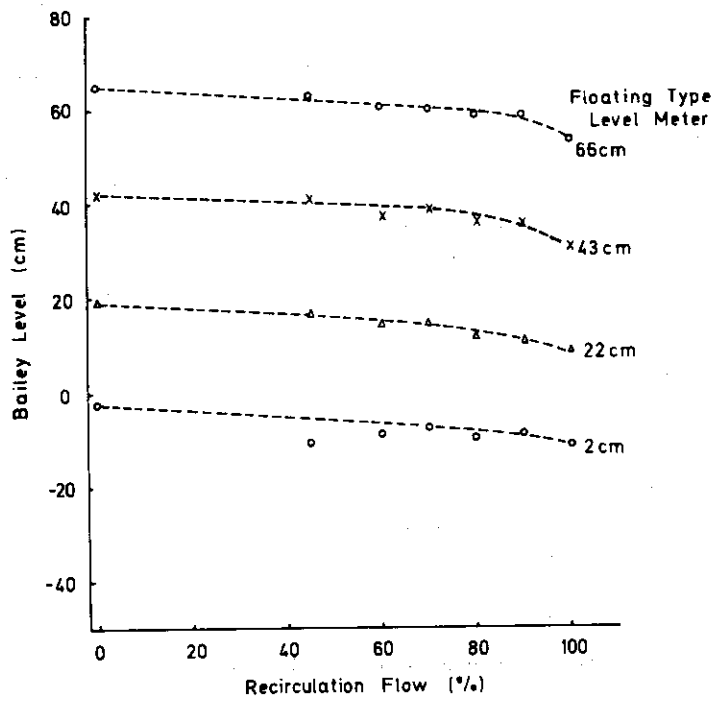


Fig. 2.12 Effect Of Recirculation Flow (at 20°C)

$$\langle V_v \rangle = \int \frac{d}{dt} \langle V_v \rangle dt \quad (2.13.20)$$

$$\langle M_{TV} \rangle = \frac{1}{M_{TV}^*} \int (W_{fsp}^* \langle W_{fsp} \rangle + W_{gsp}^* \langle W_{gsp} \rangle - W_{TV}^* \langle W_{TV} \rangle) dt \quad (2.13.21)$$

$$\langle M_{gV} \rangle = \frac{\langle V_v \rangle}{M_{gV}^* M_{fg}} - \frac{v_f M_{TV}^*}{v_{fg} M_{gV}^*} \langle M_{TV} \rangle \quad (2.13.22)$$

$$\langle M_{fV} \rangle = \frac{M_{TV}^*}{M_{fV}^*} \langle M_{TV} \rangle - \frac{M_{gV}^*}{M_{fV}^*} \langle M_{gV} \rangle \quad (2.13.23)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle X_v \rangle &= 100 \frac{M_{gV}^* \langle M_{gV} \rangle}{M_{TV}^* \langle M_{TV} \rangle} && : \langle M_{TV} \rangle > 0 \\ &= 100 \frac{W_{gsp}^* \langle W_{gsp} \rangle}{W_{TV}^* \langle W_{TV} \rangle} && : \langle M_{TV} \rangle \leq 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.13.24)$$

$$\langle \Delta H_r \rangle = \langle H_r \rangle - H_{r0} \quad (2.13.25)$$

$$\begin{aligned} \langle \Delta H_m \rangle &= v_f M_{TV}^* \frac{\langle M_{TV} \rangle}{\langle V_v \rangle} \langle H_R \rangle - H_{m0} \\ &= \langle H_R \rangle - H_{m0} \end{aligned} \quad (2.13.26)$$

JPDR-II の場合 $\int_0^{H_r} A(H) dH = V_v$ は次の如くである。すなわち、給水スパーージャよりの高さ H_r (cm) までの空間を V_v (m³) として

$$\left. \begin{aligned} \langle H_r \rangle &= \frac{\langle V_v \rangle - 1.678}{0.02288} + 137.2 && : 1.678 \leq \langle V_v \rangle \\ &= \frac{\langle V_v \rangle - 0.7478}{0.01107} + 53.19 && : 0.7478 \leq \langle V_v \rangle < 1.678 \\ &= \frac{\langle V_v \rangle - 0.4710}{0.02097} + 40.0 && : 0.4710 \leq \langle V_v \rangle < 0.7478 \\ &= \frac{\langle V_v \rangle}{0.01178} && : 0 \leq \langle V_v \rangle < 0.4710 \\ &= \frac{\langle V_v \rangle}{0.01339} && \langle V_v \rangle < 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.13.27)$$

$$\langle \Delta H_{BL} \rangle = \frac{e^{-2S}}{1+2S} (\langle H_{BL} \rangle - H_{BLO}) \quad (2.13.28)$$

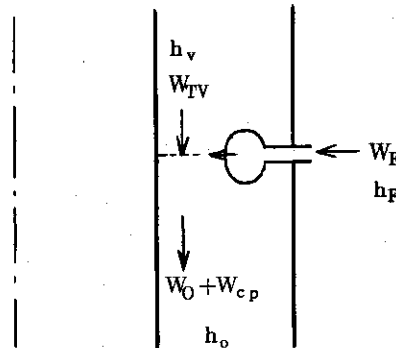
$$\left. \begin{aligned} \langle H_{BL} \rangle &= 0.900 \langle \Delta H_m \rangle - 9.968 \langle W_{TV} \rangle^2 + 4.734 && : \langle \Delta H_m \rangle > -5 \\ &= 0.6287 \langle \Delta H_m \rangle - 9.972 \langle W_{TV} \rangle^2 + 3.381 && : \langle \Delta H_m \rangle \leq -5 \end{aligned} \right\} \quad (2.13.29)$$

$$\{h_{vs}\} = \{h'_{sp}\} e^{-\{\tau_v\}S} \quad (2.13.30)$$

$$\{h'_{sp}\} = \frac{\{h_{sp}\} \{W_{fR}\} W_{fR}^* + h_g \{W_{SPcond}\}}{W_{fsp}^* \{W_{fsp}\}} \quad (2.13.31)$$

$$\{\tau_v\} = \frac{M_{TV}^* \{M_{TV}\}}{W_{TV}^* \{W_{TV}\}} \quad (2.13.32)$$

2.14 給水入口熱水力特性



給水と再循環水の合流点の流量およびエンタルピのバランスは次のようになる。なお給水エンタルピに対する吐出穴の効果は一般に給水エンタルピの時間的变化がゆるやかなことから無視している。

$$W_{TV} + W_F = W_0 + W_{cp} \quad (2.14.1)$$

$$h_v W_{TV} + h_F W_F = h_0 (W_0 + W_{cp}) \quad (2.14.2)$$

$$\left. \begin{aligned} h_v &= h_f + h_{fg} X_V && \text{: ベッセル飽和小領域が飽和のとき} \\ &= h_{vs} && \text{: ベッセル飽和小領域がサブクールするとき} \end{aligned} \right\} \quad (2.14.3)$$

h_{v_0} は (2.14.15) 式による。

自由水面が給水スパージャー以下になった場合は (2.12.9) 式で表わされるドーム蒸気の給水流量による凝縮の効果を取り入れると上式は次式となる。

$$W_{TV} + \left(1 + K_{SFcond} \frac{h_f - h_F}{h_{fg}}\right) W_F = W_0 + W_{cp} \quad (2.14.4)$$

$$h_v W_{TV} + \left(h_F + K_{SFcond} h_f \frac{h_f - h_F}{h_{fg}}\right) W_F = h_0 (W_0 + W_{cp}) \quad (2.14.5)$$

計算の単位系, すなわち

$$\{W_{TV}\} = \frac{W_{TV}}{W_{TV}^*}, \quad \{W_F\} = \frac{W_F}{W_F^*}, \quad \{W_0\} = \frac{W_0}{W_0^*}, \quad \{X_V\} = 100 X_V,$$

$$\{h_F\} = h_F \text{ (kcal/kg)}, \quad \{h_0\} = h_0 \text{ (kcal/kg)}, \quad \{h_v\} = h_v \text{ (kcal/kg)}$$

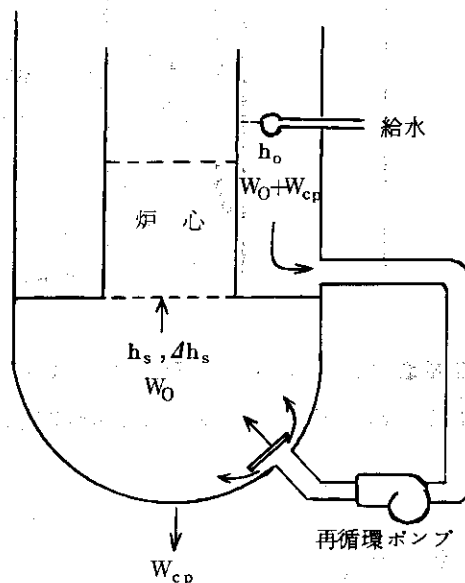
を用いて整理すると

$$\langle W_{TV} \rangle = \frac{W_O^*}{W_{TV}^*} \langle W_O \rangle + \frac{W_{cp}}{W_{TV}^*} - \frac{W_F^*}{W_{TV}^*} \left(1 + K_{SFcond} \frac{h_f - \langle h_F \rangle}{h_{fg}} \right) \langle W_F \rangle \quad (2.14.6)$$

$$\langle h_o \rangle = \frac{W_{TV}^* \langle h_v \rangle \langle W_{TV} \rangle + (\langle h_F \rangle + K_{SFcond} h_f \frac{h_f - \langle h_F \rangle}{h_{fg}}) W_F^* \langle W_F \rangle}{W_O^* \langle W_O \rangle + W_{cp}} \quad (2.14.7)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle h_v \rangle &= h_f + h_{fg} \langle X_V \rangle & : \langle h_v \rangle \geq h_f \\ &= h_{vs} & : \langle h_v \rangle < h_f \end{aligned} \right\} \quad (2.14.8)$$

2.15 ダウンカマ、再循環パイプおよび炉心下部プレナム熱特性



給水スパージャーから炉心出口までの区間の冷却材は通常サブクール状態にあるので比体積および内部エネルギーの圧力依存を無視してエネルギーの輸送のみを考える。ダウンカマおよび再循環パイプ内では純粹の輸送遅れ、炉心下部プレナム内では再循環パイプ出口に拡散用プレートが取り付けられておりミキシングがおこるため一次遅れで近似する。またポンプによる発熱 Q_p を考慮して、炉心入口の冷却材エンタルピ h_s およびサブクーリング Δh_s は次のように表わされる。

$$h_s = \frac{1}{1 + \tau_m S} \left(e^{-\tau_d S} h_o + \frac{Q_p}{W_O + W_{cp}} \right) \quad (2.15.1)$$

$$\Delta h_s = h_f - h_s \quad (2.15.2)$$

$$\tau_d = \frac{V_{DP}}{v_{DP} (W_O + W_{cp})} \quad (2.15.3)$$

$$\tau_m = \frac{V_{LP}}{v_{LP} W_O} \quad (2.15.4)$$

ここで V_{DP} はダウンカマと再循環パイプの合計の体積で v_{DP} はその比容積であり、 V_{LP} は下部プレナムの体積で v_{LP} はその比容積である。

ポンプの発熱 Q_p はポンプ効率 η_p を用いて

$$Q_p = K_{QP} \frac{(W_0 + W_{cp})^3}{\eta_p} \quad (2.15.5)$$

であるがこれを次のように近似する。

$$Q_p = K'_{QP} (W_0 + W_{cp})^2 \quad (2.15.6)$$

計算の単位系、すなわち

$$\langle W_0 \rangle = \frac{W_0}{W_0^*}, \quad \langle h_o \rangle = h_o \text{ (kcal/kg)}, \quad \langle h_s \rangle = h_s \text{ (kcal/kg)},$$

$$\langle \Delta h_s \rangle = \Delta h_s \text{ (kcal/kg)}, \quad \langle \tau_d \rangle = \tau_d \text{ (sec)}, \quad \langle \tau_m \rangle = \tau_m \text{ (sec)}$$

を用いて整理すると次のようになる。

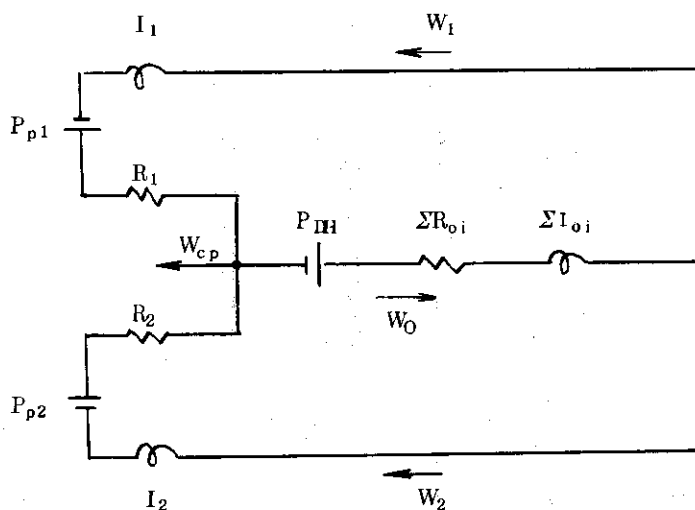
$$\langle h_s \rangle = \frac{1}{1 + \langle \tau_m \rangle S} \left\{ e^{-\langle \tau_d \rangle S} \langle h_o \rangle + \frac{Q_p^*}{W_0^* + W_{cp}} \langle W_0 \rangle \right\} \quad (2.15.7)$$

$$\langle \tau_d \rangle = \frac{V_{DP}}{v_{DP} (W_0^* \langle W_0 \rangle + W_{cp})} \quad (2.15.8)$$

$$\langle \tau_m \rangle = \frac{V_{LP}}{v_{LP} W_0^* \langle W_0 \rangle} \quad (2.15.9)$$

$$\langle \Delta h_s \rangle = h_f - \langle h_s \rangle \quad (2.15.10)$$

2.16 冷却材水力学特性



JPDR-II の場合、炉心、ライザ、セパレータ、ベッセル飽和水部およびダウンカマの各部および合計の加速損失、摩擦損失および体積変化にともなう損失は再循環パイプの加速損失および摩擦損失にくらべてはるかに小さいので、これらの部分について過渡時の特性を詳細に扱

うことをやめ、各部の冷却材流量（質量流量）が炉心入口流量に等しいとして上図の電気回路で模擬する。すなわち、運動量保存則を各一巡ループにまとめて

$$I_p \frac{dW_1}{dt} + \Sigma I_{oi} \frac{dW_0}{dt} = g \{ P_{p1} + P_{DH} - (FPD)_1 - \Sigma (FPD)_{oi} - (VE) \} \quad (2.16.1)$$

$$I_p \frac{dW_2}{dt} + \Sigma I_{oi} \frac{dW_0}{dt} = g \{ P_{p2} + P_{DH} - (FPD)_2 - \Sigma (FPD)_{oi} - (VE) \} \quad (2.16.2)$$

$$W_1 + W_2 = W_0 + W_{cp} \quad (2.16.3)$$

Fig. 2.13にJPDR-IIの設計々算による圧力損失の結果を示す。これを流れが逆流したときの符号まで考慮して表わすと次のようになる。

$$(FPD)_1 = K_p W_1 |W_1| \quad (2.16.4)$$

$$(FPD)_2 = K_p W_2 |W_2| \quad (2.16.5)$$

$$\Sigma (FPD)_{oi} + (VE) = K_o W_0 |W_0| \quad (2.16.6)$$

また冷却材密度差による駆動水頭 P_{DH} は図のように炉心入口を基準にすると

$$P_{DH} = \bar{\rho}_V H_V + \bar{\rho}_D H_{DC} - \bar{\rho}_R H_R - \bar{\rho}_C H_{CO} \quad (2.16.7)$$

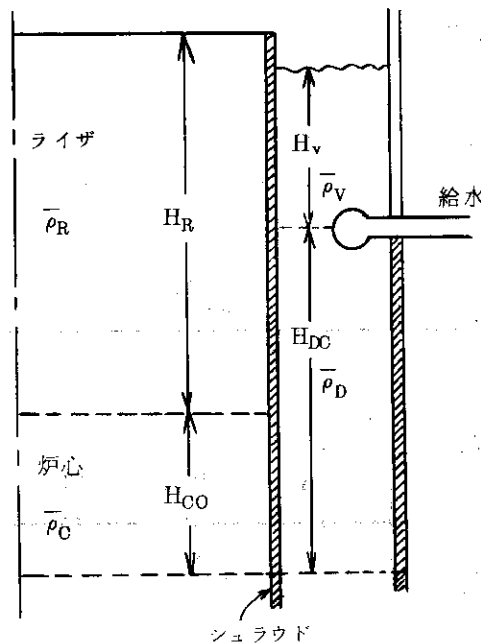
ここで

$$\bar{\rho}_V = \frac{M_{TV}}{V_V}$$

$$\bar{\rho}_D = f_\rho(h_0)$$

$$\bar{\rho}_C \doteq \rho_f + \rho_{fg} \bar{R}_g$$

$$\bar{\rho}_R = \frac{M_{TR}}{V_R}$$



これらを用いると

$$P_{DH} = \frac{M_{TV}}{V_V} H_V + \bar{\rho}_D H_{DC} - \frac{M_{TR}}{V_R} H_R - (\rho_f + \rho_{fg}) \bar{R}_g H_{CO} \quad (2.16.8)$$

2.13節でのべたように M_{TV} 、 V_V 、 H_R は負の場合も定義してあるので水位が給水スパージャー以下に下ったときもこの式は使用できる。

(j) $P_{p1} = P_{p2}$ の場合

二つの再循環パイプは同等に設計されているので双方のポンプが同様の特性で運転されている場合には

$$P_{p1} = P_{p2} = P_p \quad (2.16.9)$$

$$W_1 = W_2 = \frac{1}{2}(W_0 + W_{cp}) = W_p \quad (2.16.10)$$

$$(FPD)_1 = (FPD)_2 = K_p W_p | W_p | = (FDP)_p \quad (2.16.11)$$

であるから関係式は次のように整理される。

$$\left(\Sigma I_{oi} + \frac{I_p}{2} \right) \frac{dW_0}{dt} = g \{ P_p + P_{DH} - (FPD)_p - \Sigma (FPD)_{oi} - (VE) \} \quad (2.16.12)$$

$$(FPD)_p = K_p W_p | W_p | \quad (2.16.13)$$

$$W_p = \frac{1}{2} (W_0 + W_{cp}) \quad (2.16.14)$$

計算の単位計, すなわち

$$\langle W_0 \rangle = \frac{W_0}{W_0^*}, \quad \langle P_p \rangle = \frac{P_p}{P_p^*}, \quad \langle (FPD)_p \rangle = \frac{(FPD)_p}{(FPD)_p^*}, \quad \langle W_p \rangle = \frac{W_p}{W_p^*},$$

$$\langle \Sigma (FPD)_{oi} + (VE) \rangle = \frac{\Sigma (FPD)_{oi} + (VE)}{\Sigma (FPD)_{oi}^* + (VE)^*}, \quad \langle P_{DH} \rangle = \frac{P_{DH}}{P_{DH}^*}$$

を用いて表わすと

$$\frac{d}{dt} \langle W_0 \rangle = \frac{g}{\left(\Sigma I_{oi} + \frac{1}{2} I_p \right) W_0^*} \left\{ P_p^* \langle P \rangle + P_{DH}^* \langle P_{DH} \rangle - (FPD)_p^* \langle (FPD) \rangle - \left(\Sigma (FPD)_{oi} + (VE) \right)^* \langle \Sigma (FPD) + (VE) \rangle \right\} \quad (2.16.15)$$

$$\langle W_p \rangle = \frac{W_0^* \langle W_0 \rangle + W_{cp}}{2 W_p^*} \quad (2.16.16)$$

$$\langle (FPD)_p \rangle = \langle W_p \rangle | \langle W_p \rangle | \quad (2.16.17)$$

$$\langle \Sigma (FPD)_{oi} + (VE) \rangle = \langle W_0 \rangle | \langle W_0 \rangle | \quad (2.16.18)$$

$$\langle P_{DH} \rangle = \frac{1}{P_{DH}^*} \left\{ \frac{M_{TV}^* \langle H_r \rangle \langle M_{TV} \rangle}{100 \langle V_v \rangle} + \rho_D H_{DC} - \frac{M_{TR}^* H_{RS}}{V_R} \langle M_{TR} \rangle - (\rho_f + \rho_{fg}) \langle R_g \rangle \frac{H_{CO}}{100} \right\} \quad (2.16.19)$$

ii) $P_{p1} \neq P_{p2}$ の場合

2台の再循環水ポンプの駆動水頭がかならずしも等しくない場合には(2.16.1)~(2.16.18)のすべての式を用いなければならない。(2.16.2)式のかわりに(2.16.1)式+(2.16.2)式を用いると

$$\frac{d}{dt} W_0 = \frac{g}{I_p + 2 \Sigma I_{oi}} \left\{ P_{p1} + P_{p2} + 2 P_{DH} - (FPD)_1 - (FPD)_2 - 2 \left(\Sigma (FPD)_{oi} + (VE) \right) \right\} \quad (2.16.20)$$

(2.16.1) 式に代入して

$$\frac{d}{dt} W_1 = \frac{g}{I_p + 2 \sum I_{oi}} \left\{ \left(1 + \frac{\sum I_{oi}}{I_p}\right) P_1 - \frac{\sum I_{oi}}{I_p} P_2 + P_{DH} - \left(1 + \frac{\sum I_{oi}}{I_p}\right) (FPD) \right. \\ \left. + \frac{\sum I_{oi}}{I_p} (FPD)_2 - \sum (FPD)_{oi} - (VE) \right\} \quad (2.16.21)$$

(2.16.3) 式より

$$W_2 = W_0 - W_1 + W_{cp} \quad (2.16.22)$$

計算の単位系, すなわち

$$\langle W_0 \rangle = \frac{W_0}{W_0^*}, \quad \langle W_1 \rangle = \frac{W_1}{W_1^*}, \quad \langle W_2 \rangle = \frac{W_2}{W_2^*}, \quad \langle P_{p1} \rangle = \frac{P_{p1}}{P_{p1}^*}, \quad \langle P_{p2} \rangle = \frac{P_{p2}}{P_{p2}^*},$$

$$\langle P_{DH} \rangle = \frac{P_{DH}}{P_{DH}^*}, \quad \langle (FPD)_1 \rangle = \frac{(FPD)_1}{(FPD)_1^*}, \quad \langle (FPD)_2 \rangle = \frac{(FPD)_2}{(FPD)_2^*}$$

$$\frac{d}{dt} \langle W_0 \rangle = \frac{g}{(I_p + 2 \sum I_{oi}) W_0^*} \left\{ P_p^* (\langle P_1 \rangle + \langle P_2 \rangle) + 2 P_{DH}^* \langle P_{DH} \rangle - (FPD)_p^* \right. \\ \left. (\langle (FPD)_1 \rangle + \langle (FPD)_2 \rangle) - 2 (\sum (FPD)_{oi} + (VE))^* (\sum (FPD)_{oi} \right. \\ \left. + (VE)) \right\} \quad (2.16.23)$$

$$\langle W_0 \rangle = \int \frac{d \langle W_0 \rangle}{dt} dt \quad (2.16.24)$$

$$\frac{d \langle W_1 \rangle}{dt} = \frac{g}{(I_p + 2 \sum I_{oi}) W_1^*} \left\{ P_p^* \left(\left(1 + \frac{\sum I_{oi}}{I_p}\right) \langle P_1 \rangle - \frac{\sum I_{oi}}{I_p} \langle P_2 \rangle \right) \right. \\ \left. + P_{DH}^* \langle P_{DH} \rangle - (FPD)_p^* \left(\left(1 + \frac{\sum I_{oi}}{I_p}\right) \langle (FPD) \rangle - \frac{\sum I_{oi}}{I_p} \langle (FPD)_2 \rangle \right) \right. \\ \left. - (\sum (FPD)_{oi} + (VE))^* (\sum (FPD)_{oi} + (VE)) \right\} \quad (2.16.25)$$

$$\langle W_1 \rangle = \int \frac{d \langle W_1 \rangle}{dt} dt \quad (2.16.26)$$

$$\langle W_2 \rangle = \frac{W_0^*}{W_2^*} \langle W_0 \rangle - \frac{W_1^*}{W_2^*} \langle W_1 \rangle + \frac{W_{cp}}{W_2^*} \quad (2.16.27)$$

$$\langle (FPD)_1 \rangle = \langle W_1 \rangle | \langle W_1 \rangle | \quad (2.16.28)$$

$$\langle (FPD)_2 \rangle = \langle W_2 \rangle | \langle W_2 \rangle | \quad (2.16.29)$$

$$\langle \sum (FPD)_{oi} + (VE) \rangle = \langle W_0 \rangle | \langle W_0 \rangle | \quad (2.16.30)$$

$$\langle P_{DH} \rangle = \frac{1}{P_{DH}^*} \left\{ \frac{M_{TV}^* \langle H_r \rangle \langle M_{TV} \rangle}{100 \langle V_v \rangle} + \rho_D H_{DC} - \frac{M_{TR}^* H_{RS}}{V_R} \langle M_{TR} \rangle \right. \\ \left. - (\rho_f + \rho_{fg}) \frac{\langle R_g \rangle}{100} H_{co} \right\} \quad (2.16.31)$$

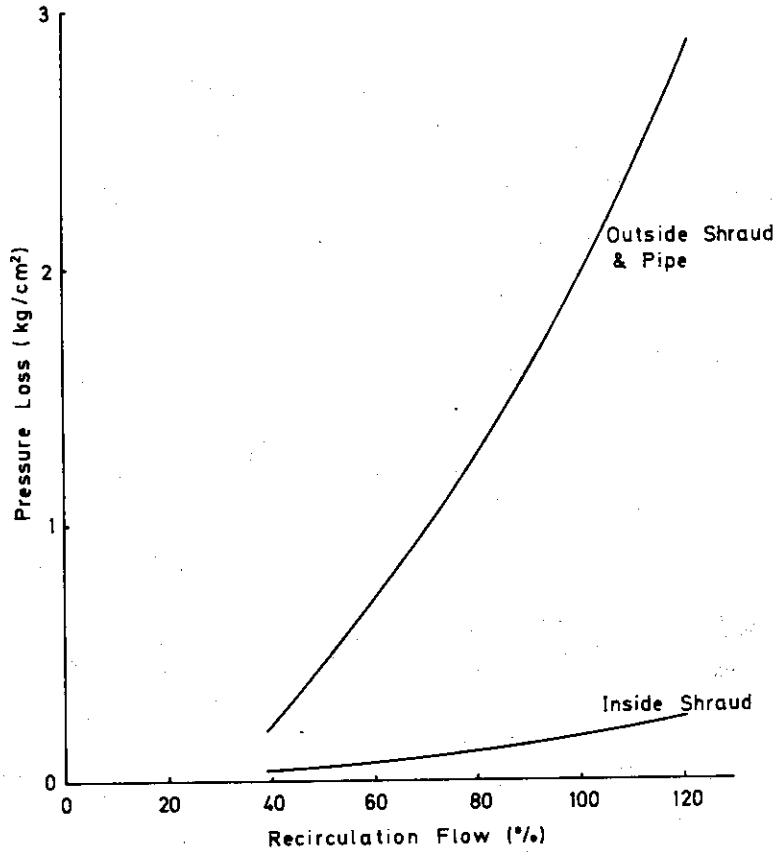


Fig.213 Pressure Loss vs. Recirculation Flow

2.17 蒸気系統動特性

2.17.1 原子炉ベッセルより流出する蒸気流量

原子炉ベッセルより流出する蒸気の質量の合計は

$$W_S = W_{STS} + W_{SDS} + W_{SSB} + W_{SEC} + W_{SSV} + W_{LOSS} \quad (2.17.1)$$

但し非常用圧力逃し弁系統の流量は省いた。

またタービン系蒸気流量 W_{STS} は、タービンおよびその附属装置に流れる蒸気 W_{ST} とタービン一次バイパス弁に流れる蒸気 W_{SPB} よりなっているので

$$W_{STS} = W_{ST} + W_{SPB} \quad (2.17.2)$$

ここで W_{LOSS} は原子炉およびプラントの熱損失を蒸気流量に換算したもので、熱損失の大部分はタービン二次バイパスのブリードオフ蒸気であるので、熱損失の全部がブリードオフラインから蒸気として失われていると仮定して扱うことにする。この場合ブリードオフ系隔離弁 V60-

2が閉じるとブリードオフラインには蒸気が流れなくなるのでV60-2の機能を模擬する関数 K_5 を用いて

$$W_{LOSS} = K_5 \cdot W_{LOSS} \quad (2.17.3)$$

$$\left. \begin{aligned} K_5 &= 1 && : \text{V60-2 開} \\ &= 0 && : \text{V60-2 閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.17.4)$$

この損失蒸気は運転状態にほとんど関係なく原子炉圧力および温度が定格付近ではほぼ一定である。

W_{SSB} は隔離弁V60-1で、また W_{STS} および W_{SDS} はV60-1またはV1-19で止められるが、これらについては各々の蒸気算出の過程で隔離弁の効果が考慮されている。 W_{SEC} および W_{SSV} はそれぞれ非常用凝縮用凝縮器、安全弁に流れる蒸気である。なお実際にはこの他に非常用圧力逃し弁系統があるがこのモデルでは取扱わない。

以上を計算の単位系、すなわち

$$\left\{ \begin{aligned} \langle W_S \rangle &= \frac{W_S}{W_S^*}, \quad \langle W_{STS} \rangle = \frac{W_{STS}}{W_{ST}^*}, \quad \langle W_{SDS} \rangle = \frac{W_{SDS}}{W_{SDS}^*}, \quad \langle W_{SSB} \rangle = \frac{W_{SSB}}{W_{SSB}^*}, \\ \langle W_{SEC} \rangle &= \frac{W_{SEC}}{W_{SEC}^*}, \quad \langle W_{SSV} \rangle = \frac{W_{SSV}}{W_{SSV}^*}, \quad \langle W_{ST} \rangle = \frac{W_{ST}}{W_{ST}^*}, \quad \langle W_{SPB} \rangle = \frac{W_{SPB}}{W_{ST}^*} \end{aligned} \right.$$

を用いて整理すると

$$\begin{aligned} \langle W_S \rangle &= \frac{W_{ST}^*}{W_S^*} \langle W_{STS} \rangle + \frac{W_{SDS}^*}{W_S^*} \langle W_{SDS} \rangle + \frac{W_{SSB}^*}{W_S^*} \langle W_{SSB} \rangle + \frac{W_{SEC}^*}{W_S^*} \langle W_{SEC} \rangle \\ &\quad + \frac{W_{SSV}^*}{W_S^*} \langle W_{SSV} \rangle + \frac{W_{LOSS}}{W_S^*} \langle K_5 \rangle \end{aligned} \quad (2.17.5)$$

$$\langle W_{STS} \rangle = \langle W_{ST} \rangle + \langle W_{SPB} \rangle \quad (2.17.6)$$

$$\left\{ \begin{aligned} \langle K_5 \rangle &= 1 && : \text{V60-2 開} \\ &= 0 && : \text{V60-2 閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.17.7)$$

2.17.2 蒸気パイプによる圧力降下

JPDR-IIの場合、蒸気パイプの長さが蒸気中の音速に対して比較的短いのでパイプ内の圧力分布がただちに平衡に達するものとして圧力降下のみを考慮する。タービンおよびダンブコンデンサ系の主塞止弁上流側の蒸気圧力、 P_T および P_D はJPDR-IIのブランド設計々算より原子炉圧力 P の関数として次のように表わされる。

$$P_T = \left\{ K_1 K_2 (P+1) - 1 \right\} - 0.41 \left(\frac{W_{STS}}{W_{STS}^*} + \frac{W_{SDS}}{W_{SDS}^*} \right)^2 - 0.25 \left(\frac{W_{STS}}{W_{STS}^*} \right)^2 \quad (2.17.8)$$

$$P_D = \left\{ K_1 K_2 (P+1) - 1 \right\} - 0.41 \left(\frac{W_{STS}}{W_{STS}^*} + \frac{W_{SDS}}{W_{SDS}^*} \right)^2 - 0.563 \left(\frac{W_{SDS}}{W_{SDS}^*} \right)^2 \quad (2.17.9)$$

これらの各式の第2項は共通部分（原子炉から分岐点まで）の圧力降下であり，第3項は単独管内の圧力降下を表わしている。また第1項の K_1, K_2 はそれぞれ原子炉隔離弁V60-1（格納容器内側）およびV1-19（格納容器外側）による圧力降下の効果を模擬する関数で弁全開状態で $K_1=1, K_2=1$ ，全開状態で $K_1=0, K_2=0$ である。

隔離弁動作時の K_1 および K_2 を次のように模擬する。すなわち，隔離弁V60-1およびV1-19は同様な仕様で設計されており，ともにステム速度一定で約1.5秒で全開または全閉するゲート弁であり，閉止の場合最後の2～3秒までは圧力降下にほとんど効果はなくその後急激な効果をあらわすことが理論的にも実証的にもわかっている。解析では弁閉止により隔離弁下流側圧力が原子炉圧力から復水器圧力（真空）まで降下するものとする。すなわち

$$\left. \begin{aligned} K_1 &= 1 && : \text{V60-1 全開} \\ &= f_{K1}(t) && : \text{V60-1 閉進行中} \\ &= 0 && : \text{V60-1 全閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.17.10)$$

$$\left. \begin{aligned} K_2 &= 1 && : \text{V1-19 全開} \\ &= f_{K2}(t) && : \text{V1-19 閉進行中} \\ &= 0 && : \text{V1-19 全閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.17.11)$$

計算の単位系，すなわち

$$\langle P_T \rangle = P_T \text{ (kg/cm}^2\text{g)}, \langle P_D \rangle = P_D \text{ (kg/cm}^2\text{g)}, \langle P \rangle = P \text{ (kg/cm}^2\text{g)}$$

$$\langle W_{STS} \rangle = \frac{W_{STS}}{W_{STS}^*}, \langle W_{SDS} \rangle = \frac{W_{SDS}}{W_{SDS}^*}, \langle K_1 \rangle = K_1, \langle K_2 \rangle = K_2$$

を用いて整理すると

$$\langle P_T \rangle = \{ \langle K_1 \rangle \langle K_2 \rangle (\langle P \rangle + 1) - 1 \} - 0.410 (\langle W_{STS} \rangle + \langle W_{SDS} \rangle)^2 - 0.250 \langle W_{STS} \rangle^2 \quad (2.17.12)$$

$$\langle P_D \rangle = \{ \langle K_1 \rangle \langle K_2 \rangle (\langle P \rangle + 1) - 1 \} - 0.410 (\langle W_{STS} \rangle + \langle W_{SDS} \rangle)^2 - 0.563 \langle W_{SDS} \rangle^2 \quad (2.17.13)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle K_1 \rangle &= 1 && : \text{V60-1 全開} \\ &= f_{K1}(t) && : \text{V60-1 閉進行中} \\ &= 0 && : \text{V60-1 全閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.17.14)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle K_2 \rangle &= 1 && : \text{V1-19 全開} \\ &= f_{K2}(t) && : \text{V1-19 閉進行中} \\ &= 0 && : \text{V1-19 全閉} \end{aligned} \right\} \quad (2.17.15)$$

2.18 タービン系統蒸気流量

タービン系統の蒸気としては，タービンおよびその附属設備に流れる蒸気がある。

2.18.1 タービン蒸気流量

タービン平衡蒸気，空気抽出器などタービン-復水器附属設備に流れる蒸気の2%以下（定格運転時）であるからこれらをタービン蒸気に含めて以下に述べる特性があるものとする。

タービン制御弁の特性として、一定の蒸気圧力の下では弁開度と蒸気流量は非常に直線的であり、また同一開度では流量はタービンの入口圧力と背圧の差圧にほぼ比例するから次のように表わすことができる。

$$W_{ST} = K_{ST} (V_{TO}) (P'_T + 1) \quad (2.18.1)$$

ここで K_{ST} は定数、 (V_{TO}) は制御弁開度、 P'_T は制御弁に流入する蒸気の圧力である。

タービン主塞止弁下流の蒸気圧力 P'_T は主塞止弁の影響をうける。JPDR-IIのタービン主塞止弁は全開位置から約1秒で全閉することが実測されている。この間圧力降下が直線的に増大すると仮定すると

$$P'_T = K_3 (P_T + 1) - 1 \quad (2.18.2)$$

$$\left. \begin{aligned} K_3 &= 1 && \text{: タービン主塞止弁全開} \\ &= f_{K_3}(t) && \text{: タービン主塞止弁全開から全閉まで} \\ &= 0 && \text{: タービン主塞止弁全閉} \end{aligned} \right\} (2.18.3)$$

計算の単位系、すなわち

$$\langle W_{ST} \rangle = \frac{W_{ST}}{W_{ST}^*}, \quad \langle V_{TO} \rangle = \frac{V_{TO}}{V_{TO}^*}, \quad \langle P'_T \rangle = P'_T \text{ (kg/cm}^2\text{g)},$$

$$\langle P_T \rangle = P_T \text{ (kg/cm}^2\text{g)}, \quad \langle K_3 \rangle = K_3$$

を用いて整理すると

$$\langle W_{ST} \rangle = \frac{1}{\langle P'_T \rangle + 1} \langle V_{TO} \rangle (\langle P'_T \rangle + 1) \quad (2.18.4)$$

$$\langle P'_T \rangle = \langle K_3 \rangle (\langle P_T \rangle + 1) - 1 \quad (2.18.5)$$

$$\left. \begin{aligned} \langle K_3 \rangle &= 1 \\ &= f_{K_3}(t) \\ &= 0 \end{aligned} \right\} (2.18.6)$$

2.18.2 タービン負荷制限器 (LL) 運転の場合の制御弁開度

タービンが負荷制限器運転されている場合、タービン制御弁は発電機負荷率できまる一定開度に保たれるかまたは、運転員の手動操作によって変更される。すなわち

$$\begin{aligned} \langle V_{TO} \rangle &= \text{Const (LF)} : \text{負荷制限器一定位置} \\ &= \text{任意時間関数} : \text{負荷制限器を手動操作} \end{aligned} \quad (2.18.7)$$

但し、弁開度には次の制限がある。

$$\text{弁開度制限} \quad 0 \leq \langle V_{TO} \rangle \leq 1.1$$

$$\text{弁速度制限} \quad \left| \frac{d}{dt} \langle V_{TO} \rangle \right| \leq \frac{1}{0.6}$$

2.18.3 タービン初圧調整器 (IPR) 運転の場合の制御弁開度

JPDR-IIのタービンが初圧調整器運転されている場合の制御弁の動作は、圧力検出器が主塞止弁より下流側にあることを考慮して次のように表わされる。

$$(V_{TO}) = G_{IP} \frac{1 + \tau_{IP1} S}{(1 + \tau_{IP2} S)(1 + \tau_{IP3} S)} e^{-\tau_{IP4} S} (P'_T - P_{TSP}) \quad (2.18.8)$$

G_{IP} は圧力調定幅を指定すればきまる定数であり、 τ_{IP1} 、 τ_{IP2} 、 τ_{IP3} 、 τ_{IP4} は時定数である。

制御弁開度の下限は 0 である。上限は通常負荷制限器の設定位置またはスピードガバナで制限される。すなわち弁開度制限として

$$0 \leq (V_{TO}) \leq (V_{TO})_{LL}$$

急激な圧力変動の際には弁開度は機構上の制約をうける。すなわち圧力がステップ状に変わったとして制御弁が全閉位置と定格位置の間を動くのに 0.6 秒を要することから

$$\left| \frac{d}{dt} (V_{TO}) \right| \leq \frac{(V_{TO})^*}{0.6}$$

2.18.4 タービン一次バイパス系統蒸気流量

タービン一次バイパス系統は同様な設計になる並列二管路よりなり、各々の管路のバイパス弁 V1-14 および V1-15 は同様な特性を有し、これら 2 つの弁は同一の圧力制御器 (BPR) で制御されるので等価的に一つの管路として扱うことができる。

この系統の主蒸気パイプからの分岐点はタービン主塞止弁の少し上流側にあり又弁は流量制御弁であることから、この系統を流れる蒸気流量は次のように表わされる。

$$W_{SPB} = F_{PB} (V_{PBO}) \frac{P_T + 1}{P_T^* + 1} \quad (2.18.9)$$

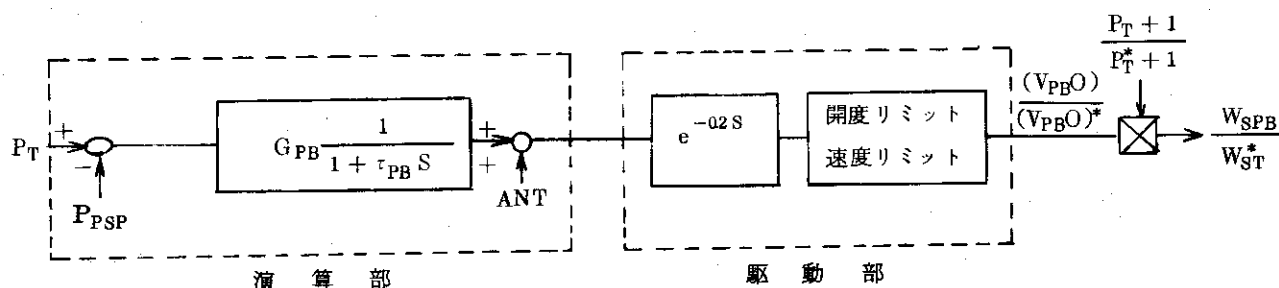
ここで $F_{PB} (V_{PBO})$ は定格圧力下での弁開度と蒸気流量の関係であり次のように書きなおすことができる。

$$\frac{W_{SPB}}{W_{ST}^*} = \frac{F_{PB}}{W_{ST}^*} \frac{P_T + 1}{P_T^* + 1} \quad (2.18.10)$$

弁開度と流量の関係についてのデータにはバラツキが多く、直線としてよいものから二次曲線とみなされるものまである。この解析では流量が開度に比例するデータを採用することにする

$$\frac{F_{PB}}{W_{ST}^*} = \frac{(V_{PBO})}{(V_{PBO})^*} \quad (2.18.11)$$

一次バイパス圧力調整器 (BPR) は電子式演算部と電気-油圧式駆動部よりなる。解析にあたっては電子式演算部の特性は時定数 τ_{PB} の一次遅れとし、利得は G_{PB} で表わす。電気-油圧式駆動部には 0.2 秒のむだ時間と 100% 開度 / 0.6 秒の速度制限がある。またタービントリップおよび発電機トリップの予知信号は実際には演算増幅器入口に逆伝達関数を介して入っているが解析にあたっては等価的になるようにして増幅器の後で加えている。すなわちブロック図を示すと次のようになる。

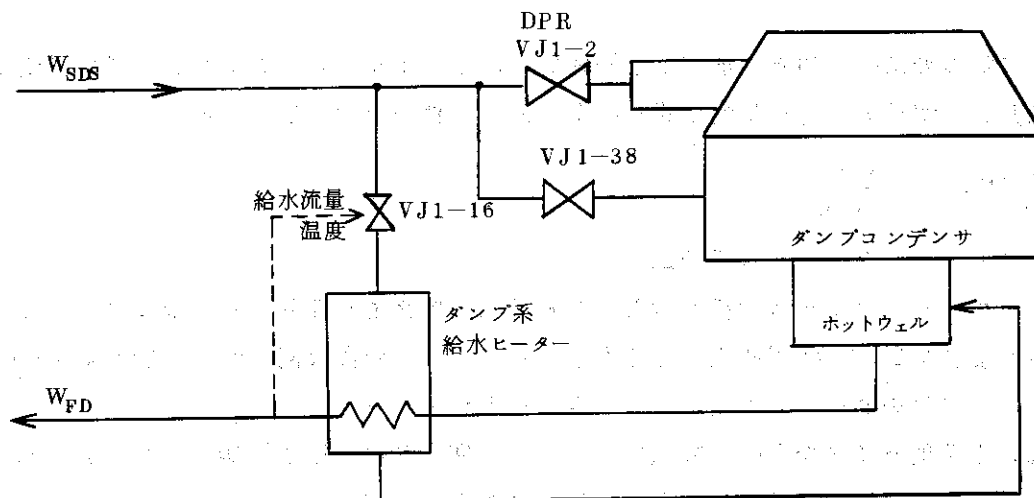


予知信号は次のように表わされる。

$$ANT = A e^{-\frac{t_A}{\tau_A}} + C \quad (2.18.12)$$

ここで t_A は予知信号が発せられてからの時間(秒), τ_A は信号の減衰時定数であり A, C は定数である。

2.19 ダンプコンデンサ系統蒸気流量



J PDR-IIのダンプコンデンサ系統の流量制御弁 V J 1 - 2 は開度 - 流量の直線性が良いのでタービン制御弁の場合と同様次のように表わされる。

$$W_{SDS} = K_{SD} (V_{DO}) (P_D + 1) \quad (2.19.1)$$

ここで K_{SD} は定数, (V_{DO}) は流量制御弁開度, P_D はダンプコンデンサ系統蒸気制御弁入口圧力である。ダンプコンデンサ系統蒸気弁はトリップ信号から約 1 秒で全閉する。これを次のように表わす。

$$W_{SDS} = K_{SD} K_4 (V_{DO}) (P_D + 1) + K_1 K_2 (W_{SDWF} + W_{SDD}) (1 - K_4) \quad (2.19.2)$$

$$\left. \begin{aligned} K_4 &= 1 && \text{ダンプコンデンサ系統正常の場合} \\ &= f_{K_4}(t_D) && \text{トリップ後から全閉まで, } t_D \text{ は} \\ &&& \text{トリップしはじめてからの時間} \\ &= 0 && \text{全閉の場合} \end{aligned} \right\} \quad (2.19.3)$$

ここで W_{SDWF} はダンプコンデンサ系給水ヒーターへの抽気ラインの流量であり図のように V J 1 - 16 の弁を通して流れる。この弁は給水流量と給水温度のフィードバックによる制御弁であるが V J 1 - 2 のトリップ後の短時間を模擬する場合は給水流量のみの関数と考えて次式で表わす。

$$W_{SDWF} = \frac{1}{1 + \tau_{SDWF}} K_{SDWF} W_{FD} \quad (2.19.4)$$

τ_{SDWF} は給水流量の抽気流量に対する時定数であり, K_{SDWF} は定数である。また W_{SDD} は V J 1 - 38 を通して流れる脱気ラインの流量であり, ダンプコンデンサ運転中は

閉の状態であるがトリップ後は W_{SDS} が約 12 t/h 以下になると全開となる。 W_{SDWF} 及び W_{SDD} は通常運転時には V J 1-2 を通る流量に比べきわめてわずかであるので W_{SDS} の中に含めて考える。しかしトリップ後は原子炉圧力に与える効果が大きいために (2.19.2) 式の型でとり入れる。

2.19.1 ダンプコンデンサ流量制御弁が手動運転の場合の制御弁開度

手動運転の場合、流量制御弁開度は一定に保たれるかまたは運転員の手動操作によって変更される。すなわち

$$\left. \begin{aligned} [V_{DO}] &= \text{Const} && \text{：開度一定} \\ &= \text{任意時間関数} && \text{：手動操作} \end{aligned} \right\} \quad (2.19.5)$$

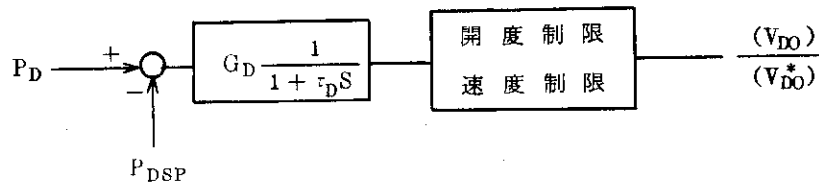
ただし弁開度には次の制限がある。

弁開度制限 $0 \leq [V_{DO}] \leq 1.25$

弁速度制限 $\left| \frac{d}{dt} [V_{DO}] \right| \leq \frac{1.25}{0.6}$

2.19.2 ダンプコンデンサ流量制御弁が自動運転の場合の制御弁開度

自動制御系が比例制御であり、弁開度は 0 から 125% 定格までとし、また速度の制限として全開 (125% 定格) に 0.6 秒を要するものとする。制御弁開度は次のブロック図で表わされる。



計算の単位系すなわち

$$[V_{DO}] = \frac{(V_{DO})}{(V_{DO}^*)}, \quad [P_D] = P_D \text{ (kg/cm}^2\text{g)}, \quad [P_{DSP}] = P_{DSP} \text{ (kg/cm}^2\text{g)}$$

を用いると次式で表わされる。

$$[V_{DO}] = G_D \frac{1}{1 + \tau_{DS} S} ([P_D] - [P_{DSP}]) \quad (2.19.6)$$

弁開度制限から

$$0 \leq [V_{DO}] \leq 1.25$$

速度制限 125% / 0.6 秒 から

$$\left| \frac{d}{dt} [V_{DO}] \right| \leq 2.083$$

2.20 その他の蒸気系統

2.20.1 タービン二次バイパス系統蒸気流量

タービン二次バイパス弁は並列に並んだ 2 つの弁 V 1-16 および V 1-17 より成り原子

炉圧力が $67.5 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 以上で全開し、それ以下で全閉する。弁の動作自体は極めて速いが、圧力が検出されてから動作に移るのに 0.25 秒程度のむだ時間がある。またこの弁はタービントリップ、発電機トリップによる予知信号が発信されたときに 1 秒間全開となる。弁が全閉のときには蒸気は流れない。弁が全開のときに定格容量の蒸気を流すが、原子炉隔離弁 V60-1 が閉じている場合には二次バイパス弁が開いても蒸気は流れない。

$$\begin{aligned} \langle W_{SSB} \rangle &= \frac{W_{SSB}}{W_{SSB}^*} \text{ なる計算の単位系を用いると} \\ \langle W_{SSB} \rangle &= \langle K_1 \rangle e^{-0.25s} \quad \text{但し } \begin{cases} [P] > 67.5 (\text{kg/cm}^2\text{g}) \\ \text{予知信号 ON} \end{cases} \quad (2.20.1) \end{aligned}$$

2.20.2 非常用復水器系統蒸気流量

非常用復水器系の復水止め弁は原子炉圧力が $69.2 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 以下では閉じているがこの圧力を一旦越えると開き始め 16 秒かかって全開する。しかし最初の 8 秒が有効に効きその間に開度が直線的に増加すると仮定する。またこの弁は安全系統電源の喪失によっても作動する。復水器の除熱量は定格圧力に対して 1768 kcal/sec であり、圧力変化に対する流量の変化は復水器側との温度差を考慮して次式で表わす。

$$W_{SEC} = 1768 \frac{T_{sat} - 100}{T_{sat}^* - 100} \frac{V_{EC}}{h_{fg}} \quad (\text{kg/sec}) \quad (2.20.2)$$

ここで、 T_{sat} : 飽和温度 (*は定格圧力時の値)

V_{EC} : 弁流量特性

$\langle W_{SEC} \rangle = \frac{W_{SEC}}{W_{SEC}^*}$, $\langle V_{EC} \rangle = V_{EC}$ なる単位系で表わすと

$$\langle W_{SEC} \rangle = \frac{1768}{W_{SEC}^*} \frac{T_{sat} - 100}{T_{sat}^* - 100} \frac{\langle V_{EC} \rangle}{h_{fg}} \quad (2.20.3)$$

$$\begin{aligned} \langle V_{EC} \rangle &= 0 \quad : [P] > 69.2 \text{ or 安全系統電源喪失} \\ &= \frac{t_{EC}}{8} \quad : 0 \leq t_{EC} \leq 8 \quad (t_{EC} : \text{作動開始後の時間}) \\ &= 1 \quad : 8 < t_{EC} \end{aligned} \quad (2.20.4)$$

2.20.3 原子炉安全弁系統蒸気流量

この系統は 2 個の弁よりなり原子炉圧力からそれぞれ $75.9 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ および $77.4 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ 以上になると蒸気を流す。弁の吹止り圧力はそれぞれ $72.3 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ および $74.3 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ である。圧力に対する流量は次式であらわされる。

$$W_{SSV} = \{ 0.5145A(1.03P+1)K \} \times 0.9 / 3600 \quad (\text{kg/sec}) \quad (2.20.5)$$

ここで A : のど部面積 (mm^2)

K : 吹出系数

A , K は一定であるので圧力の関数として次式となる。

$$W_{SSV} = 0.323(1.03P+1) \quad (\text{kg/sec}) \quad (2.20.6)$$

吹出し圧力に対する流量の合計を W_{SSV}^* とすると規格化流量 $\langle W_{SSV} \rangle$ は

$$\langle W_{SSV} \rangle = \frac{0.323}{W_{SSV}^*} (K_{SV1} + K_{SV2}) (1.03\langle P \rangle + 1) \quad (2.20.7)$$

$$\text{ここで } \left. \begin{aligned} K_{SV1} &= 1 : \langle P \rangle > 75.9 \text{ or 吹出し後 } \langle P \rangle > 72.3 \\ &= 0 : \langle P \rangle \leq 75.9 \text{ or 吹出し後 } \langle P \rangle \leq 72.3 \end{aligned} \right\} \quad (2.20.8)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{SV2} &= 1 : \langle P \rangle > 77.4 \text{ or 吹出し後 } \langle P \rangle > 74.3 \\ &= 0 : \langle P \rangle \leq 77.4 \text{ or 吹出し後 } \langle P \rangle \leq 74.3 \end{aligned} \right\} \quad (2.20.9)$$

2.21 原子炉給水系統動特性

原子炉への給水は原子炉給水系統の手動操作又は自動制御装置の自動制御によっておこなわれるが、解析にあたっては自動制御されている場合を主に対象とする。

2.21.1 給水流量

JPDR-IIの自動給水制御のために、タービン系統およびダンプコンデンサ系統のそれぞれに三要素までの信号によって給水弁を作動する制御器があり、種々の組合せで運転することができるように設計されているが、解析にあたってはまず、JPDR-IIで予定されている最も基本的なモード、すなわち、タービン系は三要素制御（原子炉水位信号、タービン系蒸気流量信号およびタービン系給水流量のフィードバック信号）、ダンプコンデンサ系は二要素制御（ダンプコンデンサ系蒸気流量信号およびダンプコンデンサ系給水流量のフィードバック信号）につき解析する。

2.21.2 タービン系給水流量

タービン系給水流量の三要素制御系はFig. 2.14のブロック線図にもとづき数式化を行う。このブロックへの入力 $\langle W_{STS} \rangle$ 、 $\langle \Delta H_m \rangle$ およびこのブロックからの出力 $\langle W_{FT} \rangle$ はそれぞれT/H, cmおよびT/Hの単位であるから、次の換算を行う。また蒸気入力のみだ時間約2秒を考慮して、

$$\text{入力 } \langle W_{STS} \rangle = 3.6 W_{STS}^* \langle W_{STS} \rangle e^{-2s} \quad (2.21.1)$$

$$\langle \Delta H_m \rangle = \langle \Delta H_m \rangle \quad (2.21.2)$$

$$\text{出力 } \langle W_{FT} \rangle = \frac{\langle W_{FT} \rangle}{3.6 W_{FT}^*} \quad (2.21.3)$$

ブロック線図内の流量制御弁開度—流量特性 $F_T(L)$ およびポンプ特性 K_{FT} は次の如くである。

$$\begin{aligned} \langle W_{FT} \rangle &= F_T(L) \\ &= 0.01037L^2 + 0.35556L & : 0 \leq L < 45 \\ &= 1.4L - 26 & : 45 \leq L < 75 \\ &= -0.028L^2 + 5.38L - 167 & : 75 \leq L \leq 100 \end{aligned} \quad (2.21.4)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{FT} &= 1 && \text{ポンプの駆動水頭が正常} \\ &= K_{FT}(t) && \text{過渡時} \\ &= 0 && \text{ポンプの駆動水頭がない場合(ポンプ信止時)} \end{aligned} \right\} \quad (2.21.5)$$

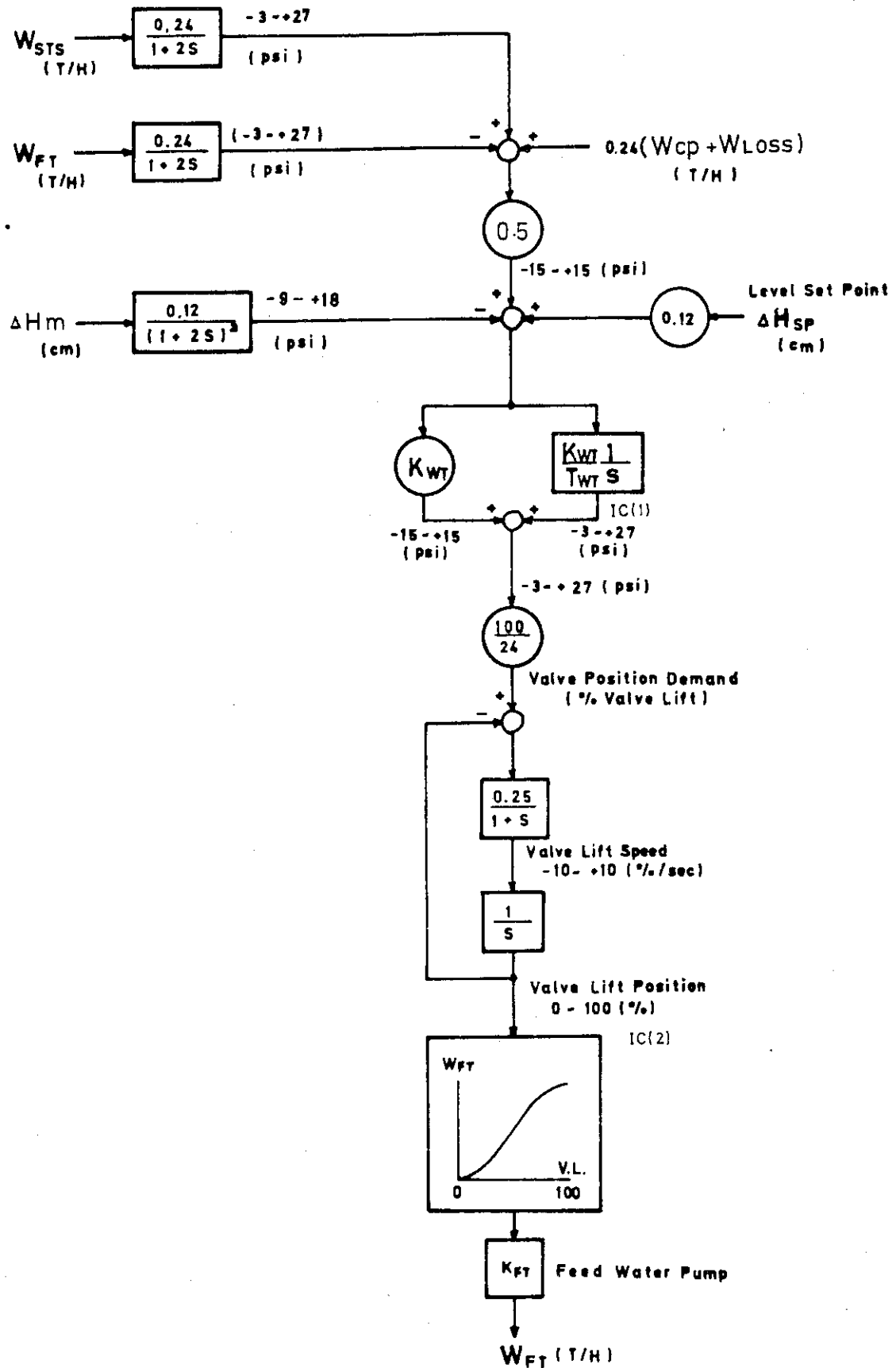


Fig. 2.14 Block Diagram Of Three Element Feed Water Control System (Turbine System)

ブロック図の数式化はここでは記述しないが数式化する過程でブロック線図に記載された制限値（空気式演算素子のリミット及び弁速度制限）はすべて考慮されている。

2.21.3 ダンプコンデンサ系給水流量

ダンプコンデンサ系給水流量の二要素制御は Fig. 2.15 のブロック線図にもとづき数式化を行う。このブロックの入力 $\langle W_{SDS} \rangle$ および出力 $\langle W_{FD} \rangle$ はともに T/H の単位であるから次の換算式を用いる。また蒸気入力のみだ時間約 7 秒を考慮して

$$\text{入力 } \langle W_{SDS} \rangle = 3.6 W_{SDS}^* \{ W_{SDS} \} e^{-7s} \quad (2.21.6)$$

$$\text{出力 } \{ W_{FD} \} = \frac{\langle W_{FD} \rangle}{3.6 W_{FD}^*} \quad (2.21.7)$$

ブロック線図内の流量制御弁開度—流量特性 $F_D(L)$ およびポンプ特性 K_{FT} はタービン系の場合とほぼ同様であり次の如くである。

$$\begin{aligned} \langle W_{FD} \rangle &= F_D(L) \\ &= 0.01037L^2 + 0.35556L \quad : 0 \leq L < 45 \\ &= 1.4L - 26 \quad : 45 \leq L < 75 \\ &= -0.028L^2 + 5.38L - 167 \quad : 75 \leq L \leq 100 \end{aligned} \quad (2.21.8)$$

$$\begin{aligned} K_{FD} &= 1 \quad \text{ポンプの駆動水頭が正常} \\ &= K_{FD}(t) \quad \text{過渡時} \\ &= 0 \quad \text{ポンプの駆動水頭がない場合(ポンプ停止時)} \end{aligned} \quad (2.21.9)$$

ブロック図の数式化はここでは記述しないが数式化する過程でブロック線図に記載された制限値（空気式演算素子のリミット及び弁速度制限）はすべて考慮されている。なおこの系に水位信号を入れて三要素として用いる場合はタービン系統のブロック線図と同様になり、数式化する際には、二要素として用いる K_{FD} , K_{WD} , T_{WD} をそれぞれ $\frac{K_{FD}}{2}$, $2K_{WD}$, T_{WD} として用いる。

2.21.4 原子炉給水流量（給水合流部）

原子炉への給水流量はタービン系およびダンプコンデンサ系からの給水流量の和であり、また非常用復水器が働いた場合にはこの復水流量が加算される。原子炉浄化系からの原子炉水のもどりはすでにタービン系給水の中に含まれている。

$$W_F = W_{FT} + W_{FD} + W_{FEC} \quad (2.21.10)$$

$W_{FEC} = W_{SEC}$ であるから、計算の単位計、すなわち

$$\{ W_F \} = \frac{W_F}{W_F^*}, \quad \{ W_{FT} \} = \frac{W_{FT}}{W_{FT}^*}, \quad \{ W_{FD} \} = \frac{W_{FD}}{W_{FD}^*}, \quad \{ W_{SEC} \} = \frac{W_{SEC}}{W_{SEC}^*}$$

を用いて表わすと

$$\{ W_F \} = \frac{W_{FT}^*}{W_F^*} \{ W_{FT} \} + \frac{W_{FD}^*}{W_F^*} \{ W_{FD} \} + \frac{W_{SEC}^*}{W_F^*} \{ W_{SEC} \} \quad (2.21.11)$$

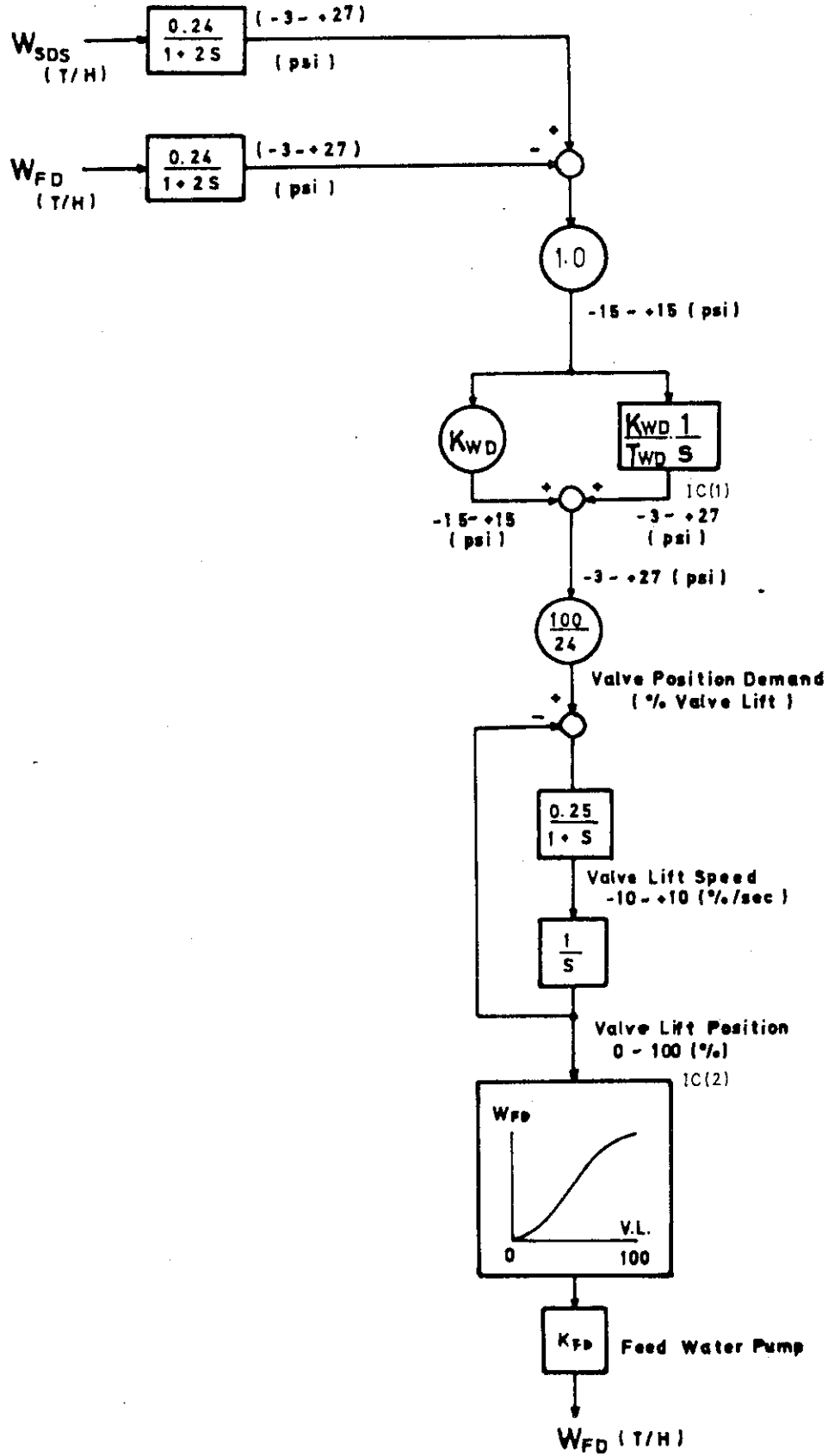


Fig.2.15 Block Diagram Of Two Element Feed Water Control System (Dump Condenser System)

2.22 給水エンタルピ

2.22.1 タービン系給水エンタルピ

タービン系の給水は通常タービン抽気によって予熱されており、このタービン抽気量は給水流量の変化によって変動する給水加熱器の加熱側（シェル側）の復水水位を一定に保つように自動的に復水流量を制御することによって決定される。

JPDR-IIの熱精算計算によるとタービン系給水のエンタルピは平均状態においてタービン系給水流量の関数として〔 W_{FT} 〕 = $\frac{W_{FT}}{W_{FT}^*}$ を用いると次のように表わされる。

$$h_{FT} = 148.6〔W_{FT}〕^3 - 336.1〔W_{FT}〕^2 + 289.7〔W_{FT}〕 + 23.87 \quad (2.22.1)$$

一方タービントリップ時のようにタービン抽気系が閉じられた場合には加熱器は機能を失い、また閉じられなくてもタービン抽気量が不足の場合には加熱器の能力は減少する。定格状態においてタービン抽気量はタービン蒸気流量の約23%であることから考えて、タービン蒸気流量が定格の20%以上の場合には給水流量によって要求されるだけの抽気量があり、20%以下では抽気はないものと仮定する。またJPDRの試験において定格運転時に抽気を急速に遮断したときに給水温度は4分間直線的に下って最終値におちついたことが観測されている。これを実効的な一次遅れで模擬して次式で表わす。

$$h_{FT} = \frac{1}{1 + 200S} h_{FT}^* \quad (2.22.2)$$

$$h_{FT}^+ = K_{TH} \{ 148.6〔W_{FT}〕^3 - 336.1〔W_{FT}〕^2 + 289.7〔W_{FT}〕 - 16.12 \} + 40 \quad (2.22.3)$$

$$\left. \begin{aligned} K_{TH} &= 1 && : \quad [W_{ST}] \geq 0.2 \\ &= 0 && : \quad [W_{ST}] < 0.2 \end{aligned} \right\} \quad (2.22.4)$$

Fig. 2.16に h_{FT}^+ と〔 W_F 〕の関係を示す。計算の単位系

$$〔h_{FT}〕 = h_{FT} \text{ (kcal/kg)}, \quad [K_{TH}] = K_{TH}$$

を用いて表わすと

$$〔h_{FT}〕 = \frac{1}{1 + 200S} \{ [K_{TH}] (148.6〔W_{FT}〕^3 - 336.1〔W_{FT}〕^2 + 289.7〔W_{FT}〕 - 16.12) + 40 \} \quad (2.22.5)$$

$$\left. \begin{aligned} [K_{TH}] &= 1 && : \quad [W_{ST}] \geq 0.2 \\ &= 0 && : \quad [W_{ST}] < 0.2 \end{aligned} \right\} \quad (2.22.6)$$

2.22.2 ダンプコンデンサ系給水エンタルピ

ダンプコンデンサ系給水はエンタルピが一定になるように自動制御されている。給水加熱器の時定数が長いことおよび給水エンタルピが原子炉動特性に及ぼす効果が小さいことを考慮して、給水加熱器トリップを扱う場合を除いてはエンタルピー一定として扱う。給水加熱器トリッ

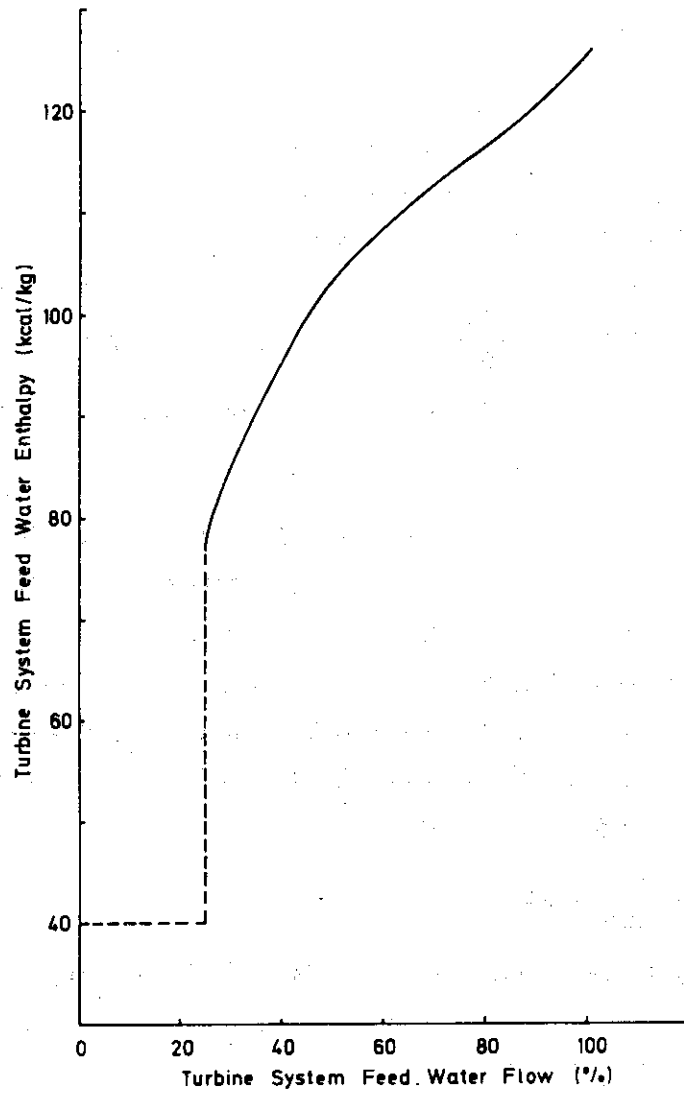


Fig. 2.16 Turbine System Feed Water Enthalpy

ブを扱う場合には h_{FD} の時間的变化をインプットとして扱う。

$$\left. \begin{aligned} [h_{FD}] &= 76.4 && \text{: 給水加熱器正常の場合} \\ &= h_{FD}(t) && \text{: 給水加熱器トリップの場合} \end{aligned} \right\} \quad (2.22.7)$$

2.2.2.3 原子炉給水エンタルピ

タービン系とダンプコンデンサ系の給水の合流部でのエンタルピは、非常用復水器が働いた場合も含めて

$$h_F = \frac{1}{W_F} (W_{FT} h_F + W_{FD} h_{FD} + W_{SEC} h_f) \quad (2.22.8)$$

タービン系給水加熱器から原子炉に入るまでの輸送時間は定格給水流量で10秒程度であるから、このむだ時間はタービン系給水加熱器の時定数に含まれているものとする。

計算の単位系を前述の方法を用いて表わすと

$$\langle h_F \rangle = \frac{1}{\langle W_F \rangle} \left(\frac{W_{FT}^*}{W_F^*} \langle W_{FT} \rangle \langle h_{FT} \rangle + \frac{W_{FD}^*}{W_F^*} \langle W_{FD} \rangle \langle h_{FD} \rangle + \frac{W_{SEC}^*}{W_F^*} \langle W_{SEC} \rangle \langle h_f \rangle \right) \quad (2.22.9)$$

2.23 冷却材再循環ポンプ動特性

2.23.1 正常運転時

JPDR-IIの冷却材再循環ループの抵抗および流体慣性の90%以上は再循環パイプ内にあり、また自然循環水頭はポンプの駆動水頭より一桁以上小さいので、ポンプおよびポンプ制御系が正常に働いている場合には、原子炉の運転状態がポンプの駆動水頭におよぼす効果はきわめて小さい。このためポンプおよびその制御系が正常な場合には再循環流量からポンプ駆動水頭へのフィードバックは無視し、ポンプ制御しないでほぼ一定の流量を流すときは

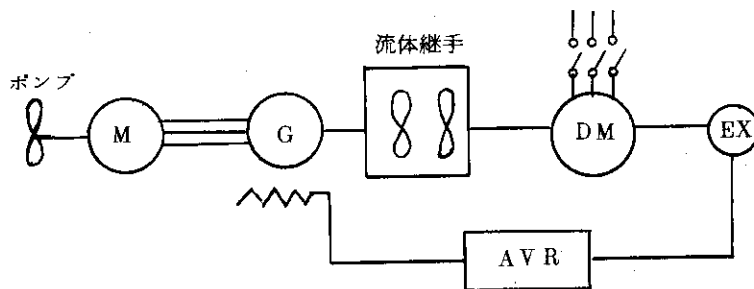
$$P_P = \text{一定} \quad (2.23.1)$$

また、再循環流量を変更するときには制御が十分よく働いたと仮定して

$$W_0 = \text{任意時間関数} \quad (2.23.2)$$

として扱っている。

2.23.2 ポンプトリップ時の動特性



JPDR-IIの強制循環ポンプ駆動機構は上図で表わされる。ここでは2台同時トリップを想定しMFG(Motor Fluid-cuppled Generator) 駆動用モータ(DM)のトリップを考える。このとき発電機の励磁回路は閉のまま自動電圧調整器(AVR)も作動を続けるとし、ポンプ、モータおよびMFGの回転部は剛体結合であるとする。また、トリップ後ポンプ吐出圧は正から負に変るがここでは負の場合は取扱わない。

ポンプの駆動水頭 P_P (kg/cm^2) を流量 W_p (kg/sec) の3次式で近似し、回転数 N_p (rpm) 依存の形で表わすと次式をうる。

$$P_P = a \frac{W_p^3}{\rho_f^2 N_p} + b \frac{W_p^2}{\rho_f} + c N_p W_p + d \rho_f N_p^2 \quad (2.23.3)$$

ここで a , b , c , d は係数で ρ_f は流体の密度である。

慣性モーメントとトルクの関係は次式で表わす。

$$I \frac{d}{dt} N_p = -T_{pth} - T_L \quad (2.23.4)$$

ここで慣性モーメント I は、 $I = \frac{2\pi}{60} \frac{GD^2}{4g}$ で表わされ、 GD^2 は全系のはずみ車効果である。

T_{pth} はポンプの理論水力トルクで $T_{pth} = K \frac{P_p W_p}{\rho_f N_p}$ (K は定数) で表わされる。 T_L は全

系の等価損失トルクで $T_L = k \frac{N_p^{m-1}}{N_p^*} E_L$ (k は定数) で表わされ E_L は定格運転状態における

全系損失を表わし、 m は損失が回転数の m 乗に比例するとしたときの定数である。これらに定格値を代入すると次式となる。

$$\frac{d}{dt} N_p = a_1 \frac{P_p W_p}{\rho_f N_p} + b_1 \sqrt{N_p} \quad (2.23.5)$$

ここで a_1 、 b_1 は係数である。

計算の単位系、すなわち

$$\{P_p\} = \frac{P_p}{P_p^*}, \quad \{W_p\} = \frac{W_p}{W_p^*}, \quad \{N_p\} = \frac{N_p}{N_p^*}$$

を用いて表わすと

$$\begin{aligned} \{P_p\} = & a \frac{W_p^{*3}}{\rho_f^2 P_p^* N_p^*} \frac{\{W_p\}^3}{\{N_p\}} + b \frac{W_p^{*2}}{\rho_f P_p^*} \{W_p\}^2 + c \frac{N_p^* W_p^*}{P_p^*} \{W_p\} \{N_p\} \\ & + d \frac{\rho_f N_p^{*2}}{P_p^*} \{N_p\}^2 \end{aligned} \quad (2.23.6)$$

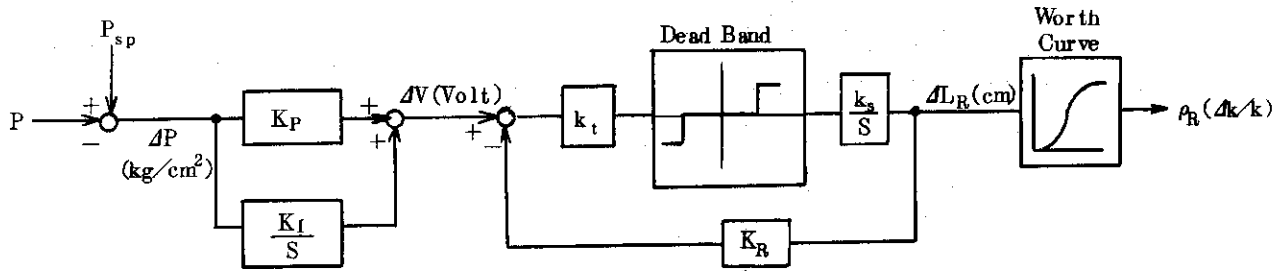
$$\frac{d}{dt} \{N_p\} = a_1 \frac{P_p^* W_p^*}{\rho_f N_p^{*2}} \frac{\{P_p\} \{W_p\}}{\{N_p\}} + b_1 \frac{\sqrt{\{N_p\}}}{\sqrt{N_p^*}} \quad (2.23.7)$$

ここで

$$\begin{aligned} a &= -5.002 \times 10^2 & a_1 &= -6.338 \times 10^4 \\ b &= 7.468 \times 10^{-1} & b_1 &= -7.913 \times 10^{-1} \\ c &= -3.744 \times 10^{-4} \\ d &= 3.714 \times 10^{-4} \end{aligned}$$

2.24 原子炉自動制御系

JPDR-IIにおける原子炉自動制御系ACS(Automatic Control System)は原子炉圧力をセンサーとしこれを一定に保持するために制御棒を駆動せしめる系である。



これを図の如く模擬する。ここで K_P 、 K_I は比例、積分要素の係数であり、 k_t は差電圧 ΔV を制御棒距離に換算する係数である。不感帯巾は $\pm 60 \sim \pm 100 \text{ mV}$ であり K_s は制御棒速度である。 K_R は制御棒位置のフィードバック係数である。これに用いられる制御棒は、炉心中央の2本または4本である。ワースカーブは Fig. 2.4 に示す如く相対的に同型である。

2.25 最小限界熱流束比

最小限界熱流速比を求めるためにはホットチャンネルにおける熱流束とそのときの限界熱流束が必要である。

限界熱流束は Janssen-Levy⁽²⁰⁾、Hench-Levy⁽²⁵⁾ および GE Transient CHF correlation⁽²²⁾ の3式を用いている。

a) Janssen-Levy 式による限界熱流束

$$\left. \begin{aligned} q_B &= 0.705 + 0.237G + q_p & : & X \leq X_1 \\ &= 1.634 - 0.270G - 4.71X + q_p & : & X_1 < X \leq X_2 \\ &= 0.605 - 0.164G - 0.653X + q_p & : & X_2 < X \end{aligned} \right\} \quad (2.25.1)$$

ここで q_p は圧力による補正項で

$$q_p = 0.44 (1 - P \times 10^{-3})$$

$$x_1 = 0.197 - 0.108G$$

$$x_2 = 0.254 - 0.026G$$

G は $10^{-6} \text{ lb/ft}^2 \text{ hr}$ の単位で表わされるチャンネル単位面積当りの重量流量、 P は psia 単位の圧力、 X はクオリティの絶対値、 q_B は $10^6 \text{ BTU/ft}^2 \text{ hr}$ 単位の限界熱流束である。

b) Hench-Levy 式による限界熱流束

$$\left. \begin{aligned} q_B &= 1.1 - 0.1 q_p P & : & X \leq X_1 \\ &= q_p (1.9 - FG - 3.3X) & : & X_1 < X \leq X_2 \\ &= q_p (0.6 - GG - 0.7X) & : & X_2 < X \end{aligned} \right\} \quad (2.25.2)$$

$$q_p = \left(\frac{P - 600}{400} \right)^{1.25}$$

$$FG = 0.7 \tanh^2 3G$$

$$GG = 0.09 \tanh^2 2G$$

$$X_1 = (0.9 - FG) / 3.3$$

$$X_2 = (1.3 - FG + GG) / 2.6$$

ここでG, P, X, q_Bの単位は前述と同様である。

c) GE Transient CHF correlation による限界熱流束

$$q_B = C - X \quad (2.25.3)$$

$$C = 0.84 \quad : \quad G \leq 0.5$$

$$= 0.8 \quad : \quad 0.5 < G < 0.75$$

ここでG, X, q_Bの単位は前述と同様である。

次にホットチャンネルにおける熱流束は、燃料棒については半径方向と軸方向の二次元で、流路については軸方向の一次元で熱水力計算を行っている。燃料のモデルでは2.4節で述べた各式をそのまま軸方向の各ノードにあてはめる。但し(2.4.1)式の発熱量については各ノードの発熱割合とピーキング係数を乗じた値を用い、発熱分布は一定と仮定している。流路については2.7.3節で述べた炉心平均チャンネルの熱水力計算を各ノードにあてはめる方式としている。即ち各ノードに質量、体積、エネルギーの各保存則を用いてまとめると隣接ノードとの間に次式の関係をうる。

$$W_j = \left\{ (v_f + v_{fg} X_{j-1}) W_{j-1} - (D_j \dot{P} - Q_j) \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \right\} / (v_f + v_{fg} X_j) \quad (2.25.4)$$

ここでW, Xはそれぞれノード出口の全流量及びクオリティであり、Q_jはノード間の発熱量、D_jは次式で表わされる。

$$D_j = \left(\frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p} \right) M_{fj} + \left(\frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p} \right) M_{gj} - \frac{V_{c,j}}{J} \quad (2.25.5)$$

チャンネル入口から沸騰開始点までのサブクール領域ではv_f ≡ v_{sc}とし、飽和度を表わすファクター(SFC)_jを用いると前式は次式となり全ノードで用いることができる。

$$W_j = \left\{ (v_f + v_{fg} X_{j-1}) W_{j-1} - (SFC)_j (D_j \dot{P} - Q_j) \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \right\} / (v_f + v_{fg} X_j) \quad (2.25.6)$$

各ノードにおけるエンタルピh_jは質量及びエネルギーバランス式より(SFC)_jを用いて次式で表わす。

$$M_{Tj} \frac{\partial h_j}{\partial t} = W_{j-1} (h_{j-1} - h_j) + Q_{c,j} + (SFC)_j \frac{V_{c,j}}{J} \dot{P} \quad (2.25.7)$$

冷却材温度T_{wj}はh_jより蒸気表から求める。

(SFC)_jは各ノードのエンタルピより

$$(SFC)_j = \left. \begin{aligned} &= 1 && : h_f < h_{j-1}, h_j \\ &= \frac{h_j - h_f}{h_j - h_{j-1}} && : h_{j-1} < h_f < h_j \\ &= 0 && : h_j, h_{j-1} < h_f \end{aligned} \right\} \quad (2.25.8)$$

各領域のポイド率R_{gj}は(2.7.31)式と同様にして

$$R_{gj} = \frac{1}{V_{cj} \left(\frac{1}{v_f} - \frac{1}{v_g} \right)} \int (W_j - W_{j-1}) dt \quad (2.25.9)$$

クオリティ X_j は (2.9.10) 式の修正アルマンド式に R_{gj} を用いて得られた \bar{X}_j を通過時間 τ_j の一次遅れで表わす。

$$X_j = \frac{1}{1 + \tau_j S} \bar{X}_j \quad (2.25.10)$$

$$\tau_j = \frac{M_{Tj}}{2W_j} \quad (2.25.11)$$

$$M_{fj} = \frac{(1 - R_{gj}) V_{cj}}{v_f} \quad (2.25.12)$$

$$M_{gj} = \frac{R_{gj} V_{cj}}{v_g} \quad (2.25.13)$$

$$M_{Tj} = M_{fj} + M_{gj} \quad (2.25.14)$$

以上の式によりホットチャンネルの各パラメータを求めることができる。但し、平均チャンネルを用いて計算した値のうち中性子束 N 、圧力変化分 \dot{P} 、入口エンタルピ h_s 、チャンネル入口流量 W_{oc} をホットチャンネルへの入力値として用いる。限界熱流束比 $CHFR_j$ の熱流束の値から次式となる。

$$CHFR_j = \frac{q_{Bj}}{q_j} \quad (2.25.15)$$

このうち最小となる値が最小限界熱流束比 $MCHFR$ である。

3. 数 値 解 法

前章までに述べた解析モデルのコード化に当り初期値の算出法，飽和領域における各出入口流量の計算法および主なサブルーチン，ファンクション等について述べる。

3.1 初期値の算出法

JPDR-IIの原子炉圧力は定常運転時には一定 ($61.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$) であり，原子炉出力及び再循環流量が与えられたとき他のパラメータを決定するためにこのコードにおいては炉心入口エンタルピ h_s を以下の如くして求める方法を用いた。まず $[P]=61.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ として蒸気表よりエンタルピ，比容積等を求める。次に出力 (タービン系及びダンプコンデンサ系の負荷配分を含む) 及び流量は入力され (6章のコード使用法参照)，これを $[N]$ ， $[W_p]$ とすると (2.3.9) 式を (2.5.4) 式に代入して

$$[Q_c] = [N] \quad (3.1.1)$$

(2.6.2) 式，(2.16.16) 式より

$$[Q_L] = [N] \quad (3.1.2)$$

$$[W_0] = \frac{2 W_p^* [W_p] - W_{cp}}{W_0^*} \quad (3.1.3)$$

また，流量配分の (2.7.6) 式を用いて (2.7.4) 式，(2.7.5) 式より

$$[W_{OL}] = \frac{[\eta]}{\eta^*} [W_0] \quad (3.1.4)$$

$$[W_{OC}] = \frac{1 - [\eta]}{1 - \eta^*} [W_0] \quad (3.1.5)$$

ここで入口エンタルピに適当な値 h'_s を入れると入口サブクーリングでは

$$[\Delta h_s] = h_f - h'_s \quad (3.1.6)$$

(2.7.87) 式の右辺と (2.7.90) 式及び (2.15.10) 式より

$$[\Delta h_{sc}] = [\Delta h_s] - \frac{Q_L^*}{W_{OL}^*} \frac{[Q_L]}{[W_{OL}]} \quad (3.1.7)$$

(2.7.42) 式より

$$[Q_b] = \frac{Q_c^*}{Q_b^*} [Q_c] - \frac{W_{OL}^*}{Q_b^*} [W_{OC}] [\Delta h_s] \quad (3.1.8)$$

(2.7.41) 式は定常状態では次式となる。

$$[W_{gC}] = \frac{Q_b^*}{h_{fg} W_{gC}} [Q_b] = [Q_b] \quad (3.1.9)$$

(2.8.4), (2.8.6)式より

$$\langle W_{gCR} \rangle = \frac{W_{gC}^*}{W_{gCR}^*} \langle W_{gC} \rangle - \frac{W_{OL}^*}{h_{fg} W_{gCR}^*} \langle \Delta h_{sc} \rangle \langle W_{OL} \rangle \quad (3.1.10)$$

$$\langle W_{fCR} \rangle = \frac{W_{TC}^*}{W_{fCR}^*} \langle W_{TC} \rangle + \frac{W_{OL}^*}{W_{fCR}^*} \langle W_{OL} \rangle - \frac{W_{gCR}^*}{W_{fCR}^*} \langle W_{gR} \rangle \quad (3.1.11)$$

定常状態では次の関係が成立する。

$$\left. \begin{aligned} \langle W_{TC} \rangle &= \langle W_{OC} \rangle \\ \langle W_{TR} \rangle &= \langle W_O \rangle \\ \langle W_{fR} \rangle &= \langle W_{fsp} \rangle = \langle W_{fCR} \rangle \\ \langle W_{gR} \rangle &= \langle W_{gCR} \rangle \end{aligned} \right\} \quad (3.1.12)$$

これよりライザ出口クオリティは

$$\langle X_R \rangle = 100 \frac{W_{gR}^*}{W_{TR}^*} \frac{\langle W_{gR} \rangle}{\langle W_{TR} \rangle} \quad (3.1.13)$$

キャリアンダは(2.11.38)式より

$$\langle X_{cu} \rangle = \frac{X_{cu}^*}{X_R^*} \langle X_R \rangle \quad (3.1.14)$$

定常状態では

$$\langle X_V \rangle = \langle X_{cu} \rangle \quad (3.1.15)$$

(2.14.18)式より

$$\langle W_{TV} \rangle = \frac{W_{fsp}^*}{1 + 0.01 \langle X_V \rangle} \frac{\langle W_{fsp} \rangle}{W_{TV}^*} \quad (3.1.16)$$

(2.14.6)式より

$$\langle W_F \rangle = (W_O^* \langle W_O \rangle - W_{TV}^* \langle W_{TV} \rangle + W_{cp}) / W_F^* \quad (3.1.17)$$

給水エンタルピを求めるためにはタービン、ダンプ両系統の負荷配分が必要であり、既述の入力値にはダンプ系の負荷の割合を用いる。これを $\langle Q_{Dump} \rangle$ で表わしダンプ系の負荷が100%のとき $\langle Q_{Dump} \rangle = 1.0$ である。

$$\langle W_{FD} \rangle = \langle Q_{Dump} \rangle \quad (3.1.18)$$

(2.21.11)式より初期状態では

$$\langle W_{FT} \rangle = (W_F^* \langle W_F \rangle - W_{FD}^* \langle W_F \rangle) / W_{FT}^* \quad (3.1.19)$$

(2.22.5)式より $\langle h_{FT} \rangle$ を(2.22.7)式より $\langle h_{FD} \rangle$ を求めて(2.22.9)式より

$$\langle h_F \rangle = \frac{W_{FT}^* \langle W_{FT} \rangle \langle h_{FT} \rangle + W_{FD}^* \langle W_{FD} \rangle \langle h_{FD} \rangle}{W_F^* \langle W_F \rangle} \quad (3.1.20)$$

(2.14.7)式より給水混合後のエンタルピは

$$\langle h_o \rangle = \frac{W_{TV}^* \langle W_{TV} \rangle (h_f + 0.01 h_{fg} \langle X_V \rangle) + W_F^* \langle W_F \rangle \langle h_F \rangle}{W_O^* \langle W_O \rangle + W_{cp}} \quad (3.1.21)$$

(2.15.7)式より炉心入口エンタルピは

$$h'_s = \langle h_s \rangle + 0.1 \langle W_O \rangle \quad (3.1.22)$$

この h'_s と h'_s とが

$$|h''_s - h'_s| < \varepsilon \quad (3.1.23)$$

となるように(3.1.6)式から(3.1.22)式までをくり返す。くり返すときの新しいエンタルピは次式とする。

$$h'''_s = \frac{h'_s + h''_s}{2} \quad (3.1.24)$$

$\varepsilon = 1 \times 10^{-4}$ とした場合出力状態にもよるが約10回のくり返しにより(3.1.23)式をみたしている。

入口エンタルピが求まれば他の量は一意的に決定される。

3.2 各領域の流量、圧力及び体積変化率の計算法

飽和領域における各出入口流量及び〔P〕,〔V_v〕の解を正確にし計算時間の短縮を計るために(2.7.41)式を〔W_{TC}〕, (2.7.73)式を〔W_{gC}〕, (2.7.56)式を〔W_{fC}〕, (2.8.4)式を〔W_{gCR}〕, (2.8.6)式を〔W_{fCR}〕, (2.9.18)式を〔W_{TR}〕, (2.9.40)式を〔W_{gR}〕, (2.9.25)式を〔W_{fR}〕, (2.11.27)式を〔W_{gD}〕, (2.11.25)式を〔W_{fsp}〕, (2.14.18)式を〔V_v〕, (2.12.10)式を〔P〕に関する代数方程式とみなしてこれらを12元1次連立方程式として解く。この解は当所計算センター内臓のサブルーチン「CROUT⁽²³⁾」を使って求める。マトリックス表示を次に示す。

ここで係数行列のうちA_{ij}は次式である。

$$A_{1,2} = \frac{W_{gC}^*}{W_{TC}^*}$$

$$A_{1,12} = \frac{v_{fg} D_c^*}{h_{fg} v_f W_{TC}^*} (D_c)$$

$$A_{1,2} = - \left\{ \frac{[X_c]}{100} K_{cs} + C_{gcl} (1 - K_{cs}) \right\} \frac{W_{TC}^*}{W_{gC}^*}$$

$$A_{3,1} = - \frac{W_{TC}^*}{W_{fC}^*}$$

$$A_{3,2} = \frac{W_{gC}^*}{W_{fC}^*}$$

$$A_{4,2} = - K_{gCR} \frac{W_{gC}^*}{W_{gCR}^*}$$

$$A_{5,1} = - \frac{W_{TC}^*}{W_{fCR}^*}$$

$$A_{5,4} = \frac{W_{gCR}^*}{W_{fCR}^*}$$

$$A_{6,4} = - \frac{W_{gCR}^*}{W_{TR}^*}$$

$$\begin{bmatrix}
 1 & A_{1.2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{1.12} \\
 A_{1.2} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 A_{3.1} & A_{3.2} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & A_{4.2} & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 A_{5.1} & 0 & 0 & A_{5.4} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & A_{6.4} & A_{6.5} & 1 & A_{6.7} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{6.12} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{7.6} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{8.6} & A_{8.7} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{9.7} & A_{9.8} & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{9.12} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{10.7} & 0 & A_{10.9} & 1 & 0 & 0 & A_{10.12} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{11.7} & 0 & A_{11.9} & 0 & 1 & 0 & A_{11.12} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & A_{12.10} & A_{12.11} & 1
 \end{bmatrix}
 \begin{bmatrix}
 \langle W_{TC} \rangle \\
 \langle W_{GC} \rangle \\
 \langle W_{fC} \rangle \\
 \langle W_{gCR} \rangle \\
 \langle W_{fCR} \rangle \\
 \langle W_{TR} \rangle \\
 \langle W_{gR} \rangle \\
 \langle W_{fR} \rangle \\
 \langle W_{fsp} \rangle \\
 \langle W_{gD} \rangle \\
 \langle \dot{V}_v \rangle \\
 \langle \dot{P} \rangle
 \end{bmatrix}
 =
 \begin{bmatrix}
 \langle W_{OC} \rangle + \frac{v_{fg} Q_b^*}{v_f W_{TC}^*} \langle Q_b \rangle \\
 C_{gC2} (1 - K_{cs}) / W_{gC}^* \\
 0 \\
 - \frac{K_{gOR} W_{OL}^*}{h_{fg} W_{gOR}^*} \langle \Delta h_{sc} \rangle \langle W_{OL} \rangle \\
 \frac{W_{OL}^*}{W_{fOR}^*} \langle W_{OL} \rangle \\
 0 \\
 C_{gR2} (1 - K_{RS}) + \frac{K_{RS}}{100} \langle X_R \rangle \\
 0 \\
 - \frac{M_{fsp}^*}{W_{fsp}^*} \langle \dot{M}_{fsp} \rangle \\
 0 \\
 - W_{TV}^* (v_f + \frac{v_{fg}}{100} \langle X_V \rangle) \langle W_{TV} \rangle \\
 - \frac{h_{fg}}{v_{fg} D_D^*} \langle D_D \rangle \{ v_g W_S^* \langle W_S \rangle \} \\
 + \langle W_{SFcond} \rangle + \langle W_{SPcond} \rangle + \langle \dot{V}_{sp} \rangle
 \end{bmatrix}$$

$$A_{6.5} = - \frac{W_{fCR}^*}{W_{TR}^*}$$

$$A_{6.7} = \frac{v_{fg} W_{gR}^*}{v_f W_{TR}^*}$$

$$A_{6.12} = \frac{D_R^* v_{fg} (D_R)}{h_{fg} v_f W_{TR}^*}$$

$$A_{7.6} = C_{gcl} (1 - K_{RS}) \frac{W_{TR}^*}{W_{gR}}$$

$$A_{8.6} = - \frac{W_{TR}^*}{W_{fR}^*}$$

$$A_{8.7} = \frac{W_{gR}^*}{W_{fR}^*}$$

$$A_{9.7} = (K_{csp} - 1) \frac{W_{gR}^*}{W_{fsp}^*}$$

$$A_{9.8} = - \frac{W_{fR}^*}{W_{fsp}^*}$$

$$A_{9.12} = - \frac{K_{csp} D_{sp}^*}{W_{fsp}^*} (D_{sp})$$

$$A_{10.7} = - K_{gD} K_{csp} \frac{W_{gR}^*}{W_{gD}^*}$$

$$A_{10.9} = K_{gD} \frac{(X_{cu})}{100 - (X_{cu})} \frac{W_{fsp}^*}{W_{gD}^*}$$

$$A_{10.12} = K_{gD} K_{csp} D_{sp}^* (D_{sp})$$

$$A_{11.7} = (K_{gD} - 1) K_{csp} v_g W_{gR}^*$$

$$A_{11.9} = - (v_f + v_g \frac{(X_{cu})}{100 - (X_{cu})}) W_{fsp}^*$$

$$A_{11.12} = \frac{v_{fg}}{h_{fg}} D_v^* (D_v) + (1 - K_{gD}) K_{csp} v_g D_{sp}^* (D_{sp})$$

$$A_{12.10} = - \frac{h_{fg} v_g W_S^* (W_S)}{v_{fg} D_D^* (D_D)}$$

$$A_{12.11} = - \frac{h_{fg}}{v_{fg} D_D^* (D_D)}$$

3.3 主なサブルーチン

このコードにおける積分および一次遅れの数値解法には四次の Runge Kutta法を用いてそれぞれ FUNCTION INTGRL および REALPL を作成した。これにより計算上の時間はタイムメッシュ Δt に対して2回のくり返しまでは $\frac{\Delta t}{2}$ だけ時間が進み、3回目と4回目のくり

返して Δt だけ前進することになる。

“むだ時間” τ_d は入力したタイムメッシュのうち最大のものから $K = \text{Time} / \Delta t_{\max}$ として K_{\max} 個記憶できるように DIMENSION をとり、 $L = \tau_d / \Delta t_{\max}$ だけ溯って $(K-L)$ 個目のデータをとってくる方式とした。

但しこの方法は τ_d が一定かあるいは変化幅が小さい場合には有効であるが、再循環ポンプトリップ時のように流量が指数関数的に減少するときは τ_d が同様に増加するため単純にさかのぼったデータを用いる方式では物理的に無意味な場合がある。この場合は目的の領域を分割し一次遅れの結合で近似した。

蒸気表⁽²⁴⁾ は飽和状態では圧力が $1 \sim 100$ ($\text{kg}/\text{cm}^2 \cdot \text{a}$) の間で変化率に応じて 35 点とりこれを 11 のグループに分けて各グループを 3 次式で模擬し、その係数を DATA 文で与えた。求める圧力に対する値は、その圧力がどのグループに属するかをサーチし用いる係数を決定すればよい。圧力に対するエンタルピ、比容積の変化率は各々の微係数として 2 次式で求められる。

サブクール水の比容積-エンタルピ、温度-エンタルピの関係は圧力依存性が極めて小さいことから 60 ($\text{kg}/\text{cm}^2 \cdot \text{a}$) における関係を 10°C 間隔でとりこれを 3 次式で模擬し、その係数を DATA 文で与える方式とした。

Fig. 3.1 にこのコードの主なフローチャートを示した。このコードはカード枚数約 4000、容量はプロッターを含めて約 130 kw である。計算時間は FACOM 230-75 で 1 回のくり返しに約 18m sec を要するために 0.1 秒のタイムメッシュで 100 秒まで計算すると約 36 sec である。

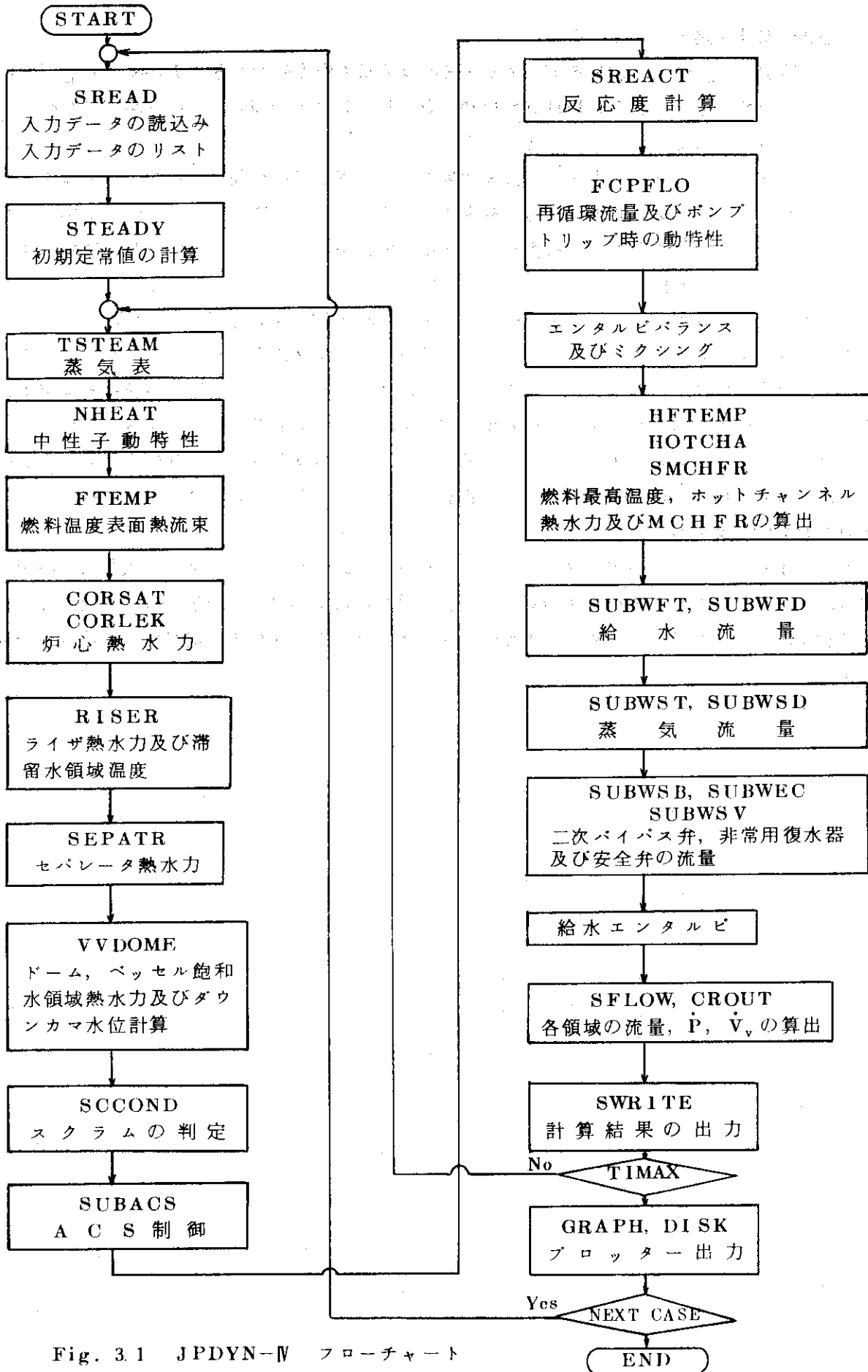


Fig. 3.1 JPDYN-IV フローチャート

4. 計算結果と実測データとの比較

JPDYN-IV コードの計算結果と出力上昇試験測定結果 Phase II~IV (50%出力まで) のうちの主なものと比較した。取得した実験データの種類、精度にも種々の問題があり Phase も途中であるのでコード検証に必要なデータは十分ではないが主なものをここに示した。また今回実測した過渡応答と解析結果と比較可能なパラメータのうちグラフに示したものは次の9種類である。

中性子束 (CIC-3)

原子炉圧力

蒸気流量 タービン系統
ダンブコンデンサ系統

給水流量 タービン系統
ダンブコンデンサ系統

原子炉水位 Bailey 水位計
Yarway 水位計

FCP 流量

グラフに使用した記号は次表に示す。

記号	説明
N	原子炉出力又は中性子束 (定格で1)
P	原子炉圧力 ($\text{kg}/\text{cm}^2\text{g}$)
WS	蒸気流量 (定格で1)
WSTS	タービン系統蒸気流量 (定格で1)
WSDS	ダンブコンデンサ系統蒸気流量 (定格で1)
WF	給水流量 (定格で1)
WFT	タービン系統給水流量 (定格で1)
WFD	ダンブコンデンサ系統給水流量 (定格で1)
DH	原子炉水位の変化分 (cm)
DHR	原子炉水位真値 (初期値を0 (cm))
DHM	原子炉水位計器値 (初期値を0 (cm))
DHBALY	計算による Bailey 計値 (初期値を0 (cm))
DHB	実測による Bailey 計水位 (初期値を0 (cm))
DHY	実測による Yarway 計水位 (初期値を0 (cm))
WO	再循環流量 (定格で1)
EXPER	実測値
△ ◇	実測値

記号	説明
QF	燃料表面熱流束(定格で1)
TF	燃料平均温度(°C)
RG	炉心平均ボイド率(%)
XC	炉心出口クオリティ(%)
HB	炉心沸騰開始点(m)
DHS	炉心入口サブクーリング(kcal/kg)
Q	原子炉出力(%)
W	再循環流量(%)

4.1 DPR圧力設定点変更試験

DPR圧力設定点を約10psiの目標でステップ状に変化させる試験を次の条件下で行った。

原子炉出力		~50%
負荷配分	タービン系統	~50%
	ダンプコンデンサ系統	~50%
負荷制御	タービン系統	LL
	ダンプコンデンサ系統	DPR
給水制御	タービン系統	自動(三要素)
	ダンプコンデンサ系統	自動(二要素)
FCP流量		100%

Fig. 4.1, Fig. 4.2に示したのはそれぞれRun No. 31-5030およびNo. 31-5031と解析結果との比較で圧力設定点を前者は+0.7kg/cm² 後者は-0.7kg/cm² 変更した場合である。これらの結果はかなりよい一致を示している。計算に用いたDPRの利得と時定数は2.19節で述べた(2.19.6)式において $\tau_D = 4$ 秒, $G_D = 0.5$ である。ダンプ系給水制御系に用いた値はFig. 2.15において $K_{WD} = 0.6$, $\tau_{WD} = 80$ 秒である。 W_{SDS} の実測値を入力して圧力の応答をみると、解析による圧力が少しおくれて変化している。これは蒸気流量検出器が遅れ要素を含んでいることから実際より少し遅れた W_{SDS} の値を入力したことによるためである。この時間遅れはダンプコンデンサトリップ時に顕著になり(Fig. 4.9.a参照)、一次遅れで模擬すると $\tau = 2.4$ 秒となる。

4.2 BPR圧力設定変更試験

BPRの圧力設定点を約10psiの目標でステップ状に変化させる試験を次の条件下で行った。

原子炉出力	~50%
-------	------

負荷配分	タービン系統	タービン	~ 25%
		BPR	~ 25%
	ダンプコンデンサ系統		~ 50%
負荷制御	タービン系統		LL, BPR
	ダンプコンデンサ系統		手動
給水制御	タービン系統		自動(三要素)
	ダンプコンデンサ系統		自動(二要素)
FCP流量			100%

BPRの圧力設定点を -1.0 kg/cm^2 変化させた場合 (Run No. 31-5024) と解析結果との比較を Fig. 4.3 に、 0.8 kg/cm^2 の場合 (Run No. 31-5025) を Fig. 4.4 に示した。解析に用いた BPR の定数は 2.18.4 節のブロック線図において、 $G_{PB} = 1.2$ 、 $\tau_{PB} = 1.7$ 秒である。またタービン系給水制御系に用いた定数は Fig. 2.14 にて、 $K_{WT} = 4.0$ 、 $\tau_{WT} = 2.5$ 秒である。これらの実測データと解析結果の応答をみるとピーク的位置は時間的には一致していることから時定数の値は妥当であると思われる。利得に関しては圧力の応答に関しては多少大きすぎるが、蒸気流量に関してはやや不足している。これは BPR の伝達関数を 2.18.4 節の一次遅れ要素の形で表わすことに無理があると考えられ、微分項を加えることも考慮する必要がある。

4.3 IPR 圧力設定点変更試験

IPR の圧力設定点を -10 psi の目標で 1 秒間 hold させてステップ状に変化させる試験を下記の条件で行った。

原子炉出力		~ 50%
負荷配分	タービン系統	~ 50%
	ダンプコンデンサ系統	~ 50%
負荷制御	タービン系統	IPR
	ダンプコンデンサ系統	手動
給水制御	タービン系統	自動(三要素)
	ダンプコンデンサ系統	自動(二要素)
FCP流量		100%

IPR の圧力設定点を -0.55 kg/cm^2 、1 秒間に変化させた解析結果と実測値 (Run No. 31-5051) との比較を Fig. 4.5 に示す。解析に用いた IPR の定数は (2.18.8) 式において、 $\tau_{IP1} = 4$ 秒、 $\tau_{IP2} = 10$ 秒、 $\tau_{IP3} = 2$ 秒、 $\tau_{IP4} = 0.5$ 秒、 $G_{IP} = 1.2$ である。実測データと解析結果を比較すると蒸気流量の応答では解析値の減衰振動の周期が一致していない、このため中性子束のピーク位置が少しずれている。 τ_{IP2} を大きくとれば周期は増加するが蒸気流量の立上りのピーク幅が実測値より大きくなる。この幅は、タービン制御弁開度の幅と一致していることから信頼できる値であろう。

4.4 強制循環流量制御試験

ここでは Phase IV で行った試験のうち流量変化幅が10%と20%のものについて検討した。試験条件は次に示す。

原子炉出力		~ 50%
負荷配分	タービン系統	~ 25%
	ダンプコンデンサ系統	~ 75%
負荷制御	タービン系統	LL
	ダンプコンデンサ系統	DPR
給水制御	タービン系統	手動
	ダンプコンデンサ系統	自動(三要素)

FCP制御用マスターコントローラーをステップ状に100%から90%まで変化させたとき(Run No. 30-401)のFCP流量の測定値をインプットして求めたのがFig. 4.6である。同様に90%から100%へ(Run No. 30-412)、100%から80%へ(Run No. 30-413)変化せしめた結果をそれぞれFig. 4.7, Fig. 4.8に示す。これらの結果はBailey水位計の値を除いてきわめてよく一致している。Baileyの実測値はDHMと一致しておりFCP流量の変化によるダウンコマ部の圧力損失の変化によってBailey計の見かけの指示値が変る効果が表われていないと解釈するかあるいは計算に用いたボイド係数を実際より過小評価しているために炉心のボイド量の変化を過大に計算して水位変化を大きくせしめたと解釈すべきであるが今回の結果では前者がより近いと思われる。これはFig. 2.12に示すように、この実験の水位初期値はBailey計で約41cmであったのでFCP流量が10%変化すれば少なくとも約4cmはBailey計の値も変化するはずである。この図は室温時の関係を示しており定格圧力状態では密度補正を加えるとさらに変化幅は増大する。しかしこの図は静特性を示したものであるから過渡時の関係を把握しなければならない。なおこの解析に用いたDPR及びダンプコンデンサ給水制御系の定数はDPR圧力設定点変更の解析に用いたものと同じである。また給水制御に水位信号を入れたが解析上ではタービン系統の場合と同じ入れ方をした。

4.5 ダンプコンデンサトリップ試験

Phase IV におけるダンプコンデンサトリップ試験は次の条件下で行われた。(Run No. 34-5001)

原子炉出力		~ 50%
負荷配分	タービン系統	~ 0% (ウォーミング)
	ダンプコンデンサ系統	~ 100%
負荷制御	ダンプコンデンサ系統	DPR
給水制御	ダンプコンデンサ系統	自動(三要素)
FCP流量		100%

ダンプコンデンサのトリップ信号が出るとスクラムするシーケンスになっており、実測のス

スクラム開始時間を解析の0秒とし、DPRの開度を解析のインプットした。FCP流量はスクラム後2.2秒経過した後40%流量まで減少するシーケンスになっているのでこれもインプットとし結果をFig. 4.9に示した。圧力降下がかかなり大きいのはダンプコンデンサ系給水ヒーターへの抽気と脱気ラインにより蒸気を放出しているためである。蒸気流量は既述の如く流量検出器が時定数2.4秒の一次おくれの特性を有しているために解析値と実測値がずれている。水位にかんしてはBaileyの値はほぼ一致しており、YarwayとDHMは最低値はほぼ一致している。Yarway指示値の模倣はしてないので時間はずれている。図のc, dによると約5秒で炉心はサブクール状態となり圧力降下は大きい飽和状態には到らない。なおこの解析では(2.11.27)式で $K_{spcond} = 0$ とした。これはダンプコンデンサ系統への放出蒸気流量が正確にはわからないために凝縮効果の意味が薄らぐからである。逆に他の実験から K_{spcond} の値が決定されると放出蒸気流量を求めることができる。図中Pの項の破線は $K_{spcond} = 0.05$ のときである。80秒における両者の差は 0.5 kg/cm^2 である。

4.6 主蒸気隔離試験

主蒸気隔離弁V1-19を全閉して過渡応答をみる試験を次の条件下で行った。(Run No. 20-5002)

原子炉出力		~ 50%
負荷配分	タービン系統	~ 100%
	ダンプコンデンサ系統	~ 0% (ウォーミング)
負荷制御	タービン系統	I P R
給水制御系	タービン系統	自動(三要素)
FCP流量		100%

測定結果ではV1-19は閉開始から全閉終了までに12.7秒を要しており、全閉による高圧スクラムは全閉後2.2秒で発生している。タービン蒸気流量の減少による発電機トリップから発するアンティシペーション信号で二次バイパス弁が全閉後2.22秒で開となった。解析のインプットはV1-19の弁開度、スクラム時間、再循環流量及び二次バイパス弁開閉時間である。解析の0秒はV1-19全閉の3秒前であり、V1-19はこの時間から3秒間で直線的に閉じるとした。また(2.11.27)式は $K_{spcond} = 0$ とした。(2.17.1)式の W_{LOSS} 以外に6~35秒の間約3%の損失を加えた。結果をFig. 4.10に示す。図の圧力の項の破線はこの損失を入れない場合、また一点鎖線はさらに $K_{spcond} = 0.05$ の場合を示す。圧力と中性子束の立上りの傾向は実測値とよく一致しているが、実測では約9~17秒にかけて圧力降下が大きくこの降下率はFig. 4.9のダンプコンデンサトリップ後の6~10秒にかけての降下率と同じである。後者の場合はダンプコンデンサ系統の脱気及び抽気ラインへ約3%の蒸気が流れていることから前者の場合も何らかの蒸気が流れていると推測される。これがない場合は図の破線のように圧力が上昇し $67.5 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ を越えるので二次バイパス弁が3回作動している。この場合に $K_{spcond} = 0.05$ としてドーム部蒸気の凝縮効果を取入れると図の一点鎖線のようになり約80秒で実測値と一致するが40秒以後の圧力降下が大きすぎるために現実的な値ではない。実線

の圧力変化で15秒から上昇しているのは圧力降下により図のc, dにみるように飽和状態になりボイドが発生したことによる。実測値でも約20秒からわずかではあるが上昇している。このことは実測された水位が20秒付近でボイド発生分だけ上昇していることから裏づけられる。

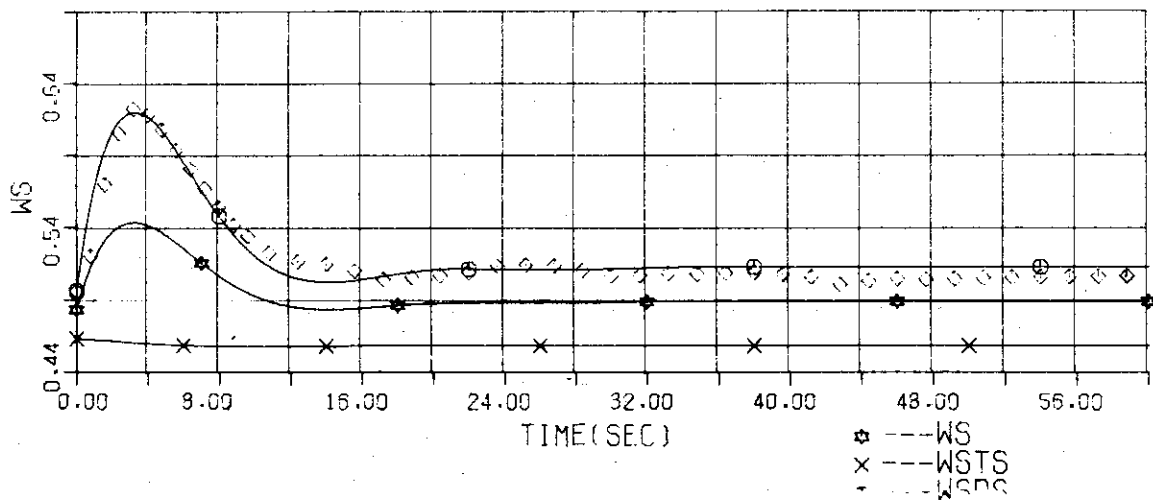
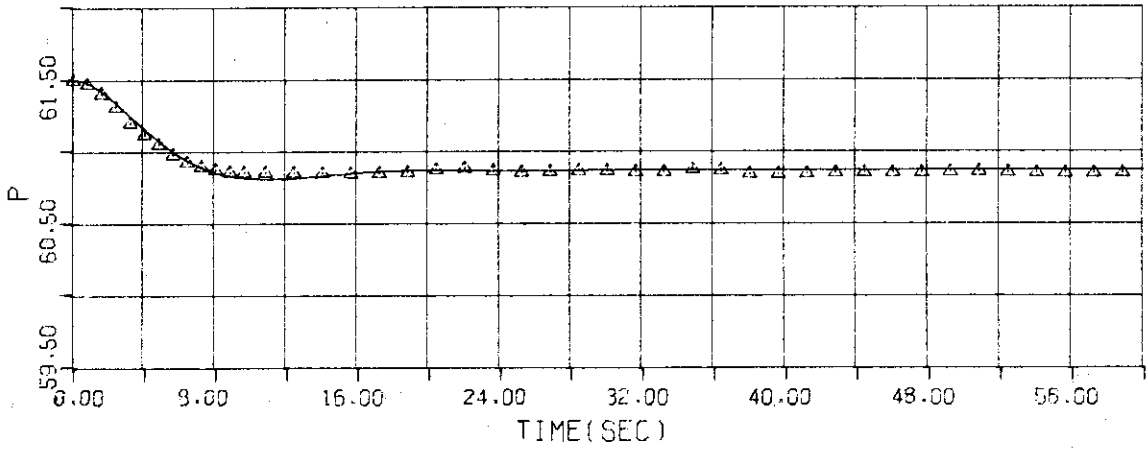
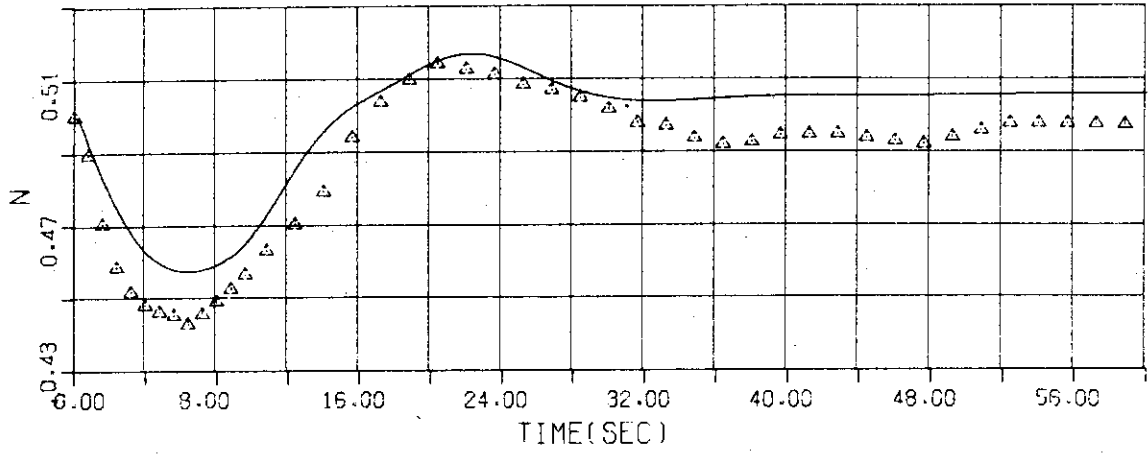


Fig.4.1.a DPR SET POINT -10PSI 50Q/100W LL/DPR

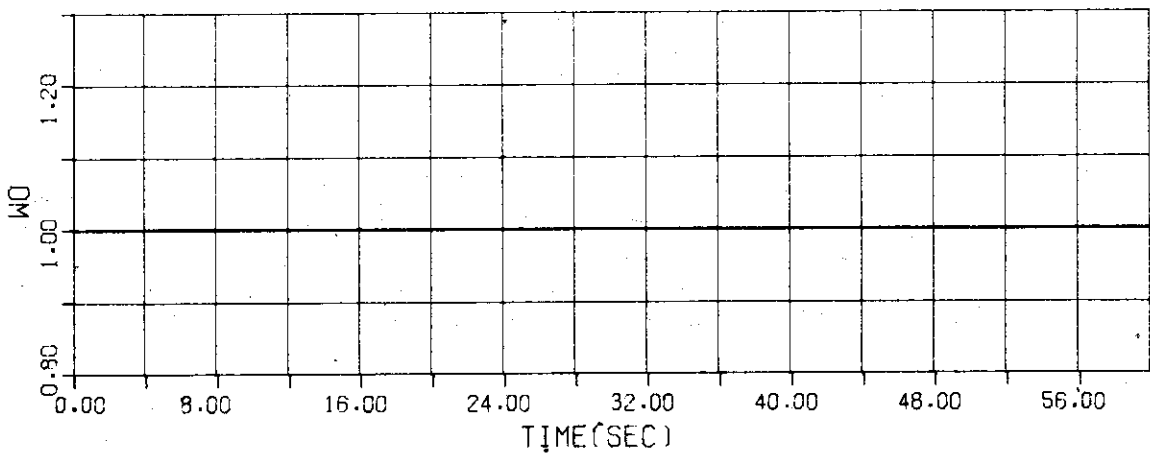
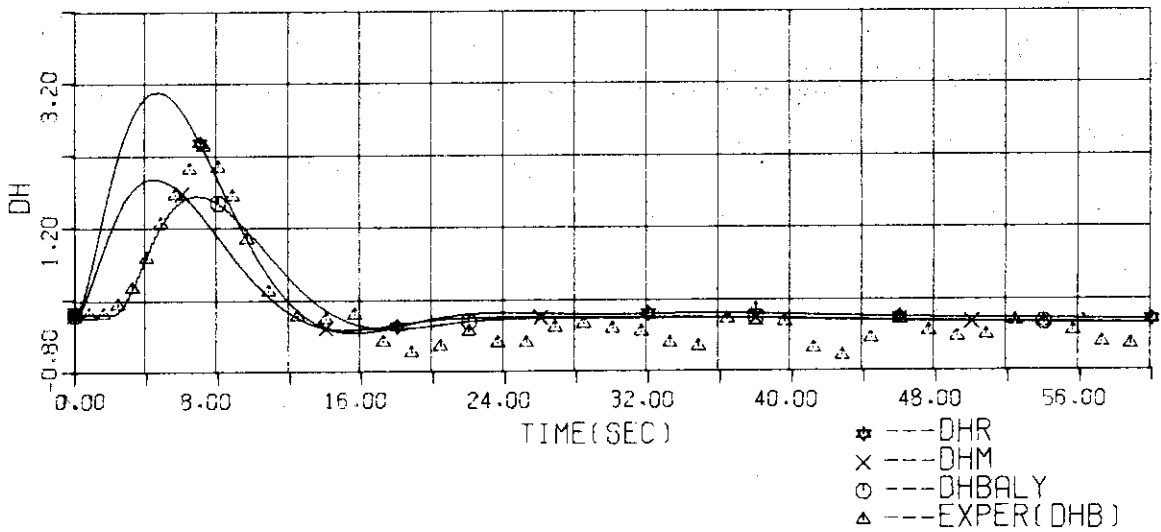
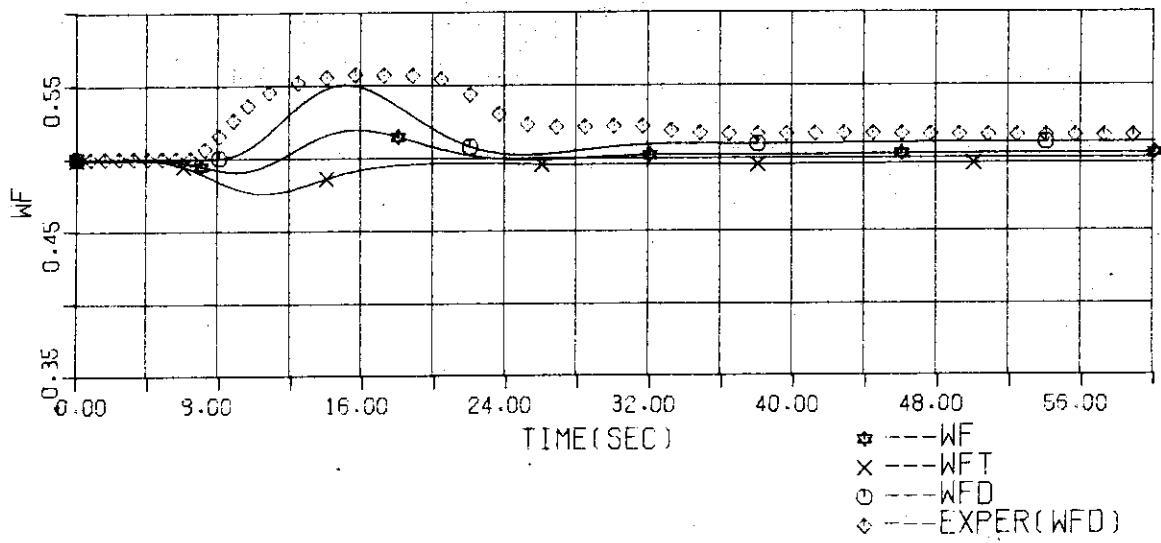
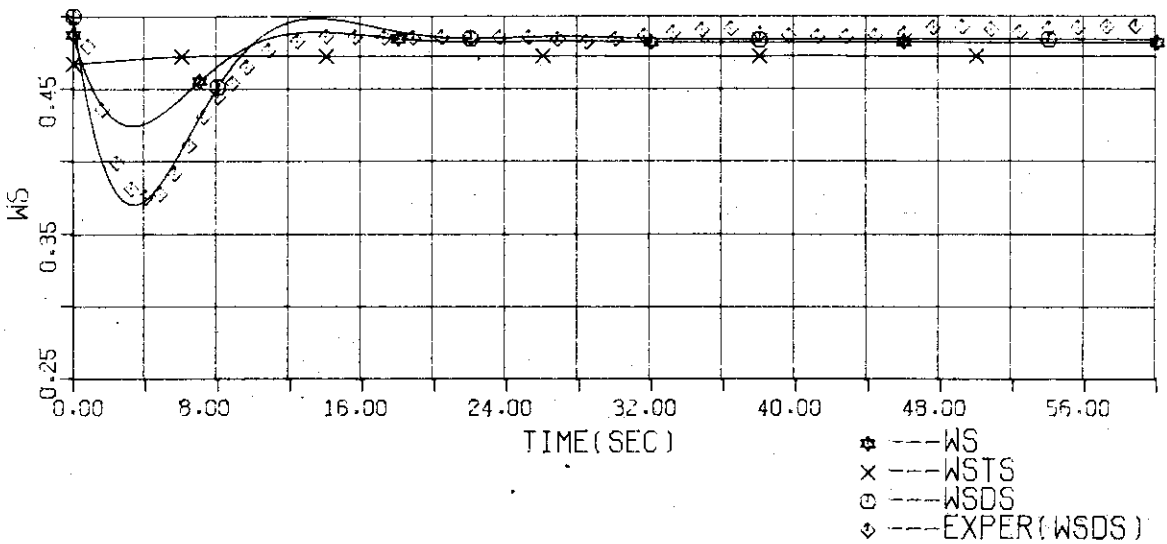
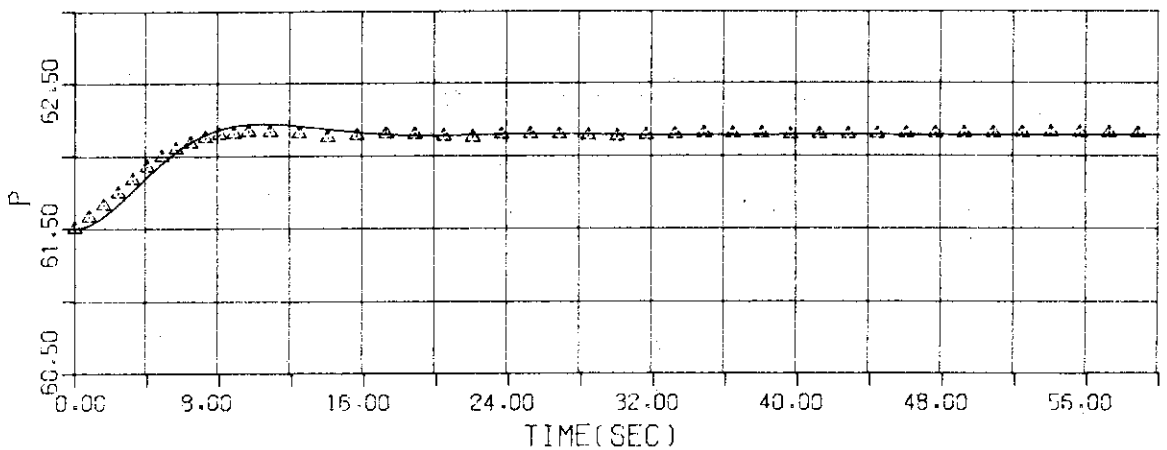
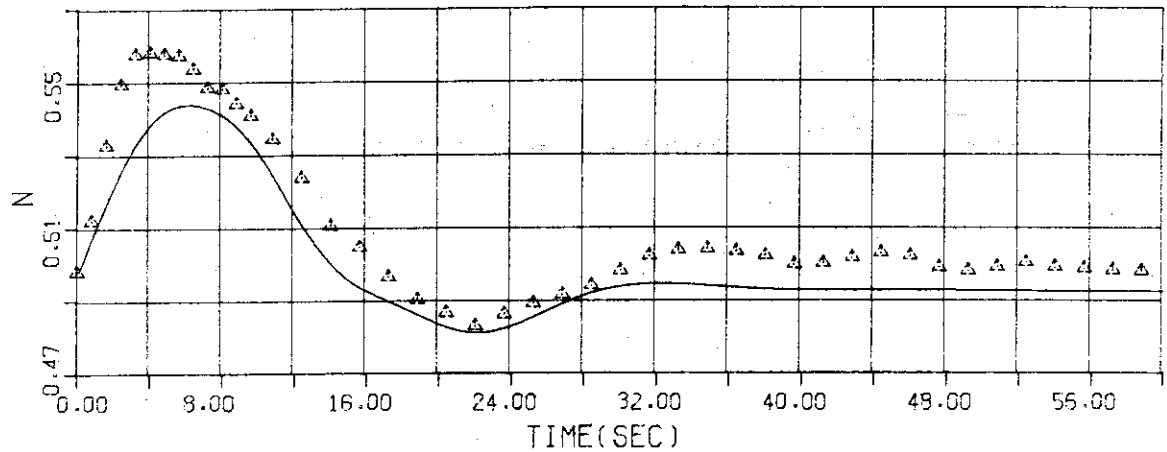


Fig.4.1b DPR SET POINT -10PSI 50Q/100W LL/DPR



* --- WS
 x --- WSTS
 o --- WSDS
 ◇ --- EXPER(WSDS)

Fig.4.2.a DPR SET POINT +10PSI 50Q/100W LL/DPR

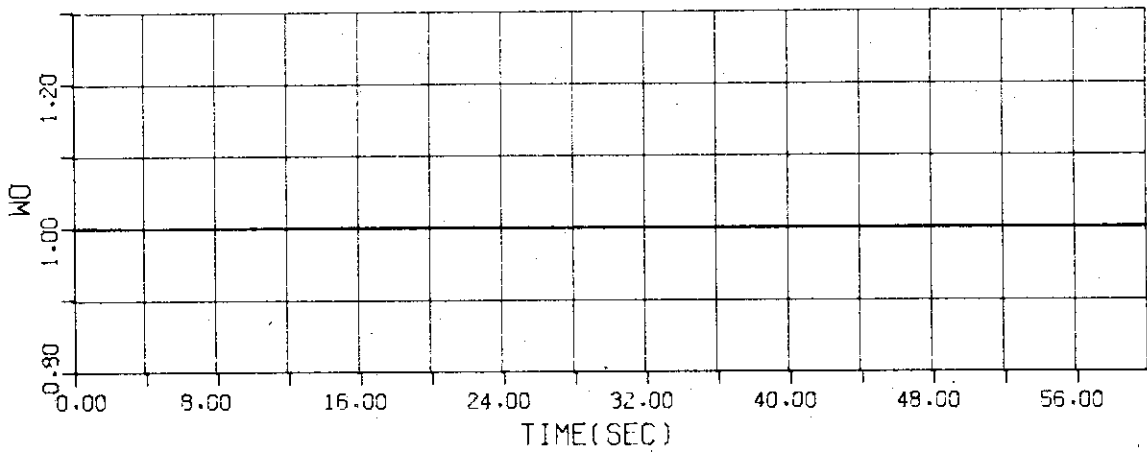
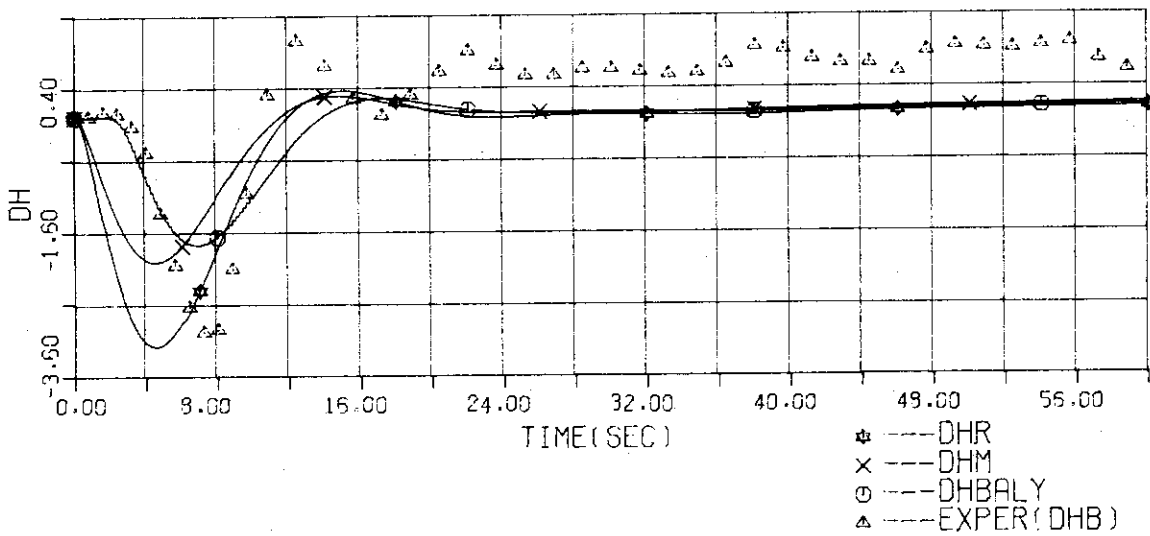
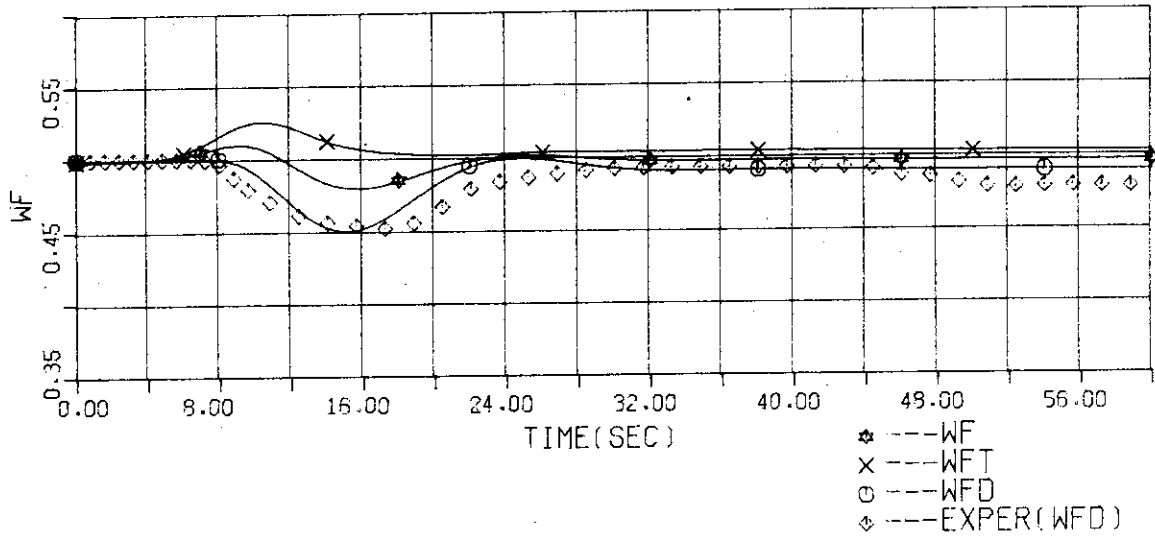


Fig.4.2.b DPR SET POINT +10PSI 50Q/100W LL/DPR

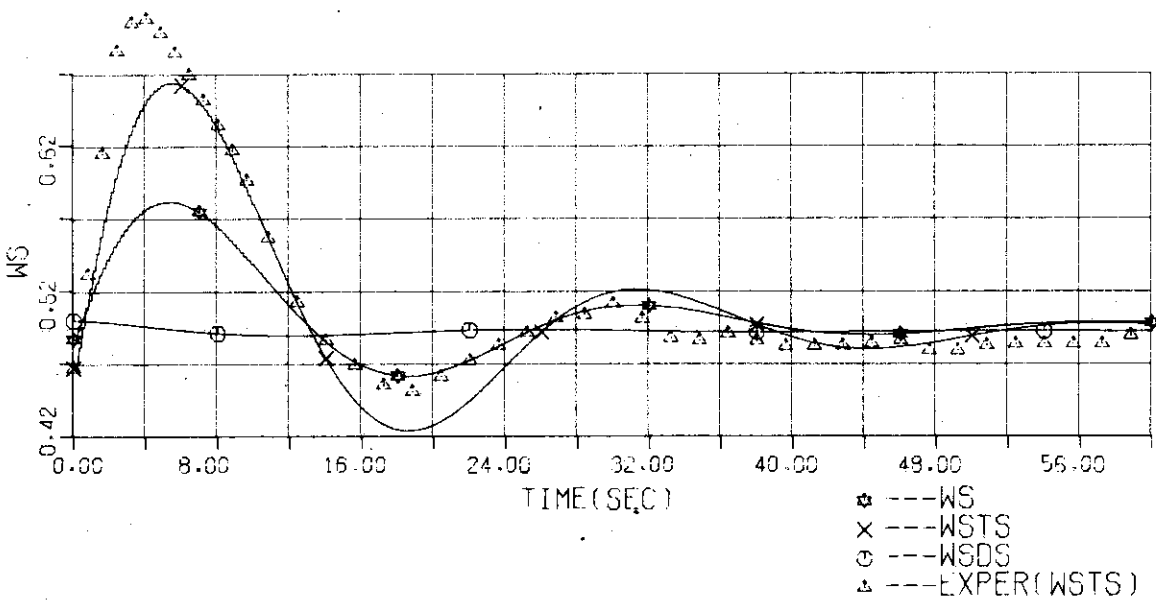
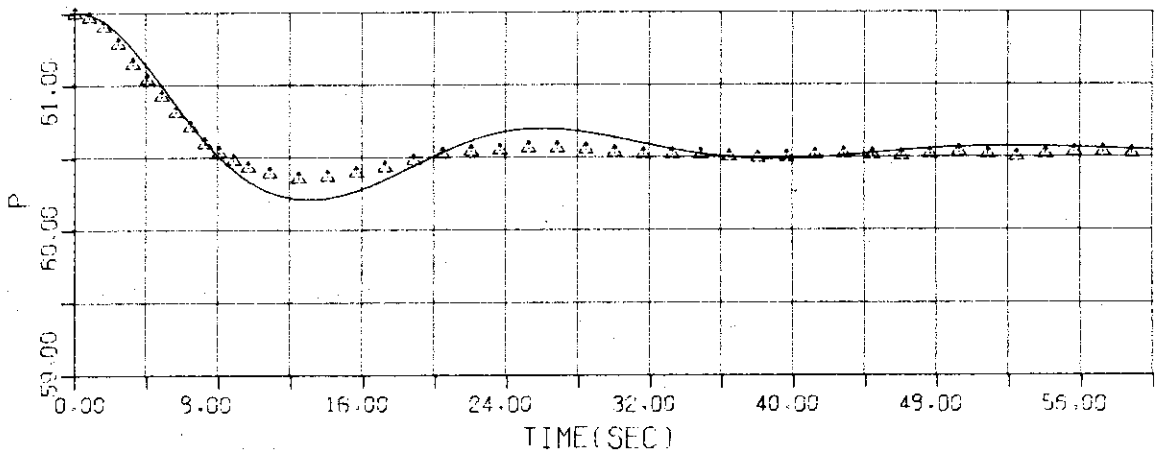
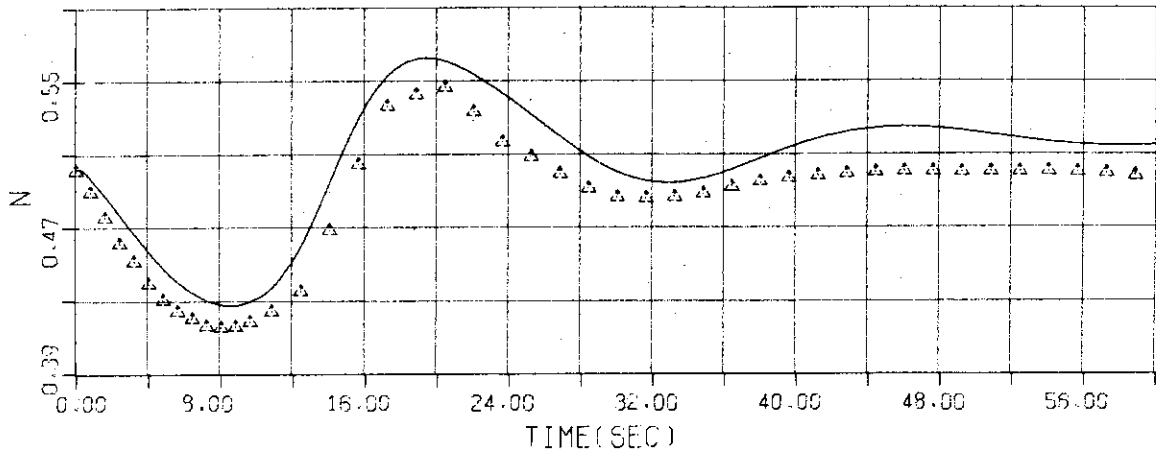


Fig.4.3.a BPR SET POINT -10PSI 50Q/100W LL,BPR/MAN

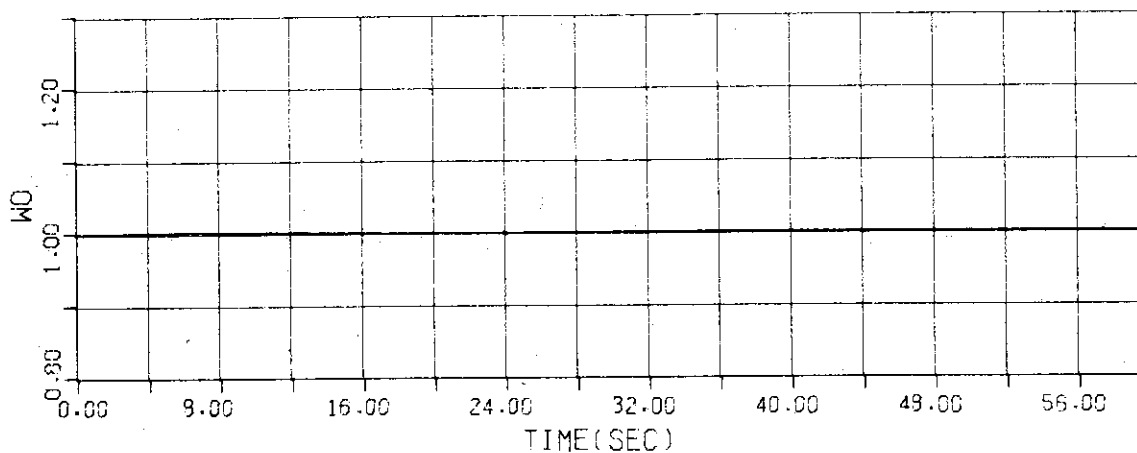
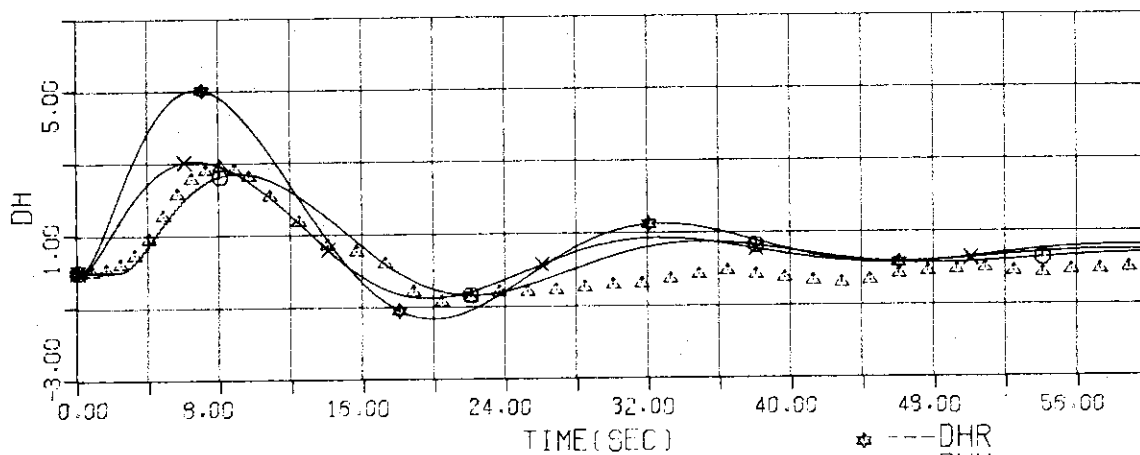
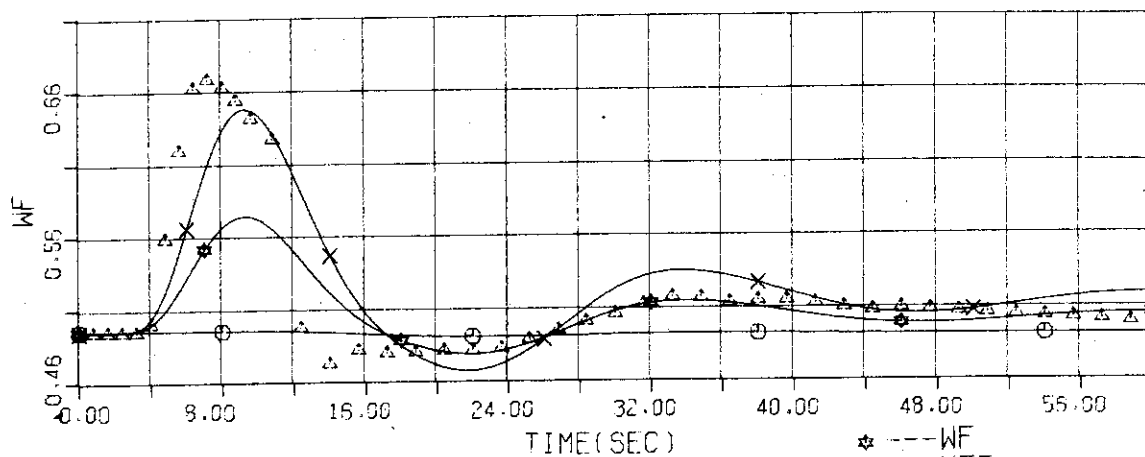


Fig.4.3.b BPR SET POINT -10PSI 50Q/100W LL,BPR/MAN

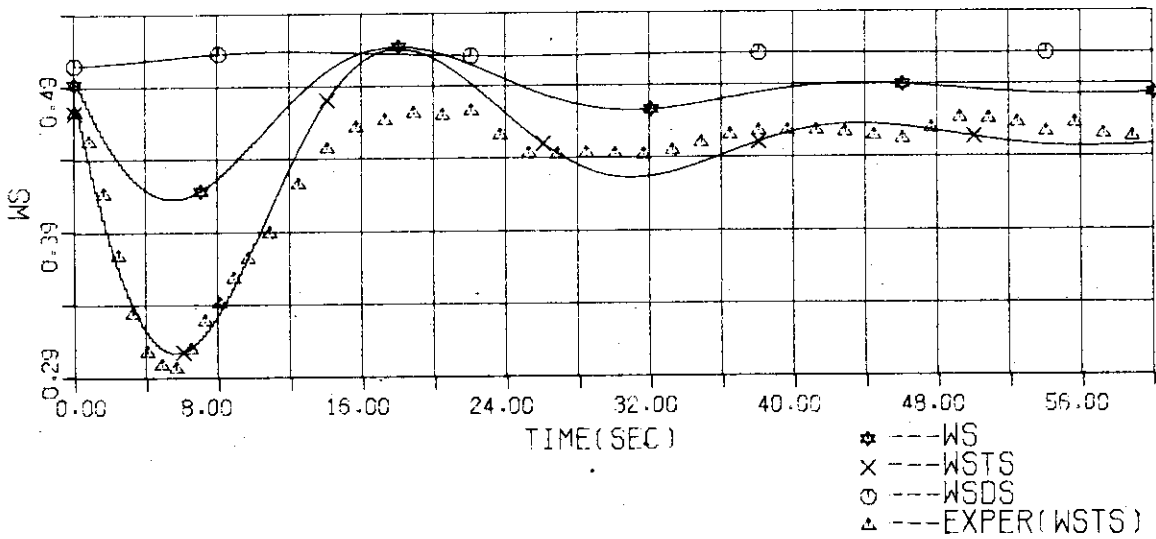
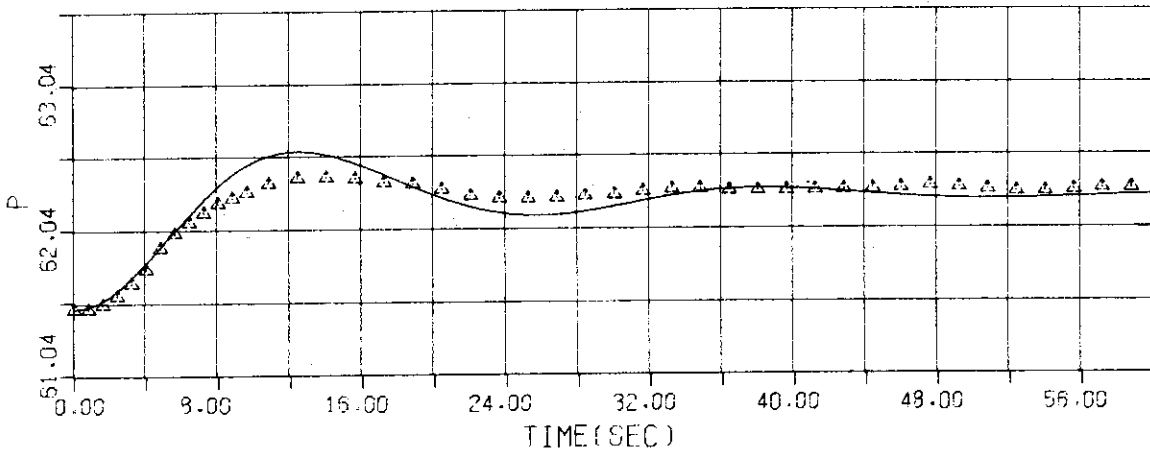
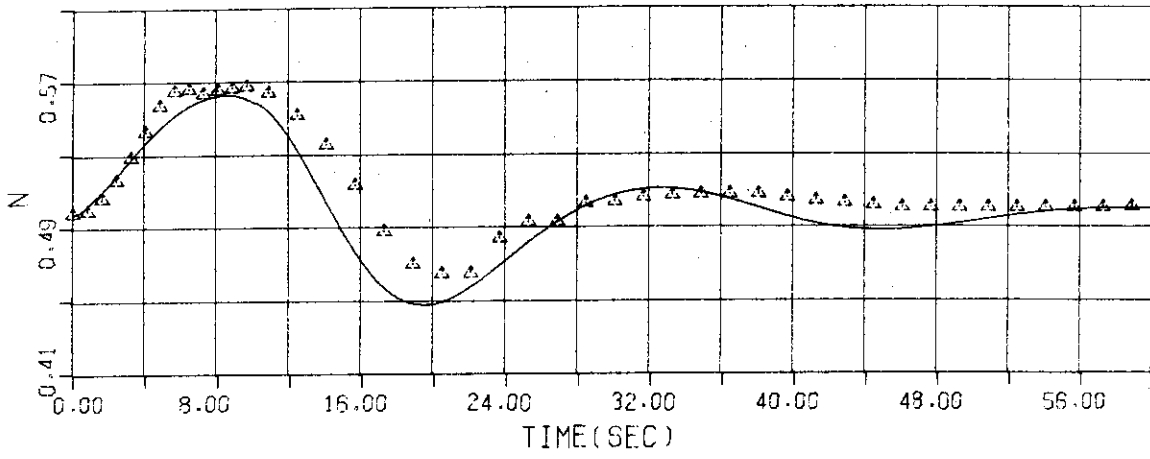


Fig.4.4.a BPR SET POINT +10PSI 50Q/100W LL,BPR/MAN

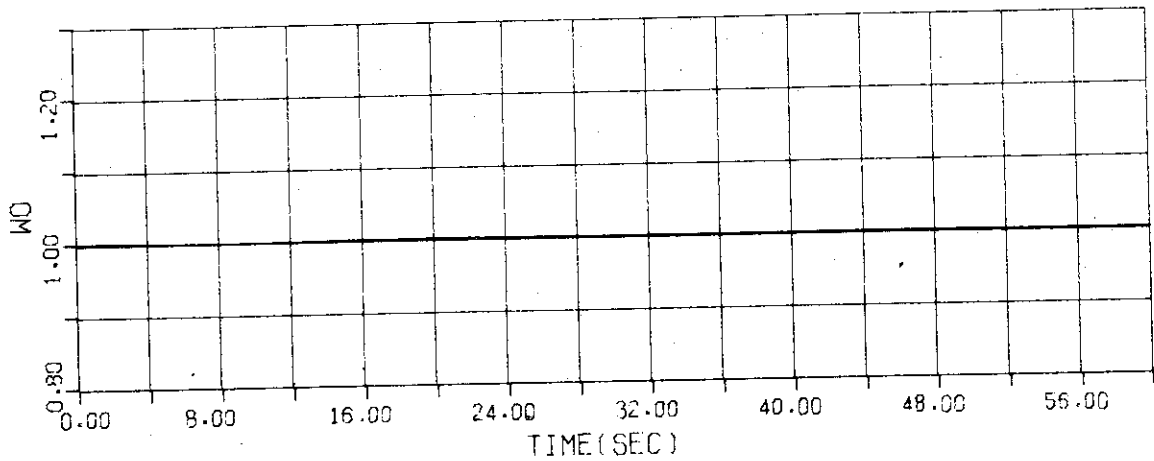
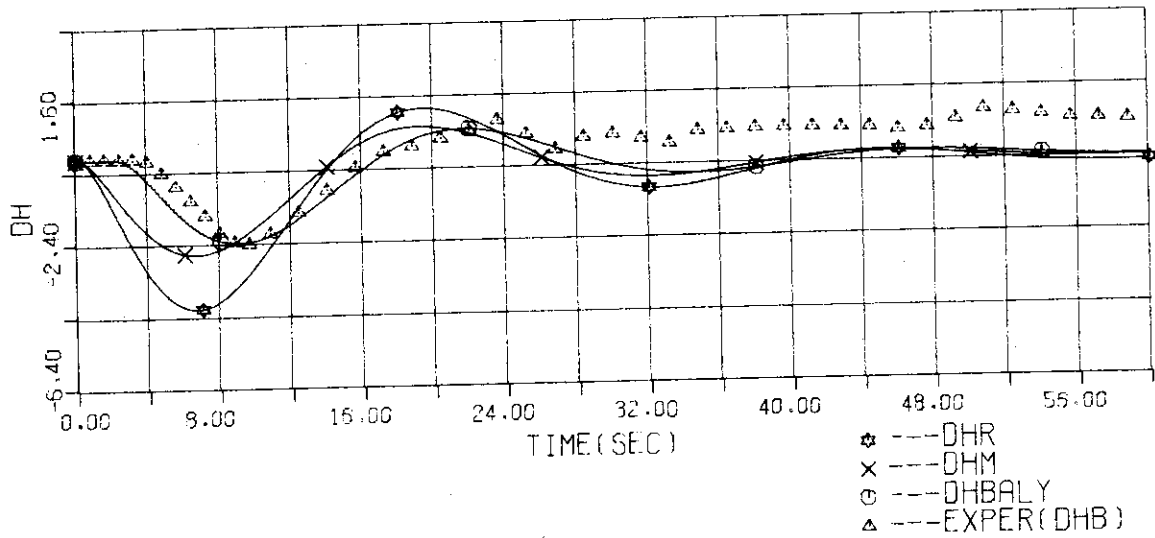
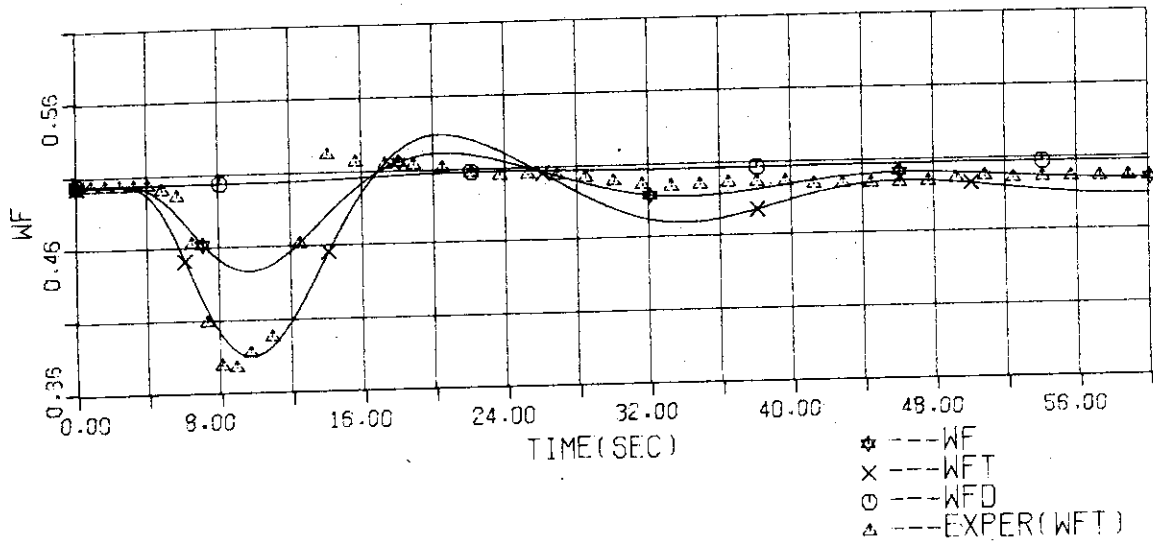


Fig.4.4.b BPR SET POINT +10PSI 5UQ/10UW LL, BPR/MAN

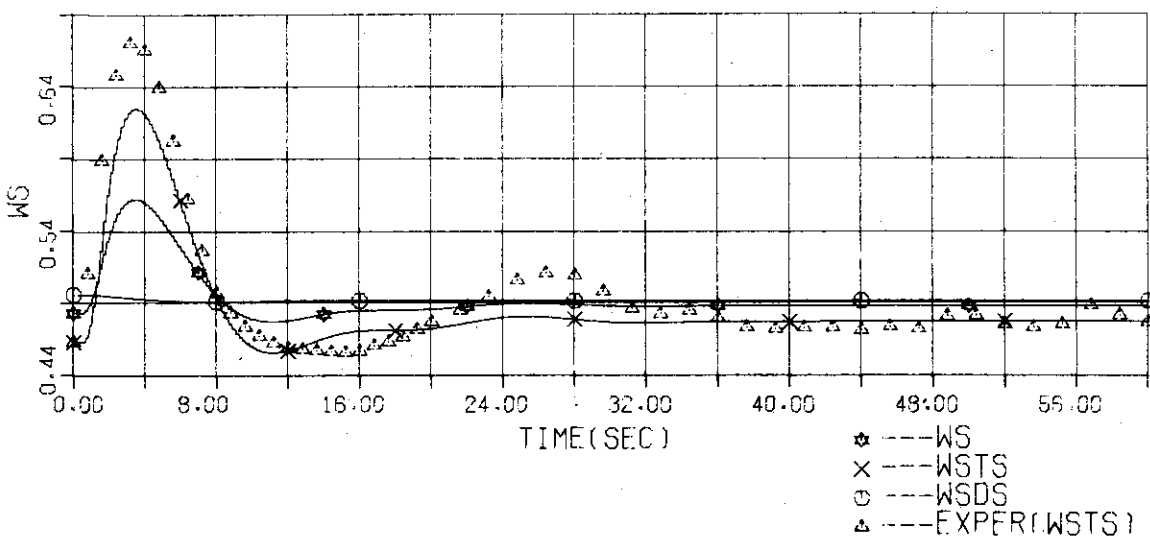
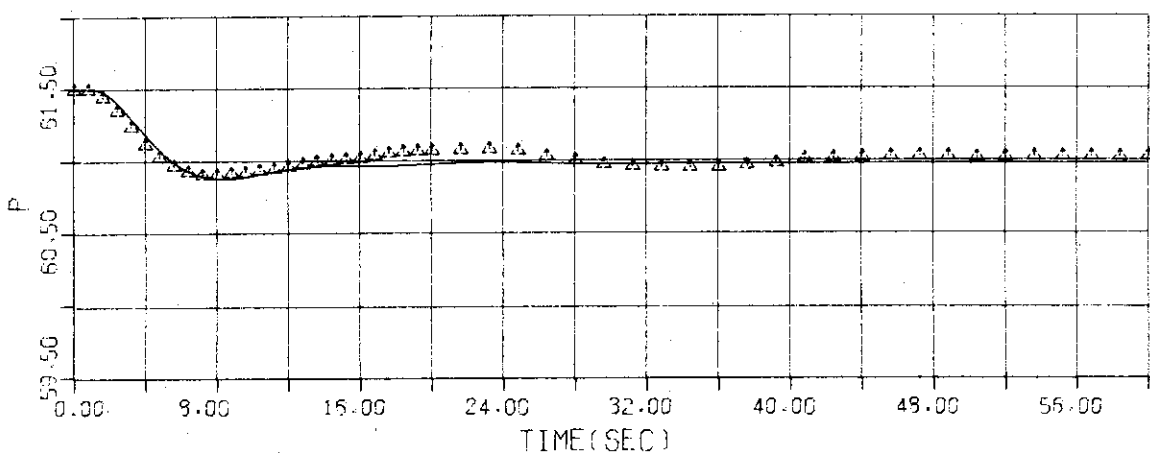
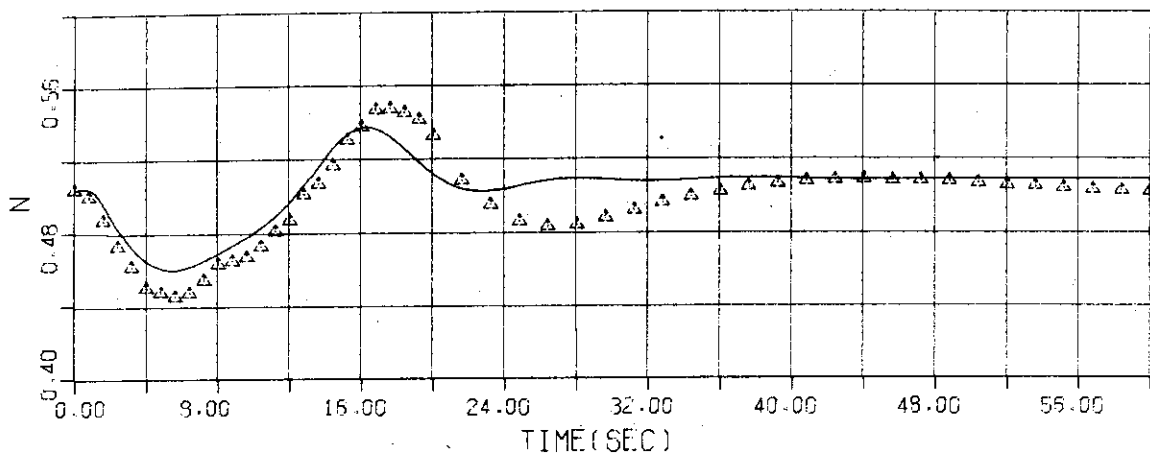


Fig.4.5.a IPR SET POINT -10PSI 50Q/100W IPR/MAN

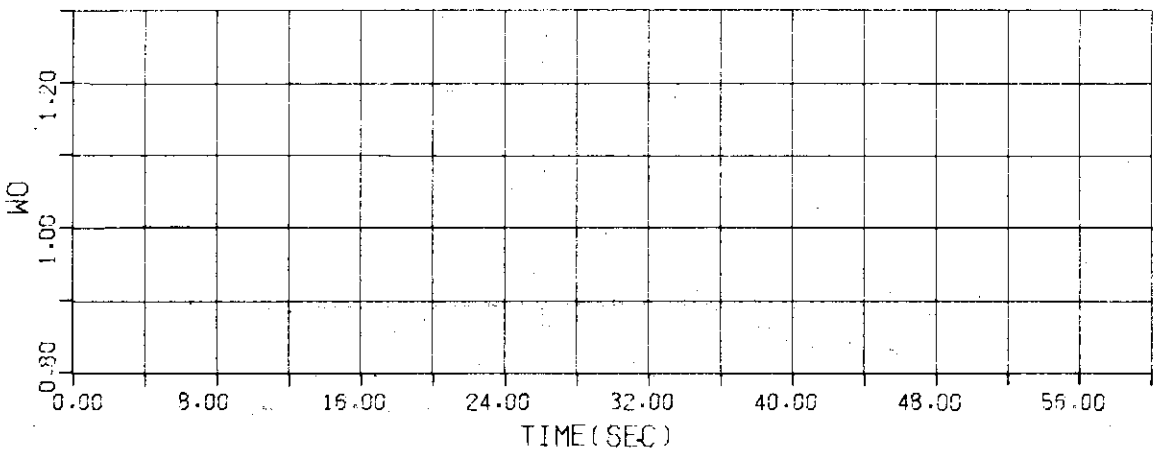
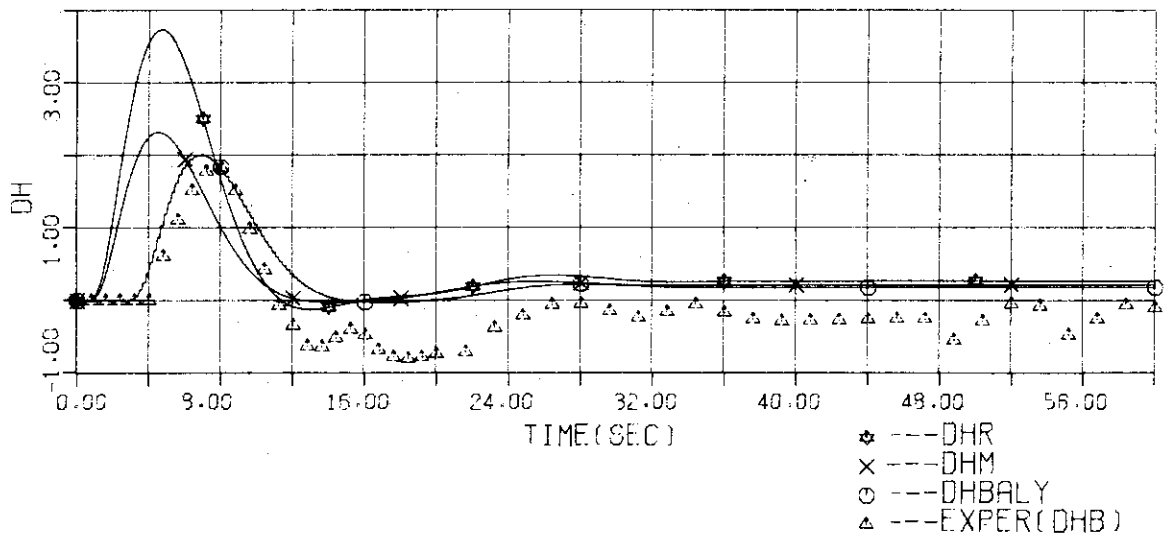
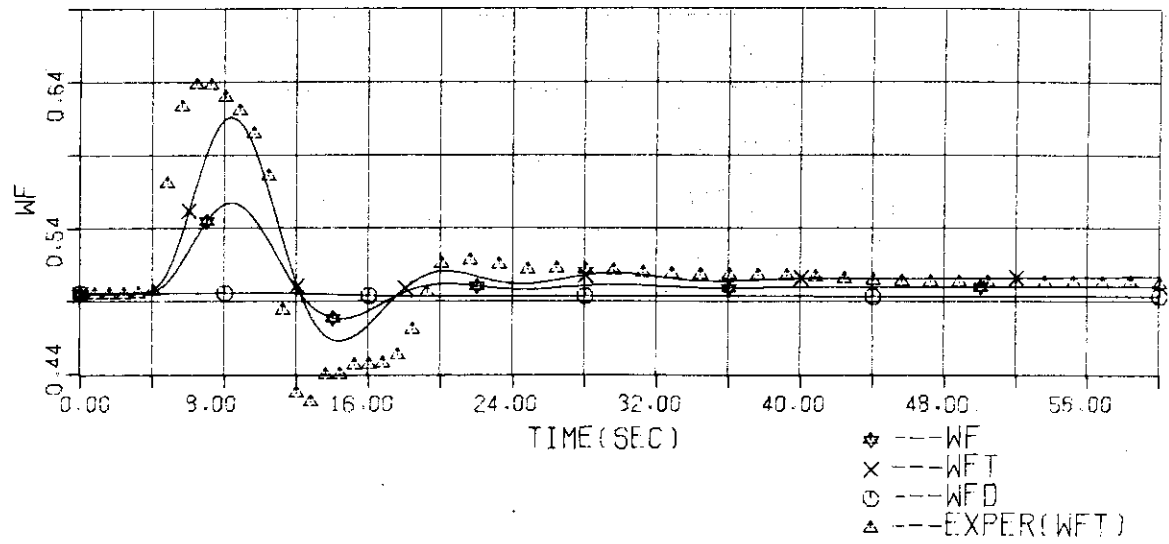


Fig.4.5.b IPR SET POINT -10PSI 50Q/100W IPR/MAN

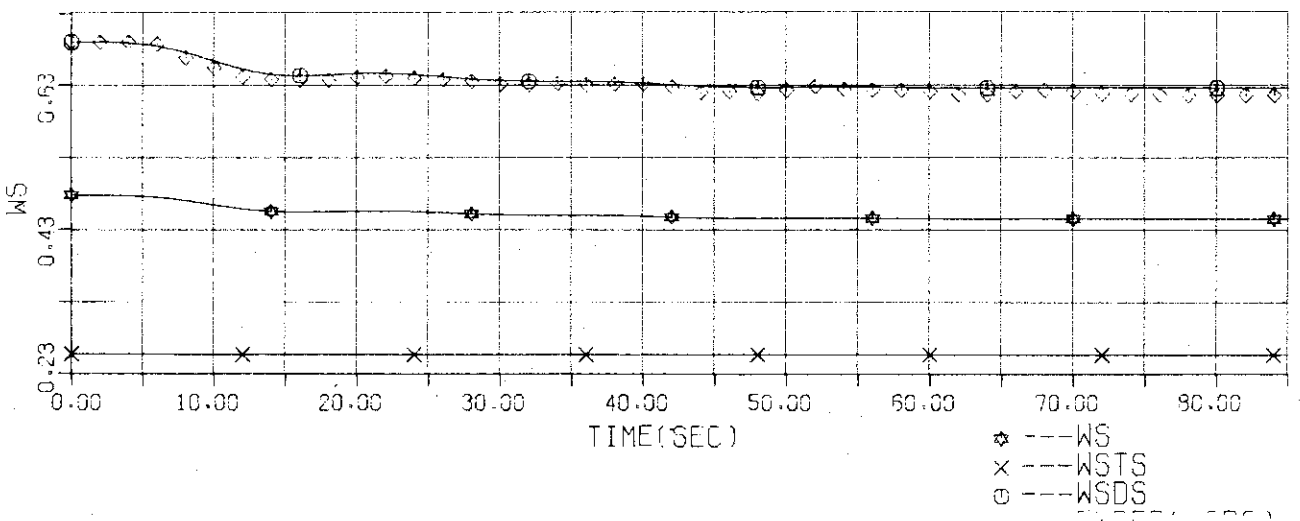
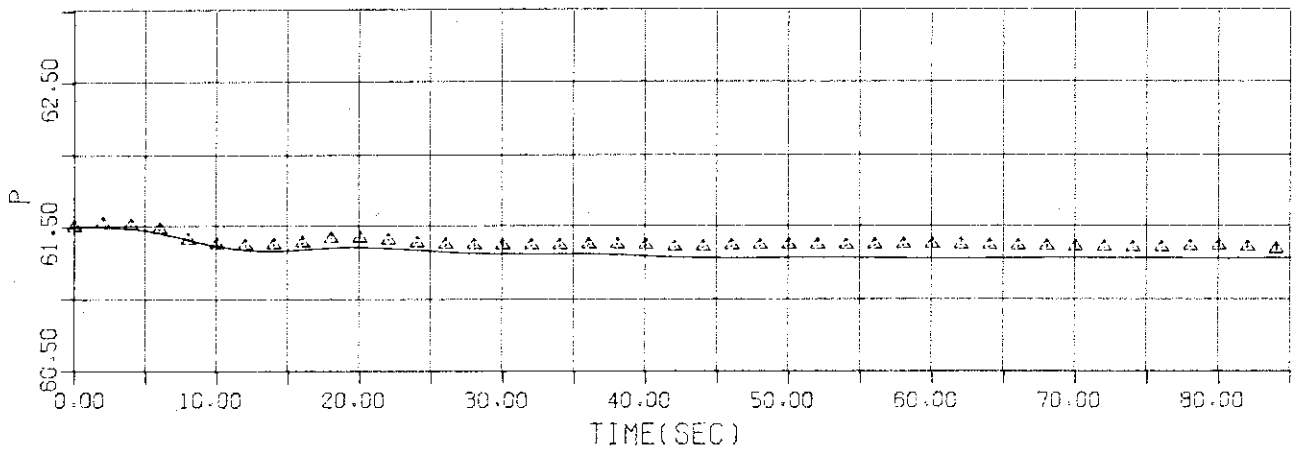
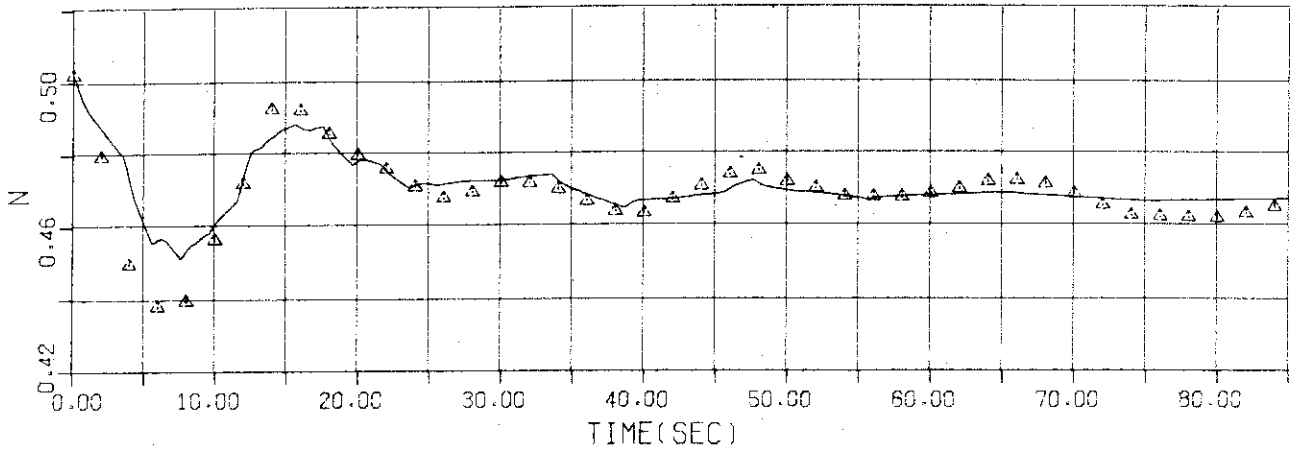


Fig.4.6.a FCP FLOW CHANGE 100-90 50Q/100W LL/DPR

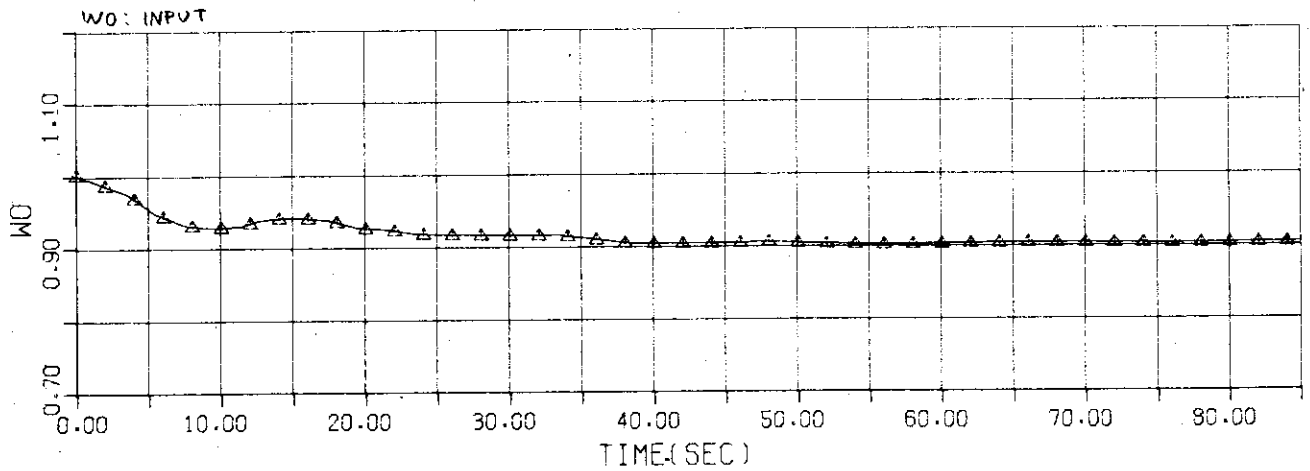
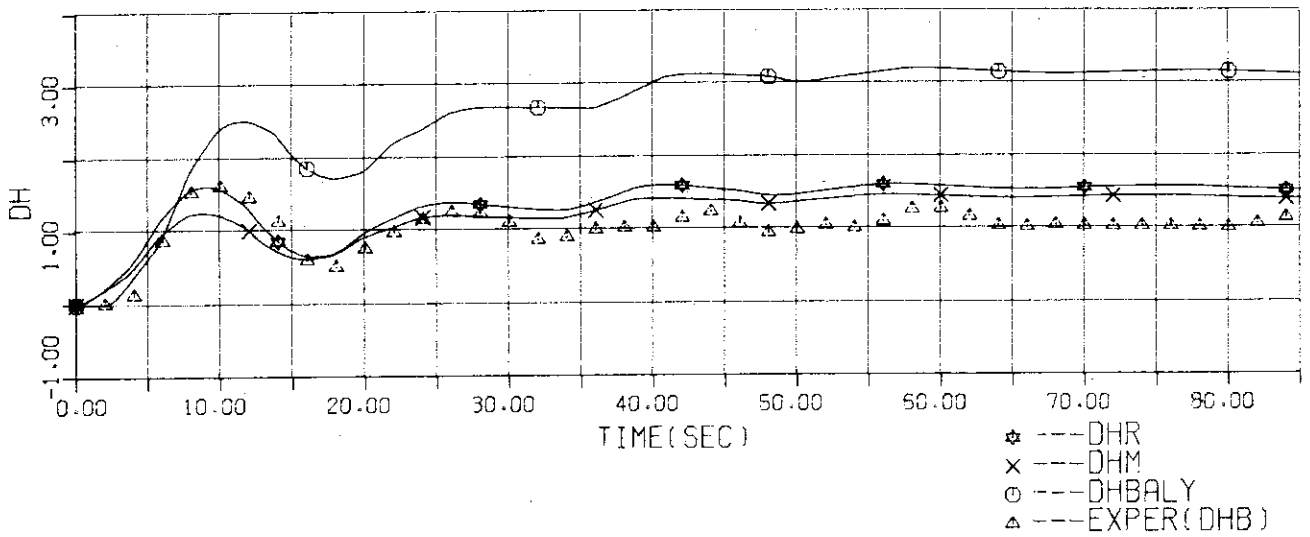
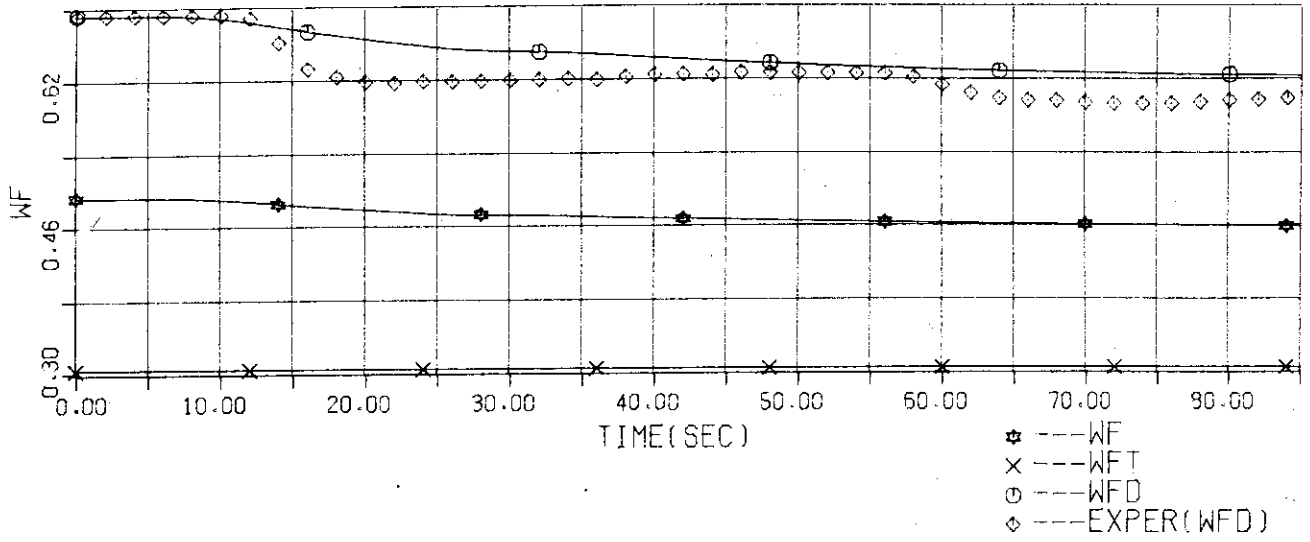


Fig.4.6.b FCP FLOW CHANGE 100-90 50Q/100W LL/DPR

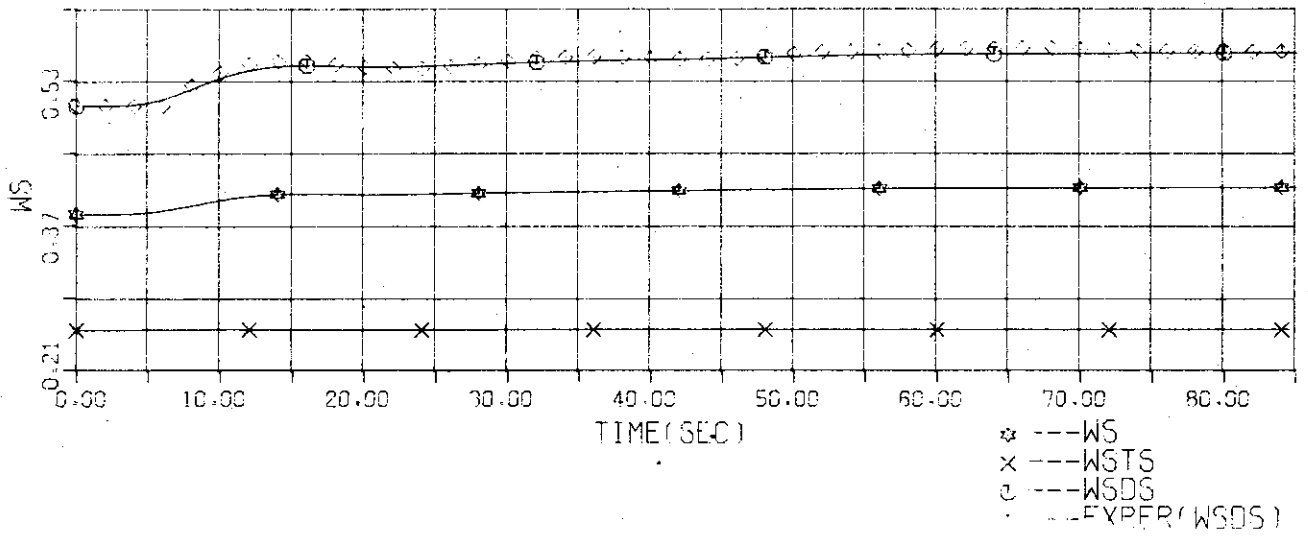
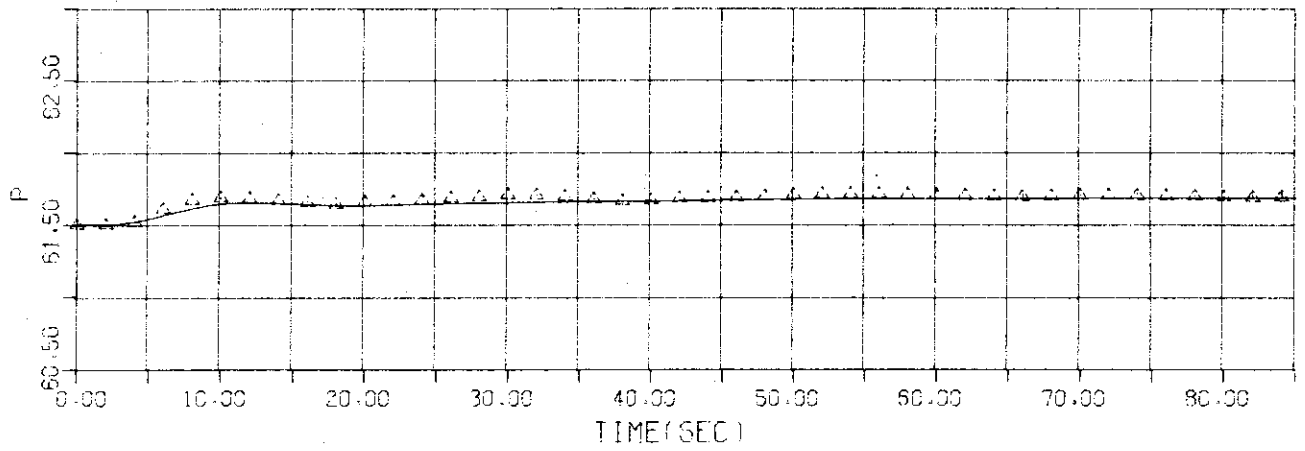
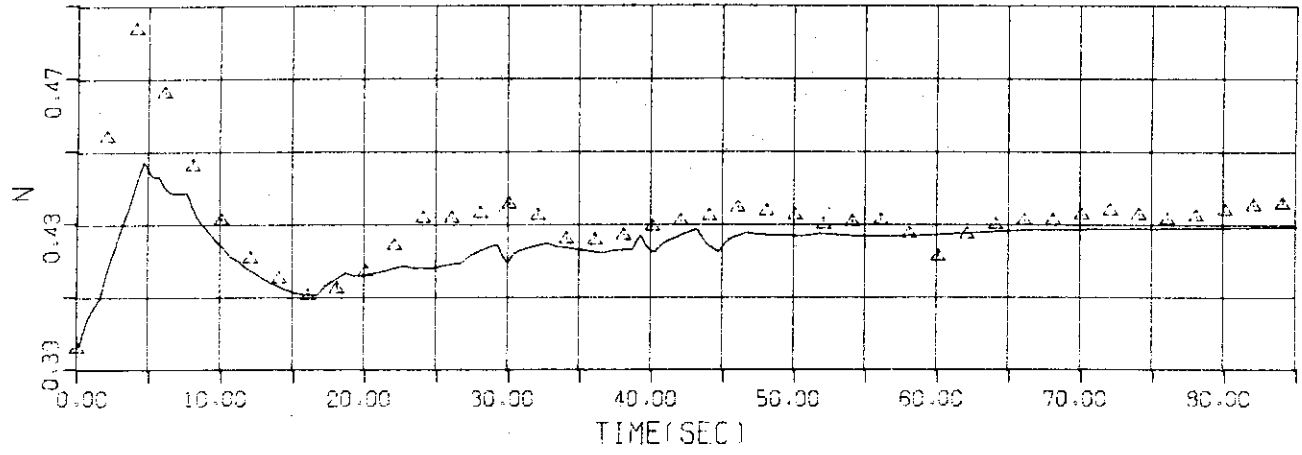


Fig.4.7a FCP FLOW CHANGE 90-100 40Q/90W LL/DPR

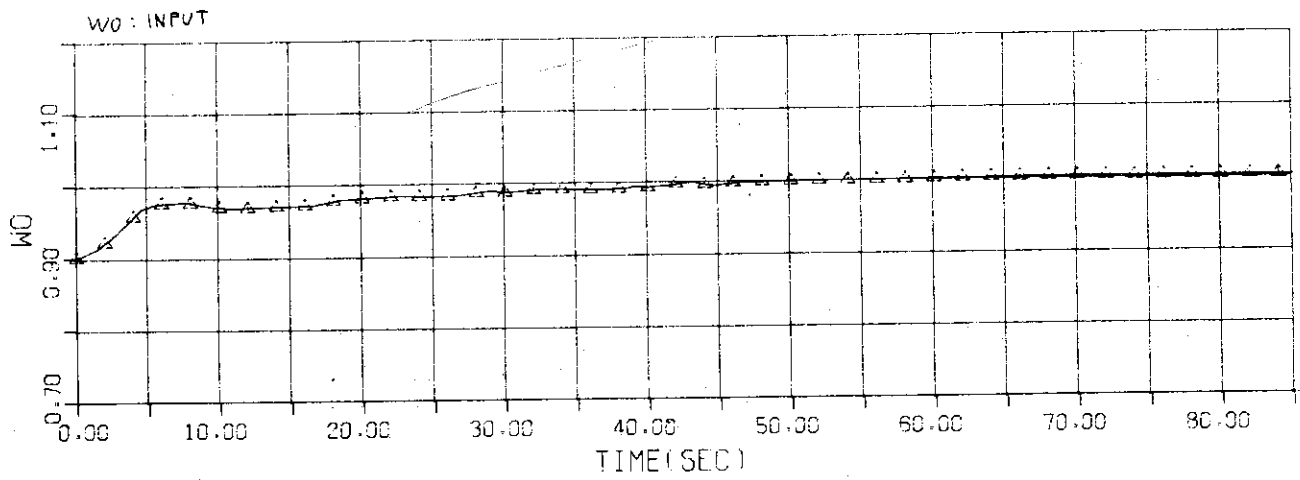
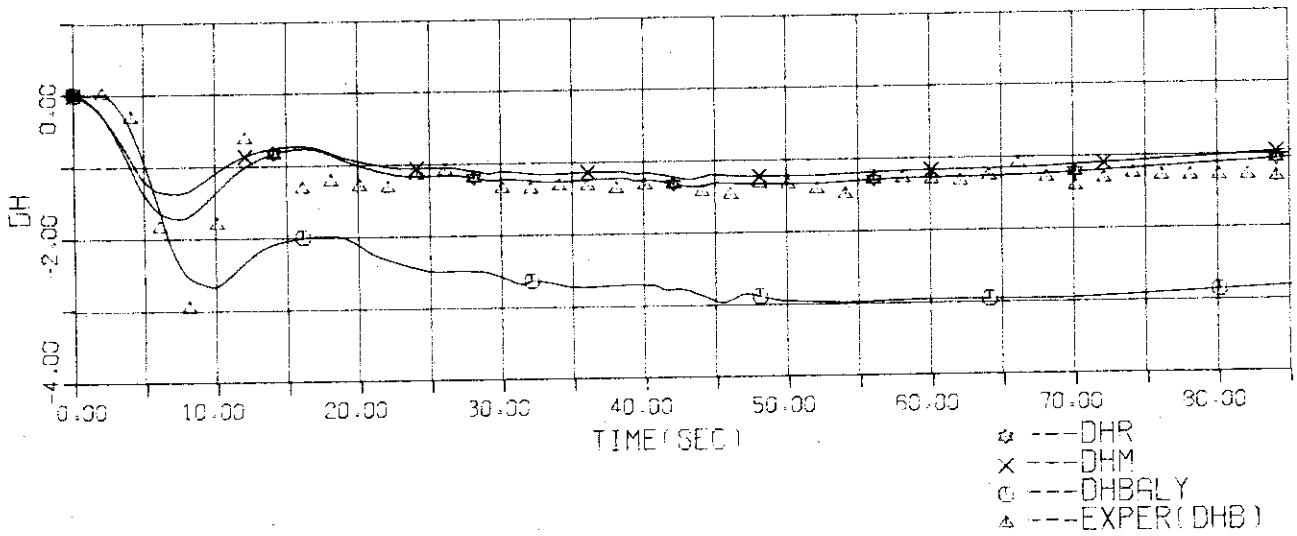
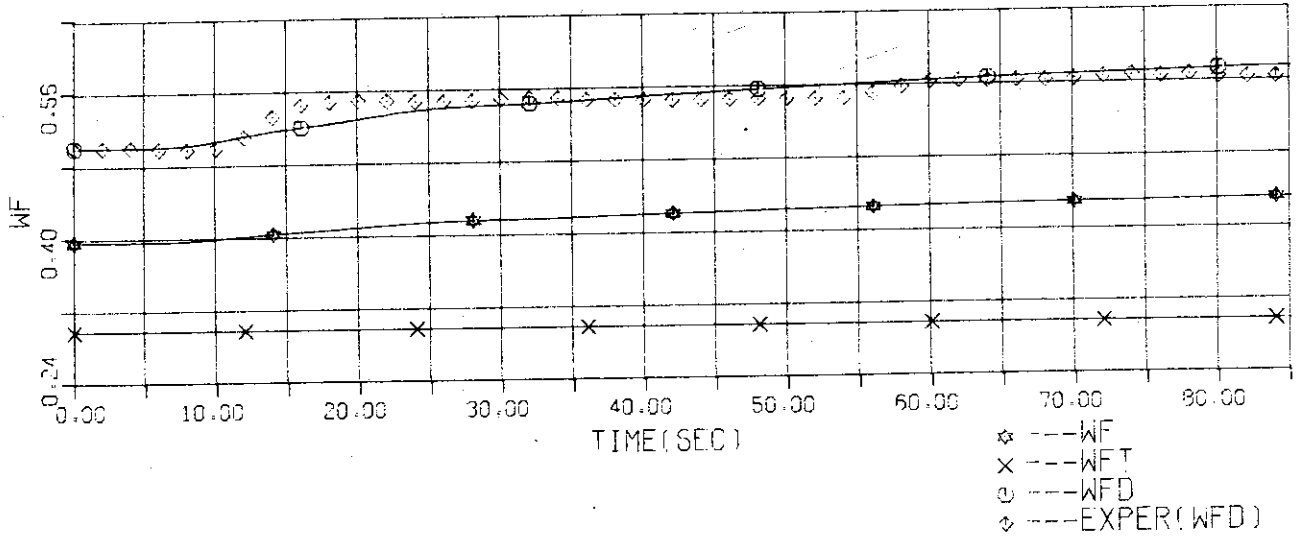


Fig.4.7.b FCP FLOW CHANGE 90-100 40Q/90W LL/DPR

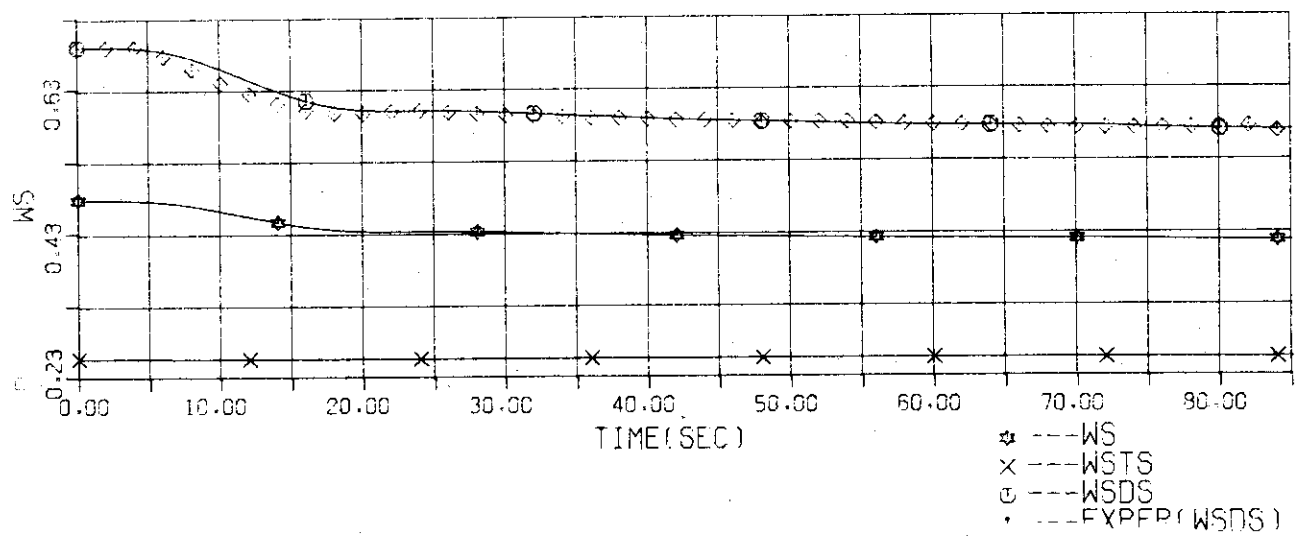
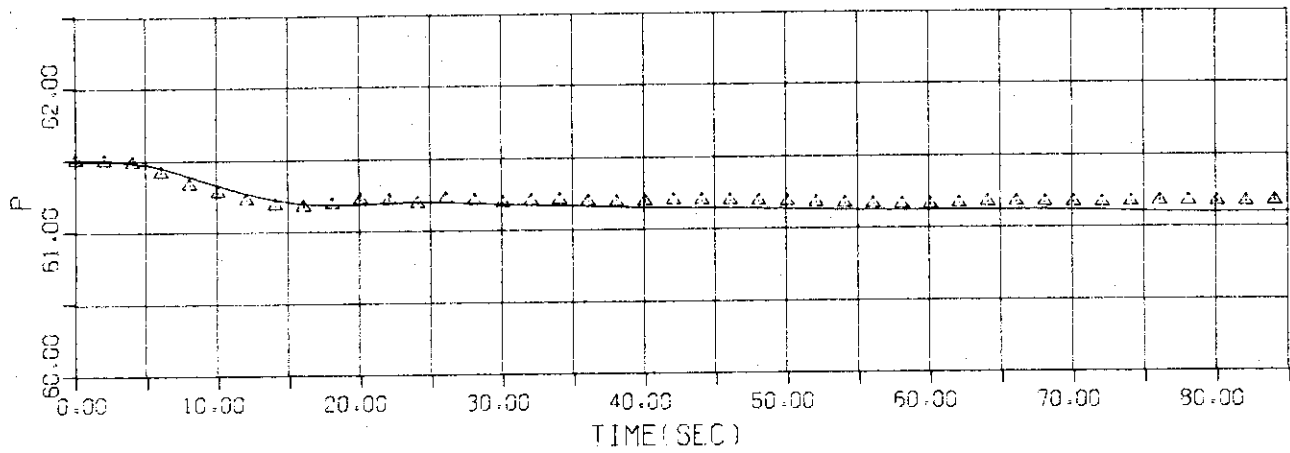
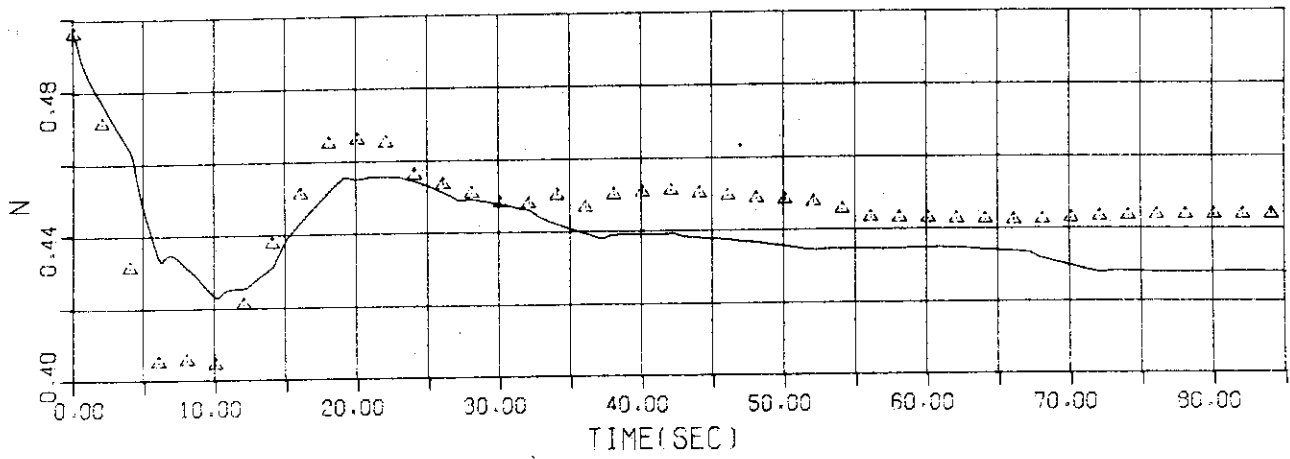


Fig.4.8.a FCP FLOW CHANGE 100-80 50Q/100W LL/DPR

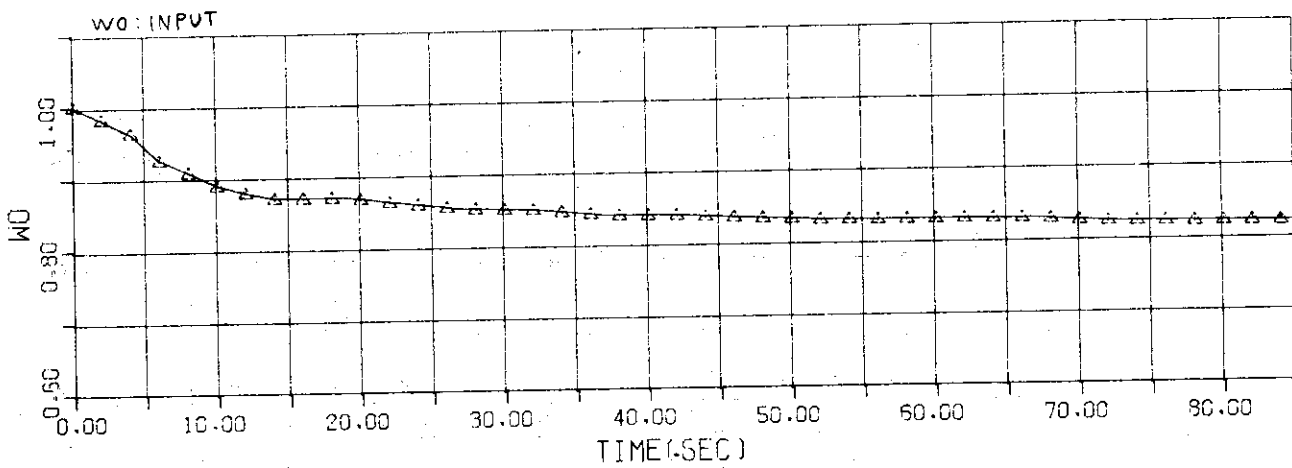
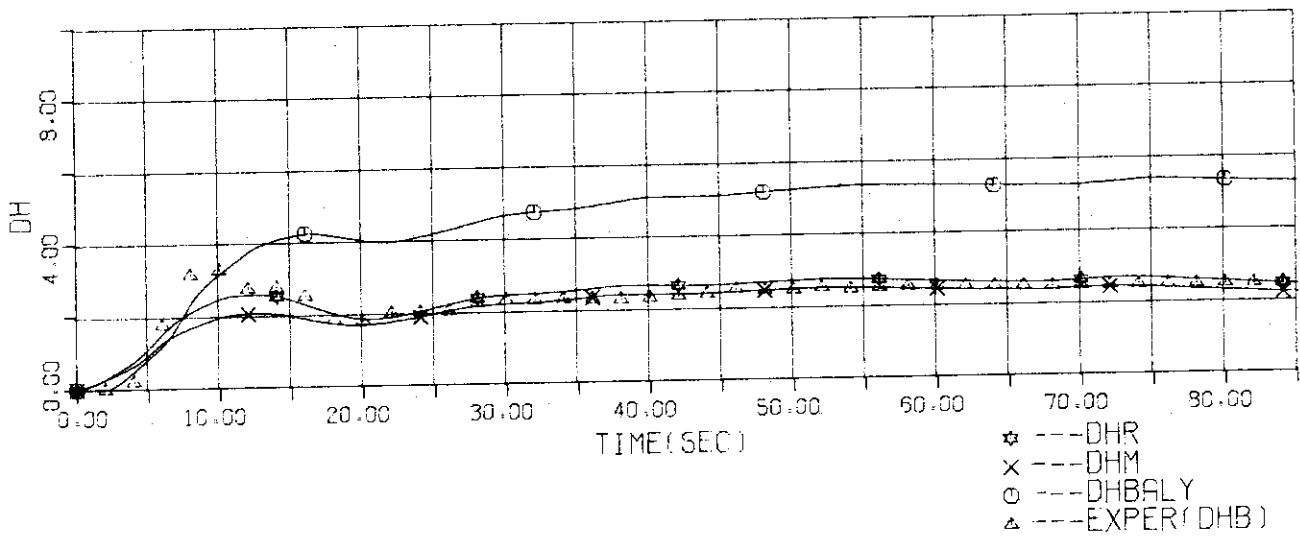
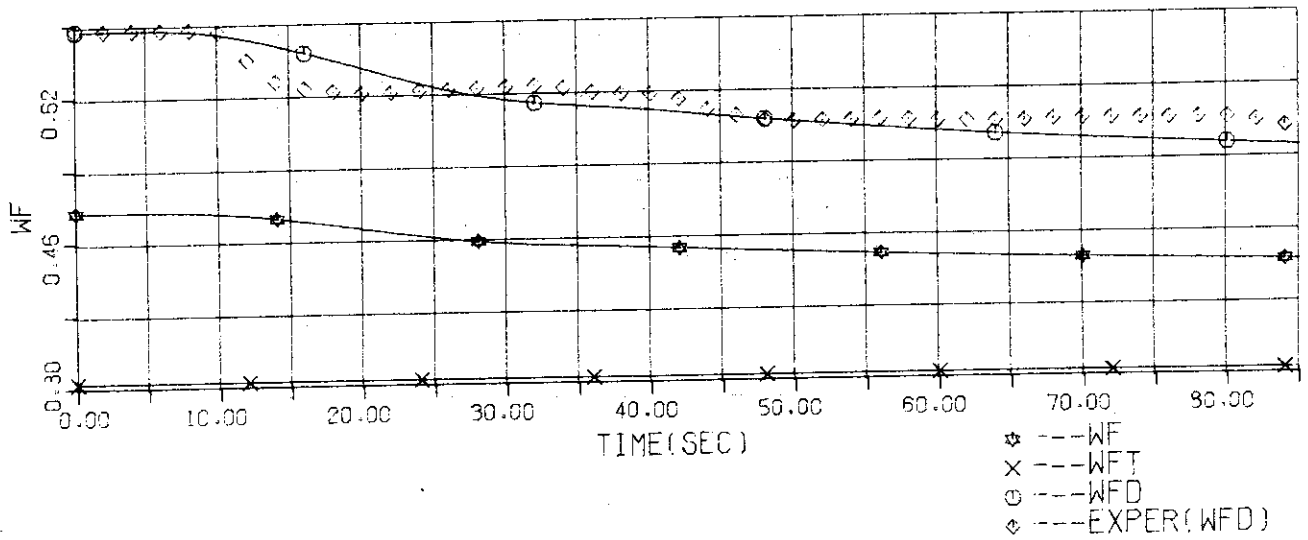


Fig.4.8.b FCP FLOW CHANGE 100-80 50Q/100W LL/DPR

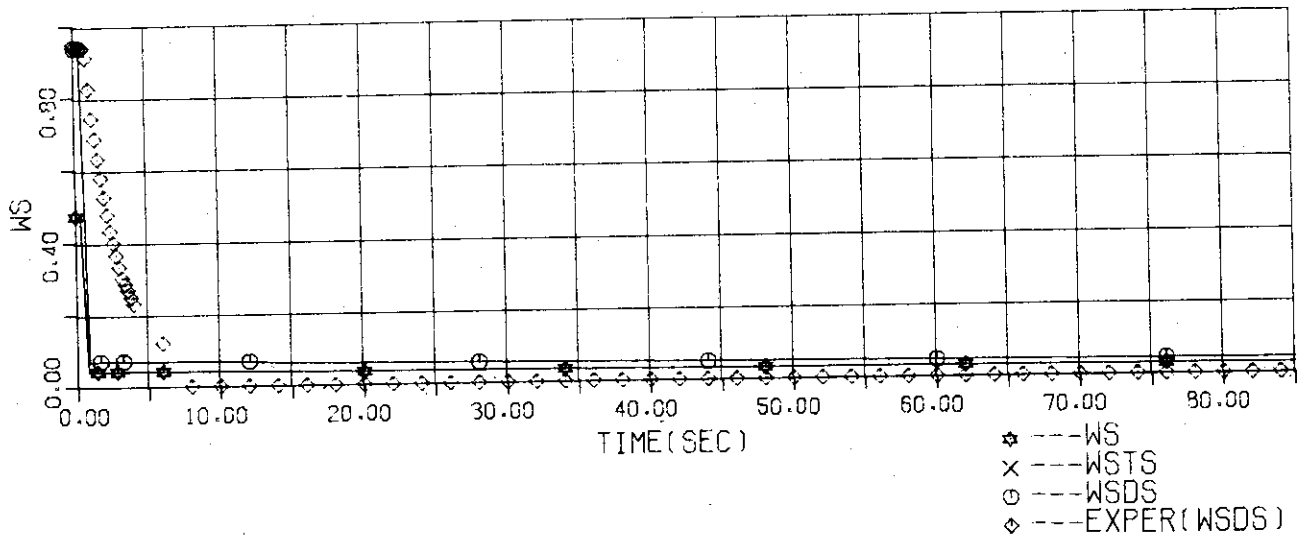
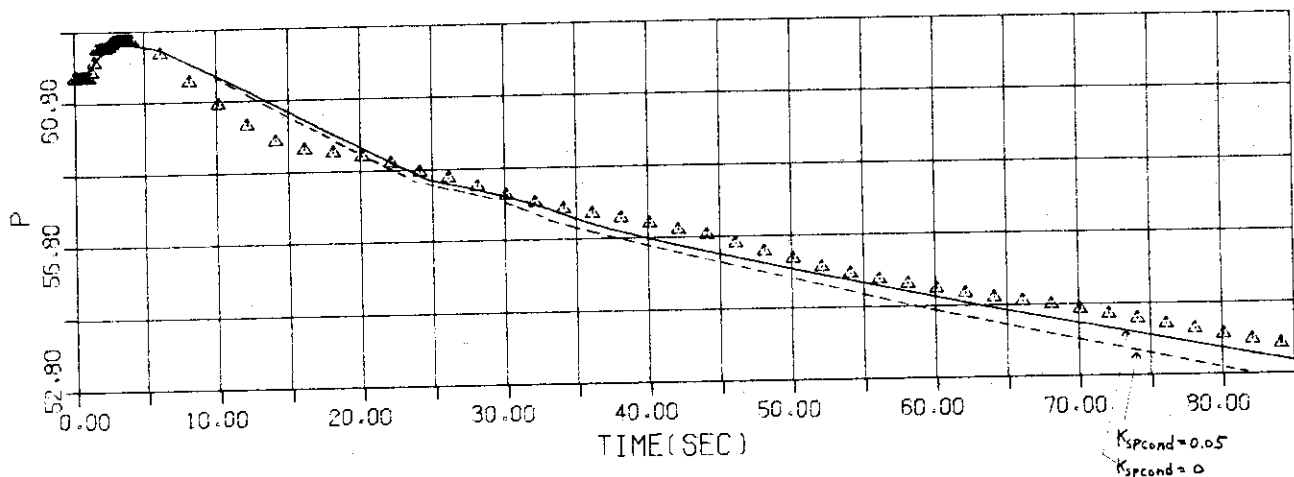
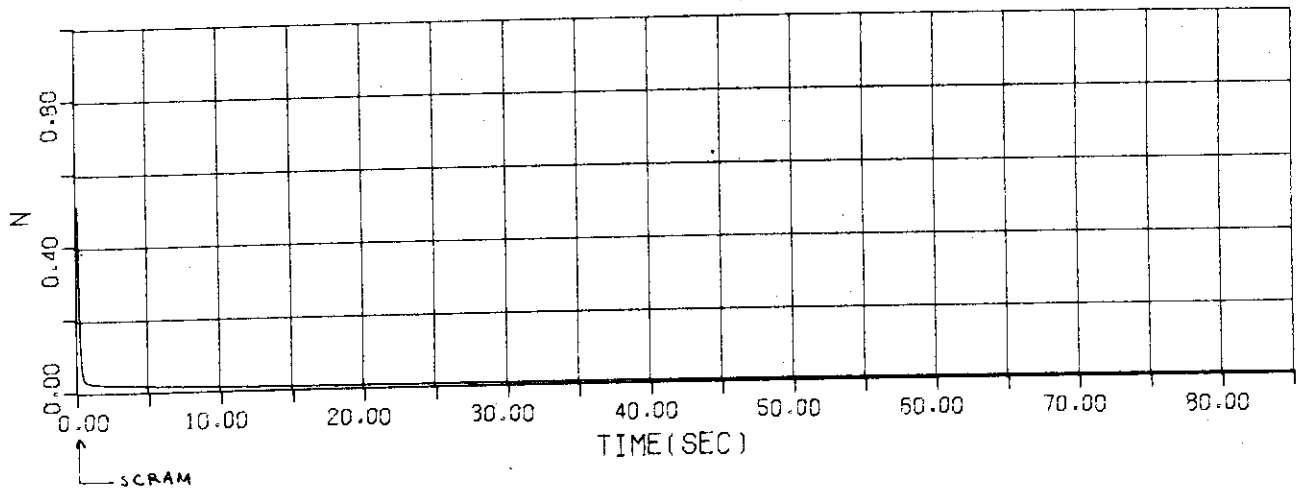


Fig.4.9.a DUMP COND. TRIP 50Q/100W

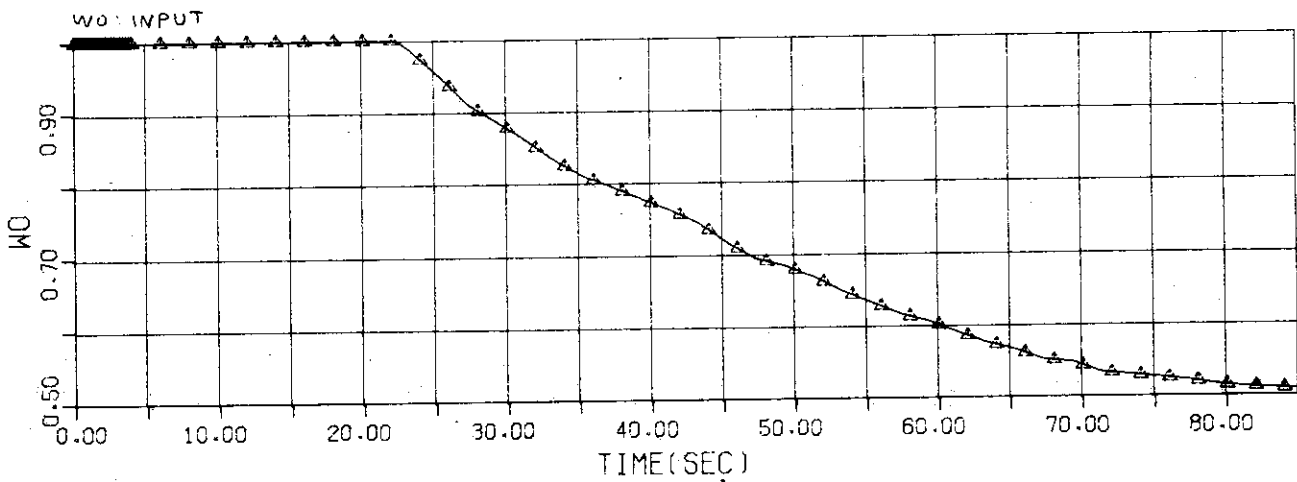
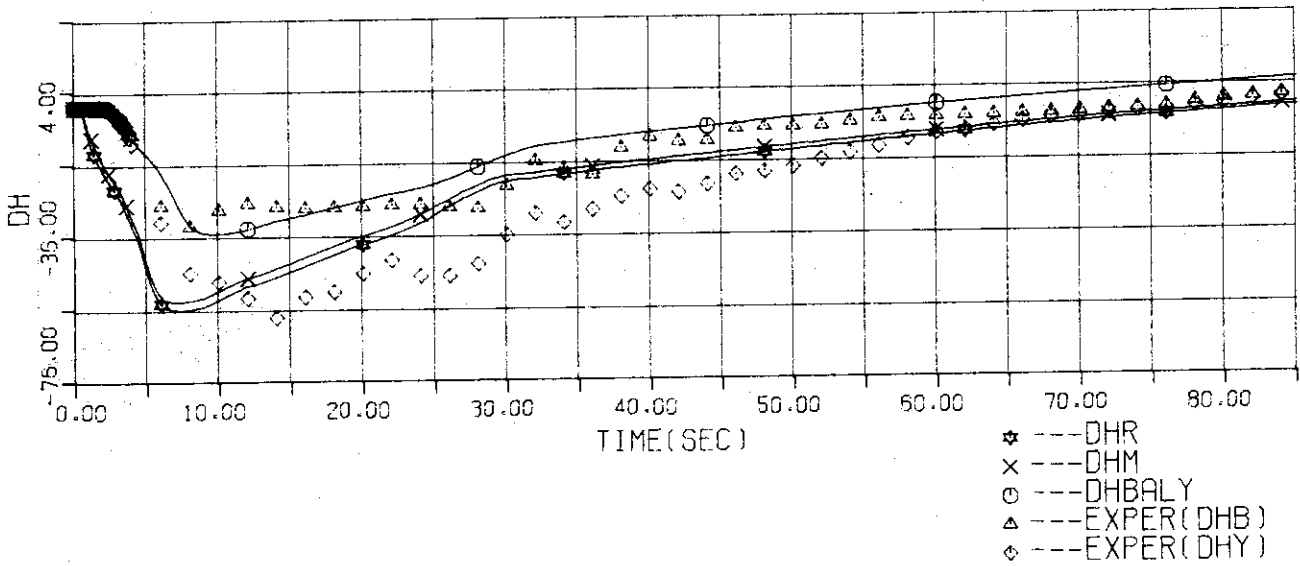
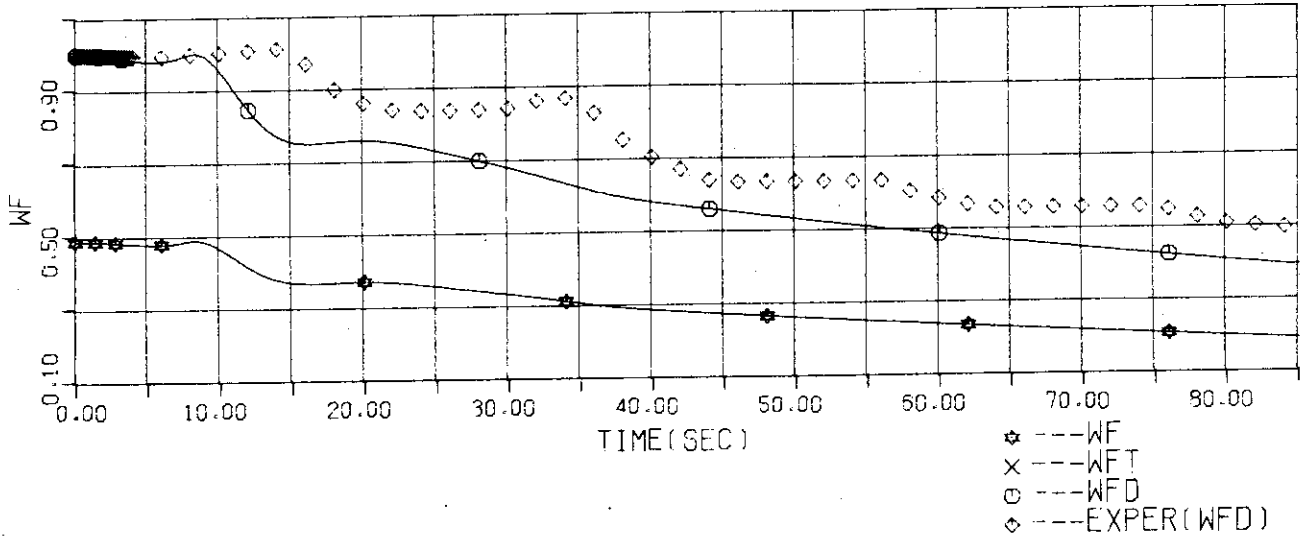


Fig.4.9b DUMP COND. TRIP 50Q/100W

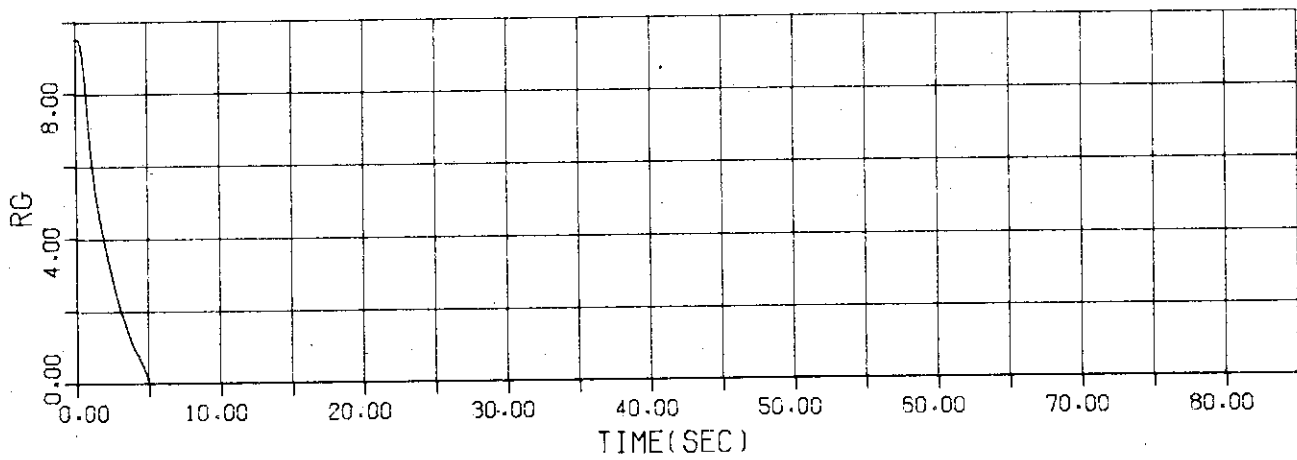
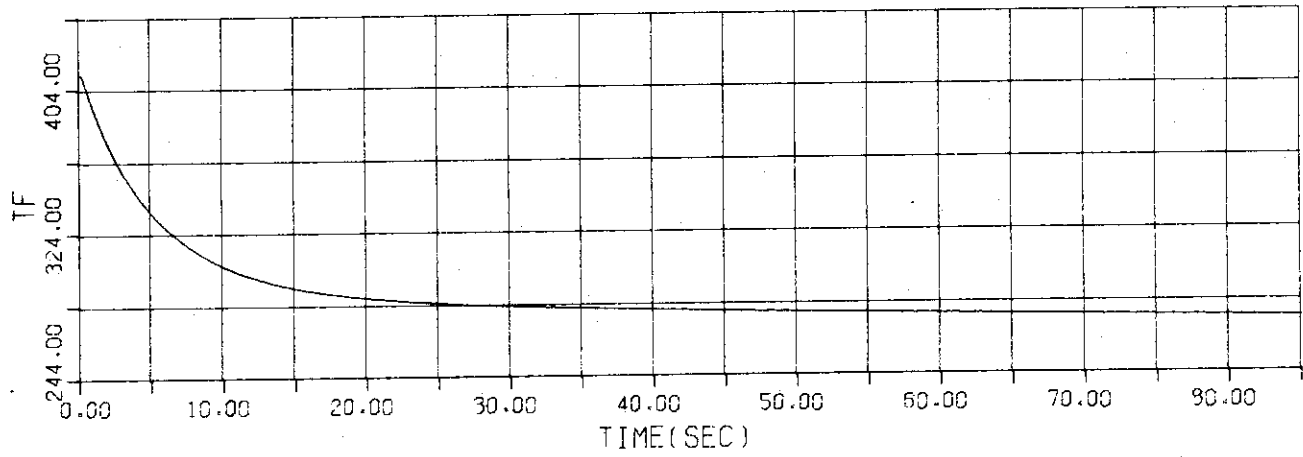
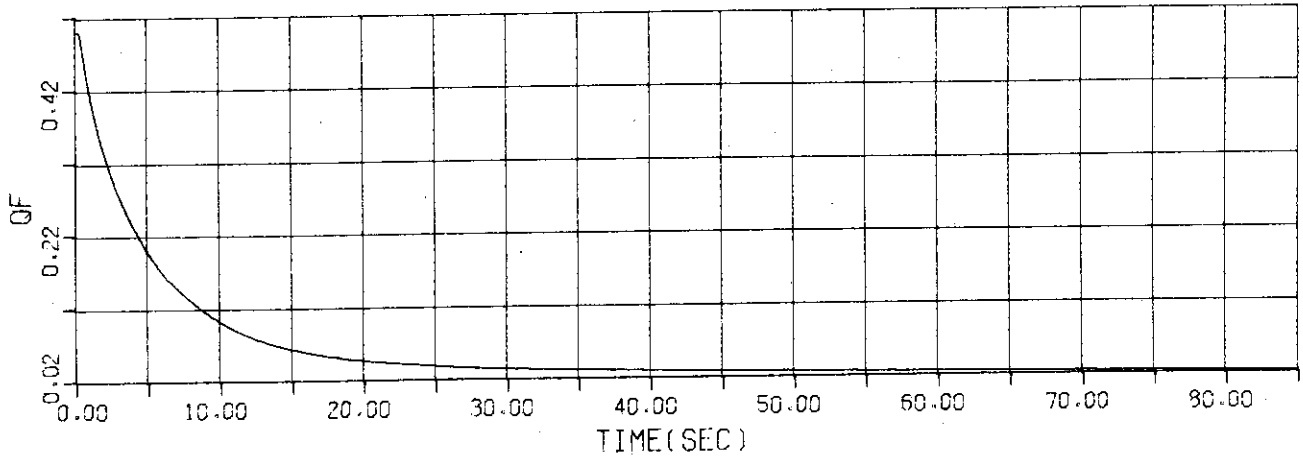


Fig.4.9c DUMP COND. TRIP 50Q/100W

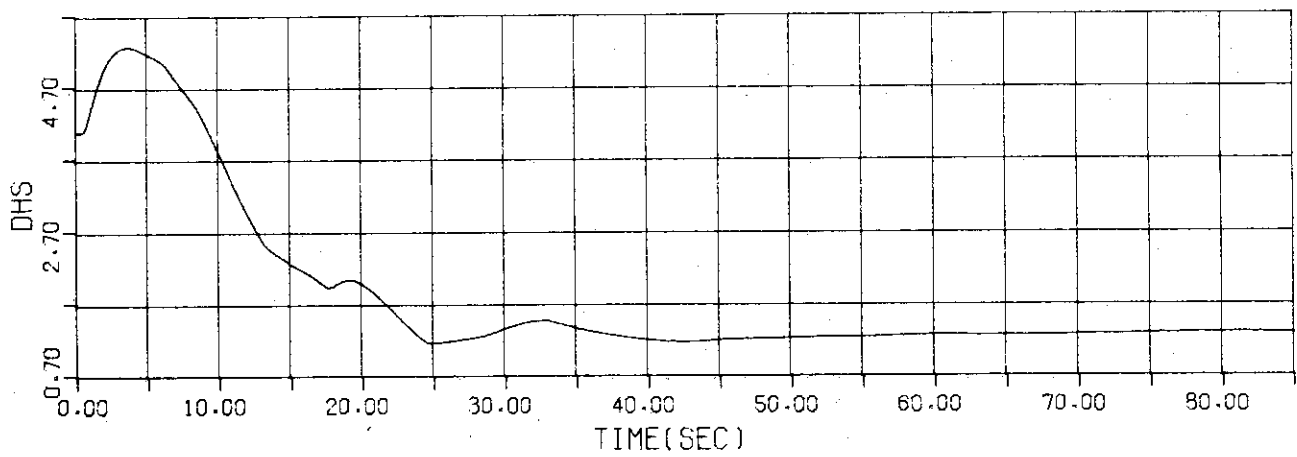
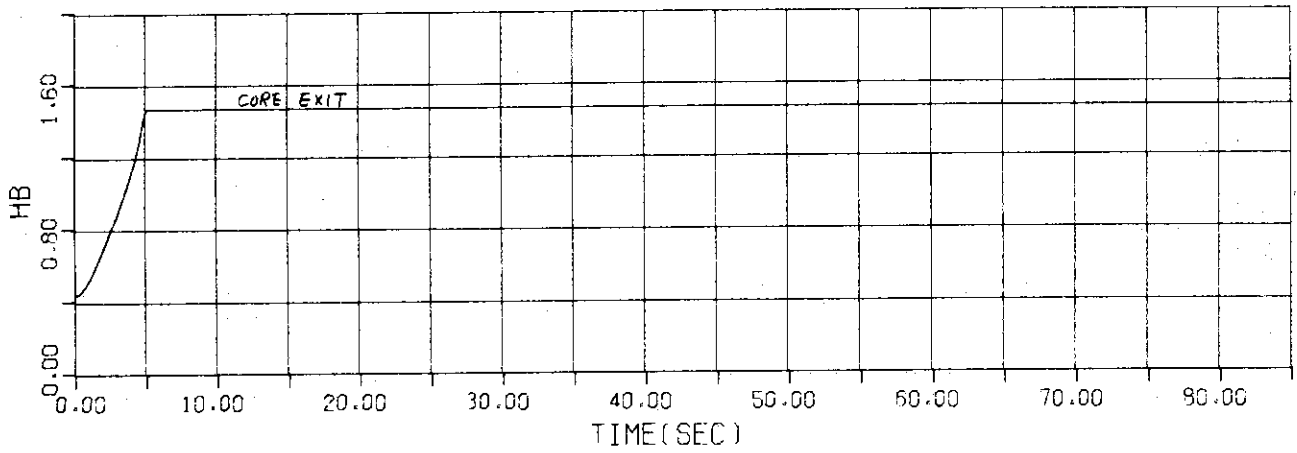
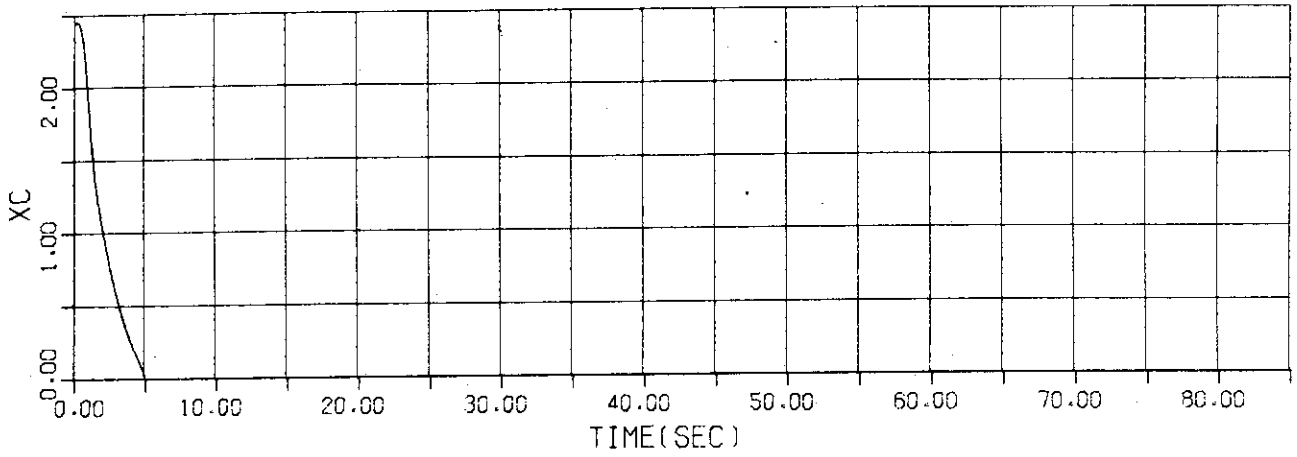


Fig.4.9.d DUMP COND. TRIP 50Q/100W

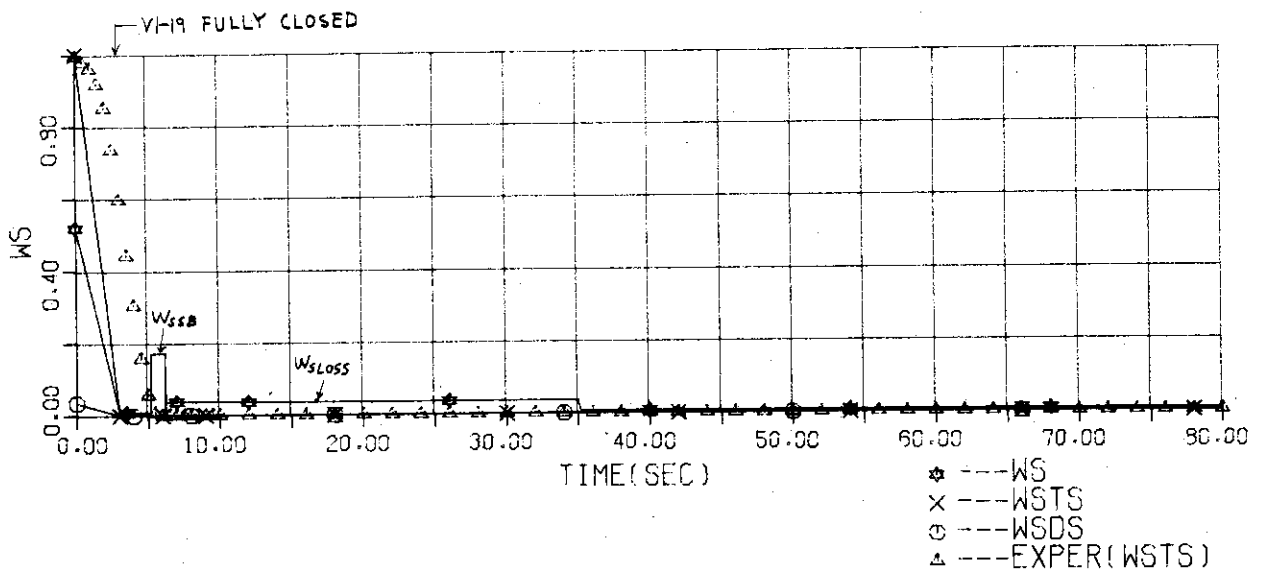
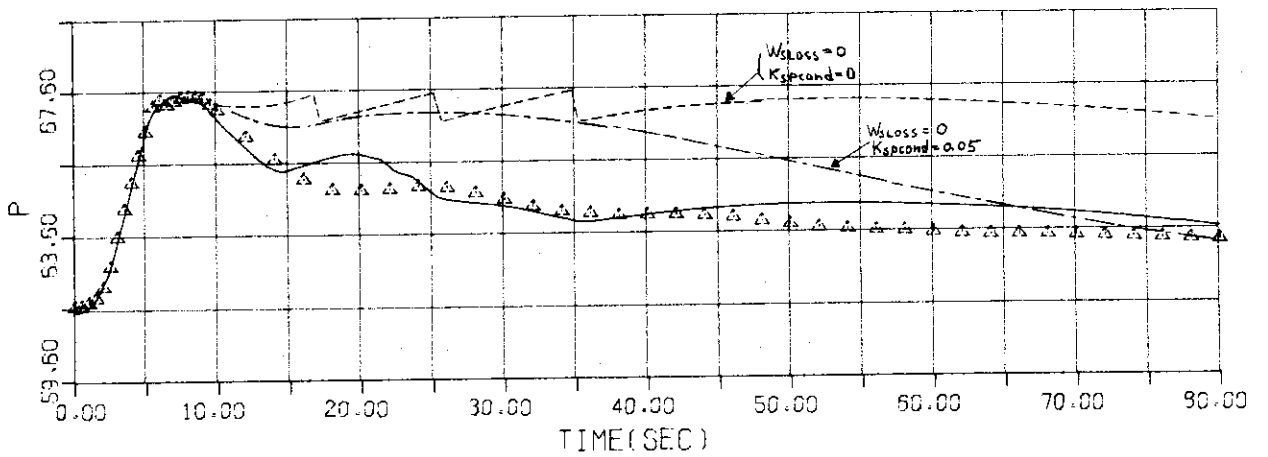
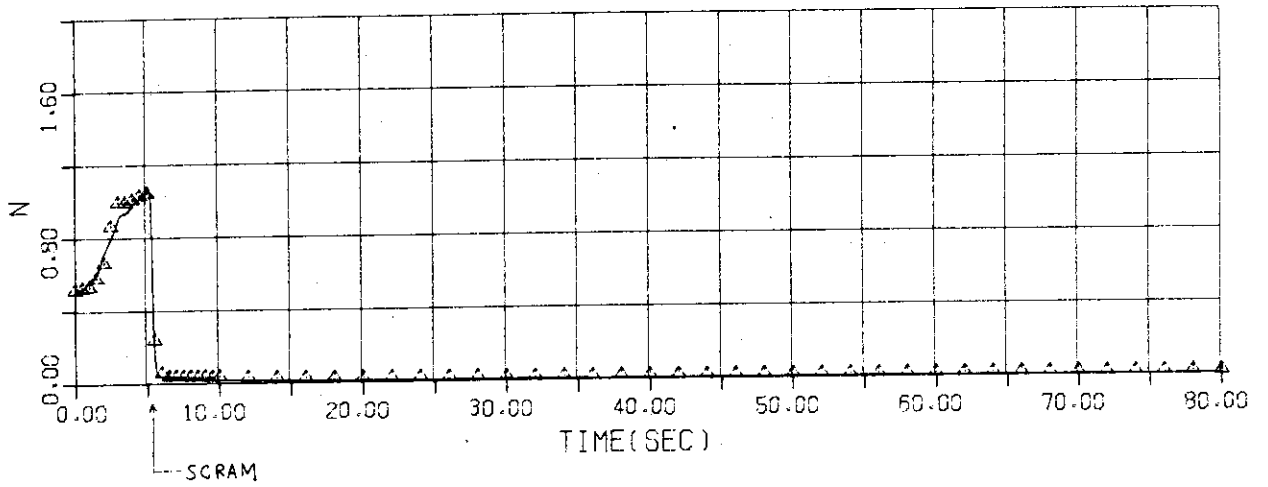


Fig.4.10a REACTOR ISOLATION V1-19 50Q/100W IPR

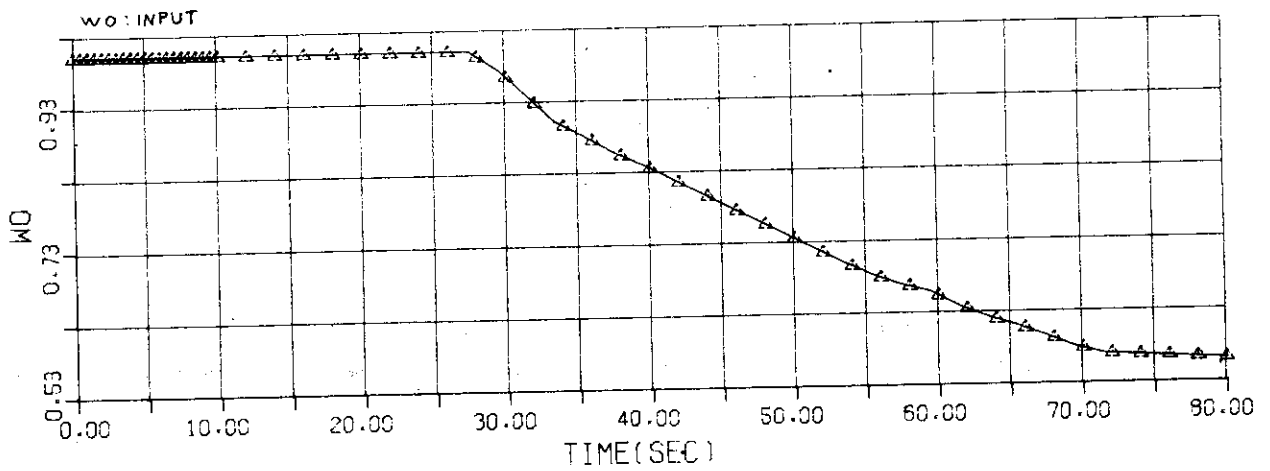
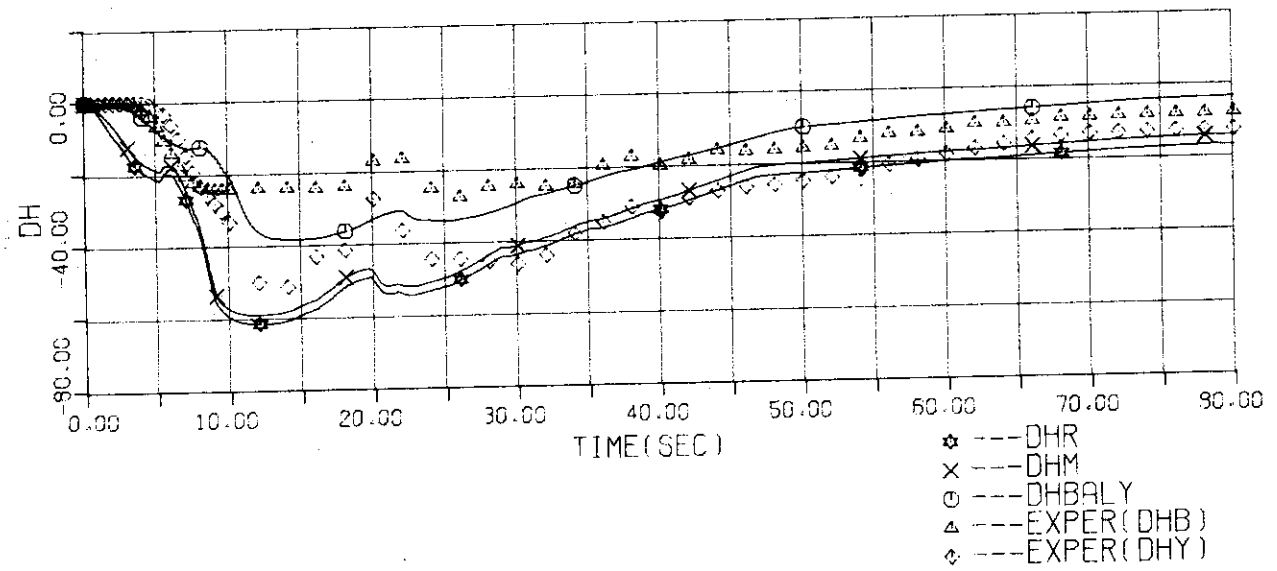
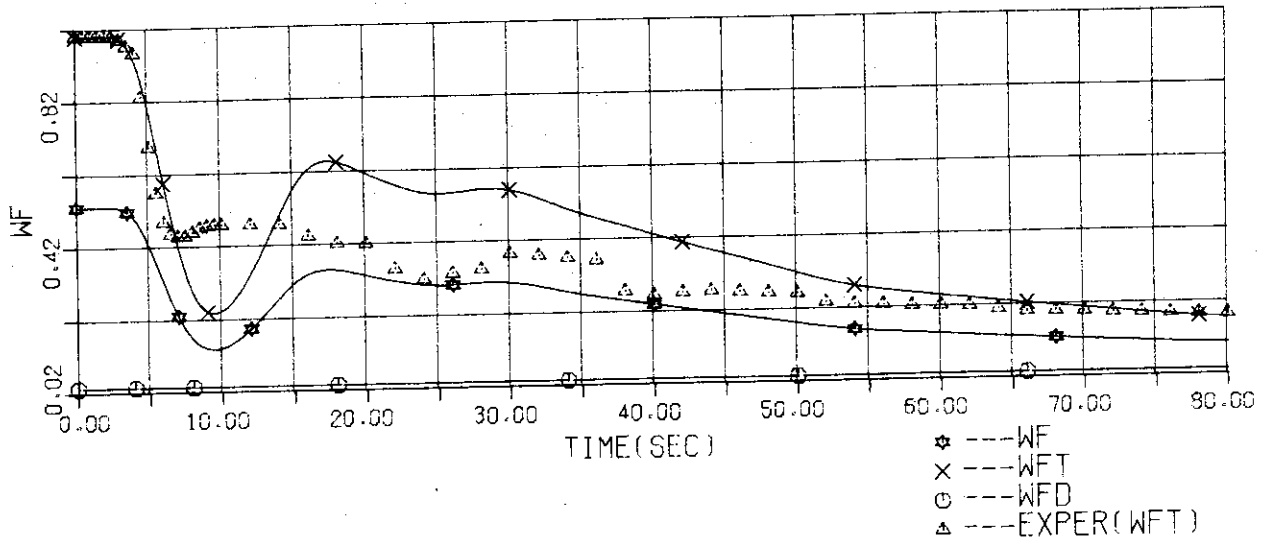


Fig.4.10.b REACTOR ISOLATION V1-19 50Q/100W IPR

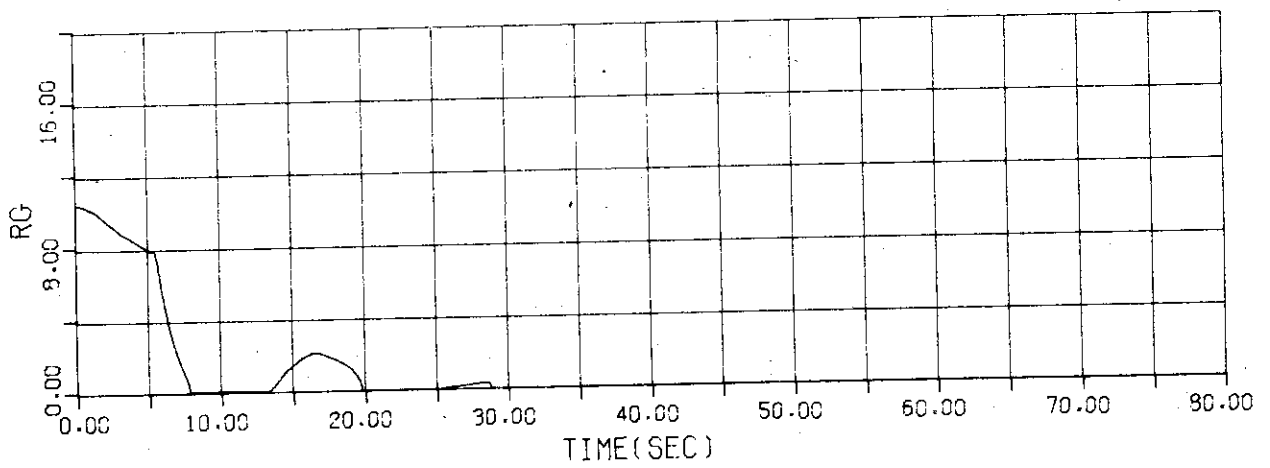
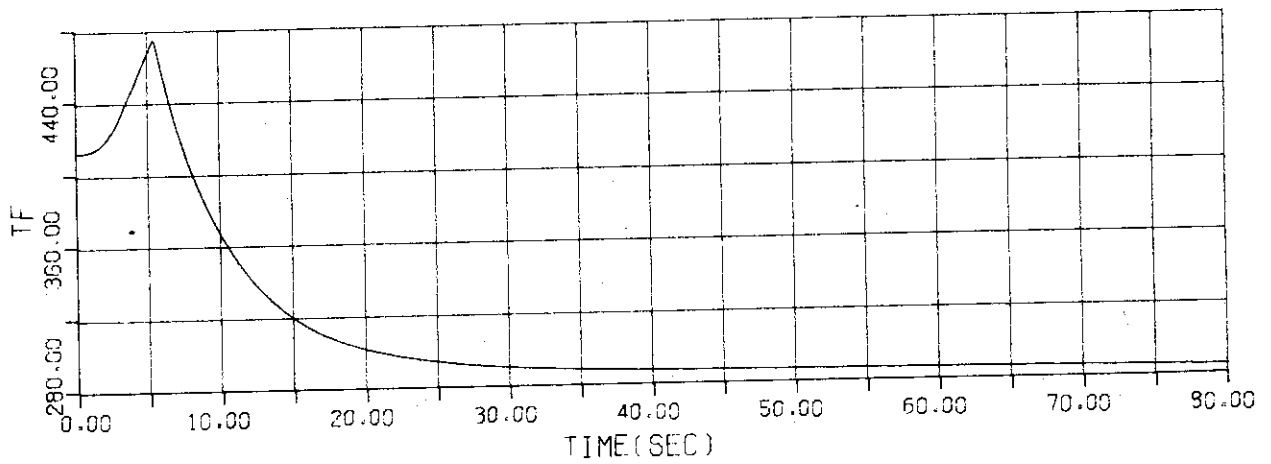
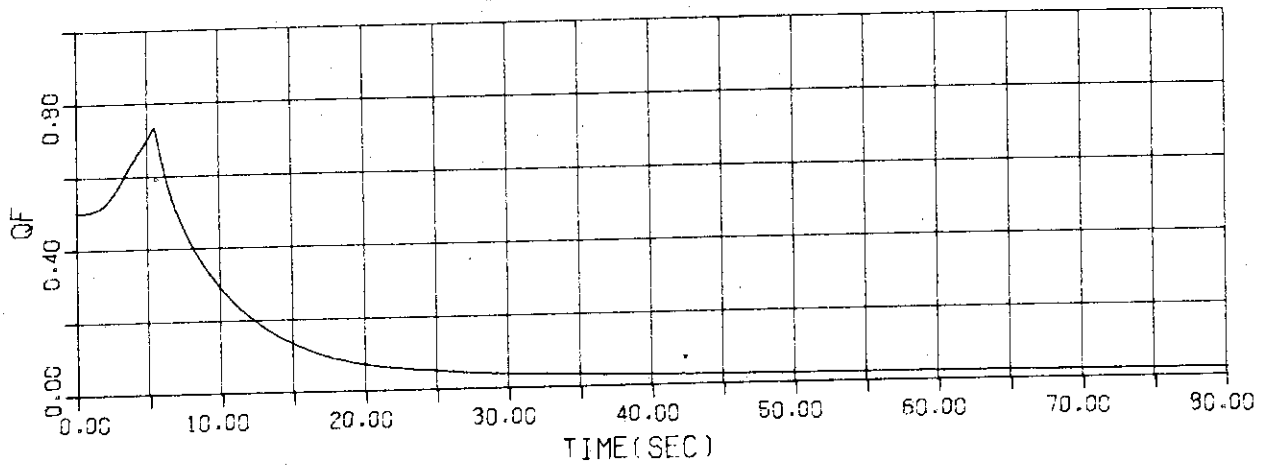


Fig.4.10c REACTOR ISOLATION V1-19 50Q/100W IPR

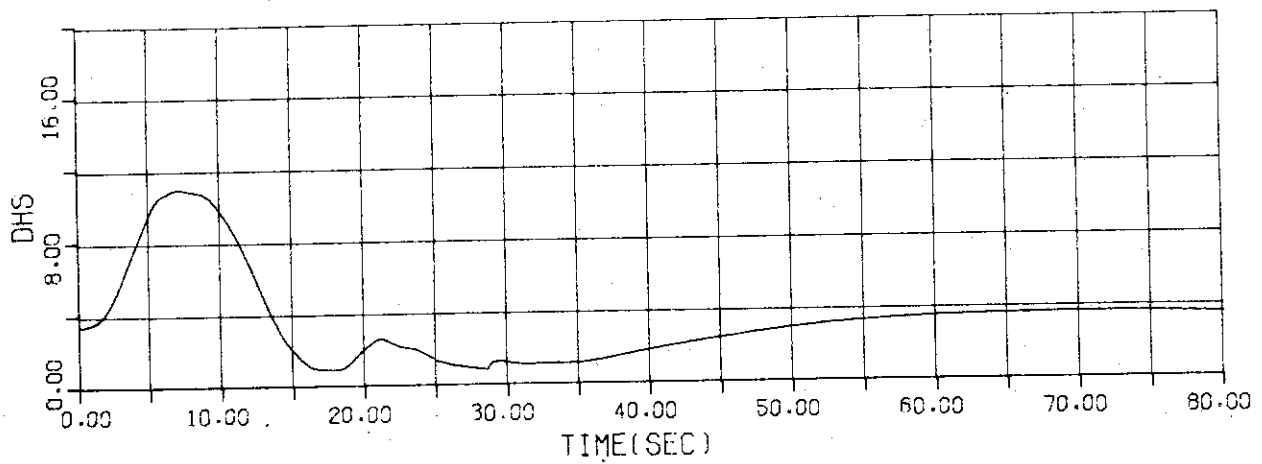
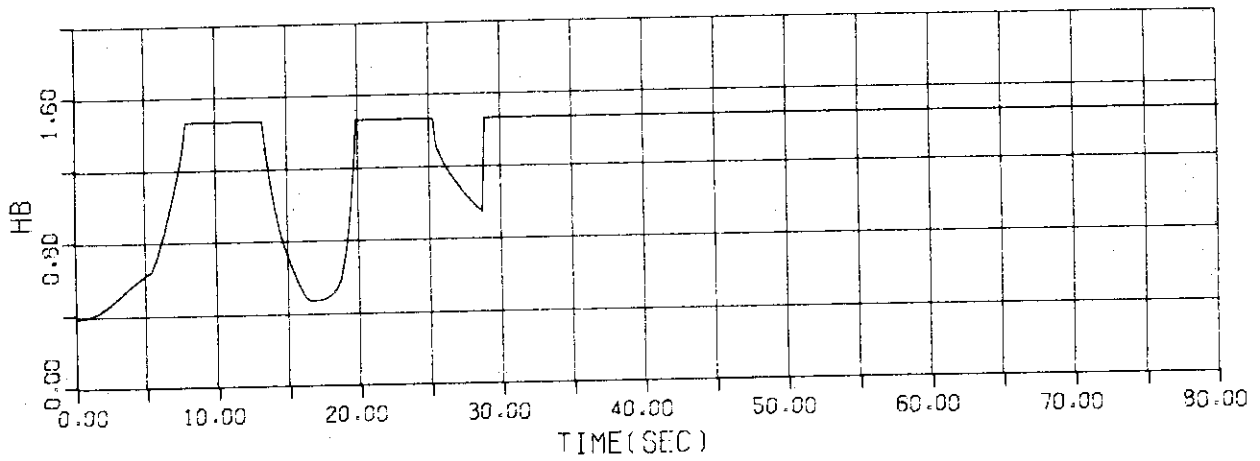
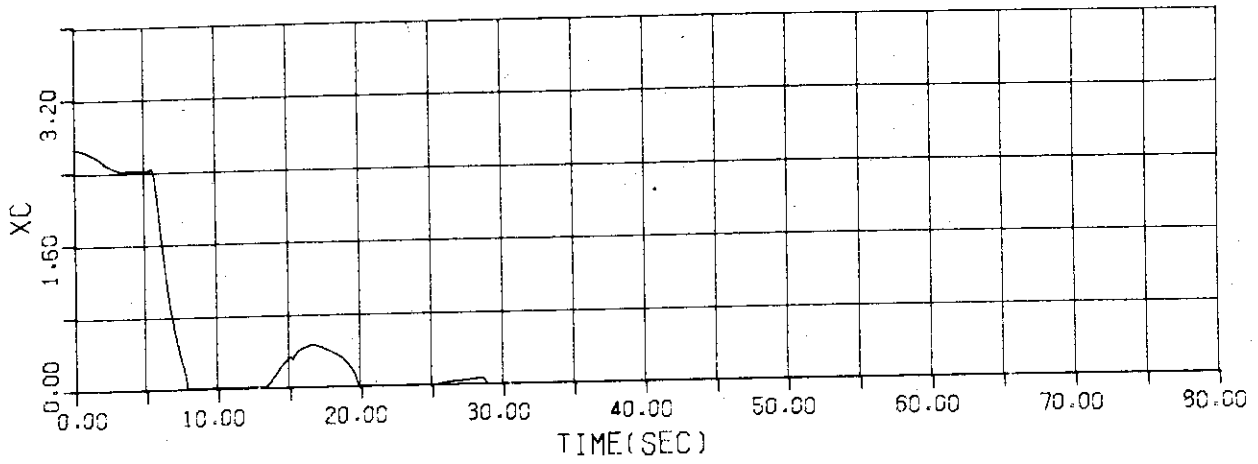


Fig.4.10d REACTOR ISOLATION V1-19 50Q/100W IPR

5. 検 討

JPDYN-Ⅳによる計算結果と出力上昇試験結果との比較から解析モデルの妥当性を論ずるには実測データが不足している面もあるが、ここでは解析モデル上の問題点を原子炉圧力、水位等プラントの主要パラメータを中心に考察した後結論を述べる。

水位変化に関してはJPDRに設置されているBailey, Yarwayの両水位計の過渡時における実水位との関係が把握できていないために、解析結果とただちに比較することはできないが、Fig. 4.1～4.5ではBaileyの実測値と計算値とがほぼ一致しており(2.13.14.)式の模擬及びセパレータに用いた実験式が妥当であると考えられる。Fig. 4.6～4.8のFCP流量を変更したときの水位の挙動は、Baileyの実測値は計算による実水位と一致しており模擬値に関しては(2.13.12.)式のダウンカマ流量の効果に問題があると考えられる。Fig. 4.9, 4.10の大幅変動時についてはBaileyの実測値と模擬値がほぼ一致していることから計算による実水位は正しいものと推定される。大幅変動時の水位最低値は初期の原子炉内ボイド量とダウンカマ水位が下降したときのセパレータ内冷却材通過流量((2.11.15.)式の V_{SPLOW})により決定される。従って、水位最低値から全ボイド量と V_{SPLOW} の効果を推定することができる。JPDR-Ⅱではライザ部の体積が大きく(炉心チャンネル領域の約4倍)ここに全ボイド量の大部分が蓄積されるために、全ボイド量がわかればライザ部のボイド量を全ボイド量とみなして、ライザ部の流体のスリップモデル(この解析ではすべて修正アルマンド式を用いている)の評価をすることができる。 V_{SPLOW} としては100%FCP流量に対して 0.45m^3 を用いており、アルマンドスリップモデルと $V_{SPLOW} = 0.45$ の組合せ結果は正しいこととなるが個別に評価するためには、異なる出力、FCP流量による同様な実測値が必要である。

圧力変化に関しては、Fig. 4.1～4.8に見られるように極めてよく一致している。大幅変動ではFig. 4.9ではほぼ一致しているがFig. 4.10では二次バイパス弁の挙動(吹止り圧)が正確に把握できていないために実測値との比較は困難である。

滞留水領域の冷却材の圧力への効果はきわめて大きく(全飽和水の約 $1/4$)小幅変動時ではこの領域を常に飽和と仮定したときの圧力の計算値が実測値とよく一致している。Fig. 4.10の圧力が急激に上昇する場合は、(2.10.1.)式の(SFD)なるファクターを用いた方式により実測値とよく一致しており2.10節でのべたモデルは妥当であると考えられる。

中性子束に関しては、BWRの場合ボイド率の変化を直接受けるため、ボイド率算出過程(2.7.3節参照)とボイド反応度の評価が重要である。Fig. 4.1～4.8では中性子束の実測値と計算値とはほぼ一致していることから、炉心のボイドに係わる評価法は妥当であると考えられる。減速材温度による反応度の効果はFig. 4.10の中性子束が急激に変化する場合に、この反応度を用いなければ中性子束のピーク値が約10%高くなっている。

蒸気流量、給水流量に関しては、いずれも制御系を用いて実験を行っており、実測値と計算値との比較は、実質的には制御系の評価をしていることとなる。Fig. 4.1～4.8の小幅変動時にはいずれも実測値とよく一致しており、制御系の評価が大むね妥当であることを示している。

以上のことから JPDYN-IV による解析結果は、小幅変動時には実用性のあることがわかり次の結論を得た。

炉心におけるボイドマップ使用のように静的特性から得た関数に、適切な時間項を入れて精度のよい動特性モデルを作ることができ、参考文献(4)で自然循環型に対し証明されたことが強制循環型においても証明された。

炉心およびライザーの一部に存在する滞留水領域の冷却材は飽和水であるとした仮定は適切であった。

主蒸気系の圧力制御系 IPR, BPR および DPR と主給水系のタービン、ダンプコンデンサ両給水制御系の模擬は妥当であった。

またこれとは別に数値解法として、3.2節でのべたように各飽和領域の出入口流量の関係を代数方程式で表わし解析解(方程式の係数を未知数を用いることにより得ているので厳密には解析解ではない)を得る方式は、解を安定かつ高精度に求める上できわめて有用であった。

今後の課題としては大幅変動時の解析を次に予定されている高出力時の出力上昇試験結果から検証し、解析モデルの評価を行うことである。

また本コードの解析モデルを一般の BWR へ応用し、汎用性を証明することも重要であり、そのためには JPDR-II 特有の要素(セパレータの形状が異なる、ジェットポンプがない等)のモデルを改造する必要がある。

6. コード使用法

JPDYN-IV ではプラントの各定数は、模擬された数式の中、あるいは DATA 文で与えられており、インプットとしては計算条件のみを次のように入力する。入力形式は実数型はすべて E10.0, 整数型はすべて I5 であり、タイトルは 20A4 である。但し実測値の入力(CARD 32.33)については F6.2 である。

CARD 1

TITLE タイトル

CARD 2

1	Q	原子炉出力, 定格で 1.0
2	WP	再循環ポンプ流量, 定格で 1.0
3	DUMP	ダンプコンデンサ系負荷, 定格で 1.0。但し, タービン系負荷を 100% とし残りをダンプ系負荷とするときは 0.0

CARD 3

1	WSPBI	初期より一次バイパス弁流量があるときの規格化流量, 通常 0.0
2	MPBR	BPR 運転のとき 1, 通常 0
3	JBPR	BPR を使用しないとき 1, 通常 0
4	KSBV	任意時間に二次バイパス弁を作動させるとき 1, 通常 0

以上のことから JPDYN-Ⅳ による解析結果は、小幅変動時には実用性のあることがわかり次の結論を得た。

炉心におけるボイドマップ使用のように静的特性から得た関数に、適切な時間項を入れて精度のよい動特性モデルを作ることができ、参考文献(4)で自然循環型に対し証明されたことが強制循環型においても証明された。

炉心およびライザーの一部に存在する滞留水領域の冷却材は飽和水であるとした仮定は適切であった。

主蒸気系の圧力制御系 IPR, BPR および DPR と主給水系のタービン、ダンプコンデンサ両給水制御系の模擬は妥当であった。

またこれとは別に数値解法として、3.2節でのべたように各飽和領域の出入口流量の関係を代数方程式で表わし解析解(方程式の係数を未知数を用いることにより得ているので厳密には解析解ではない)を得る方式は、解を安定かつ高精度に求める上できわめて有用であった。

今後の課題としては大幅変動時の解析を次に予定されている高出力時の出力上昇試験結果から検証し、解析モデルの評価を行うことである。

また本コードの解析モデルを一般の BWR へ応用し、汎用性を証明することも重要であり、そのためには JPDR-Ⅱ 特有の要素(セパレータの形状が異なる、ジェットポンプがない等)のモデルを改造する必要がある。

6. コード使用法

JPDYN-Ⅳ ではプラントの各定数は、模擬された数式の中、あるいは DATA 文で与えられており、インプットとしては計算条件のみを次のように入力する。入力形式は実数型はすべて E10.0, 整数型はすべて I5 であり、タイトルは 20A4 である。但し実測値の入力(CARD 32.33)については F6.2 である。

CARD 1

TITLE タイトル

CARD 2

1	Q	原子炉出力, 定格で 1.0
2	WP	再循環ポンプ流量, 定格で 1.0
3	DUMP	ダンプコンデンサ系負荷, 定格で 1.0。但し, タービン系負荷を 100% とし残りをダンプ系負荷とするときは 0.0

CARD 3

1	WSPBI	初期より一次バイパス弁流量があるときの規格化流量, 通常 0.0
2	MPBR	BPR 運転のとき 1, 通常 0
3	JBPR	BPR を使用しないとき 1, 通常 0
4	KSBV	任意時間に二次バイパス弁を作動させるとき 1, 通常 0

- 5 KDELAY むだ時間に一次遅れの結合方式を用いるとき1, その他は0
6 KHOT ホットチャンネルの計算を行うとき1, その他は0
- CARD 4 KSBV = 0 のときは不要
- 1 TSBV1 SBV の開時間 (秒)
2 TSBV2 SBV の閉時間 (秒)
3 SBRAT1 SBV の規格化流量
4 TSBV3 TIME > TSBV2 以後の SBV の開時間 (秒)
5 TSBV4 " 閉時間 (秒)
6 SBRAT2 " 規格化流量 (秒)
- CARD 5 KHOT = 0 のときは不要
- 1 FPEAK 平均チャンネルとホットチャンネルとの出力比, KHOT = 0 の
 ときは FPEAK = 1.3 が内臓されている。
2 TIMHOT ホットチャンネルの計算時間 (秒)
3 KWHOT ホットチャンネルの計算結果の書出し間隔 (書出し時間々隔
 (秒) / タイムメッシュ (DELTA) × 4)
- CARD 6
- 1 LL ロードリミッタ運転のとき1.0, その他は0.0
2 MAN ダンブコンデンサ手動運転のとき1.0, その他は0.0
3 IPR IPR 運転のとき1.0, その他は0.0, 但し IPR バックアッ
 プ運転のときは LL = 0.0, IPR = 0.0 とする。
4 ARMAND アルマンドスリップモデルを用いるとき1.0, その他は0.0
5 LAGFLO 流速の遅いときのモデルを使うとき1.0, その他は0.0
6 PTRIP 再循環ポンプ全数を同時にトリップさせるとき1.0, その他は
 0.0
7 ACS ACS 運転のとき1.0, その他は0.0
- CARD 7 PTRIP = 0 のときは不要
- 1 TAUPH 再循環ポンプ揚程減衰時定数 (秒), 0.0 を入力すると 2.2.3.2
 節の式に従って計算する。
2 WPLOW 再循環ポンプトリップ時の規格化最低流量, TAUPH > 0 のと
 き計算に用いる
- CARD 8
- KCHANG(i) 制御系の設定点変更等の外乱を入れるとき1, 入れないとき0
 (i = 1, 9) (i の内訳は後述)
- CARD 9 KCHANG(i) = 0 のときは不要, 但し i = 1, 8
 KSET 外乱を変化幅と時間で入力するときの組数 $KSET \leq 10$
- CARD 10 CARD 9 と同条件
 TSP(j) 外乱の変化する時間 (秒)
 (j = 1, KSET)

CARD 11 CARD 9と同条件

ASP(j) 外乱のTSP(j)に対応する変化幅(単位は後述)
(j=1, KSET)

CARD 12 KCHANG(9)=0のときは不要

- 1 XANT(1) 予知信号ONからピークまでの時間(秒)
2 XANT(2) 予知信号のピーク値,規格化した値
3 XANT(3) 予知信号のピーク後の減衰時定数(秒)

ここでiの内訳と変化幅の単位を次に示す。

- i = 1 タービン系給水制御系の水位設定点の変更 (cm)
= 2 IPRの圧力設定点の変更 (kg/cm²)
= 3 BPR " (kg/cm²)
= 4 DPR " (kg/cm²)
= 5 再循環流量の変更(定格値で規格化)
= 6 反応度挿入(\$)
= 7 TCV開度の変更,発電機又はタービントリップ時に使用(定格値で規格化)
= 8 給水エンタルピの変更(kcal/kg),但しこの場合はKCHANG(8)=1,
2,3を次のように区別する。
1:全給水エンタルピの変更
2:タービン系給水エンタルピの変更
3:ダンプコンデンサ系給水エンタルピの変更
= 9 予知信号の有無(定格タービン系蒸気流量で規格化)

CARD 13

- 1 SCRAM 手動スクラムさせるとき1.0,その他は0.0
2 TIMESC 手動スクラムさせるときの時間(秒)
3 SCROPT スクラム条件に達したときスクラムさせる場合1.0,その他は
0.0

CARD 14

- 1 V119 主蒸気隔離弁V1-19を閉じるとき1.0,その他は0.0
2 V601 主蒸気隔離弁V60-1を閉じるとき1.0,その他は0.0
3 V602 蒸気弁V60-2を閉じるとき1.0,その他は0.0
4 RODIN スロースクラムさせるとき1.0,その他は0.0
5 VJ12 ダンプコンデンサをトリップさせるとき1.0,その他は0.0
6 ACLOSS 全停時に1.0,その他は0.0
7 KANT 予知信号による動作を無視するとき1,その他は0

CARD 15 V119=0.0のときは不要

- 1 V1191 弁V1-19の閉進行時の値 $0.0 < V1191 < 1.0$
2 TV1191 V1191の値になる時間(秒)

- 3 TV 1192 弁V1-19が全閉となる時間(秒)
- CARD 16 V601 = 0.0のときは不要
- 1 V6011 V60-1の閉進行時の値 $0.0 < V6011 < 1.0$
- 2 TV 6011 V6011の値になる時間(秒)
- 3 TV 6012 弁V60-1が全閉となる時間(秒)
- CARD 17 VJ12 = 0.0のときは不要
- 1 VJ121 弁VJ1-2の閉進行時の値 $0.0 < VJ121 < 1.0$
- 2 TVJ 121 VJ121の値となる時間(秒)
- 3 TVJ 122 弁VJ1-2が全閉となる時間(秒)
- CARD 18
- 1 FTGAIN タービン系給水制御系の比例利得
- 2 FDGAIN ダンプコンデンサ系給水制御系の比例利得
- 3 TINTT タービン系給水制御系の積分時間(秒)
- 4 TINTD ダンプコンデンサ系給水制御系の積分時間(秒)
- 5 KMWFT タービン系給水制御系の運転条件
- 6 KMWFD ダンプコンデンサ系給水制御系の運転条件
- ここで5, 6に関しては次の運転条件が可能である。
- 0 : 自動運転
- 1 : 給水ポンプトリップ
- 2 : 給水ポンプトリップ及び再起動
- 3 : 手動運転, 初期値が保持される
- 4 : ダンプコンデンサ系に水位制御をとり入れる (KMWFDのみ)
- CARD 19 KMWFT = 2のときは不要
- 1 TRWFT タービン系給水制御系のトリップ開始から再起動開始までの時間(秒)
- 2 DTRWFT 再起動開始から通常状態となるに要する時間(秒)
- CARD 20 KMWFD = 2のときは不要
- 1 TRWFD ダンプコンデンサ系給水制御系のトリップ開始から再起動開始までの時間(秒)
- 2 DTRWFD 再起動開始から通常状態となるに要する時間(秒)
- CARD 21
- 1 GIPR IPRの利得
- 2 GBPR BPRの利得
- 3 GDPR DPRの利得
- 4 LIPR 通常0, 伝達関数の時定数を入力するとき1
- 5 LBPR "
- 6 LDPR "
- CARD 22 LIPR = 0のときは不要

- | | | | |
|---------|-------------------|---|--|
| 1 | TUIPR1 | } | (2.18.8) 式で示される伝達関数の定数 (秒) |
| 2 | TUIPR2 | | |
| 3 | TUIPR3 | | |
| 4 | TUIPR4 | | |
| CARD 23 | LBPR = 0 のときは不要 | | |
| 1 | TUBPR1 | | BPR の一次遅れ時定数 (秒) |
| 2 | TUBPR2 | | BPR のむだ時間 (秒) |
| CARD 24 | LDPR = 0 のときは不要 | | |
| | TAUDPR | | DPR の一次遅れ時定数 (秒) |
| CARD 25 | | | |
| 1 | DELT | | タイムメッシュ (秒) |
| 2 | DTMAX | | タイムメッシュの最大の値 (秒) |
| 3 | TIMAX | | 計算終了時間 (秒) |
| 4 | TCHANG | | DELT から DTMAX に変わるときの時間 (秒) |
| CARD 26 | | | |
| 1 | KW1 | | 書出し間隔 (書出し時間々隔 (秒) / DELT × 4) |
| 2 | KW2 | | 書出し間隔, 計算途中から書出し時間々隔が変わる場合 |
| 3 | TIMKW | | KW1 から KW2 に変わる時間 (秒) |
| CARD 27 | | | |
| 1 | FMIX | | (2.11.40) 式中の K_{spcond} |
| 2 | WCHANG | | 通常 0.0, ATWS 解析のとき 1.0 |
| 3 | NGRAPH | | 通常 0, 実測値を用いるとき 1 |
| 4 | MPLOT | | グラフ出力のプロット間隔 (プロット時間々隔 (秒) / DELT × 4) |
| 5 | MPLOT1 | | プロット間隔, 途中でプロット時間々隔を変える場合 |
| 6 | TIMPLT | | MPLOT から MPLOT1 に変わるときの時間 (秒) |
| CARD 28 | NGRAPH = 0 のときは不要 | | |
| | MEXPR(i) | | 実測値をプロッターに書かせるとき 1, その他は 0 (i の内訳 |
| | (i = 1, 9) | | は後述) |
| CARD 29 | NGRAPH = 0 のときは不要 | | |
| | MFUNC(i) | | 実測値を計算に用いるとき 1, その他は 0 |
| | (i = 1, 9) | | |

ここで i は次の実測データ項目を表わす。

- i = 1 : 中性子束
- 2 : 原子炉圧力
- 3 : タービン系給水流量
- 4 : ダンプコンデンサ系給水流量
- 5 : タービン系蒸気流量

- 6 : ダンプコンデンサ系蒸気流量
- 7 : Bailey水位計による水位
- 8 : Yarway水位計による水位
- 9 : 再循環流量

CARD 30 NGRAPH = 0 のときは不要

ETITLE 実測データに関するタイトル

CARD 31 MEXPR(i) = 0 のときは不要

1 CX 実測データの時間項のスケールファクター

2 CY 測定項目の変化幅のスケールファクター

3 JMAX 入力する測定値の時間と変化幅の組数 ($JMAX \leq 200$)

4 TX 計算開始時間と実験開始時間との調整時間 (秒)

CARD 32 MEXPR(i) = 0 のときは不要

AX(j) 時間項の値, 単位は任意でCXで調整

(j = 1, JMAX)

CARD 33 MEXPR(i) = 0 のときは不要

AY(j) AX(j)の時間に対応する測定値の変化幅, 単位は任意でCYで

(j = 1, JMAX) 調整

以上述べた入力データのうちCARD 1はFTMAINで, CARD 2~30はサブルーチン SREADで, CARD 31~33の実測値はファンクションFUNCSEXでそれぞれ読み込ませている。Fig. 6.1に入力に関するリストを示す。また計算の出力はFig. 4.1~4.10に示したようなプロッターで書かせることも可能である。付録に計算例として再循環流量を10%減じた場合の入力値および計算結果を示す。


```

FTMAIN
  READ(5,4,END=9000) TITLE
4  FORMAT(20A4)

SUBROUTINE SREAD
REAL LL,MAN,IPR,LAGFLO

  READ(5,5) @,WP,DUMP
  PEAD(5,11) WSPBI,MBPR,JBPR,KSBV,KDELAY,KHOT
  IF(KSBV.EQ.1) READ(5,5) TSBV1,TSBV2,SBRAT1,TSBV3,TSBV4,SBRAT2
  IF(KHOT.NE.0) READ(5,10) FPEAK,TIMHOT,KWHOT
  READ(5,5) LL,MAN,IPR,ARMAND,LAGFLO,PTRIP,ACS
  IF(PTRIP.GT.0.5) READ(5,5) TAUPH,WFLOW
  READ(5,4) (KCHANG(J),J=1,9)
  DO 300 J=1,8
  IF(KCHANG(J).EQ.0) GO TO 300
  READ(5,4) KSET
  READ(5,5) (TSP(I),I=1,KSET)
  READ(5,5) (ASP(I),I=1,KSET)
300 CONTINUE
  IF(KCHANG(9).EQ.1) READ(5,5) (XANT(J),J=1,3)
  READ(5,5) SCRAM,TIMESC,SCROPT
  READ(5,6) V119,V601,V602,RODIN,VJ12,ACLOSS,KANT
  IF(V119.GT.0.5) READ(5,5) V1191,TV1191,TV1192
  IF(V601.GT.0.5) READ(5,5) V6011,TV6011,TV6012
  IF(VJ12.GT.0.5) READ(5,5) VJ121,TVJ121,TVJ122
  READ(5,7) FTGAIN,FDGAIN,TINTT,TINTD,KMWFT,KMWF
  IF(KMWFT.EQ.2) READ(5,5) TRWFT,DTRWFT
  IF(KMWF.EQ.2) READ(5,5) TRWFD,DTRWFD
  READ(5,8) GIPR,GBPR,GDPR,LIPR,LBPR,LDPR
  IF(LIPR.EQ.1) READ(5,5) TUIPR1,TUIPR2,TUIPR3,TUIPR4
  IF(LBPR.EQ.1) READ(5,5) TUBPR1,TUBPR2
  IF(LDPR.EQ.1) READ(5,5) TAUDPR
  READ(5,5) DELT,DTMAX,TIMAX,TCHANG
  READ(5,15) KW1,KW2,TIMKW
  READ(5,10) FMIX,WCHANG,NGRAPH,MPL0T,MPL0T1,TIMPLT
  DO 210 J=1,9
  MEXPR(J)=0,0
210 MFUNC(J)=0,0
  IF(NGRAPH.EQ.1) READ(5,4) (MEXPR(M),M=1,9)
  IF(NGRAPH.EQ.1) READ(5,4) (MFUNC(M),M=1,9)
  IF(NGRAPH.EQ.1) READ(5,9) ETITLE

4  FORMAT(10I5)
5  FORMAT(7E10,0)
6  FORMAT(6E10,0,15)
7  FORMAT(4E10,0,215)
8  FORMAT(3E10,0,315)
9  FORMAT(20A4)
10 FORMAT(2E10,0,315,E10,0)
11 FORMAT(E10,0,515)
15 FORMAT(215,E10,0)

FUNCTION FUNCEX(X,Z,K)

  READ(5,100) CX,CY,JMAX(K),TX
  READ(5,110) (AX(J,K),J=1,JMAX(K))
  READ(5,110) (AY(J,K),J=1,JMAX(K))
100 FORMAT(2E10,0,15,E10,0)
110 FORMAT(12F6,2)

```

Fig.6.1 JPDYN-IV Input List

謝 辞

本コードの作成に当っては多くの方々の協力を得た。JPDR-Ⅱプラントの各機器、制御系に関しては原子炉2課の梅田実氏をはじめ原子炉1課、原子炉2課、技術課の方々の協力を得た。JPDR-Ⅱの静的特性に関しては同室の内藤倣考氏をはじめとする炉心設計グループの方々の協力を得た。また同氏には全搬にわたり貴重な助言をいただいた。

再循環ポンプトリップ時の動特性に関しては当時同室長の小山内正夫氏（現原船団）の協力を得た。

1975年の出力上昇試験の実測データの使用に関してはプラント総合特性グループの方々の協力を得た。また計算にあたっては当所計算センターの方々の協力を得た。

以上の方々に対し深甚なる謝意を表す。

参 考 文 献

- (1) Miida, J. and Suda, N. : JAERI-1044 (1963)
- (2) Miida, J. and Suda, N. : JAERI-1061 (1964)
- (3) Hogle, J. J. : APEP-3974 (1962)
- (4) 望月恵一 : JAERI-1076 (1965)
- (5) 佐藤一男他 : (私信) (1968)
- (6) 松原邦彦他 : JAERI-M 4613 (1971)
- (7) 炉心設計グループ : JAERI-M 4346 (1971)
- (8) Naito, Y. : J. Nucl. Sci. Technol., 14(11) (1977)
- (9) JPDR管理部 : JAERI-1067 (1964)
- (10) Subcommittee ANS-5, ANS Standards Committee (1971)
- (11) Lyons, M. F. et al : ANS Trans. 7(1) (1964)
- (12) 石川迪夫他 : JAERI-M 3592 (1969)
- (13) 森島淳好他 : JAERI-M 2704 (1969)
- (14) Wilson, J. F. et al : ANS Trans. 5(1) (1962)
- (15) Bankoff, S. G. : ASME Trans. 265 (1960)
- (16) Armand, A. A. : AERE Trans. 828 (1959)
- (17) 炉水位実験グループ : (私信) (1972)
- (18) 梅田実・荒克之 : (私信) (1976)
- (19) 足立瑞穂他 : JAERI-M 3058 (1968)
- (20) Janssen, E. and Levy, S. : APED-3892 (1962)
- (21) Hench, J. E. and Levy, S. : APED-5286 (1966)
- (22) Silfer, B. C. and Hench, J. E. : NEDO-10329 (1971)
- (23) 藤村統一郎他(編) : JAERI-M 7102 (1977)
- (24) 日本機械学会「蒸気表」(1968)

謝 辞

本コードの作成に当っては多くの方々の協力を得た。JPDR-Ⅱプラントの各機器、制御系に関しては原子炉2課の梅田実氏をはじめ原子炉1課、原子炉2課、技術課の方々の協力を得た。JPDR-Ⅱの静的特性に関しては同室の内藤倅考氏をはじめとする炉心設計グループの方々の協力を得た。また同氏には全搬にわたり貴重な助言をいただいた。

再循環ポンプトリップ時の動特性に関しては当時同室長の小山内正夫氏（現原船団）の協力を得た。

1975年の出力上昇試験の実測データの使用に関してはプラント総合特性グループの方々の協力を得た。また計算にあたっては当所計算センターの方々の協力を得た。

以上の方々に対し深甚なる謝意を表す。

参 考 文 献

- (1) Miida, J. and Suda, N. : JAERI-1044 (1963)
- (2) Miida, J. and Suda, N. : JAERI-1061 (1964)
- (3) Hogle, J. J. : APEP-3974 (1962)
- (4) 望月恵一 : JAERI-1076 (1965)
- (5) 佐藤一男他 : (私信) (1968)
- (6) 松原邦彦他 : JAERI-M 4613 (1971)
- (7) 炉心設計グループ : JAERI-M 4346 (1971)
- (8) Naito, Y. : J. Nucl. Sci. Technol., 14(11) (1977)
- (9) JPDR管理部 : JAERI-1067 (1964)
- (10) Subcommittee ANS-5, ANS Standards Committee (1971)
- (11) Lyons, M. F. et al : ANS Trans. 7(1) (1964)
- (12) 石川迪夫他 : JAERI-M 3592 (1969)
- (13) 森島淳好他 : JAERI-M 2704 (1969)
- (14) Wilson, J. F. et al : ANS Trans. 5(1) (1962)
- (15) Bankoff, S. G. : ASME Trans. 265 (1960)
- (16) Armand, A. A. : AERE Trans. 828 (1959)
- (17) 炉水位実験グループ : (私信) (1972)
- (18) 梅田実・荒克之 : (私信) (1976)
- (19) 足立瑞穂他 : JAERI-M 3058 (1968)
- (20) Janssen, E. and Levy, S. : APED-3892 (1962)
- (21) Hench, J. E. and Levy, S. : APED-5286 (1966)
- (22) Silfer, B. C. and Hench, J. E. : NEDO-10329 (1971)
- (23) 藤村統一郎他(編) : JAERI-M 7102 (1977)
- (24) 日本機械学会「蒸気表」(1968)

7 付 録

JPDYN-IV のサンプル入力として、定格出力状態から再循環流量を 8 秒間に直線的に 10 % 減じた例を示した。圧力制御系は、タービン系では IPR バックアップによるロードリミッタ運転、ダンプコンデンサ系は DPR 運転である。給水制御系は共に自動である。

出力としては、初期状態では主なパラメータの他にホットチャンネルの値を KHOT = 0 の場合でも書出す。また、3.2 節でのべたマトリックスの値も書出す。過渡状態では主なパラメータを書出しており、これらに用いられている記号は 2 章で述べたものと同じである。

なお未定義の記号は次の通りである。

TS : 炉心入口温度 (°C)

DTS : $T_{sat} - TS$ (°C)

DQ : プラントのヒートバランス (keal)

VOID : 原子炉内の冷却材中に含まれる全ボイド量 (m^3)

ICT 1 : Fig. 2.14 の積分の初期値 IC(1) (psi)

ICT 2 : Fig. 2.14 の給水弁開度の初期値 IC(2) (%)

ICD 1 : Fig. 2.15 の積分の初期値 IC(1) (psi)

ICD 2 : Fig. 2.15 の給水弁開度の初期値 IC(2) (%)

WIO : 原子炉に対する入力流量の積分値 (kg)

$$DMF : \frac{\partial h_f}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_f}{\partial p}$$

$$DMG : \frac{\partial h_g}{\partial p} - \frac{h_{fg}}{v_{fg}} \frac{\partial v_g}{\partial p}$$

*** HOT CHANNEL ***

REGION	POWER (W/CM)	FUEL C.	TEMPERATURE CLAD	COOLANT	FLOW	QUALITY	VOID	J.L	H.L	G.T.C
1	167.16	726.48	311.25	272.75	1.0000	0.0	0.0	5.990	6.283	4.864
2	279.44	1133.89	339.67	275.65	1.0000	0.0	0.0	3.584	3.758	2.909
3	345.56	1340.74	307.49	276.95	1.0000	0.753	12.834	2.898	3.039	2.331
4	355.54	1376.30	304.47	276.95	1.0000	1.975	27.232	2.817	2.954	2.230
5	332.46	1282.57	303.04	276.95	1.0000	3.118	36.497	3.012	3.159	2.350
6	293.78	1132.13	300.61	276.95	1.0000	4.129	42.651	3.409	3.575	2.625
7	251.99	979.65	297.93	276.95	1.0000	4.995	46.901	3.974	4.168	3.025
8	214.82	853.18	295.48	276.95	1.0000	5.733	49.968	4.662	4.889	3.513
9	173.65	723.15	292.70	276.95	1.0000	6.330	52.150	5.767	6.042	4.311
10	126.00	585.28	289.31	276.95	1.0000	6.764	53.594	7.948	8.208	5.907
11	82.33	470.09	285.95	276.95	1.0000	7.047	54.482	12.162	12.441	9.005
12	56.14	405.65	283.72	276.95	1.0000	7.240	55.063	17.838	18.128	13.172

INITIAL MATRIX VALUE A(I,J) , I=1,12 , J=1,13

WTC	WGC	WFC	WGCR	WFCR	WTR	WGR	WFR	WFSP	WGD	VVDOT	PDOT	CONST
1	1.00E+00	1.17E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	3.22E-02	2.17E+00
2	-1.00E+00	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
3	-1.05E+00	5.39E-02	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
4	0.0	-1.03E+00	0.0	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	-3.23E-02
5	-9.28E-01	0.0	0.0	4.60E-02	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	1.18E-01
6	0.0	0.0	0.0	-1.05E+00	-9.56E-01	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	2.63E-01	0.0
7	0.0	0.0	0.0	0.0	-1.00E+00	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
8	0.0	0.0	0.0	0.0	-1.05E+00	4.60E-02	1.00E+00	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0
9	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	-1.00E+00	1.00E+00	0.0	0.0	-2.19E-03	0.0
10	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	-1.05E+00	0.0	4.55E-02	1.00E+00	0.0	4.97E-02	0.0
11	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	-1.20E+00	0.0	1.00E+00	9.88E-02	-1.20E+00
12	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	-9.18E+00	-7.61E+00	1.00E+00	-9.18E+00

TIME= 0.0 N = 1.0000E+00 W0 = 1.0000E+00 DHR = 0.0
 QF = 1.0000E+00 TEAV = 5.2344E+02 DHM = 2.3580E-10
 PDOT = 9.11488E-07 HB = 4.07117E-01 DHBLV = 0.0
 P = 6.1500E+01 WF = 1.0000E+00 WS = 1.0000E+00
 PT = 5.9610E+01 WFT = 1.0000E+00 WSTS = 1.0000E+00
 PD = 5.9291E+01 WFD = 1.0000E+00 WSDS = 1.0000E+00
 WOC = 1.0000E+00 WTC = 9.9999E-01 WTR = 9.9999E+01
 WGC = 1.0000E+00 WGR = 1.0000E+00
 WFC = 9.9999E-01 WFCR = 9.9999E-01
 KCS = 1.0000E+00 KGCR = 1.0000E+00
 HLF = 1.0200E+02 HFT = 1.2610E+02 ROW = -4.6566E-10

RG = 1.6280E+01 XC = 1.6280E+01
 HF = 2.9161E+02 HS = 2.9161E+02
 TSAT = 2.7695E+02 TS = 2.7695E+02
 VPBO = 0.0
 VTO = 9.9994E-01 WST = 1.0000E+00 WSEC = 0.0
 VDO = 1.0000E+00 WSSB = 0.0 WSSV = 0.0
 WFS = 1.3567E+00 VSP = 7.7282E-01
 WGS = 1.0000E+00 RGR = 4.4070E+01
 WGP = 1.0000E+00 WGR = 4.4000E+00
 WKP = 1.0000E+00 WKR = 4.4000E+00
 WLP = 1.0000E+00 WLV = 1.0000E+00
 WMP = 1.0000E+00 WMS = 1.0000E+00
 WNP = 1.0000E+00 WNS = 1.0000E+00
 WOP = 1.0000E+00 WOS = 1.0000E+00
 WPP = 1.0000E+00 WPS = 1.0000E+00
 WRP = 1.0000E+00 WRS = 1.0000E+00
 WTP = 1.0000E+00 WTS = 1.0000E+00
 WVP = 1.0000E+00 WVS = 1.0000E+00
 WWP = 1.0000E+00 WWS = 1.0000E+00
 WXP = 1.0000E+00 WXS = 1.0000E+00
 WYP = 1.0000E+00 WYS = 1.0000E+00
 WZP = 1.0000E+00 WZS = 1.0000E+00
 W00 = 1.0000E+00 W00S = 1.0000E+00
 W01 = 1.0000E+00 W01S = 1.0000E+00
 W02 = 1.0000E+00 W02S = 1.0000E+00
 W03 = 1.0000E+00 W03S = 1.0000E+00
 W04 = 1.0000E+00 W04S = 1.0000E+00
 W05 = 1.0000E+00 W05S = 1.0000E+00
 W06 = 1.0000E+00 W06S = 1.0000E+00
 W07 = 1.0000E+00 W07S = 1.0000E+00
 W08 = 1.0000E+00 W08S = 1.0000E+00
 W09 = 1.0000E+00 W09S = 1.0000E+00
 W10 = 1.0000E+00 W10S = 1.0000E+00

TIME= 1.00 N = 9.5590E-01 W0 = 9.8750E-01 DHR = 2.1292E-01
 QF = 9.9438E-01 TEAV = 5.2185E+02 DHM = 1.9685E-01
 PDOT = -1.8537E-03 HB = 4.0578E-01 DHBLV = -4.7644E-06
 P = 6.1499E+01 WF = 1.0000E+00 WS = 1.0000E+00
 PT = 5.9609E+01 WFT = 1.0000E+00 WSTS = 9.9999E-01
 PD = 5.9298E+01 WFD = 1.0000E+00 WSDS = 1.0000E+00
 WOC = 9.8792E-01 WTC = 9.8211E-01 WTR = 9.9213E-01
 WGC = 9.9534E-01 WGR = 9.9562E-01
 WFC = 9.8782E-01 WFCR = 9.8740E-01
 KCS = 1.0000E+00 KGCR = 1.0000E+00
 HLF = 1.0200E+02 HFT = 1.2610E+02 ROW = -2.7339E-04

RG = 1.6384E+01 XC = 1.6384E+01
 HF = 2.9161E+02 HS = 2.9161E+02
 TSAT = 2.7695E+02 TS = 2.7695E+02
 VPBO = 0.0
 VTO = 9.9999E-01 WST = 1.0000E+00 WSEC = 0.0
 VDO = 1.0000E+00 WSSB = 0.0 WSSV = 0.0
 WFS = 1.3591E+00 VSP = 7.7430E-01
 WGS = 9.8695E-01 RGR = 4.4133E+01
 WGP = 2.0024E-01 WGR = 4.4044E+00
 WKP = 1.0000E+00 WKR = 4.4000E+00
 WLP = 1.0000E+00 WLV = 1.0000E+00
 WMP = 1.0000E+00 WMS = 1.0000E+00
 WNP = 1.0000E+00 WNS = 1.0000E+00
 WOP = 1.0000E+00 WOS = 1.0000E+00
 WPP = 1.0000E+00 WPS = 1.0000E+00
 WRP = 1.0000E+00 WRS = 1.0000E+00
 WTP = 1.0000E+00 WTS = 1.0000E+00
 WVP = 1.0000E+00 WVS = 1.0000E+00
 WWP = 1.0000E+00 WWS = 1.0000E+00
 WXP = 1.0000E+00 WXS = 1.0000E+00
 WYP = 1.0000E+00 WYS = 1.0000E+00
 WZP = 1.0000E+00 WZS = 1.0000E+00
 W00 = 1.0000E+00 W00S = 1.0000E+00
 W01 = 1.0000E+00 W01S = 1.0000E+00
 W02 = 1.0000E+00 W02S = 1.0000E+00
 W03 = 1.0000E+00 W03S = 1.0000E+00
 W04 = 1.0000E+00 W04S = 1.0000E+00
 W05 = 1.0000E+00 W05S = 1.0000E+00
 W06 = 1.0000E+00 W06S = 1.0000E+00
 W07 = 1.0000E+00 W07S = 1.0000E+00
 W08 = 1.0000E+00 W08S = 1.0000E+00
 W09 = 1.0000E+00 W09S = 1.0000E+00
 W10 = 1.0000E+00 W10S = 1.0000E+00

TIME= 2.00 N = 9.3497E-01 W0 = 9.7500E-01 DHR = 6.2324E-01
 QF = 9.8428E-01 TEAV = 5.4972E+02 DHM = 5.1299E-01
 PDOT = -1.8537E-02 HB = 4.0482E-01 DHBLV = -4.7644E-06
 P = 6.1487E+01 WF = 1.0000E+00 WS = 9.9986E-01
 PT = 5.9599E+01 WFT = 9.9999E-01 WSTS = 9.9981E-01
 PD = 5.9287E+01 WFD = 1.0000E+00 WSDS = 9.9930E-01
 WOC = 9.7583E-01 WTC = 9.7623E-01 WTR = 9.8169E-01
 WGC = 9.8655E-01 WGR = 9.8813E-01
 WFC = 9.7567E-01 WFCR = 9.7481E-01
 KCS = 1.0000E+00 KGCR = 1.0000E+00
 HLF = 1.0200E+02 HFT = 1.2610E+02 ROW = -3.5376E-04

RG = 1.6433E+01 XC = 1.6433E+01
 HF = 2.9159E+02 HS = 2.9159E+02
 TSAT = 2.7693E+02 TS = 2.7693E+02
 VPBO = 0.0
 VTO = 9.9994E-01 WST = 9.9994E-01 WSEC = 0.0
 VDO = 9.9948E-01 WSSB = 0.0 WSSV = 0.0
 WFS = 1.3636E+00 VSP = 7.7857E-01
 WGS = 9.7390E-01 RGR = 4.4265E+01
 WGP = 2.0353E-01 WGR = 4.4288E+00
 WKP = 1.0000E+00 WKR = 4.4000E+00
 WLP = 1.0000E+00 WLV = 1.0000E+00
 WMP = 6.3340E-03 WMS = 1.0000E+00
 WNP = 1.0000E+00 WNS = 1.0000E+00
 WOP = 1.0000E+00 WOS = 1.0000E+00
 WPP = 1.0000E+00 WPS = 1.0000E+00
 WRP = 1.0000E+00 WRS = 1.0000E+00
 WTP = 1.0000E+00 WTS = 1.0000E+00
 WVP = 1.0000E+00 WVS = 1.0000E+00
 WWP = 1.0000E+00 WWS = 1.0000E+00
 WXP = 1.0000E+00 WXS = 1.0000E+00
 WYP = 1.0000E+00 WYS = 1.0000E+00
 WZP = 1.0000E+00 WZS = 1.0000E+00
 W00 = 1.0000E+00 W00S = 1.0000E+00
 W01 = 1.0000E+00 W01S = 1.0000E+00
 W02 = 1.0000E+00 W02S = 1.0000E+00
 W03 = 1.0000E+00 W03S = 1.0000E+00
 W04 = 1.0000E+00 W04S = 1.0000E+00
 W05 = 1.0000E+00 W05S = 1.0000E+00
 W06 = 1.0000E+00 W06S = 1.0000E+00
 W07 = 1.0000E+00 W07S = 1.0000E+00
 W08 = 1.0000E+00 W08S = 1.0000E+00
 W09 = 1.0000E+00 W09S = 1.0000E+00
 W10 = 1.0000E+00 W10S = 1.0000E+00

TIME= 3.00 N = 9.1512E-01 W0 = 9.6250E-01 DHR = 1.1470E+00
 QF = 9.7300E-01 TEAV = 5.4674E+02 DHM = 8.9428E-01
 PDOT = -3.1982E-02 HB = 4.0353E-01 DHBLV = 7.2444E-01
 P = 6.1462E+01 WF = 1.0000E+00 WS = 9.9820E-01
 PT = 5.9578E+01 WFT = 9.9998E-01 WSTS = 9.9946E-01
 PD = 5.9268E+01 WFD = 1.0000E+00 WSDS = 9.9692E-01
 WOC = 9.6390E-01 WTC = 9.6419E-01 WTR = 9.7076E-01
 WGC = 9.7716E-01 WGR = 9.8250E-01
 WFC = 9.6349E-01 WFCR = 9.6217E-01
 KCS = 1.0000E+00 KGCR = 1.0000E+00
 HLF = 1.0200E+02 HFT = 1.2610E+02 ROW = -4.2434E-04

RG = 1.6487E+01 XC = 1.6487E+01
 HF = 2.9156E+02 HS = 2.9156E+02
 TSAT = 2.7691E+02 TS = 2.7691E+02
 VPBO = 0.0
 VTO = 9.9994E-01 WST = 9.9994E-01 WSEC = 0.0
 VDO = 9.9741E-01 WSSB = 0.0 WSSV = 0.0
 WFS = 1.3694E+00 VSP = 7.8454E-01
 WGS = 9.6085E-01 RGR = 4.4397E+01
 WGP = 2.0862E-01 WGR = 4.4532E+00
 WKP = 1.0000E+00 WKR = 4.4000E+00
 WLP = 4.8213E-02 WMS = 1.0000E+00
 WNP = 1.0000E+00 WNS = 1.0000E+00
 WOP = 1.0000E+00 WOS = 1.0000E+00
 WPP = 1.0000E+00 WPS = 1.0000E+00
 WRP = 1.0000E+00 WRS = 1.0000E+00
 WTP = 1.0000E+00 WTS = 1.0000E+00
 WVP = 1.0000E+00 WVS = 1.0000E+00
 WWP = 1.0000E+00 WWS = 1.0000E+00
 WXP = 1.0000E+00 WXS = 1.0000E+00
 WYP = 1.0000E+00 WYS = 1.0000E+00
 WZP = 1.0000E+00 WZS = 1.0000E+00
 W00 = 1.0000E+00 W00S = 1.0000E+00
 W01 = 1.0000E+00 W01S = 1.0000E+00
 W02 = 1.0000E+00 W02S = 1.0000E+00
 W03 = 1.0000E+00 W03S = 1.0000E+00
 W04 = 1.0000E+00 W04S = 1.0000E+00
 W05 = 1.0000E+00 W05S = 1.0000E+00
 W06 = 1.0000E+00 W06S = 1.0000E+00
 W07 = 1.0000E+00 W07S = 1.0000E+00
 W08 = 1.0000E+00 W08S = 1.0000E+00
 W09 = 1.0000E+00 W09S = 1.0000E+00
 W10 = 1.0000E+00 W10S = 1.0000E+00

TIME= 4.00 N = 8.9617E-01 W0 = 9.5000E-01 DHR = 1.7544E+00
 QF = 9.6087E-01 TEAV = 5.4338E+02 DHM = 1.3381E+00
 PDOT = -4.4182E-02 HB = 4.0189E-01 DHBLV = 7.2444E-01
 P = 6.1423E+01 WF = 9.9993E-01 WS = 9.9572E-01
 PT = 5.9548E+01 WFT = 9.9986E-01 WSTS = 9.9897E-01
 PD = 5.9243E+01 WFD = 1.0000E+00 WSDS = 9.9242E-01
 WOC = 9.5176E-01 WTC = 9.5218E-01 WTR = 9.5987E-01
 WGC = 9.6729E-01 WGR = 9.7672E-01
 WFC = 9.5137E-01 WFCR = 9.4955E-01
 KCS = 1.0000E+00 KGCR = 1.0000E+00
 HLF = 1.0200E+02 HFT = 1.2610E+02 ROW = -4.8676E-04

RG = 1.6543E+01 XC = 1.6543E+01
 HF = 2.9151E+02 HS = 2.9151E+02
 TSAT = 2.7687E+02 TS = 2.7687E+02
 VPBO = 0.0
 VTO = 9.9994E-01 WST = 9.9994E-01 WSEC = 0.0
 VDO = 9.9332E-01 WSSB = 0.0 WSSV = 0.0
 WFS = 1.3761E+00 VSP = 7.9193E-01
 WGS = 9.4781E-01 RGR = 4.4524E+01
 WGP = 2.1436E-01 WGR = 4.4761E+00
 WKP = 1.0000E+00 WKR = 4.4000E+00
 WLP = 1.6392E-01 WMS = 1.0000E+00
 WNP = 1.0000E+00 WNS = 1.0000E+00
 WOP = 1.0000E+00 WOS = 1.0000E+00
 WPP = 1.0000E+00 WPS = 1.0000E+00
 WRP = 1.0000E+00 WRS = 1.0000E+00
 WTP = 1.0000E+00 WTS = 1.0000E+00
 WVP = 1.0000E+00 WVS = 1.0000E+00
 WWP = 1.0000E+00 WWS = 1.0000E+00
 WXP = 1.0000E+00 WXS = 1.0000E+00
 WYP = 1.0000E+00 WYS = 1.0000E+00
 WZP = 1.0000E+00 WZS = 1.0000E+00
 W00 = 1.0000E+00 W00S = 1.0000E+00
 W01 = 1.0000E+00 W01S = 1.0000E+00
 W02 = 1.0000E+00 W02S = 1.0000E+00
 W03 = 1.0000E+00 W03S = 1.0000E+00
 W04 = 1.0000E+00 W04S = 1.0000E+00
 W05 = 1.0000E+00 W05S = 1.0000E+00
 W06 = 1.0000E+00 W06S = 1.0000E+00
 W07 = 1.0000E+00 W07S = 1.0000E+00
 W08 = 1.0000E+00 W08S = 1.0000E+00
 W09 = 1.0000E+00 W09S = 1.0000E+00
 W10 = 1.0000E+00 W10S = 1.0000E+00