

JAERI-M

6065

発電用高温ガス冷却炉の炉心および
プラント動特性の試解析

1975年3月

八田 昌久*・谷 雄太郎*・江崎 正弘・三竹 晋

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.

発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラント動特性の試解析

日本原子力研究所・動力炉開発管理室

八田 昌久*・谷 雄太郎*

江崎 正弘・三竹 晋

(1975年2月12日受理)

本報告書は、発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラント動特性の予備調査を目的とした、フルトン原子力発電所の原子炉プラントの特性解析の報告である。なお、本炉は将来の発電炉の標準となる特性(熱出力3000MWth, トリウム, サイクル燃料装荷およびPCR V使用)を持つと考えられる。解析手法として、核熱結合原子炉動特性解析コードBLOOSTと、プラントの動特性解析コードICARUS-PGを使用した。

解析項目として、(1) 初期燃焼炉心における最大反応度値をもつ1対の制御棒引き抜き、(2) 主循環機停止、および(3) 負荷喪失に伴なり給水流量瞬時低下、等を取りあげた。

解析によると、フルトン型の高温ガス冷却炉は制御棒引き抜きおよび完全な炉心冷却喪失時での温度変化は緩やかである。したがって、原子炉スクラム失敗時の“Anticipated Transients Without Scram”に対してもその後の原子炉保護操作の時間余裕は大きく、1次圧力障壁構造材の温度上昇を安全限界以下に余裕をもって抑制できると推定された。また、“強制循環能力喪失事故”時の冷却は冷却系(循環機能を含む)の多重性と安全限界までの時間的余裕により保持できる。また、温度変化率が極めて小さいことを勘案すると一時的な循環機能喪失にも十分耐え得る設計と考えられる。

* 石川島播磨重工業K. K. 原子力開発室

Preliminary Analysis of the Core and Plant Dynamics of
a Commercial HTGR Power Plant

Masahisa HATTA , Youtaro TANI

Nuclear Power Development Office, IHI CO., LTD.

Masahiro EZAKI , Susumu MITAKE

Office of Power Reactor Projects, Tokai, JAERI

(Recieved February 12 , 1975)

The report describes the preliminary analyses on the core and plant dynamics of FULTON HTGR power plant of which the thermal power will be the standard (3000MWth) for the future similar units; fuel is the thorium cycle. Analyses were carried out by combined reactor kinetics-heat transfer computer code BLOOST for the core dynamics, and by plant component heat transfer simulation code ICARUS-PG for the total plant transients. The analytical conditions are : (1) withdrawal of the maximum-worth control-rod for starting the initial cycle, (2) running-down of the main helium circulator, and (3) sudden decrease in feed-water flow due to a steam-turbine trip accident.

The FULTON-type has stable thermal transients for rod withdrawal and core cooling loss. Therefore, reactor shutdown for the "anticipated transients without scram" is assured by the operational sequence of plant protection system before the temperatures of primary-coolant pressure boundary materials rise to the safety limit levels. Redundancy of the heat removal systems (including also the circulation function) can assure the cooling required for loss-of-forced-circulation accident. Moreover, temporary loss of the circulation function may be compensated for by the margin of temperature between the operation value and the safety limit.

目 次

1. はじめに	1
2. 発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラント構成	2
2.1 炉心構造	2
2.2 プラント構成および主要機器	2
2.2.1 1次系	2
2.2.2 蒸気発生器	3
2.2.3 2次系	3
2.2.4 制御系	4
3. 炉心動特性解析	12
3.1 解析モデル	12
3.1.1 幾何形状モデル	12
3.1.2 インプットデータ	12
3.1.3 物性値	12
3.2 解析項目	13
3.2.1 全出力運転時	13
3.2.2 零出力運転時	13
3.3 解析結果および検討	14
4. プラント動特性解析	34
4.1 はじめに	34
4.2 解析モデル	34
4.2.1 解析モデルとその特徴	34
4.2.2 入力データ	35
4.3 解析項目	37
4.3.1 平常時の動特性解析	37
4.3.2 事故解析	38
4.4 解析結果および検討	38
4.4.1 平常時の動特性解析	39
4.4.2 事故解析	40
4.4.3 検討	40
5. おわりに	52
参考文献	52
APPENDIX-A ICARUS-PG 解説	53

1 はじめに

発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラント動特性の特徴を把握するための予備解析の結果とそれに伴う計算コードの整備についての報告である。解析に使用した計算コードは、既存のコード^{(1), (2)}を発電用高温ガス炉のプラント構成に合わせて一部に修正を加えたものである。対象とした発電用高温ガス冷却炉は、1次冷却材にヘリウム、2次冷却材に水-蒸気を用いたスチーム・タービン・プラントであり、燃料はウラントリウムを用いている。解析に使用した数値は、米国GA社がフィラデルフィア電力と契約したフルトン原子力発電所（ユニット1は1981年、ユニット2は1983年運開予定、ペンシルベニア州、フルトンに建設）のものである。フルトン原子力発電所の数値を解析に使用した主な理由は、(1)同発電プラントは最新の高温ガス冷却炉の特性を有する、(2)電気出力、約116万kW（熱出力、300万kW）の同発電所は大型原子力発電所の標準的なものと考えられる、等のためである。

解析の結果、このタイプの高温ガス冷却炉は炉心の負の反応度フィードバック効果により、十分に安定であり、事故時の温度変化も炉心熱容量が大きいため緩やかな特性となっている。とくに、原子炉出口冷却材温度を低い目に抑え、運転温度と安全限界温度との間に十分なる余裕を設け、原子炉緊急停止失敗時の“Anticipated Transients Without Scram”に関する対策および“Loss of Forced Circulation”に対する補助冷却系の作動基準に余裕をもって対処している。水-蒸気系の応答の評価によると、負荷追従制御性能を向上するため、1次ヘリウム流量制御が有力な手段となることが解った。とくに、速答性が必要な主蒸気温度制御に感度がよい。また、反応度制御系による再熱蒸気温度制御は応答が遅く、他の温度への影響も大きい。したがって、1次冷却流量制御による補正を必要とする。

本解析作業は日本原子力研究所・動力炉開発管理室と石川島播磨重工業株式会社・原子力開発室との協力のもとに、昭和49年8月から50年1月の6ヶ月間に行なわれたものである。

2 発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラント構成

2.1 炉心構造

フルトン発電所は、ウラン-235/トリウム燃料サイクルで、ヘリウムガス冷却、黒鉛減速の熱出力3000MWthの高温ガス冷却炉である。

有効炉心部は、Fig. 2.1.1で示した六角柱黒鉛燃料要素が、493個のコラムに分けられ、円筒形状に配置されており、またそれぞれのコラムは、8段の燃料要素が積まれ、その上、下部に反射体をもち、Fig. 2.1.2で示した様な炉心構造になっている。全コラムは流量調節領域(オリフィス)単位で、73の領域(リージョン)に分けられ、炉心周辺のリージョンを除いて、それぞれのリージョンは、制御棒とリザーブシャットダウン用のチャンネルをもつ制御用燃料要素を中心に、その囲りに6個の標準燃料要素が配置され、計7個の燃料要素からなっている。炉心の熱除去は、各リージョン入口のオリフィスで流量が調整され、炉心と反射体部を通して流れるヘリウムの下向流によって行なわれる。

燃料は93.15%濃縮ウランの炭化物と、潜在核燃料(fertile)物質トリウムの酸化物を燃料核にもつ被覆燃料粒子からなる。Fig. 2.1.3で示された様に、 UC_2 粒子はTRISO型であり、 ThO_2 粒子はBISO型である。

それぞれの燃料要素は、燃料孔と冷却孔のマトリックスからなり、被覆燃料粒子は黒鉛バイндаで結合され燃料ロッドを形成し、燃料孔中につめ込まれている標準燃料要素は132本の燃料孔をもち、(制御用燃料要素では76本)その角にはバーナブルポインズを装する孔がある。ポインズはボロンカーバイドを黒鉛マトリックス中へ微粒化して分散させたものである。

2.2 プラント構成および主要機器

原子炉の1次系および2次系を含めた発電プラント全体の流れの模式図をFig. 2.2.1に示す。1次系の質量およびエネルギー・バランスをFig. 2.2.2に示す。2次系についてはFig. 2.2.3に示す。

また、全出力運転時も含めた、各種部分負荷時の運転状態をTable 2.2.1に示す。

2.2.1 1次系

1次系はすべてPCRVRの中に収納されており、完全に閉じた系となっている。1次系に含まれる主要機器は、発熱部としての炉心と、冷却部としての蒸気発生器およびヘリウム循環機である。

炉心の冷却材流路は、炉心上下に設けられたプレナムによって統括された多数の冷却チャンネルから成っている。また冷却系は、冷却性能の多重性、機器のモジュール化および配置を考慮して、6ループに分けられており各ループには蒸気発生器とヘリウム循環機が1基ずつ結合されている。このヘリウム循環機は、高圧タービンを出て再熱器へ入る前の低温再熱蒸気で駆動されている。蒸気発生器およびヘリウム循環機は、PCRVRの中央に有る炉心キャビティの周囲に配置された6コの蒸気発生器キャビティ内におさめられており、これらは炉心キャビティの上下プレナムとダクトでつながっている。蒸気発生器キャビティの上部にヘリウム循環機

が納められている。

1次冷却材ヘリウムの流れを、Fig. 2.2.2 および 2.2.3 に示す。炉心上部の入口プレナムは通常 319°C (606°F)、 $51\text{Kg}/\text{cm}^2$ (725psi) である。ヘリウムは炉心を下降し昇温され、出口プレナムでは 727°C (1340°F) になる。その後、ヘリウムは6ループに分けられ各蒸気発生器に入り、 310°C (590°F) まで冷却された後、ヘリウム循環機により、 $1.5\text{Kg}/\text{cm}^2$ (21psi) 昇圧されて入口プレナムに戻る。ヘリウムは循環機によって約 9°C (16°F) 昇温される。

Fig. 2.2.3 に示すように、循環機により送り出されるヘリウムは、そのほとんどが有効炉心部を通過して、直接炉心の冷却に寄与するが、その一部は側面反射体や燃料要素間を通る各種のバイパスヘリウムとなり、間接的に炉心冷却を行う。また、主冷却系による炉心冷却が不可能になった場合を考慮して、3ループから構成された炉心補助冷却系がもうけられているが、これは通常使用されていない。

炉心で発生した 3000MW の熱は、Fig. 2.2.3 の下部に示す分配で除去される。

2.2.2 蒸気発生器

前述のように、1次系主冷却ループには、おのおの1基の蒸気発生器がある。蒸気発生器は貫流形ボイラーであり、伝熱部が3つの部分に分かれ、低温側から蒸発器、過熱器および再熱器となっている。これらの伝熱部は、それぞれヘリカルな伝熱管を並列に組み立てたものである。各部の配置は Fig. 2.2.4 に示すように、高温ヘリウムダクトよりも下部に再熱器、その上部に下から蒸発器、過熱器となっている。

ダクトにより導かれた高温ヘリウムは、下方に流れて再熱器に熱を与えた後、蒸気発生器中央をつらぬくヘリウムダクトを上昇して、最上部に達する。ここから下降して、中央ダクトまわりに配列された過熱器および蒸発器に熱を与えた後、伝熱部の外側に設けられたアニユラス部を通過して上部へ導かれる。その後、ヘリウム循環機で昇圧され、上部ダクトから炉心部へ導かれる。

水蒸気側はすべてヘリウムに対して向流になっている。給水ヘッドで各伝熱管に等分された給水は、リード管で上昇して蒸発部に達する。この途中に流体の振動を防ぐためのフローレジスタが設けられている。蒸発部を通過した後、同じ伝熱管の延長上にある過熱部で、 613°C (955°F)、 $176.6\text{Kg}/\text{cm}^2$ (2513psi) の過熱蒸気になり、主蒸気ヘッドに達する。再熱器は高圧タービンおよびヘリウム循環機を越した蒸気を再熱する。再熱器出口で 539°C (1002°F)、 $41.2\text{Kg}/\text{cm}^2$ (586psi) である。

2.2.3 2次系

2次系の主要機器である蒸気発生器は6基、およびタービンジェネレータは2基である。これらの水・蒸気はヘッドにより合流・分岐を行っている。

給水系には、給水ポンプ前後に6段の再生加熱器があり、蒸気発生器に入る時には 187°C (369°F)、 $208\text{Kg}/\text{cm}^2$ (2967psi) となる。6個の蒸気発生器および過熱器で発生した過熱蒸気は、2ループに分けられておのおの蒸気タービンの高圧部に入る。高圧部の排気蒸気は、再び6ループに分けられ、各ループのヘリウム循環機を駆動した後、蒸気発生器の再熱器で加熱昇温され、再度蒸気タービンの中圧部、低圧部を駆動して、凝縮器に入る。

2.2.4 制御系

次の三つの主要な制御系統がある。(1)主蒸気温度を主にヘリウム流量で制御する系，(2)主蒸気圧力を主に給水圧力で制御する系，および(3)再熱蒸気温度を主に炉心反応度により制御する系，等である。

また，タービン発電機出力はスロットルバルブを開閉して，タービン流量を変えることにより制御するが，同時に，高圧タービン一段落ち蒸気圧力をタービン発電機出力の指標として取り，給水流量および炉心出力への先行制御要素として作用させている。また給水流量はヘリウム流量の先行制御要素として作用させている。

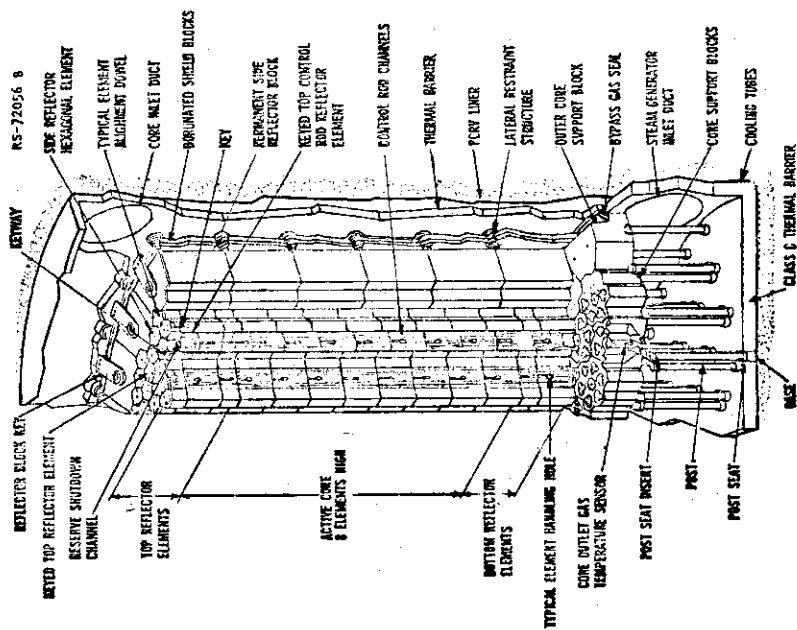


Fig. 2.1.2 Reactor Core Arrangement
(FULTON P. S. A. R. Ch. 4)

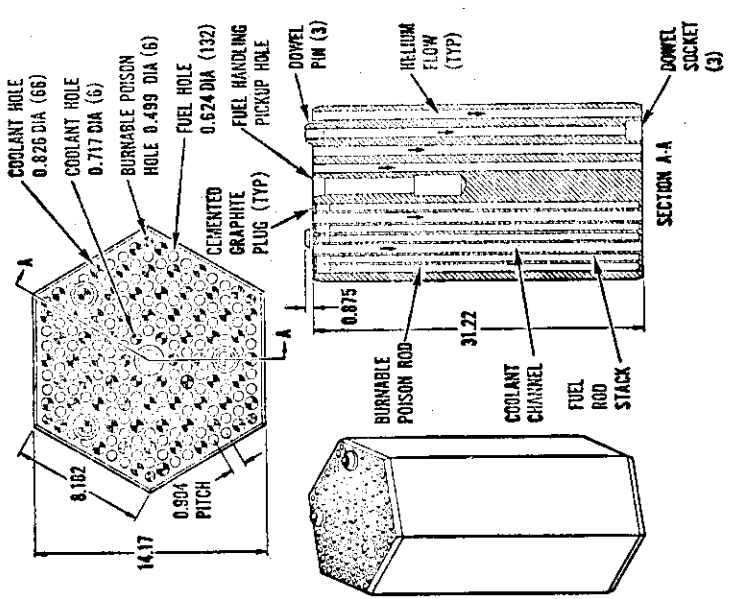
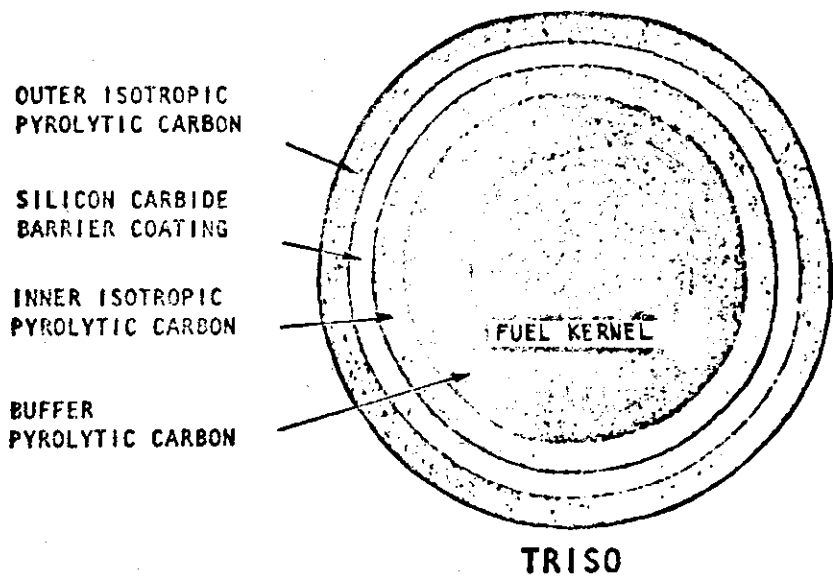


Fig. 2.1.1 Fuel Element
(FULTON P. S. A. R. Ch. 4)

FISSILE COATED FUEL PARTICLE



FERTILE COATED FUEL PARTICLE

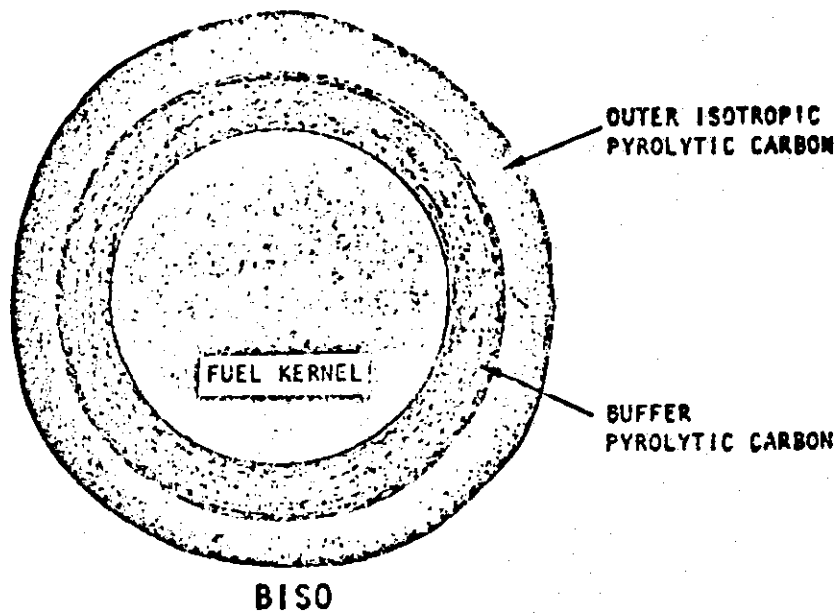


Fig. 2.1.3 Fissile and Fertile Coated Fuel Particles
(FULTON P. S. A. R. Ch. 4)

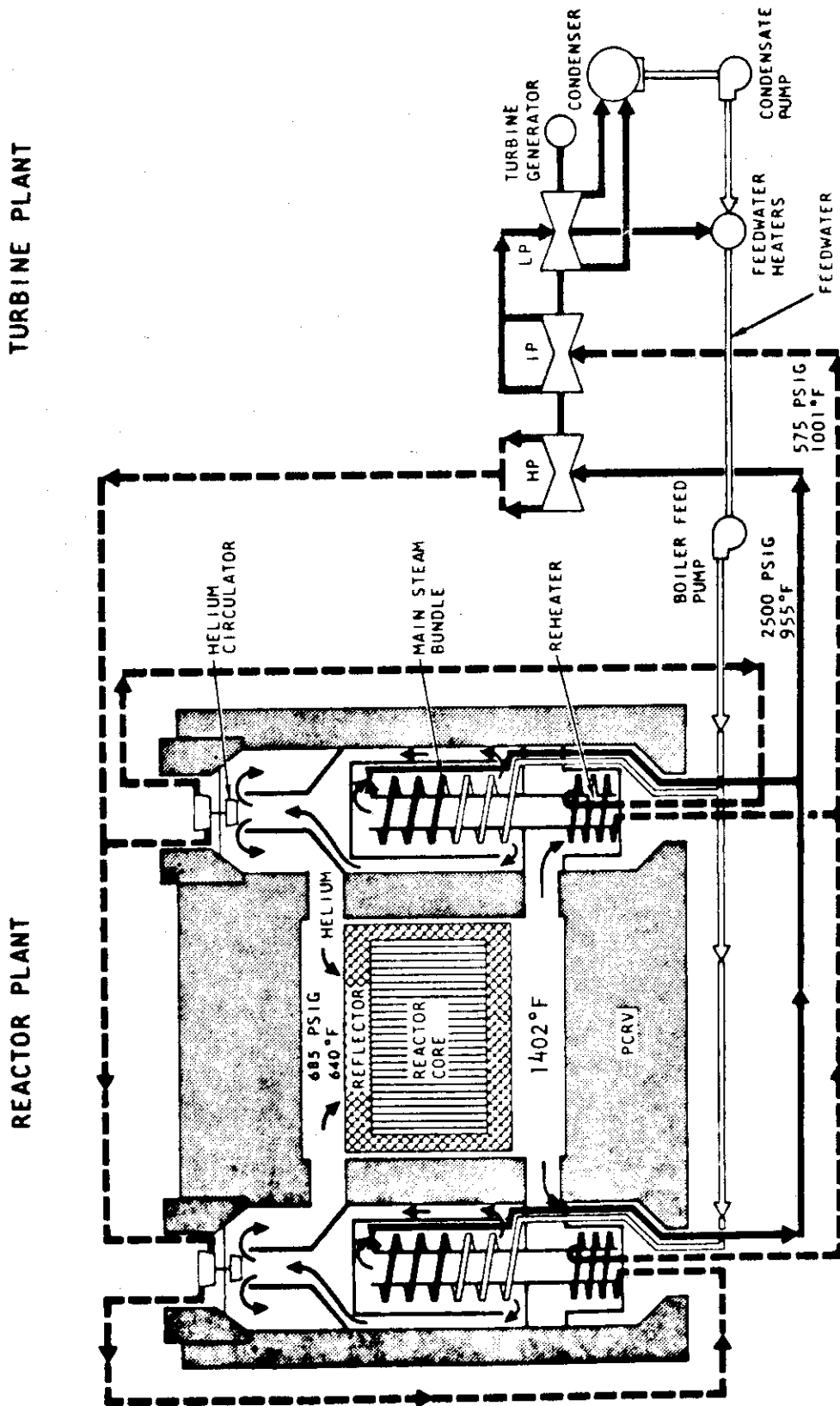


Fig. 2.2.1 Total Plant Schematic Diagram
(GGA CATALOGUE)

Table 2.2.1 Steady State Design Operating Conditions
(FULTON P. S. A. R. Ch.5)

	Rated	75%Flow	50%Flow	25%Flow	5/6Loops	4/6 Loops	3/6 Loops
PRIMARY COOLANT SYSTEM							
Number of loops operating	6	6	6	6	5	4	3
Reactor thermal power, MW	3000	2328	1591	803	2538	2067	1581
Primary System efficiency, PCT	99.36	99.30	99.06	98.30	99.34	99.24	99.08
Total helium flow rate, lb/hr	11,227,000	8,745,000	6,319,000	3,794,000	9,453,000	7,569,000	5,624,000
System pressure, psia	725	694	664	631	719	712	705
System pressure drop, psI	2071	1301	710	274	1824	1578	1359
Reactor inlet temperature, °F	1340	568	533	503	599	590	578
Steam generator inlet temp., °F		1298	1223	1081	1337	134	1349
STEAM GENERATORS (1 of 6)							
Feedwater (STM) flow rate, lb/hr	1,343,000	1,007,000	671,000	335,000	1,343,000	1,343,000	1,343,000
Feedwater inlet temperature, °F	369	347	319	276	355	339	319
Feedwater inlet pressure, psia	2967	2725	2552	2449	2959	2953	2948
Superheater outlet temp., °F	955	953	951	900	955	955	954
Superheater outlet pressure, psia	2503	2470	2439	2420	2506	2500	2495
Reheat steam flow rate, lb/hr	1,326,000	993,000	660,000	301,000	1,255,000	1,247,000	1,233,000
Reheat steam inlet temp., °F	634	601	595	512	603	592	588
Reheat steam inlet pressure, psia	644	483	322	146	535	463	396
Reheat steam outlet temp., °F	1002	1001	1001	950	1002	1004	1012
Reheat steam outlet pressure, psia	586	440	294	132	472	389	309

32-R5-72152 C

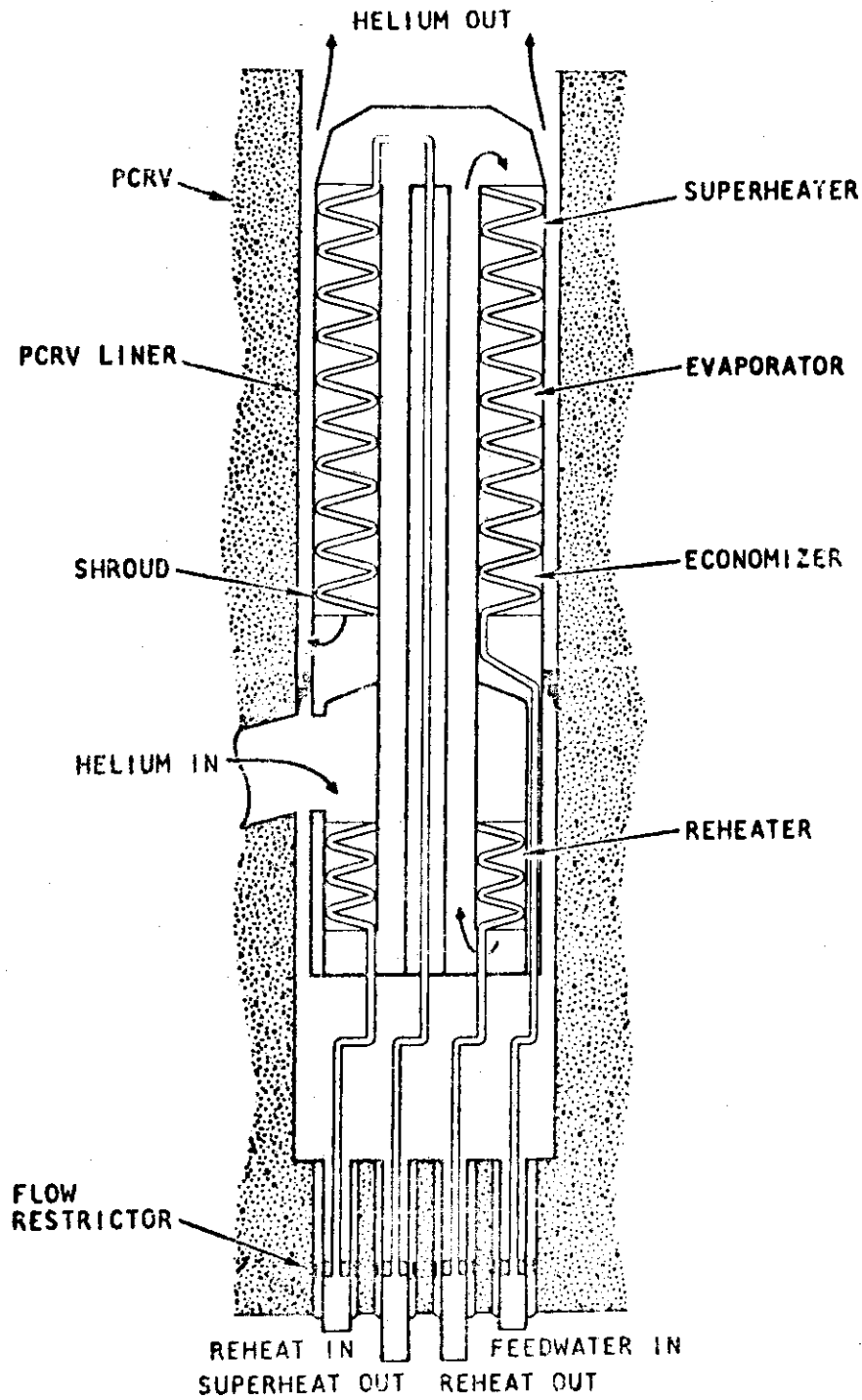


Fig. 2.2.4 General Arrangement of Steam Generator (FULTON P. S. A. R. Ch. 5)

3 炉心動特性解析

3.1 解析モデル

3.1.1 幾何形状モデル

フルトン炉の標準燃料要素は、Fig. 2.1.1 に示したものであるが、炉心動特性解析計算を行うにあたって、炉心チャンネル形状を以下の仮定にもとづき模擬した。

- 1) 燃料要素の単位格子として、Fig. 3.1.1 に示したものを取り上げる。
- 2) 単位格子を等価的な円環状モデルにおきかえる。
- 3) 円環状モデルを考える際、冷却孔を実寸にあわせ、黒鉛部および燃料部は単位格子における等価面積でおきかえ、冷却孔の同心円状に模擬した。
- 4) 冷却は、内側冷却孔のみで行なわれるとした。

この様な仮定にもとづく単一チャンネルのモデルを、Fig. 3.1.2 に示した。

また、軸方向のブロック積み重ねは、高さ 31.22 in の燃料要素が 8 段つまれており、その上下に 46.83 in の反射体ブロックがあり、炉心平均チャンネルの幾何形状モデルは、Fig. 3.1.3 に示した様になる。

燃料粒子の幾何形状モデルを、Fig. 3.1.4 に示す。

3.1.2 インプットデータ

Fig. 3.1.3 で示した幾何形状チャンネルモデルに従って、径方向 7 分割、軸方向 13 分割して、燃料領域、減速材領域、反射材領域および冷却流路を指定した。

冷却材は内側冷却のみで、層流域および乱流域をレイノルズ数 2200 で分けた

Table 3.1.1 に本解析計算で使用したインプットデータの数値を示した。被覆燃料粒子の初期出力密度分布は fissile の UC_2 粒子のみで、全炉心熱出力を発生するものとし、炉心中のウラン装荷量から、炉心中の全 UC_2 粒子個数を算出し、粒子 1 個の熱出力から、被覆燃料粒子の Kernel 部の平均出力密度を決定し、Fig. 3.1.5 における軸方向出力分布に従って求めた。また、粒子充填率は炉心中の粒子個数から、全被覆燃料粒子の占める体積と炉心中の燃料ロッドの体積の比より算出した。燃料中の減速材の比は、粒子充填率より燃料の単位体積中の粒子個数を求め、さらに燃料領域において、被覆燃料粒子の Kernel 部を除いた部分はすべて減速材として求めた。

動特性解析に使用した核特性のデータを、Table 3.1.2 に示した。燃料、減速材の温度係数は、Fig. 3.1.6 に示したものを、次式から算出した。

$$\Delta \rho = \int_{T_t}^{T_i} \alpha(T) dT \quad (3.1.1)$$

ここで、 T_t : 基礎温度

3.1.3 物性値

使用した値を、Table 3.1.3⁽³⁾ および 3.1.4⁽³⁾ に示した。

被覆燃料粒子の被覆層における熱伝導率は密度差などを考慮して求め、一定値として取り扱

った。被覆燃料粒子外表面と粒子中心との温度差は、最大でも定常時において、十数度以下であった。

燃料コンパクトおよび黒鉛における物性値も、温度および照射の依存性を省略した。

ギャップにおける熱伝達は、ヘリウムの熱伝導のみを考慮し、ふく射伝熱の効果は無視した。熱抵抗は、700°Cでのヘリウム熱伝導率より計算した。

熱伝達係数の評価は、レイノルズ数2200で層流域と乱流域に分けて求めた。なお、ヘリウムの物性値には温度依存性を考慮している。

3.2 解析項目

解析の目標を、大型炉の基本的な動特性を把握することとし、反応度外乱事故を取り上げた。全出力運転時とゼロ出力運転時における最大の反応度値を持つ一対の制御棒の引き抜き時の諸現象の解析を行なった。

3.2.1 全出力運転時

全出力運転時、フルトン炉では初期炉心および平衡炉心で、通常の制御棒配置において、一対の制御棒最大反応度ワースは $0.015\Delta K$ と計算されている。この最大ワースを持つ制御棒対が、完全挿入の状態から、完全引抜きの状態に最大引抜き速度で、Fig. 3.2.1 に示したランプ形状に引き抜かれると仮定した。最大引抜き速度での引抜き所要時間は、208秒である。

スクラム特性としては、引抜きが行なわれている制御棒を除く全ての制御棒の最大速度による、一斉挿入を仮定した。その反応度は $0.15\Delta K$ とし、Fig. 3.2.1 に示したランプ形状に従って、最小挿入時間25秒で行なわれるとした。外乱となる反応度印加量およびスクラム特性を、それぞれTable 3.2.1, 3.2.2 に示した。

解析ケースとしては、以下のものを取り上げた。

全出力-1 . スクラムなし

全出力-2 . トリップレベル；140%定格出力，制御棒引抜きは停止し，スクラム（遅れ0.2秒）を行う。

全出力-3 . トリップレベル；140%定格出力，制御棒引抜きは継続したままで，スクラム（遅れ0.2秒）を行う。

全出力-4 . トリップレベル；140%定格出力，15秒遅れでスクラムを行う。（制御棒引抜きは継続）

全出力-5 . トリップレベル；出口ガス温度 $75^{\circ}F$ 上昇，制御棒引抜きは継続する。

全出力-6 . スクラムの補償反応度を $-0.10\Delta K$ とし，スクラムを行う。制御棒引抜きは継続とする。

但し、これらいずれの場合においても、冷却材流量および原子炉入口温度は変化しないものとした。

3.2.2 零出力運転時

零出力運転状態の炉出力を2Wおよび冷却材流量を定格の2% ($7.22\ell b/hr$) と仮定する。また出力分布は定格運転時の形状を使用した。炉心の温度は $220^{\circ}F$ の均一分布を仮定した。単一制御棒対の最大反応度値を $0.040\Delta K$ と想定し、全出力運転時と同様に最大引抜

き速度で引抜かれると仮定した。この反応度印加量の時間テーブルを Table 3.2.1 に示した。またスクラム特性は全出力運転時と同一とした。

解析ケースとしては、以下のものを取り上げた。

ゼロ出力-1. スクラムなし

ゼロ出力-2. トリップレベル；60 MW出力，制後棒引抜きは継続してスクラム。

ゼロ出力-3. トリップレベル；60 MW出力後，60秒遅れでスクラムを行う。（制御棒引抜きは継続）

3.3 解析結果および検討

定格出力運転時の定常時軸方向温度分布を Fig. 3.3.1 に示した。平均チャンネルの燃料最高温度は最高出力密度を持つ領域で生じ，約1010℃である。この時，被覆燃料粒子温度は燃料ベッドより約10℃高くなる。冷却材の原子炉入口温度337℃で出口温度は754℃となった。この様な定常状態に対して，解析ケース，全出力-1～6，およびゼロ出力-1～3までの反応度外乱の動特性解析を行った。

Fig. 3.3.2～3.3.7に解析ケース；全出力-1～6の解析結果を示した。ここで燃料粒子温度とは燃料領域における全被覆燃料粒子温度を平均化したもので， UO_2 粒子の平均温度を示した。したがって，最高出力密度領域における被覆燃料粒子中心温度は，この値よりも高くなることに注意すべきである。

以下に各解析ケースについての検討を加える。

(1) 全出力-1 (Fig. 3.3.2)

出力は10.4秒後に約 7.45×10^3 MWまで上昇するが，それ以後急激に減少し，約 6.0×10^3 MW 付近で一時振動する。200秒をすぎるところから，ほぼ定格出力の約1.8倍（ 5.5×10^3 MW）の出力に落ち着く。この間，燃料粒子，減速材，冷却材出口温度は徐々に上昇し，燃料粒子と減速材は，それぞれ約216秒後，225秒後に最高温度に達し，その値よりやや低い値に落ち着く。冷却材出口温度は754℃から約350秒後に1110℃付近に落ち着く。燃料粒子平均温度の最高値は，約1346℃であるが，この時最高出力密度燃料域における燃料ベッド温度は約1530℃で，被覆燃料中心では約1550℃に達していると推定出来る。

(2) 全出力-2および3 (Fig. 3.3.3, 3.3.4)

スクラム後の制御棒引抜き停止と継続の間には，Fig. 3.3.3 と 3.3.4 に示されたごとく，その差は無い。出力が定格時の140%（ 4.2×10^3 MW）に達した後，スクラム効果により出力は急激に減少する。燃料粒子温度は約2秒後に，また冷却材出口温度は約7秒後に最高温度に達する。この時，被覆燃料粒子中心温度は約1110℃に達する。スクラム後，冷却材出口温度の方が，燃料粒子温度の減少より，若干ゆるやかに下るため，冷却材出口温度の方が少し高くなり，徐々に平衡値に達する。

(3) 全出力-4 (Fig. 3.3.5)

Fig. 3.3.5 に示されたごとく，過度現象は解析ケース全出力-2および3の場合と同様である。出力はスクラム遅れ15秒後に，約 5.3×10^3 MW に達し，燃料粒子温度も約1007℃

になる。

(4) 全出力-5 (Fig. 3.3.6)

原子炉出口冷却材温度は、77秒後で75°F上昇し、796°Cとなる。この時点で、スクラム動作が始まり、出力は急激に減少する。出力の最高値は、 5.5×10^3 MWで、Fig. 3.3.6に示されたごとく、燃料粒子温度はスクラム後、約2秒後に最高の1025°Cに達する。また冷却材ガス出口温度も約10秒後に、最高の807°Cになる。その後、両温度とも徐々に減少し、400秒を過ぎる頃から平衡値に達する。

(5) 全出力-6 (Fig. 3.3.7)

140%定格出力後、 $-0.10 \Delta K$ の反応度でスクラムを行なわれた場合であるが、これは解析ケース、全出力-3の場合と比較してみても、ほぼ同様な結果が得られた。但し、Fig. 3.3.4と3.3.7を比較すると、 $0.10 \Delta K$ でスクラムを行なった方が、若干遅れて燃料粒子温度および冷却材出口温度とも最高温度に達し、 $-0.15 \Delta K$ でスクラムを行なった場合に比べて1~2°C、それぞれ高くなっている。

つぎにゼロ出力-1~3をFig. 3.3.8~3.3.10に示す。解析は前節で述べたごとく、炉心全領域とも104°C(220°F)で平衡値に達していると仮定している。

(6) ゼロ出力-1 (Fig. 3.3.8)

スクラムを行わなかった場合についてである。出力は約42秒後に 3.5×10^3 MWに達した後、急激に減少して 1.0×10^3 MWに至る。しかし再び徐々に上昇し、約120秒後に約 1.4×10^3 MWまで上昇した後、再び減少する。その間、燃料粒子温度および減速材温度は上昇し、約320秒前後で最高温度548°Cに達し、その後減少する。一方、冷却材出口温度は燃料および減速材温度の変化と比較して、緩やかな上昇である。

(7) ゼロ出力-2 (Fig. 3.3.9)

定格の2%流量に対応した出力；60 MWでスクラムトリップする場合である。出力は40秒前後で急激に上昇し、 1.68×10^3 MWにまで達するが、その後スクラムの効果であらわれ、急激に減少する。燃料粒子温度も約40秒後から急に上昇し、131°Cに到達するが、スクラム後は数秒間の急低下の後、徐々に低下していく。冷却材出口温度は同様に急上昇するが、約100秒後に、115.5°Cで平衡値に達する。

(8) ゼロ出力-3 (Fig. 3.3.10)

スクラム・トリップ・レベル60 MW、遅れ60秒で、スクラムを行った場合である。出力は 3.5×10^3 MWに達した後、急減し、 1.0×10^3 MWまで低下するが、その後徐々に上昇し、スクラム効果が現われる約100秒後から、再び急低下する。燃料粒子温度は326°Cに達した後、約20秒間の急低下の後には徐々に下降する。冷却材出口温度も約150秒まで急上昇するが、その後の変化は緩やかである。

燃料領域の最高出力密度点の温度変化を、全出力運転時の場合をFig. 3.3.11に、ゼロ出力運転時の場合をFig. 3.3.12に示した。全出力運転時の場合、スクラム効果が無い場合には、燃料温度は約1530°Cに達するが、スクラムトリップレベル140%定格出力、または冷却材出口温度75°F上昇によるスクラムがあれば、燃料温度は1200°C以下に抑えることが可能である。ゼロ出力運転時の場合は、スクラムが無い場合でも、750°C以下であるが、

初期に比べて約650℃の温度上昇となる。定格の2割出力でのスクラムを行なえば、約150℃以下、またその遅れを60秒後とすれば、450℃以下に温度上昇を抑えることが出来る。

Fig. 3.3.13 および3.3.14 に燃料領域の最高出力密度点における径方向温度分布の時間変化を、全出力およびゼロ出力運転について、スクラムがない場合を示した。全出力の場合、定常時のギャップ温度差は100℃以下であるが、過度時には200℃以上にもなる。また減速材表面と冷却材との間の温度差も、定常時において約300℃以下であるが、過度時には450℃程度になる。ゼロ出力時では、減速材温度の上昇と比べて、冷却材温度は徐々にしか上昇せず大きな温度差がつく。これらの結果は燃料温度の上昇に対して冷却材ヘリウムの温度追従性が悪いことを示している。

Fig. 3.3.15 に全出力運転時の燃料体中心域での軸方向温度分布の時間変化を示した。スクラムを行わなかった場合、炉心出口と最高温度点に大きな温度差が生じてくるが、スクラムを行わなかった場合、最高温度位置は炉心出口になり、徐々に平坦化してくる。

これらの結果より、全出力運転時には、スクラムを行わなければ、燃料最高温度は1500℃を超えることになるが、それ以前に何らかのスクラム動作を行う必要がある。しかし、ゼロ出力運転時には、燃料最高温度はスクラムを行わなくても、750℃以下であった。

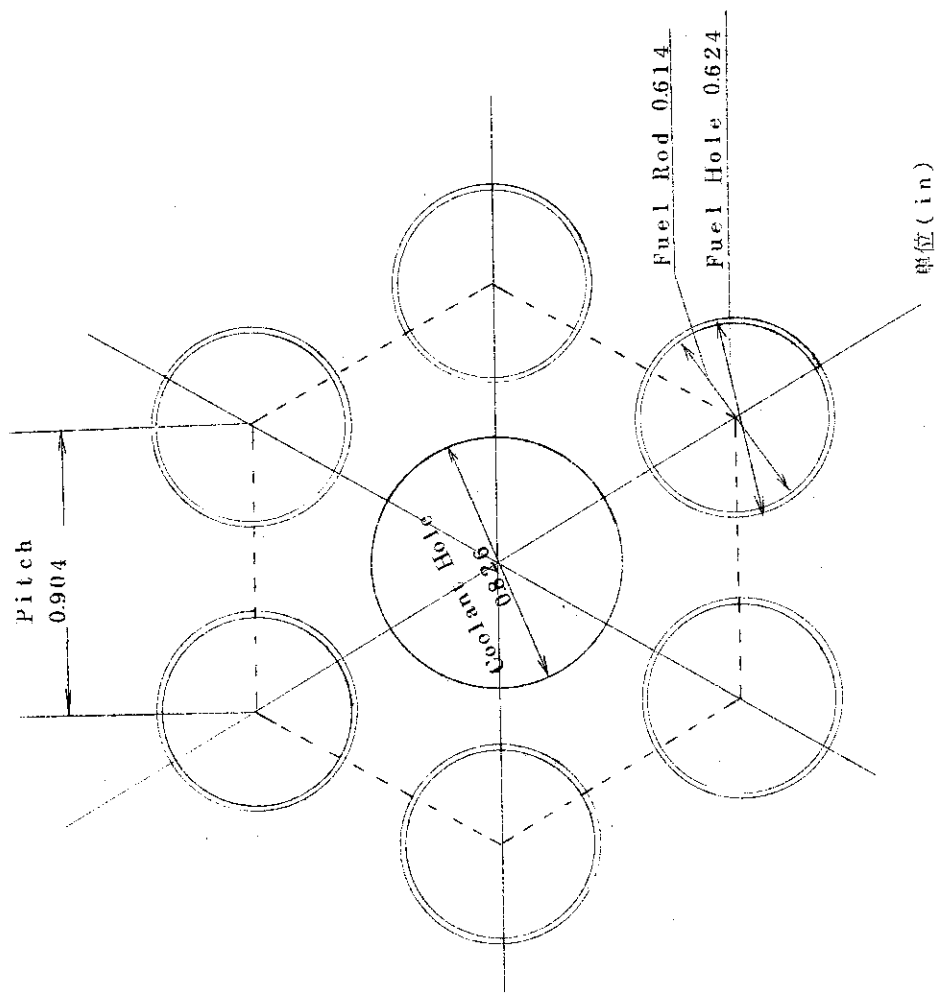


Fig. 3.1.1 Unit Cell Model for HTGR Core

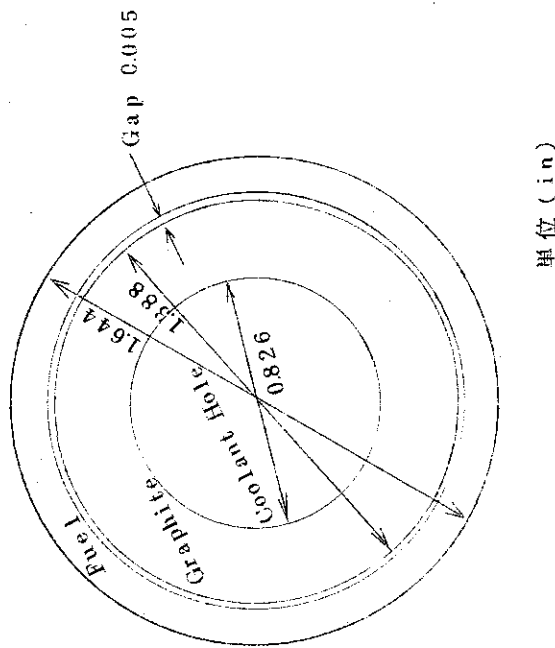


Fig. 3.1.2 Cylindrical model of HTGR Core

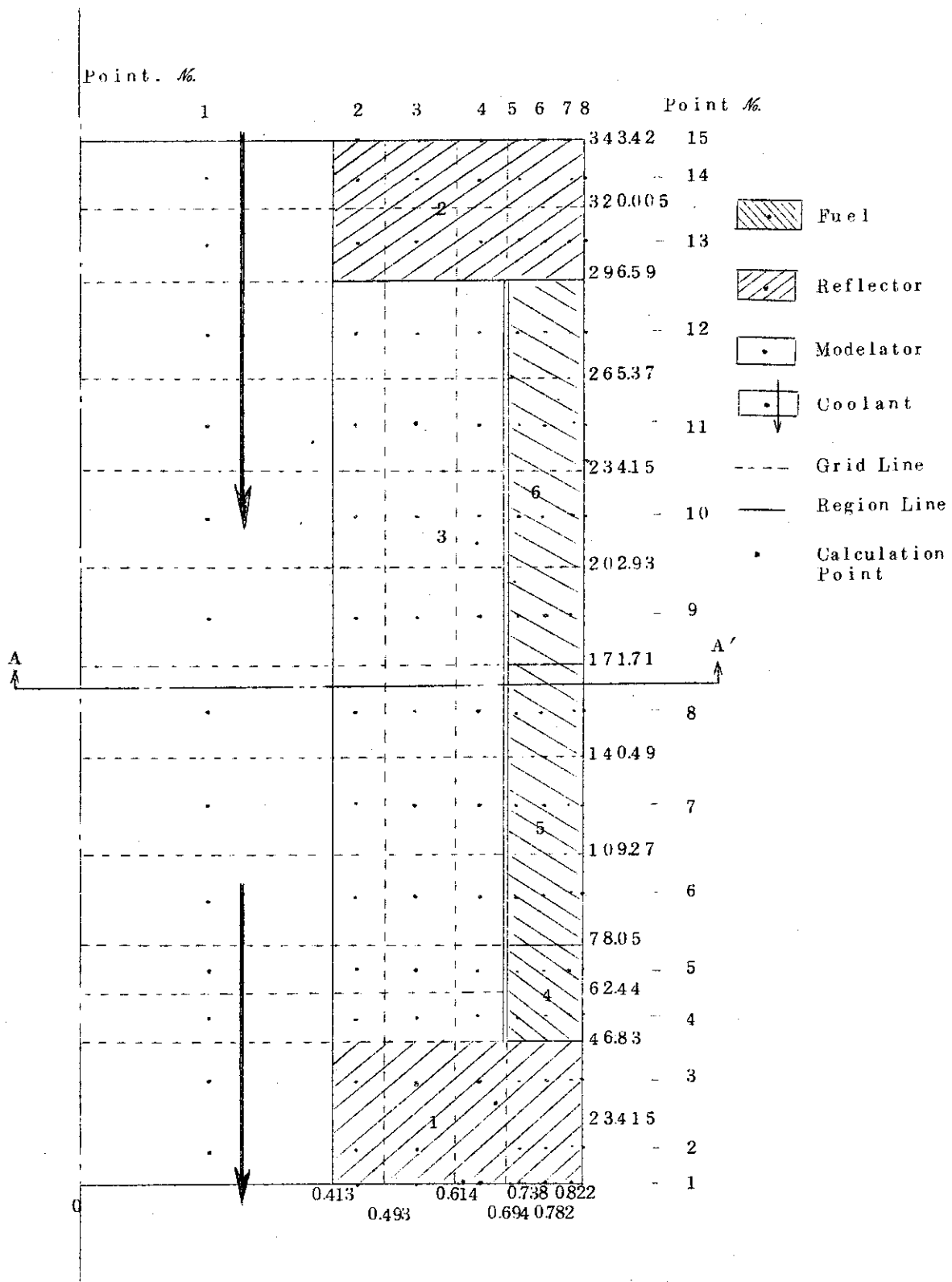


Fig. 3.1.3 Geometrical Model of Average Channel

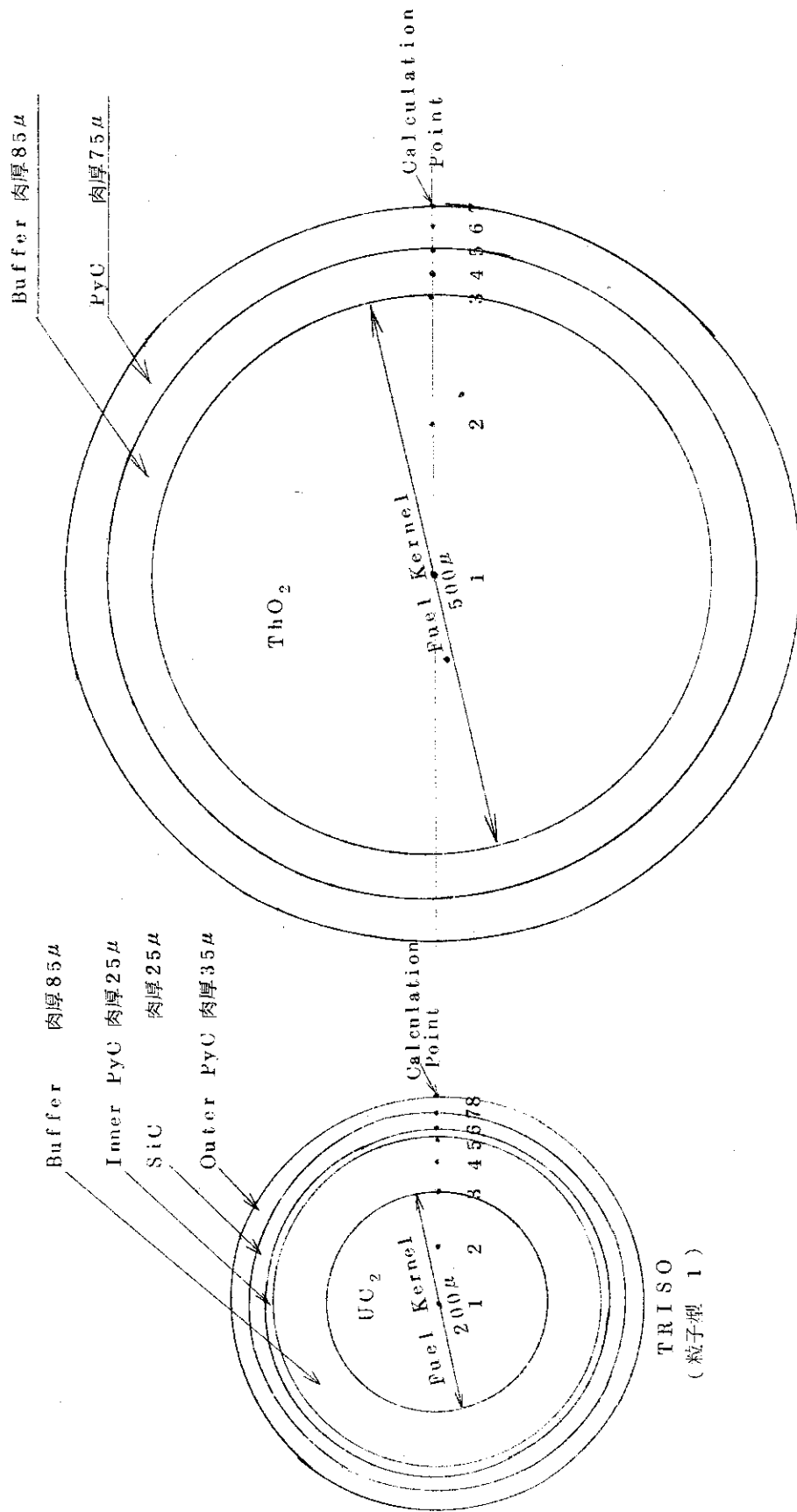


Fig. 3.1.4 Model of Coated Fuel Particle

Table 3.1.1 Input Data of Reactor Physics

○ 炉心中全燃料装荷量 (初期炉心) (FULTON P.S.A.R. Ch. 4)			
ウラン		1725 kg	
トリウム		37487 kg	
○ 被覆燃料粒子			
Kernel 部重量	UC ₂	4.52 × 10 ⁻⁵ g/ケ	
	うちU重量	4.10 × 10 ⁻⁵ g/ケ	
	ThO ₂	6.01 × 10 ⁻⁴ g/ケ	
	うちTh重量	5.28 × 10 ⁻⁴ g/ケ	
炉心中の個数	UC ₂	4.2073 × 10 ¹⁰ ケ	
	ThO ₂	7.2073 × 10 ¹⁰ ケ	
粒子1個当りの平均熱出力		7.13043 × 10 ⁻² W/ケ	
	(UC ₂ のみ)		
炉心中の体積	UC ₂ 粒子	3.46136 × 10 ⁶ cm ³	
	ThO ₂ 粒子	2.04798 × 10 ⁷ cm ³	
単位体積中の個数	UC ₂	614.91 ケ/cm ³ (1.74143 × 10 ⁷ ケ/ft ³)	
	ThO ₂	1038.18 ケ/cm ³ (2.94013 × 10 ⁷ ケ/ft ³)	
○ 炉心中燃料棒体積		6.839389 × 10 ⁷ cm ³	
○ 被覆燃料粒子充填率		35 %	
○ 非燃料領域の減速材密度に対する 燃料領域の減速材密度の比		0.618	
○ UC ₂ 粒子Kernel部の平均出力密度		1.7031 × 10 ⁴ W/cm ³ (1.64587 × 10 ⁹ Btu/hr ft ³)	
○ 燃料域出力密度分布			
	Level	P/ \bar{P}	
		(\bar{P} : average)	
		全出力時出力密度分布 (×10 ⁹ Btu/hr ft ³)	
	1	1.13	1.860
	2	1.25	2.057
	3	1.35	2.222
	4	1.41	2.321
	5	1.0	1.646
	6	0.84	1.382
	7	0.65	1.070
	8	0.40	0.658
	9	0.34	0.559
○ 定格運転時			
冷却材粒量		361 lb/hr	
冷却材入口温度		337°C (639°F)	
冷却材出口温度		755°C (1392°F)	

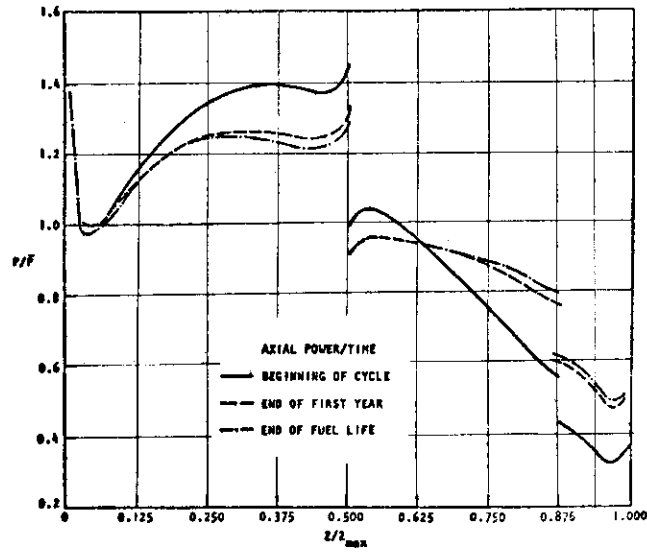


Fig. 3.1.5 Axial Power versus Core Height during Burnup (FULTON P. S. A. R. Ch. 4)

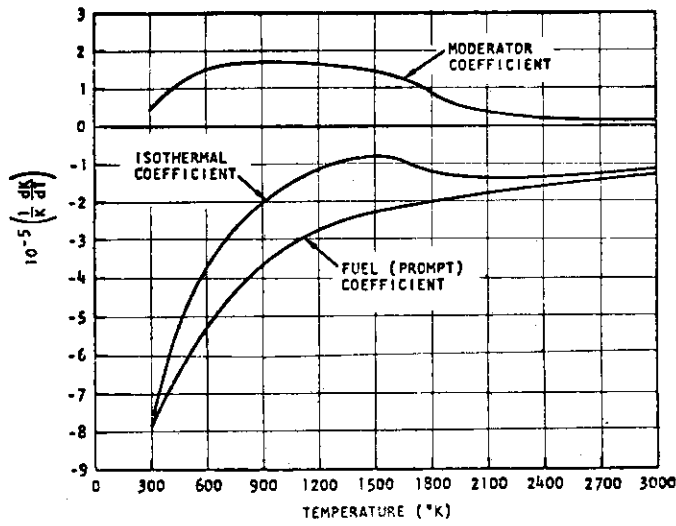


Fig. 3.1.6 Temperature Coefficient (FULTON P. S. A. R. Ch. 4)

Table 3.1.2 Neutron Dynamics Constants and Temperature Coefficients (FULTON P.S.A.R. Ch. 15)

○ 即発中性子生成時間	4.11×10^{-4} sec	
○ 遅発中性子		
i	生成割合 β_i	崩壊定数 λ_i (sec ⁻¹)
1	0.219×10^{-3}	1.248×10^{-2}
2	1.236×10^{-3}	3.146×10^{-2}
3	1.094×10^{-3}	1.196×10^{-1}
4	2.020×10^{-3}	3.086×10^{-1}
5	0.564×10^{-3}	1.133
6	0.218×10^{-3}	2.860

○ 温度係数

温度 (°C)	燃料温度係数 ($\Delta\rho$)	減速材温度係数 ($\Delta\rho$)
327	0	0
327	1.9575×10^{-2}	-2.925×10^{-3}
627	3.285×10^{-2}	-7.725×10^{-3}
927	4.2225×10^{-2}	-1.275×10^{-2}
1227	4.950×10^{-2}	-1.740×10^{-2}
1527	5.580×10^{-2}	-2.0775×10^{-2}
1827	6.140×10^{-2}	-2.2425×10^{-2}
2127	6.637×10^{-2}	-2.3925×10^{-2}
2427	7.080×10^{-2}	-2.445×10^{-2}
2727	7.485×10^{-2}	-2.475×10^{-2}

Table 3.1.3 Coated Particle Design Parameters (FULTON P.S.A.R. Ch. 4)

Particle	Fuel Kernel		Coating			
	Composition	Diameter(um)	Type	Thickness (um)	Density (g/cm ³)	
Uranium	UC ₂	200	TRISO	Buffer	85	1.15
				Inner Isotropic PyC	25	1.95
				SiC	25	3.20
				Outer Isotropic PyC	35	1.80
Thorium	ThO ₂	500	BISO	Buffer	85	1.15
				Isotropic PyC	75	1.90

Table 3.1.4 Physical Properties of Core Materials

。被覆燃料粒子

		熱伝導率 (Btu/hr ft °F)	比熱 (Btu/ft ³ °F)
UC ₂ 粒子	Kernel 部	24.0	33+0.00323T-(153×10 ⁻⁶ /T ²)
	Buffer 層	3.0	0.1
	Inner PyC 層	5.0	0.1
	SiC 層	3.0	0.1
	Outer PyC 層	5.0	0.1
ThO ₂ 粒子	Kernel 部	1.21	31+0.00325T-(145×10 ⁻⁶ /T ²)
	Buffer 層	3.0	0.1
	PyC 層	5.0	0.1

。燃料体 (燃料域) (FULTON P.S.A.R. Ch. 4)

熱伝導率	4.0 Btu/hr ft °F
比熱	0.295+0.0271T-4.88×10 ⁻⁶ T ² Btu/ft ³ °F

。黒鉛 (反射体, 減速材域) (FULTON P.S.A.R. Ch. 4)

熱伝導率	半径方向 16.0 Btu/hr ft °F
	軸方向 18.0 Btu/hr ft °F
比熱	0.377+0.0372T-6.7×10 ⁻⁶ T ² Btu/ft ³ °F

。ギャップ

熱伝導率	0.2 Btu/hr ft °F
------	------------------

。ヘリウム

比熱	Btu/lb °R	1.242
熱伝導率	Cal/cm sec C	

$$\lambda = \left\{ 2.97 \times 10^{-3} \times T^{0.69} + \frac{9.23 \times 10^9 \times (T - 273.16)}{(T - 273.16)^5 + 4.29 \times 10^{14}} + 0.233 \right. \\ \left. + 2.39 \sigma^2 \right\} \frac{1}{418.7}$$

静粘性係数 g/sec cm²

$$\mu = \left\{ 3.78 \times 10^{-7} T^{0.69} + \frac{5.0 \times 10^{-7}}{0.52 + T/569.6} + 2.67 \times 10^{-6} \sigma^2 \right\} \frac{1}{98.1}$$

密度 g/cm³

$$\rho = \frac{-RT + \sqrt{(RT)^2 + 4BRT}}{2BRT}$$

$$(B = 0.335692 \times 10^{-2} \times (15.8922 - \ln T)^3 - 1.09682 \times e^{-24177 \times 10^{-3} T})$$

T: 温度 °K

R: ガス定数 (ヘリウム 21.1887 Kg · cm/g °K)

B: 第2ビリアル係数

。熱伝達係数 h (FULTON P.S.A.R. Ch. 4)

$$Re < 2200 \quad h = 2.0 \times \frac{\lambda}{D}$$

$$Re \geq 2200 \quad h = 0.02 \times Re^{0.3} \times Pr^{0.4} \times \frac{\lambda}{D}$$

λ: ヘリウム熱伝導率

Pr: プラントル数 (= 0.67)

D: 冷却孔径

G: 流量

$$Re: \text{レイノルズ数} \left(= \frac{GD}{Sg\mu} \right)$$

S: 流路面積

μ: 静粘性係数

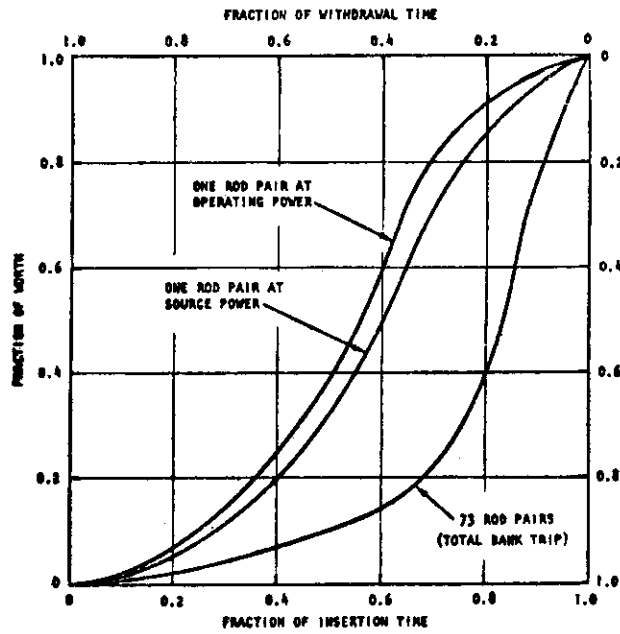


Fig. 3.2.1 Reactivity Insertion Rate during Rod Pair Withdrawal and Trip Action (FULTON P. S. A. R. Ch. 4)

Table 3.2.1 Rod-Withdrawal Reactivity Table

時間割合	時間(sec)	全出力運転時		0出力運転時	
		worth割合	$\Delta \rho$	worth割合	$\Delta \rho$
0	0	0	0	0	0
.1	20.8	.03	.00045	.05	.002
.2	41.6	.09	.00135	.15	.006
.3	62.4	.2	.003	.30	.012
.4	83.2	.4	.006	.50	.02
.5	104.0	.62	.0093	.68	.0272
.6	124.8	.75	.01125	.80	.032
.7	145.6	.86	.0129	.88	.0352
.8	166.4	.93	.01395	.95	.038
.9	187.2	.98	.0147	.98	.0392
1.0	208.0	1.0	.015	1.0	.04

Table 3.2.2 Scram Reactivity Table

時間割合	時間	worth割合	$\Delta \rho$
0	0	0	0
.1	2.5	.00715	.00107
.2	5.0	.0214	.00321
.3	7.5	.045	.00675
.4	10.0	.075	.01125
.5	12.5	.1	.015
.6	15.0	.145	.02175
.7	17.5	.225	.03375
.8	20.0	.4	.06
.9	22.5	.77	.1155
1.0	25.0	1.0	.15

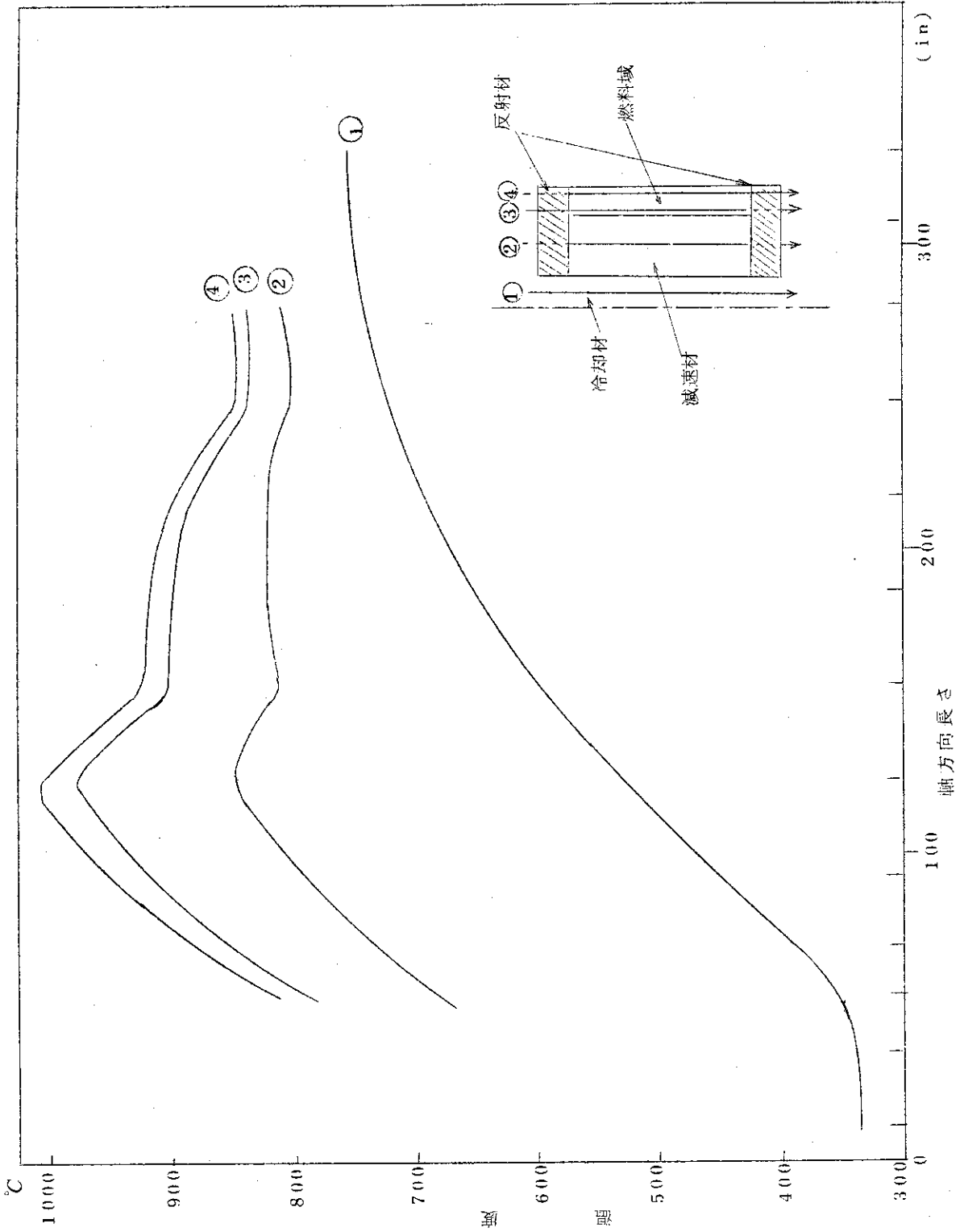


Fig. 3.3.1 Axial Temperature Distribution at Normal Power

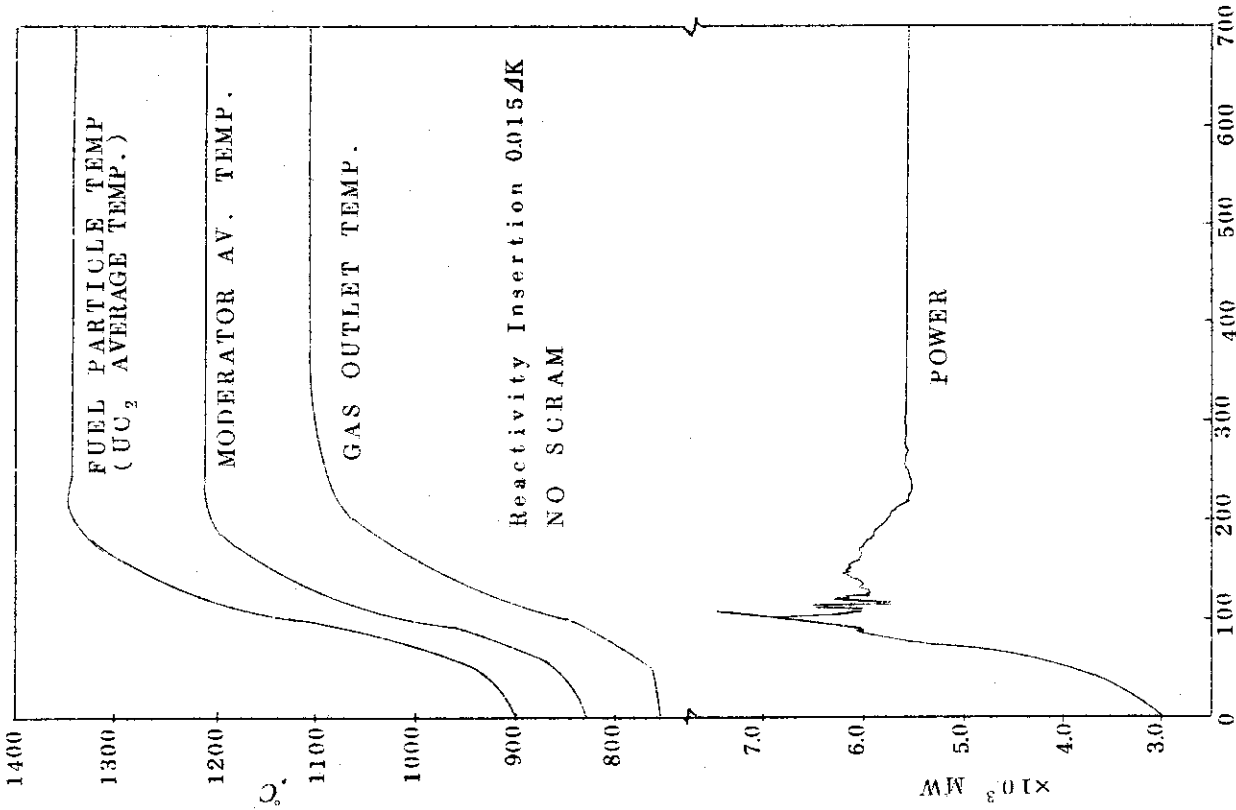


Fig. 3.3.2 CASE; Full Power-1

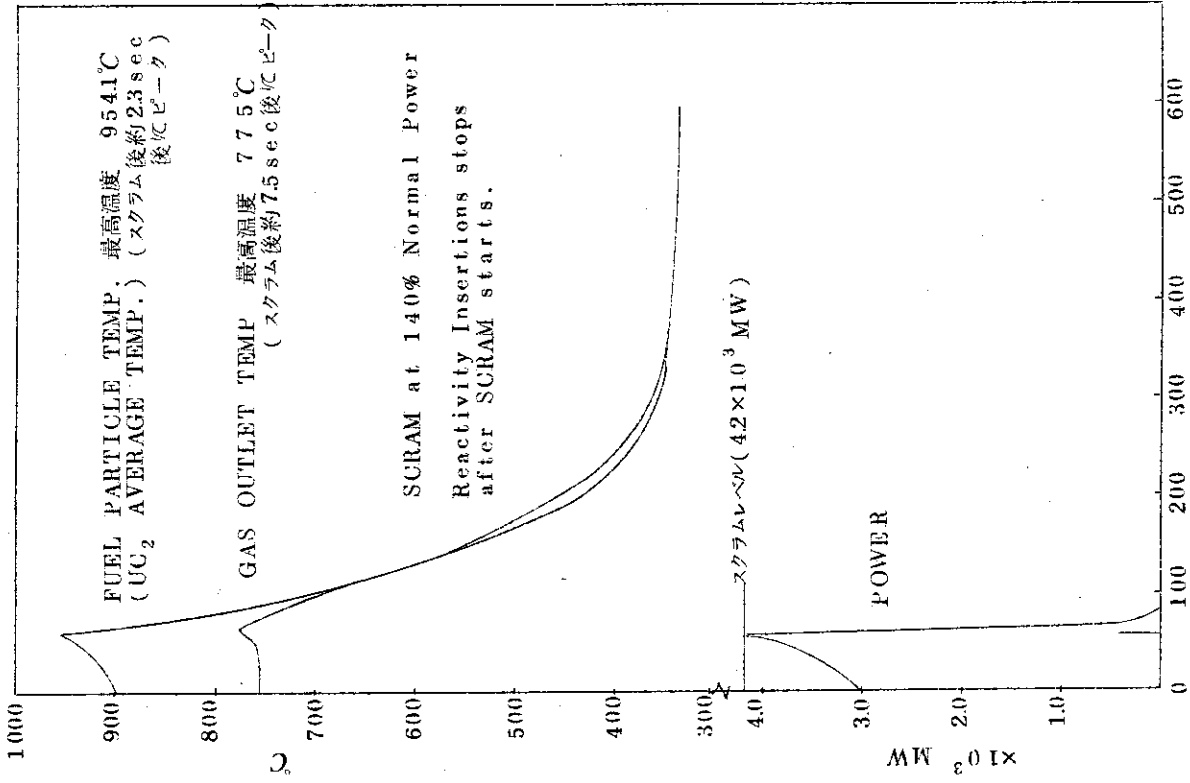


Fig. 3.3.3 CASE; Full Power-2

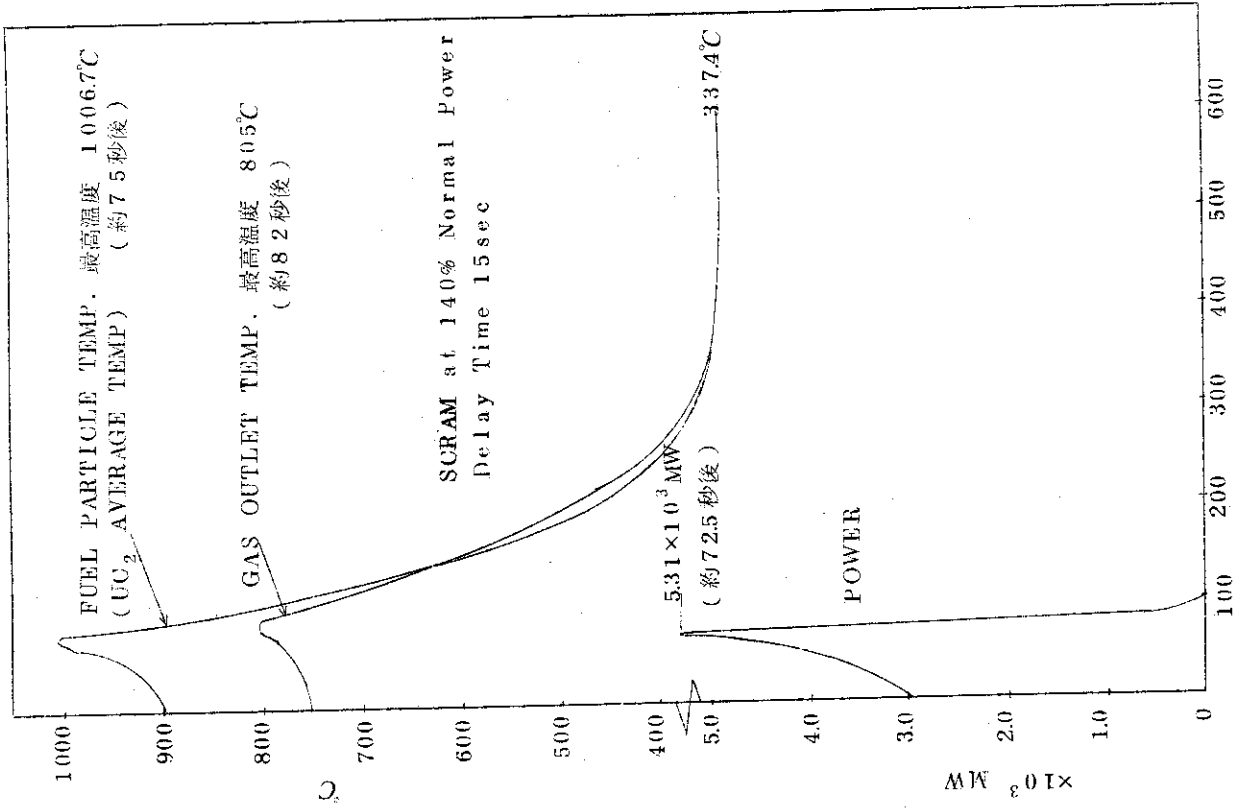


Fig. 3.3.5 CASE; Full Power-4

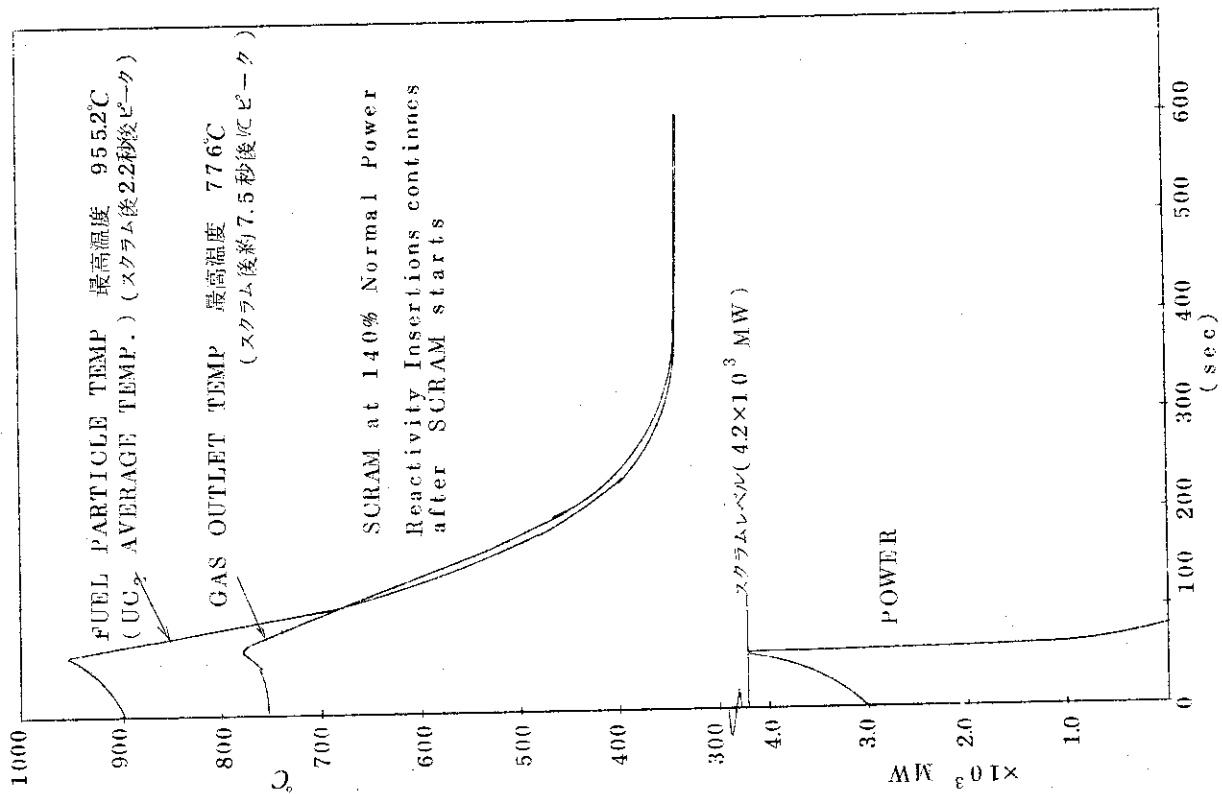


Fig. 3.3.4 CASE; Full Power-3

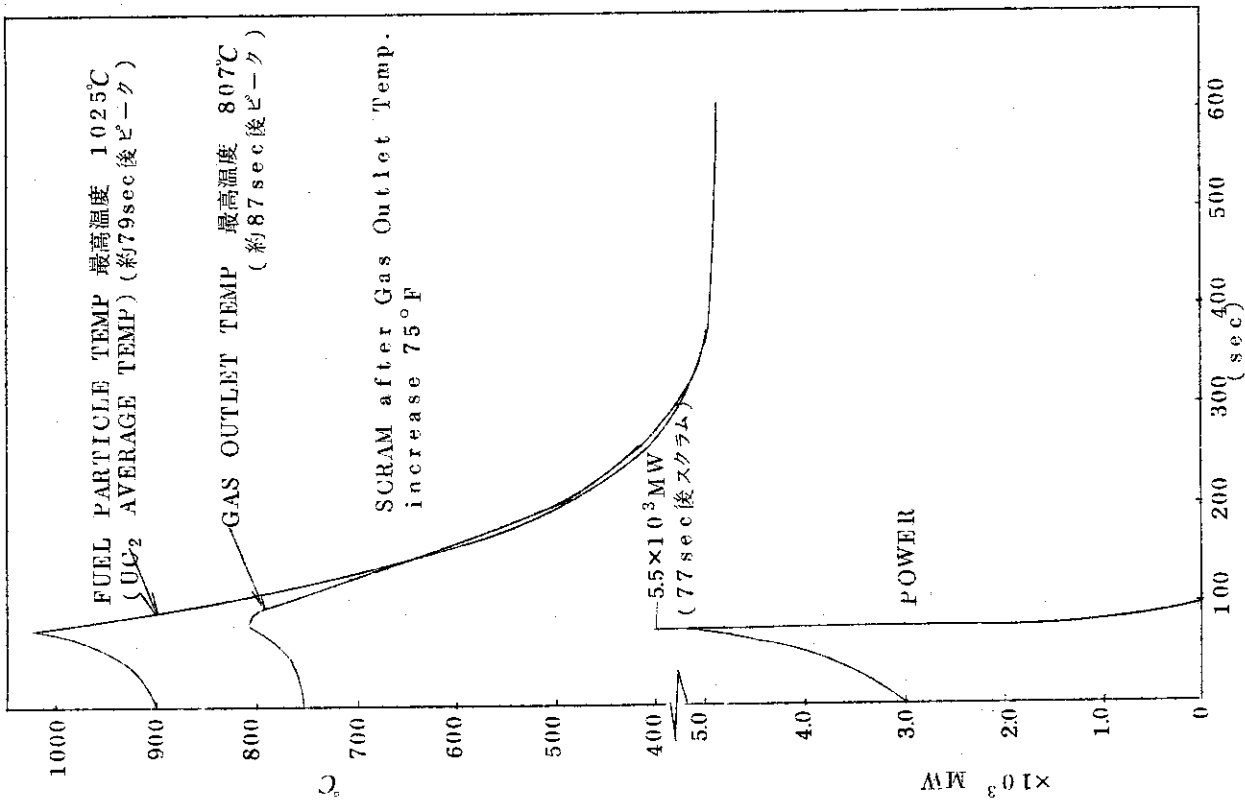


Fig. 3.3.6 CASE: Full Power-5

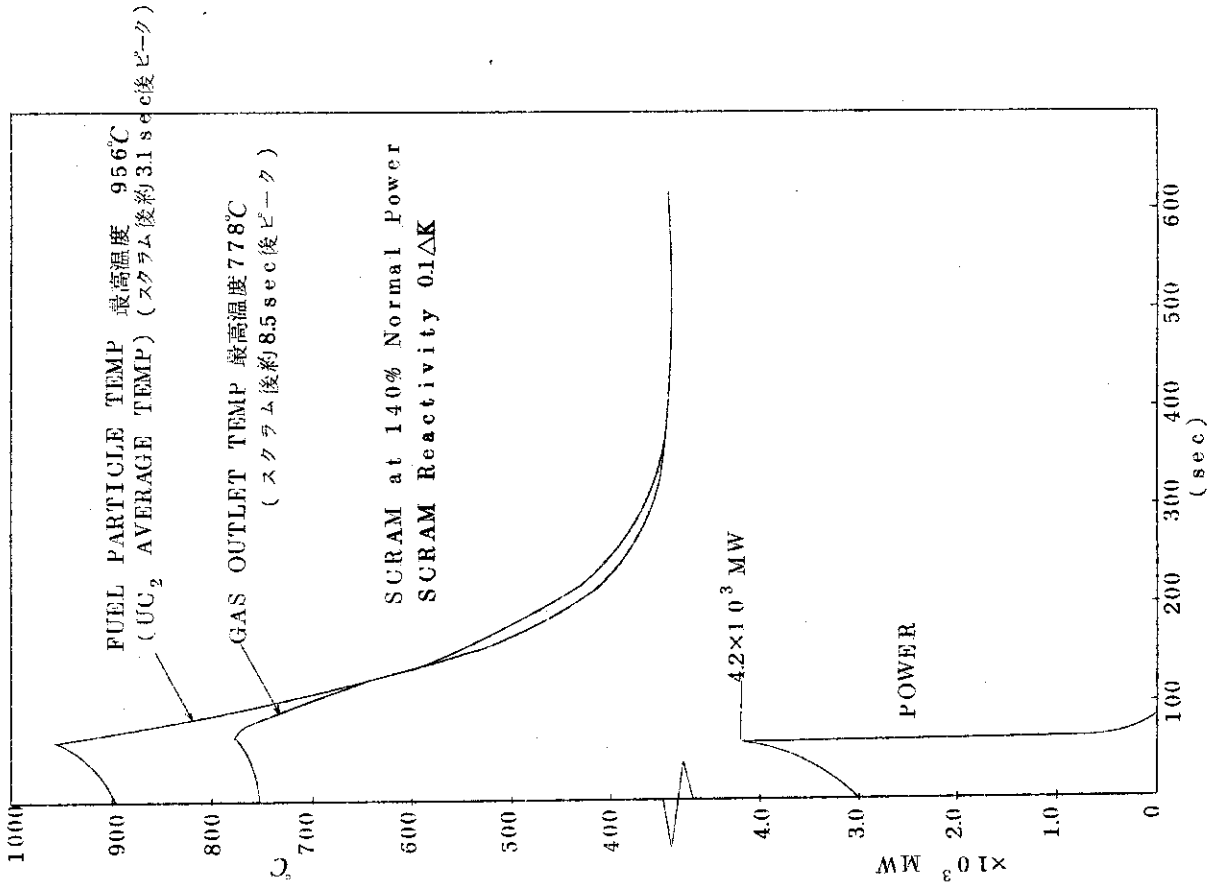


Fig. 3.3.7 CASE: Full Power-6

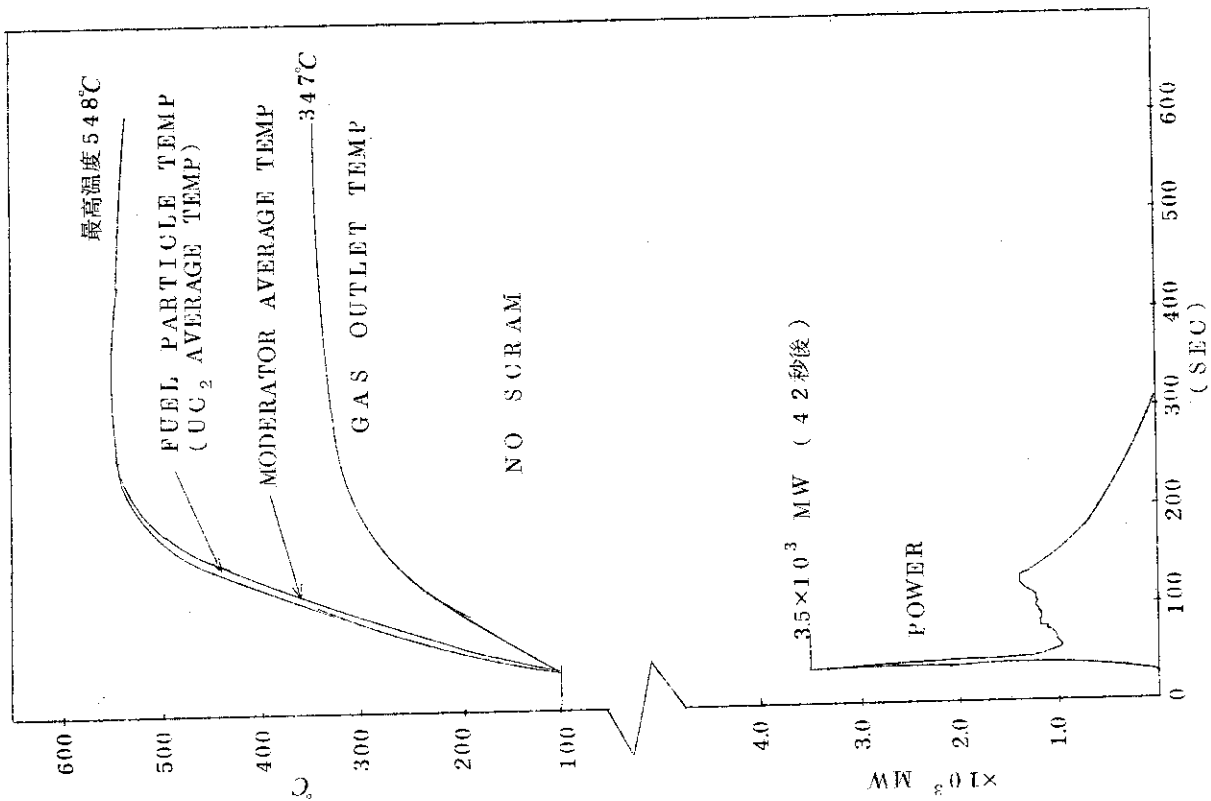


Fig. 3.38 CASE; Zero Power-1

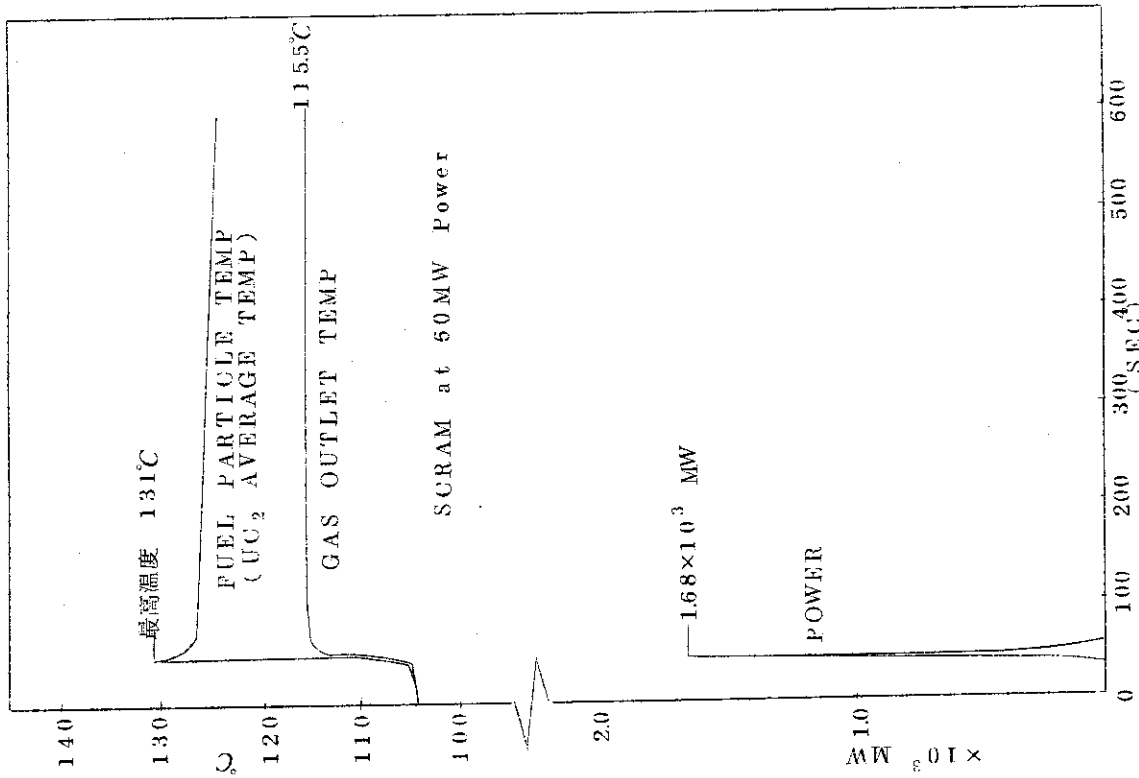


Fig. 3.39 CASE; Zero Power-2

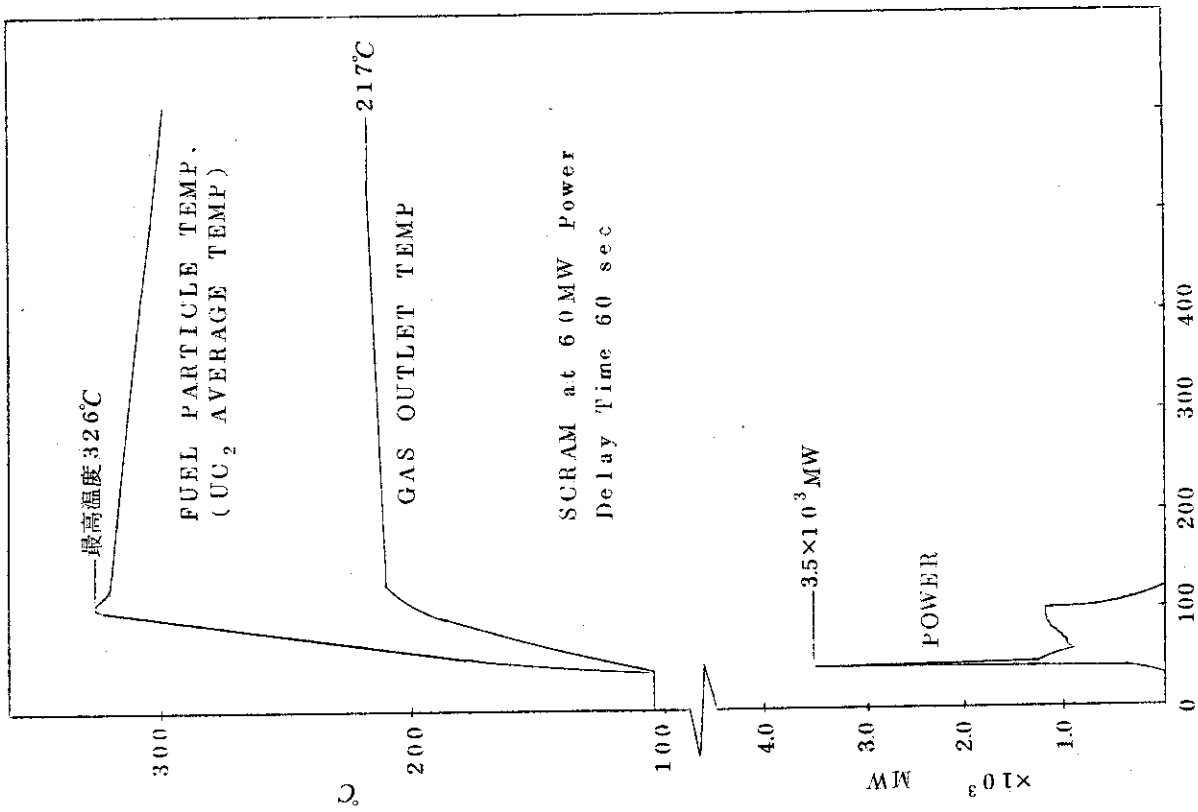


Fig. 3.3.10 CASE; Zero Power-3

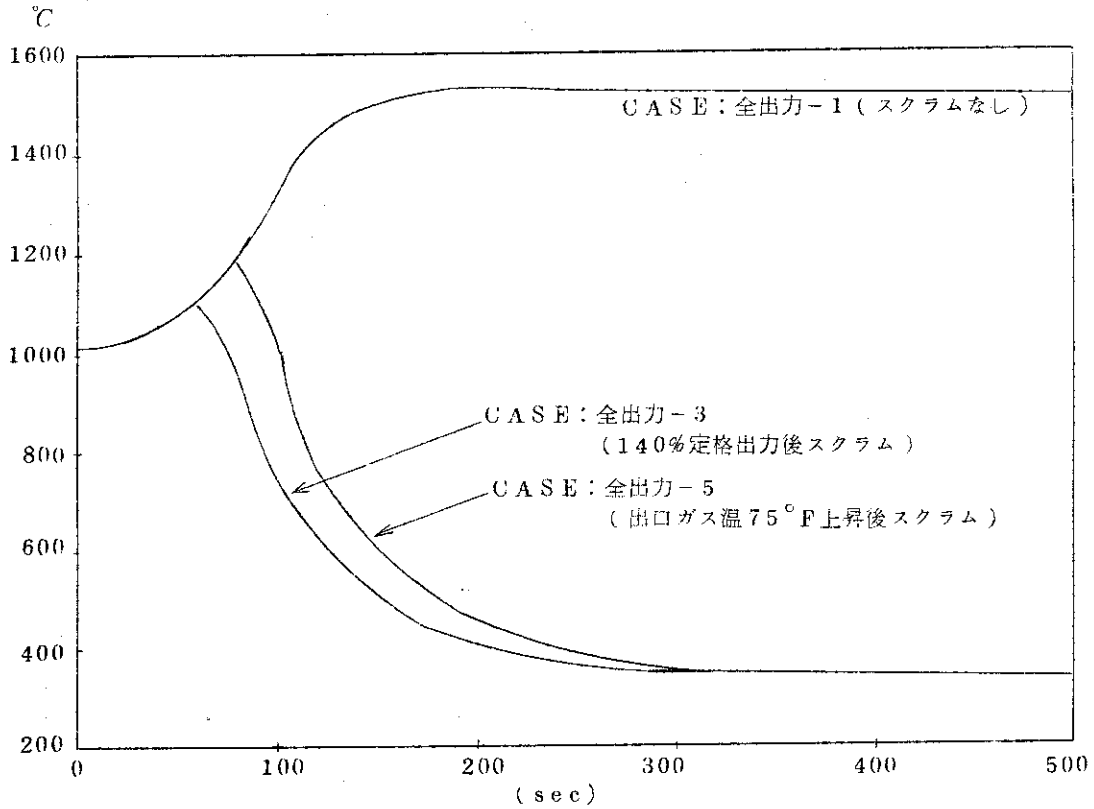


Fig. 3.3.11 Comparison of the Temperature Variety at High Power Density in Full Power

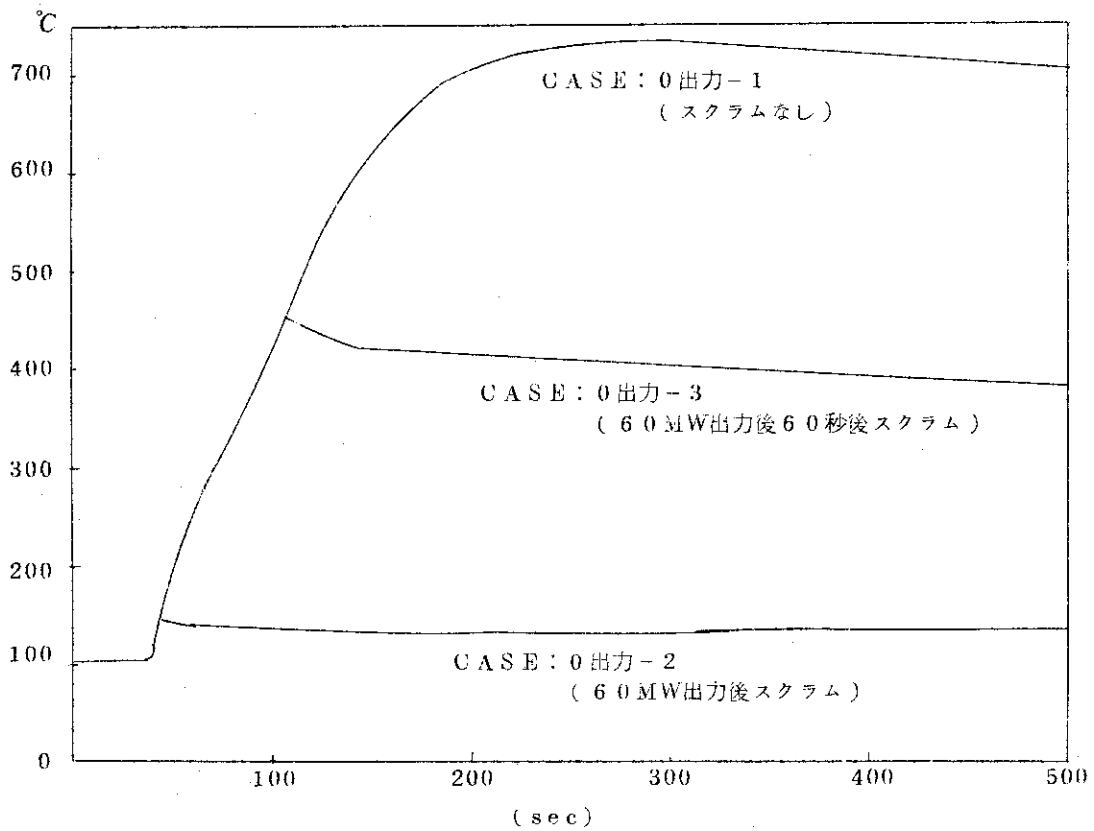


Fig. 3.3.12 Comparison of the Temperature Variety at High Power Density in Zero Power

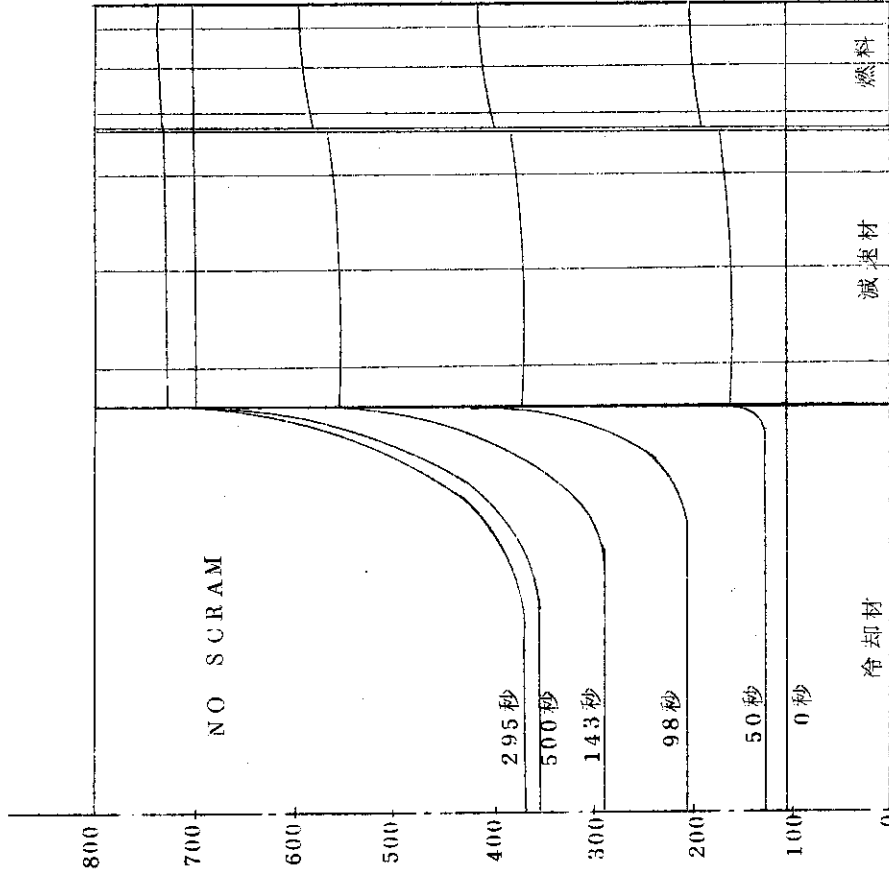


Fig. 3.314 Variety of the Radial Temperature Distribution at High Power Density at Zero Power

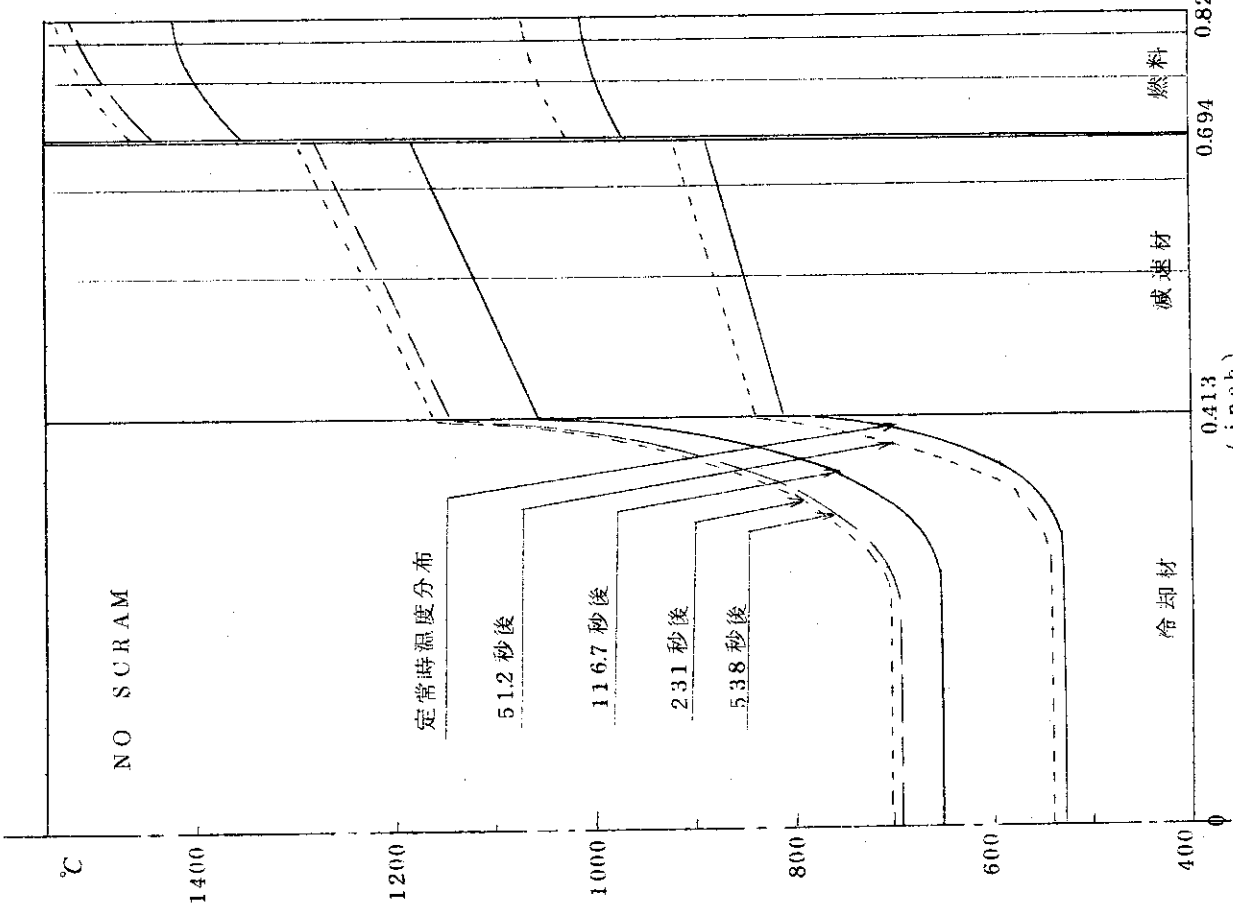


Fig. 3.313 Variety of the Radial Temperature Distribution at High Power Density at Full Power

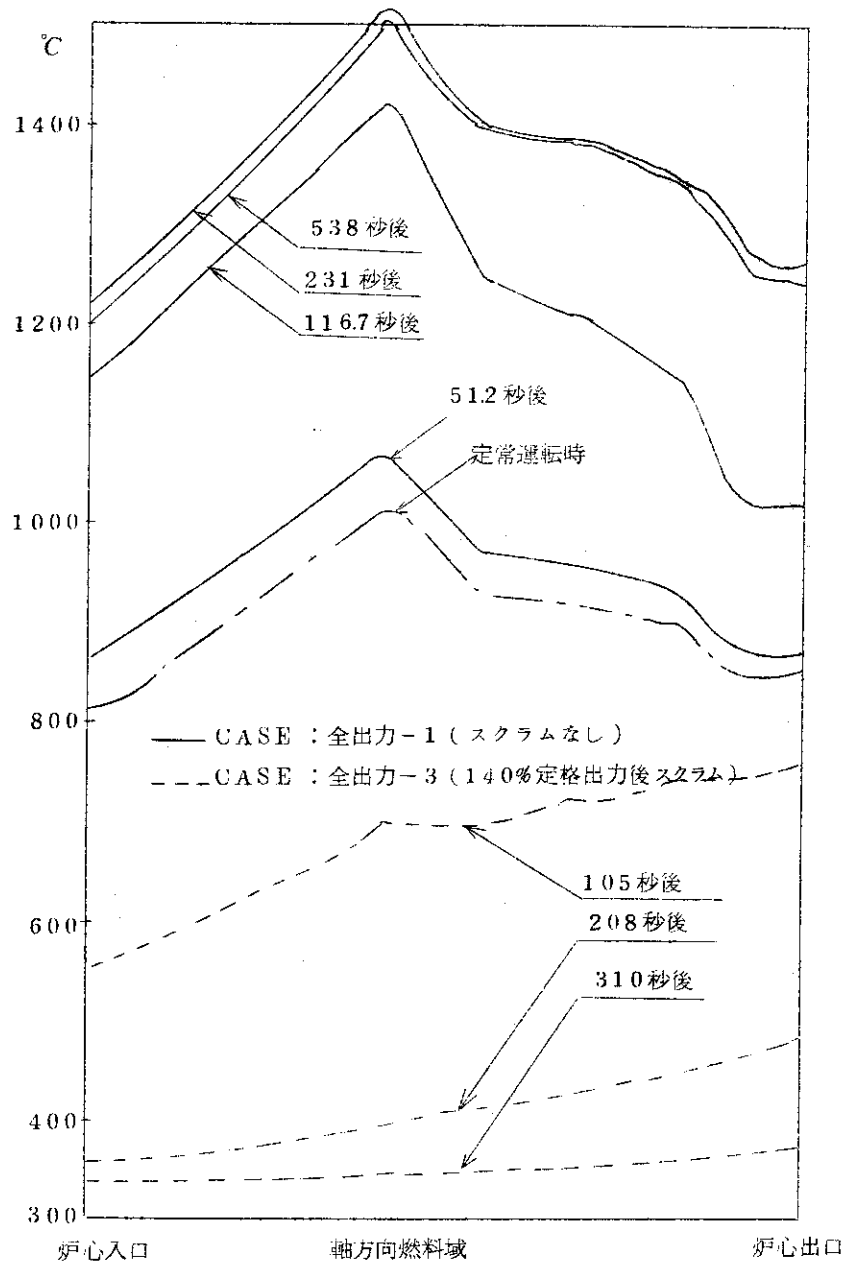


Fig. 3.3.15 Variety of the Axial Temperature Distribution at the Center of Fuel Region

4 プラント動特性解析

4.1 はじめに

プラント動特性解析コード ICARUS-PG を使って解析を行った。ICARUS-PG コードについての詳細は付録〔APPENDIX-A〕に述べた。解析に供した炉心データは第3章と同一である。ただし被覆燃料粒子モデルは ICARUS-PG では考慮されていない。この部分のデータは燃料コンパクトの等価な出力密度でおきかえてある。蒸気発生器については FULTON 発電所の PSAR⁽³⁾ に示された主要諸元を利用して仮想の蒸気発生器を設計し、細部のデータとした。

解析項目はプラントの動特性解析と事故解析に分けて行なわれた。

4.2 解析モデル

付録〔APPENDIX-A〕に示す。

4.2.1 解析モデルとその内容

システムの解析モデルを Fig. 4.2.1 に示す。その内容を以下に述べる。

(1) 1次系（ヘリウム系）と2次系（水・蒸気系）を有し、主要機器は炉心、蒸気発生器および蒸気タービンである。各系統および機器の計算においては次の単純化がなされている。

- a 炉心の熱計算は平均化した1チャンネルモデルを用いる。
- b 1次系は1ループを単位に計算する。
- c 蒸気発生器の各部は平均化した伝熱管1本の計算で代表する。
- d 2次系は1次系の1ループに対応する流量に合わせて計算する。

(2) 炉心部としてはコード BLOOST-5 がサブルーチンとして組み込まれている。

BLOOST-5 は第3章炉心動特性解析で用いられた BLOOST の前身であり、被覆燃料粒子モデルが考慮されていない。

(3) 1次系のヘリウム流量は質量流量をタイムテーブルで入力する。1次系の圧力分布は計算されないが、ヘリウム循環機の昇圧によるヘリウムの昇温は考慮されている。また有効炉心部以外を流れるバイパス流については単純な混合モデルとしてあつかう。

(4) 蒸気発生器は蒸発器（EVAP）またはEES）、過熱器（SH）および再熱器（RH）から構成されている。SHおよびRHは過熱蒸気のみをあつかう。計算は分布定数モデルでなされる。

(5) 2次系のモデルの内容は次の通りである。

- a 2次系給水流量はタイムテーブルで入力するか、または給水圧力および給水バルブ開度をタイムテーブルで入力し、摩擦損失と圧力とのバランスより求める。
- b 2次系の圧力分布および流量分布はプレナムの圧力および伝熱管の圧力損失を模擬することにより計算される。プレナムは3コ模擬され（Fig. 4.2.1）、その間の摩擦損失のバランスおよび質量保存則により流量および圧力が求められる。
- c 蒸気タービンは臨界流モデルである。スロットル・バルブの開度をタイム・テーブルで入

力して蒸気タービンの流量を変えることができる。

d ヘリウム循環機駆動用の蒸気タービンは高圧タービンにまとめてモデル化した。また2次系におけるその他の付属機器(フラッシュタンク等)は考慮されていない。

(6) 制御系は未整備である。

4.2.2 入力データ

入力は各構成コンポーネントについて下記のごとく単純化する。

炉心	:	冷却チャンネル単位
1次系	:	ループ単位
蒸気発生器	:	伝熱管単位
2次系	:	ヘリウム1ループ相当単位

定常状態として Fig. 4.2.2 を想定して入力データを作成した。

(1) 炉心部

基本的に第3章炉心動特性解析と同じである。この中で特に幾何形状、核的データおよび物性値は全く同一であるが、燃料の出力密度については次の修正がなされている。コード ICARUS-PG は出力密度として燃料コンパクトの平均値を入力するため、次の値を採用した。出力密度分布は同一である。

$$\begin{aligned} \text{燃料平均出力密度} &= \text{炉心平均出力密度} \times (\text{炉心体積} / \text{コンパクト体積}) \\ &= 4.21 \times 10^6 \text{ Btu/hr} \cdot \text{ft}^3 \end{aligned} \quad (4.2.1)$$

(2) 1次冷却系

a 炉心の冷却チャンネル数、冷却チャンネル出力を 97.7012KW とすると、

$$\frac{\text{炉心全出力}}{\text{冷却チャンネルの出力}} = 30705 \text{ 本} \quad (4.2.2)$$

となる。

b 1次系流量

$$\text{循環全ヘリウム量} = 1410.24 \text{ kg/sec}$$

$$1 \text{ ループ当りヘリウム循環量} = 235.04 \text{ kg/sec}$$

c アクティブコア・ヘリウムバイパス率

$$1.0 - \frac{\text{蒸気発生器入口温度} - \text{炉心入口温度}}{\text{アクティブコア出口温度} - \text{炉心入口温度}} = 0.0662 \quad (4.2.3)$$

d 冷却チャンネル流量

$$\begin{aligned} & \frac{\text{全ヘリウム流量} \times (1 - \text{アクティブコア・ヘリウムバイパス率})}{\text{全炉心冷却チャンネル数}} \\ &= 340.1 \text{ lb/hr} \end{aligned} \quad (4.2.4)$$

e ヘリウムダクト

ダクトの種類 3コ

炉心出口 - 蒸気発生器入口 (5分割)

蒸気発生器出口 - ヘリウム循環機 (〃)

ヘリウム循環機 - 炉心入口 (5分割)

直径×長さ 1.8m×10m (全長)

f ヘリウム循環機

ヘリウム吸入圧力 49.5 kg/cm²

ヘリウム吐出圧力 51.0 kg/cm²

(3) 蒸気発生器

P.S.A.R. に示された主要ディメンジョンと Fig. 4.2.2 の主要性能から独自の蒸気発生器を設計した。設計は IHI 社開発の蒸気発生器設計用コード (IHI 社内名 L1Z007) により行った。これにもとづいて入力データを作成した。

次に主要なデータを記す。

a 伝熱管主要データ

	EVAP	SH	RH
本数	272	272	180
長さ (m)	94.3	18.2	14.0
外径 (mm)	25.4	25.4	44.45
肉厚 (mm)	3.3	4.35	4.35
材質	SA-213, T22 (2 $\frac{1}{4}$ Cr - 1Mo)	SB-163, Gr II (Incoloy - 800)	SB-163, Gr II (Incoloy - 800)

b 伝熱部計算用分割

分割	EVAP	SH	RH
分割数	30	10	10
分割長さ (m)	3.14	1.82	1.40

c 熱流動定数

蒸気器内 水・蒸気側摩擦係数 0.03 一定

ヘリウム側熱伝達係数計算に用いられる

管群効果係数 0.97 一定

(4) 2次冷却系

流量 (W) は 1 次系 1 ループに対応する水・蒸気流量である。

a 係数

抽気割合 1%

タービン伝達効率 99%

給水バルブ流量係数 (d_{V1}) 0.4032 kg^{1/2} · m/sec

定格時の給水バルブ圧力損失を 17.6 kg/cm² とし、

$d_{V1} = W / \sqrt{\Delta P}$ より求めた。

過熱器摩擦損失係数 (d_{SH}) 334.0 sec²/m⁵

定格時の過熱器圧力損失を主蒸気管の分も含めて 18 kg/cm² とし、

$d_{SH} = \Delta P / V \cdot W^2$ より求めた。ここで、V は、過熱器内の平均の圧力および温度から求めた比容積である。

再熱器摩擦損失係数 (d_{RH}) 19.8 sec²/m⁵

定格時の再熱器圧力損失を前後蒸気管分も含めて 4.08 Kg/cm^2 とし、
 $d_{RH} = \sqrt{P/V \cdot W^2}$ より求めたよこで、 V は再熱器内の平均の圧力および温度から求めた比容積である。

給水温度係数 (A. 3.1.式参照)

$$T_{FEED} = 132 + 0.3246 W_{FEED} \quad (^\circ\text{C})$$

Table 2.2.1 より求めた。

高圧タービン排気エンタルピ係数

$$H = 727 + 0.0 W_{HPT} \quad (\text{Kcal/Kg})$$

Table 2.2.1 より求めた。

低圧タービン排気エンタルピ係数

$$H = 592 - 0.2388 W_{LPT} \quad (\text{Kcal/Kg})$$

在来タービンのデータから求めた。

b プレナム容積

流速 50 m/sec を仮定して配管の断面積を決め、この配管の全長 100 m 分の容積をヘッド容積とした。

蒸気発生器・高圧タービン間 (L1) 8.33 m^3

高圧タービン・再熱器間 (L2) 25.5 m^3

再熱器・中圧タービン間 (L3) 33.3 m^3

c 定格値

高圧タービン定格流量 169.4 kg/sec

中圧タービン定格流量 167.2 kg/sec

L1ヘッド定格圧力 $176.6 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$

L3ヘッド定格圧力 $41.2 \times 10^4 \text{ kg/m}^2$

4.3 解析項目

ICARUS-PG は制御系が未整備のため、解析はすべてオープンループである。解析は平常時の動特性解析と事故解析に分けて行った。解析モデルは同一の冷却ループにより構成された原子炉プラントとして組まれている。

4.3.1 平常時の動特性解析

入力可能なパラメータの1つに外乱を与え、系のせん移状態をみる。

(1) 炉心反応度上昇 $+10\%$

3秒で $0.000535 \Delta K(10\%)$ の反応度をランプ状に印加する。

(2) 1次冷却材流量低下 -10%

次の2ケースを解析する。

1次冷却材-A 1次冷却材が60秒を100%から90%にランプ状に変化させる。

1次冷却材-B 1次冷却材を1秒で100%から90%にランプ状に変化させる。

(3) 給水流量低下 -10%

次の2ケースを解析する。

給水-A 給水流量を60秒で100%から90%にランプ状に変化させる。

給水-B 給水流量を1秒で100%から90%にランプ状に変化させる。

(4) スロットルバルブ閉 - 10%

次の2ケースを解析する。

スロットル-A スロットルバルブ開度を60秒で1.0から0.9へランプ状に変化させる。

スロットル-B スロットルバルブ開度を1秒で1.0から0.9へランプ状に変化させる。

(5) 給水ポンプ吐出圧力低下 - 10%

次の2ケースを解析する。

給水圧力-A 給水ポンプ吐出圧力を60秒で100%から90%へランプ状に変化させる。

給水圧力-B 給水ポンプ吐出圧力を1秒で、100%から90%へランプ状に変化させる。

4.3.2 事故解析

(1) 制御棒引き抜き事故(全出力運転時)

a 反応度印加速度 Table 3.2.1 に従う。

b スクラム条件 炉心出力 4200MW
スクラム遅れ 0.2秒

c スクラム時制御棒ワース挿入速度
Table 3.2.2 に従う。

(2) 1次冷却材循環そう失事故

a 1次冷却材流量減少速度 時定数10秒
" 最少値 10%

b スクラム条件 蒸気発生器入口ヘリウム温度 1441°F (782°C)

(3) 給水そう失事故

a 給水流量減少速度 時定数10秒
" 最少値 10%

b スクラム条件 蒸気発生器出口ヘリウム温度が50°C上昇した時点

4.4 解析結果および検討

動特性解析の初期値となる定格出力の定常時プラント状態および蒸気発生器内温度分布をそれぞれ Fig. 4.4.1 および 4.4.2 に示す。過熱器出口蒸気温度(主蒸気温度)および再熱器出口蒸気温度(再熱蒸気温度)をそれぞれ運転温度 513°C および 539°C に合わせるために給水温度を Fig. 4.2.2 の値よりも下げてある。また同時に上記2つの蒸気温度をおのこの定格値に合わせるために、蒸気発生器の各伝熱部伝熱面積も次のように変更した。この差は主に熱伝達係数の差に起因している。

蒸発部	伝熱管長さ	90m	(設計値; 94m)
過熱部	"	12.8m	(; 18.2m)
再熱部	"	13m	(; 14.0m)

Fig. 4.4.2 は横軸が計算ノード点で取っているので各伝熱部間で長さの単位が違っている。この図から蒸発部の過熱度が小さいことが解る。

4.4.1 平常時の動特性解析

(1) 炉心反応度上昇 Fig. 4.4.3

炉心反応度は反応度印加とともに上昇して10秒でピーク値3470MW に達するが、その後炉心の負の温度係数の影響で下降し最終的には3180MWに達する。燃料最高温度は約30秒で1055℃に達する。この時定数は約18秒である。蒸気発生器へ入るヘリウムの温度は時定数80秒で上昇し最終値759℃になる。これにほとんど追従して主蒸気および再熱蒸気温度が上昇する。上昇量は主蒸気で58℃、再熱蒸気で15℃であり、主(過熱)蒸気の方が大きい。これから、炉心反応度の変化により再熱蒸気温度を制御している現在の方法では時定数が約90秒であり、主蒸気温度にも影響が大きいのでヘリウム流量を減少させて補正を行なう必要のあることがわかる。炉心入口ヘリウム温度にはほとんど影響が出ない。

(2) 1次冷却材流量低下 Fig. 4.4.4 および Fig. 4.4.5

1次冷却材-AをFig. 4.4.4に、また1次冷却材-BをFig. 4.4.5に示す。Fig. 4.4.5から明らかなように、ヘリウム流量10%の減少により時定数約5秒で主蒸気温度が低下し480℃になる。一方再熱蒸気温度はほとんど変化しない。現在採用されている制御系で主蒸気温度をヘリウム流量で調整している理由はここに在ると思われる。

炉心の出力は炉心の平均温度が上昇するため減少し、最終的には2875MWになる。また炉心入口のヘリウム温度が低下するため、炉心出口のヘリウム温度には大きな変化がない。

(3) 給水流量低下 Fig. 4.4.6 および Fig. 4.4.7

給水-AをFig. 4.4.6に、また給水-BをFig. 4.4.7に示す。Fig. 4.4.6から明らかなように、給水流量10%の減少にともなってスロットルバルブ圧力(主蒸気圧力)が時定数約4秒で低下し159Kg/cm²になり、主蒸気温度は時定数約15秒で上昇し595℃に達する。しかし再熱蒸気はわずか10℃の上昇しか示さない。現在の制御系では主蒸気の圧力の調整に給水流量を使っているが、給水流量の変化は主蒸気温度の大きな変化を伴うので、その補正をヘリウム流量の変化によって行う必要がある。

給水流量減少は炉心への影響が非常に小さく、炉心入口ヘリウム温度が約10℃また炉心出口ヘリウム温度が約5℃上昇するのみである。

(4) スロットルバルブ閉 Fig. 4.4.8 および Fig. 4.4.9

スロットル-AをFig. 4.4.8に、またスロットル-BをFig. 4.4.9に示す。Fig. 4.4.9から明らかなように、スロットルバルブ10%閉に従って主蒸気圧力が時定数約4秒で上昇し196Kg/cm²に達する。主蒸気圧力の上昇は水・蒸気の熱容量を減少させるので主蒸気温度の上昇になるが、この時の時定数は約25秒、最終温度が530℃である。その他のパラメータにはほとんど影響しない。

(5) 給水ポンプ吐出圧力低下 Fig. 4.4.10 および Fig. 4.4.11

給水圧力-AをFig. 4.4.10に、また給水圧力-BをFig. 4.4.11に示す。Fig. 4.4.11から明らかなように、給水ポンプ吐出圧力10%低下に従って給水流量が時定数約4秒で減少し最終的に146Kg/secになる。その後は給水流量減少に伴う現象があらわれる。

4.4.2 事故解析

(1) 制御棒引抜き事故 Fig. 4.4.12

全出力運転状態において1対の制御棒が最大速度で引き抜かれた場合の解析である。炉心出力が4200MWに達した時、時間遅れ0.2秒でスクラムをする。スクラムは43秒に発生した。その後炉心出力は急減して、引抜き開始後60秒にして崩壊熱領域に入る。燃料最高温度もスクラム発生と同時に急激に低下する。蒸気発生器入口ヘリウム温度は引抜きが始まってから徐々に上昇し、スクラム発生後約7秒で最高値745℃に達する。これは定格時から15℃の上昇にとどまっている。蒸気温度はヘリウム温度の上昇につれて上昇するが、スクラム発生後ヘリウム温度の低下とともに低下する。引抜き開始後約108秒で蒸発器に過熱蒸気が無くなり過熱器に水・蒸気の2相流が入るためICARUS-PGではこれ以後の解析は無意味になる。主蒸気、再熱器とも最高温度はきわめて低くおさえられている。炉心入口ヘリウム温度はほとんど変化していない。

(2) 1次冷却材循環そう失事故

1次冷却材ヘリウムが時定数10秒で減少すると、10秒以内に蒸発器に過熱部がなくなり過熱器に水が入り始め、ICARUS-PGではこれ以後の解析は意味が無い。この時、炉心補助冷却系の作動が必要である。

(3) 給水そう失事故 Fig. 4.4.13

スクラムなしの給水そう失事故をFig. 4.4.13に示す。給水流量が時定数約10秒で減少し始めると主蒸気温度および再熱蒸気温度は急激に上昇する。しかし炉心入口ヘリウム温度は約40秒間ほとんど変化が無く、40秒後から急激な上昇をはじめ。炉心入口ヘリウム温度が上昇し始めると炉心出口ヘリウムも上昇を開始する。炉心部昇温とともに炉心出力が低下する。ヘリウム循環機保護の立場から50秒以内に1次冷却系を停止する必要がある。それ以後は炉心補助冷却系の作動が必要である。

4.4.3 検討

蒸気発生器の応答が速く、その熱時定数は約10秒となっている。この原因はヘリウム-伝熱管間の熱伝達がよいためであるが、この数値の評価を模擬モデルの適合性をも考慮して検討しなければならない。また、事故解析に輸入される外乱を解析するには、過熱器の二相流の模擬およびフラッシュタンクの動特性の模擬等を今後追加しなければならない。

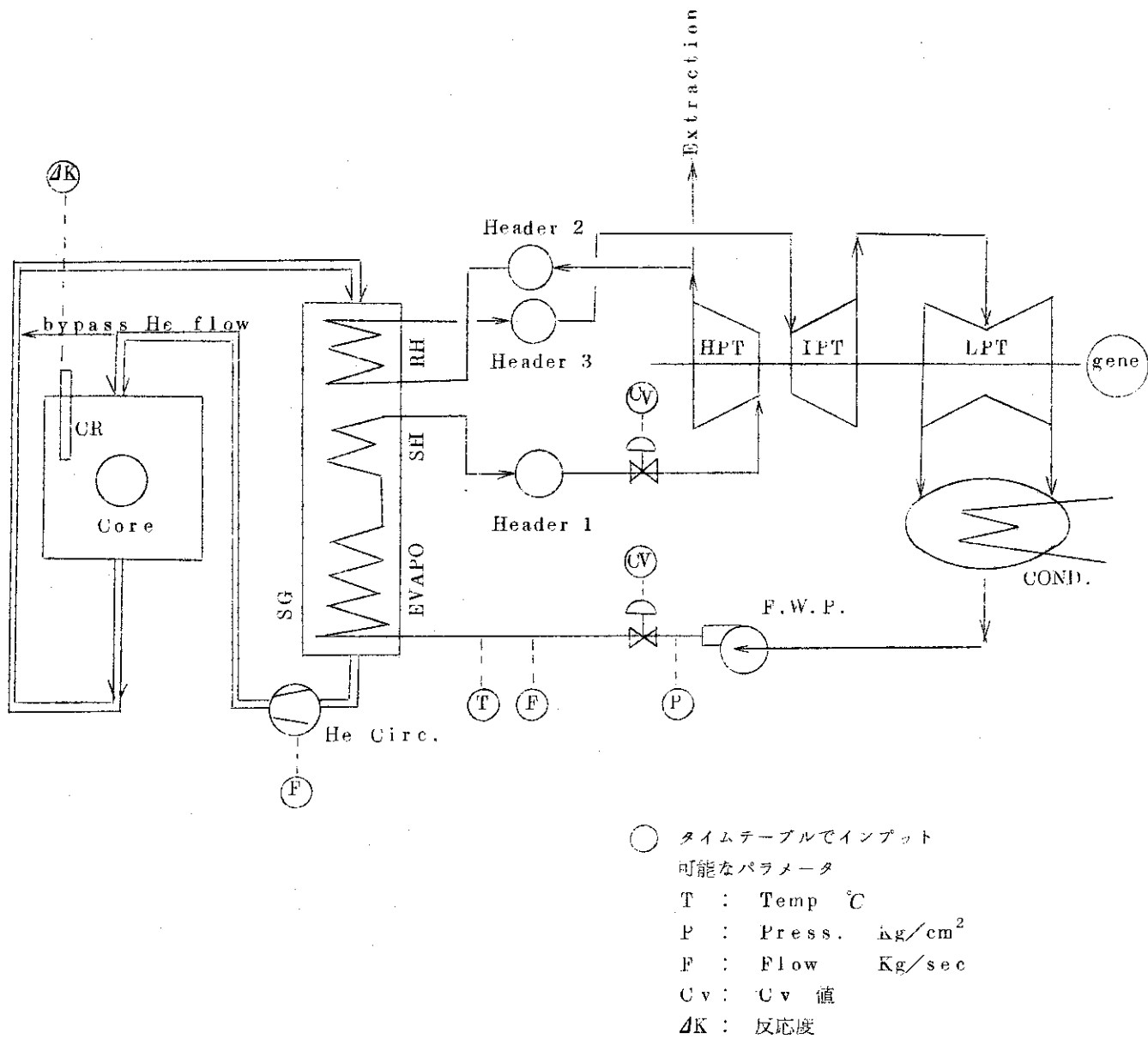


Fig. 4.2.1 Dynamic Analysis Model of Total Plant

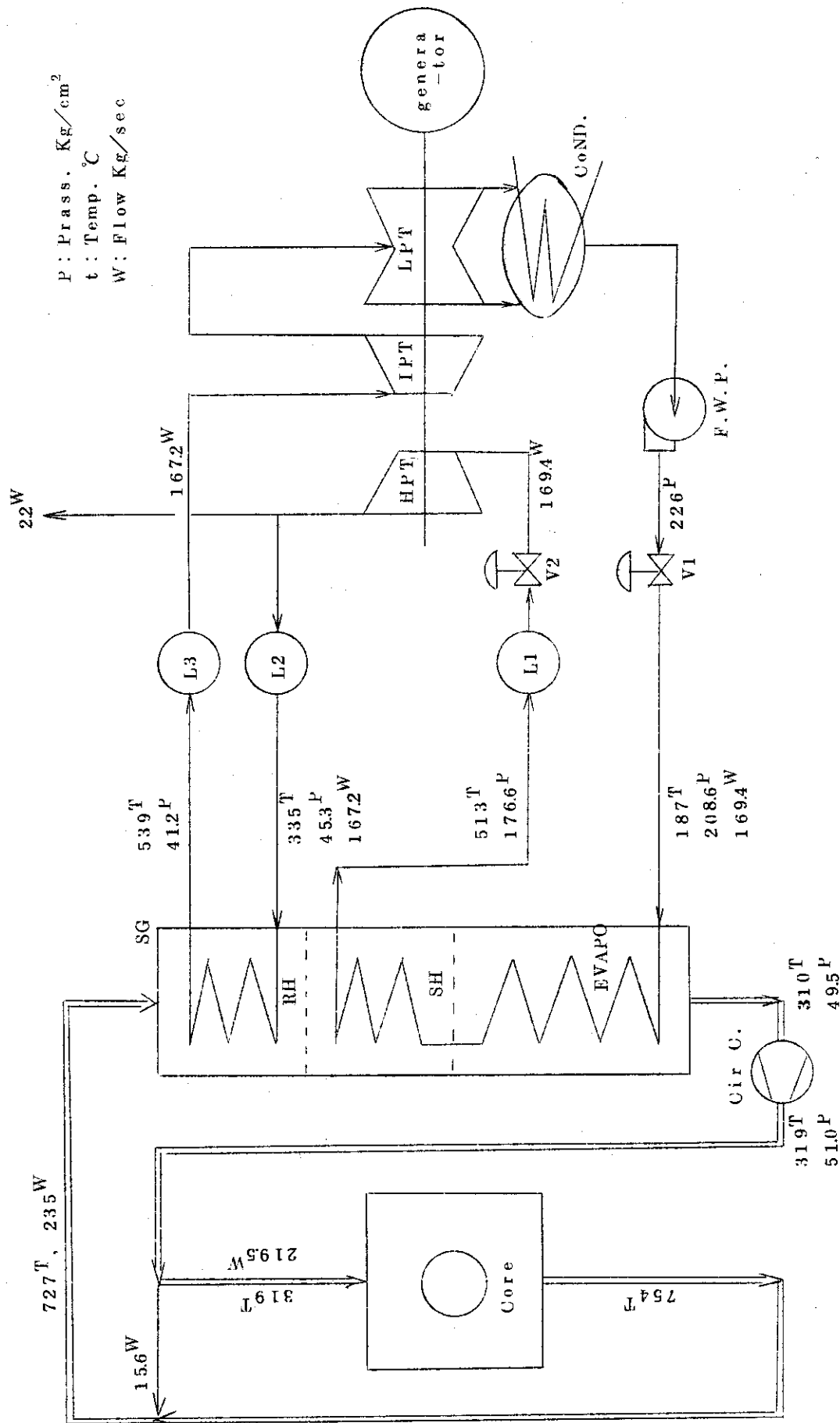


Fig. 4.2.2 Steady State Condition of System
(for Making Input Data)

Table 4.2.1 Steam Generator Data Designed

DATE CALCULATED		DATE CALCULATED		DATE CALCULATED	
SHEET NUMBER		SHEET NUMBER		SHEET NUMBER	
CUSTOMER		CUSTOMER		CUSTOMER	
HEAT EXCHANGER					
HEAT EXCHANGER	HEAT EXCHANGER	HEAT EXCHANGER	HEAT EXCHANGER	HEAT EXCHANGER	HEAT EXCHANGER
NAME	NAME	NAME	NAME	NAME	NAME
TYPE OF HEAT EXCHANGER	TYPE OF HEAT EXCHANGER	TYPE OF HEAT EXCHANGER	TYPE OF HEAT EXCHANGER	TYPE OF HEAT EXCHANGER	TYPE OF HEAT EXCHANGER
TUBE DIAMETER	TUBE DIAMETER	TUBE DIAMETER	TUBE DIAMETER	TUBE DIAMETER	TUBE DIAMETER
THICKNESS(NOMINAL)	THICKNESS(NOMINAL)	THICKNESS(NOMINAL)	THICKNESS(NOMINAL)	THICKNESS(NOMINAL)	THICKNESS(NOMINAL)
MATERIAL	MATERIAL	MATERIAL	MATERIAL	MATERIAL	MATERIAL
EFFECTIVE LENGTH	EFFECTIVE LENGTH	EFFECTIVE LENGTH	EFFECTIVE LENGTH	EFFECTIVE LENGTH	EFFECTIVE LENGTH
SIDE SPACING	SIDE SPACING	SIDE SPACING	SIDE SPACING	SIDE SPACING	SIDE SPACING
BACK SPACING	BACK SPACING	BACK SPACING	BACK SPACING	BACK SPACING	BACK SPACING
COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH
COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH	COIL PITCH
EFFECTIVE HEIGHT	EFFECTIVE HEIGHT	EFFECTIVE HEIGHT	EFFECTIVE HEIGHT	EFFECTIVE HEIGHT	EFFECTIVE HEIGHT
ANGLE OF INCLINATION	ANGLE OF INCLINATION	ANGLE OF INCLINATION	ANGLE OF INCLINATION	ANGLE OF INCLINATION	ANGLE OF INCLINATION
SHELL INSIDE DIAMETER	SHELL INSIDE DIAMETER	SHELL INSIDE DIAMETER	SHELL INSIDE DIAMETER	SHELL INSIDE DIAMETER	SHELL INSIDE DIAMETER
HEATING SURFACE	HEATING SURFACE	HEATING SURFACE	HEATING SURFACE	HEATING SURFACE	HEATING SURFACE
SMALL SIDE					
HE-GAS	HE-GAS	HE-GAS	HE-GAS	HE-GAS	HE-GAS
FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW
OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE
TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING
ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING
FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW
VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY
TUBE SIDE					
STEAM	STEAM	STEAM	STEAM	STEAM	STEAM
FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW	FLUID FLOW
OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE	OPERATING PRESSURE
TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING	TEMPERATURE ENTERING
ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING	ENTHALPY LEAVING
FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW	FLUID MASS FLOW
VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY	VELOCITY
HEAT ABSORPTION RATE	HEAT ABSORPTION RATE	HEAT ABSORPTION RATE	HEAT ABSORPTION RATE	HEAT ABSORPTION RATE	HEAT ABSORPTION RATE
CONDUCTANCE (OVERALL)	CONDUCTANCE (OVERALL)	CONDUCTANCE (OVERALL)	CONDUCTANCE (OVERALL)	CONDUCTANCE (OVERALL)	CONDUCTANCE (OVERALL)

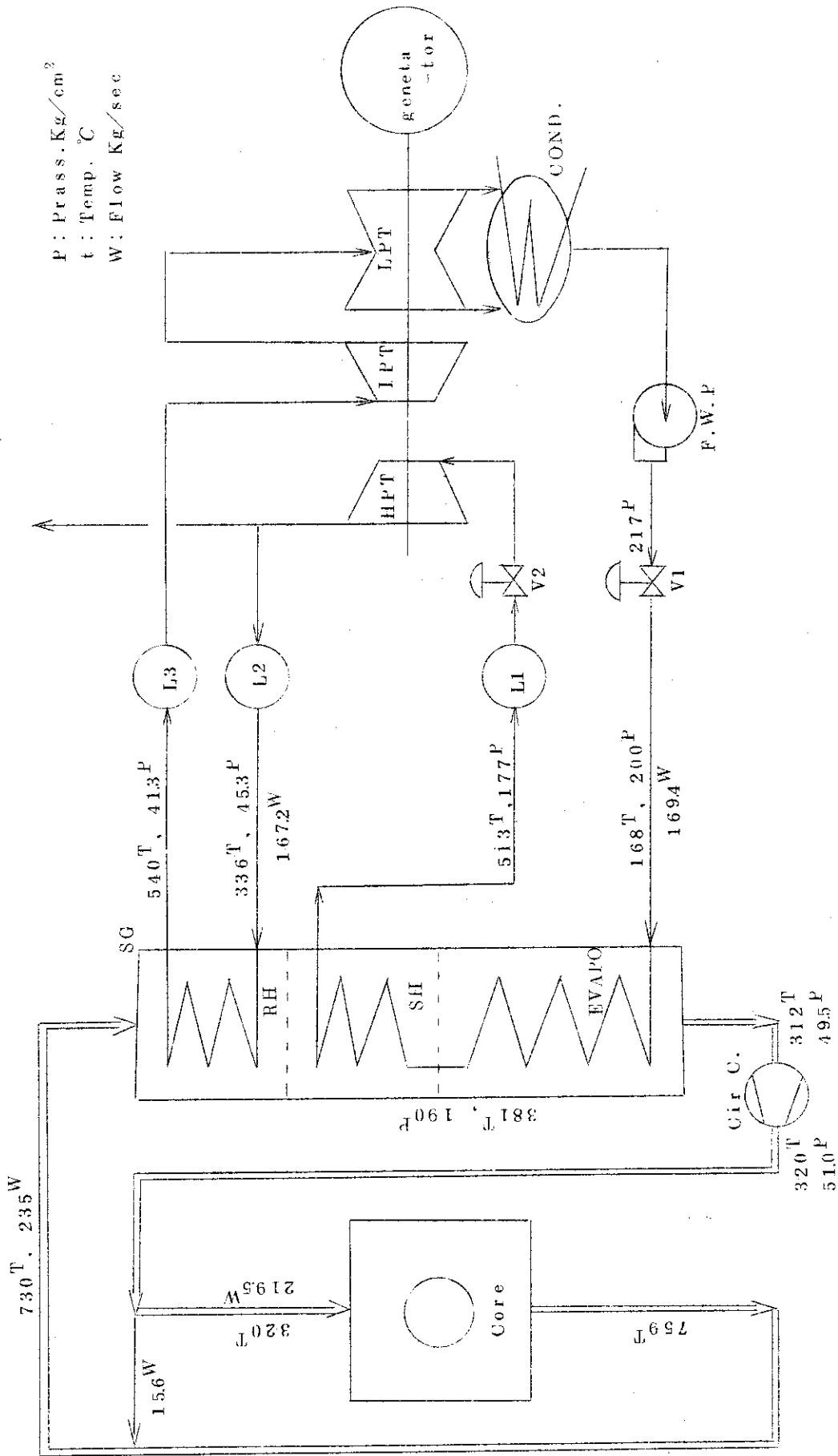


Fig. 4.4.1 System Condition At Steady State
(Initial Condition for Dynamic Analysis)

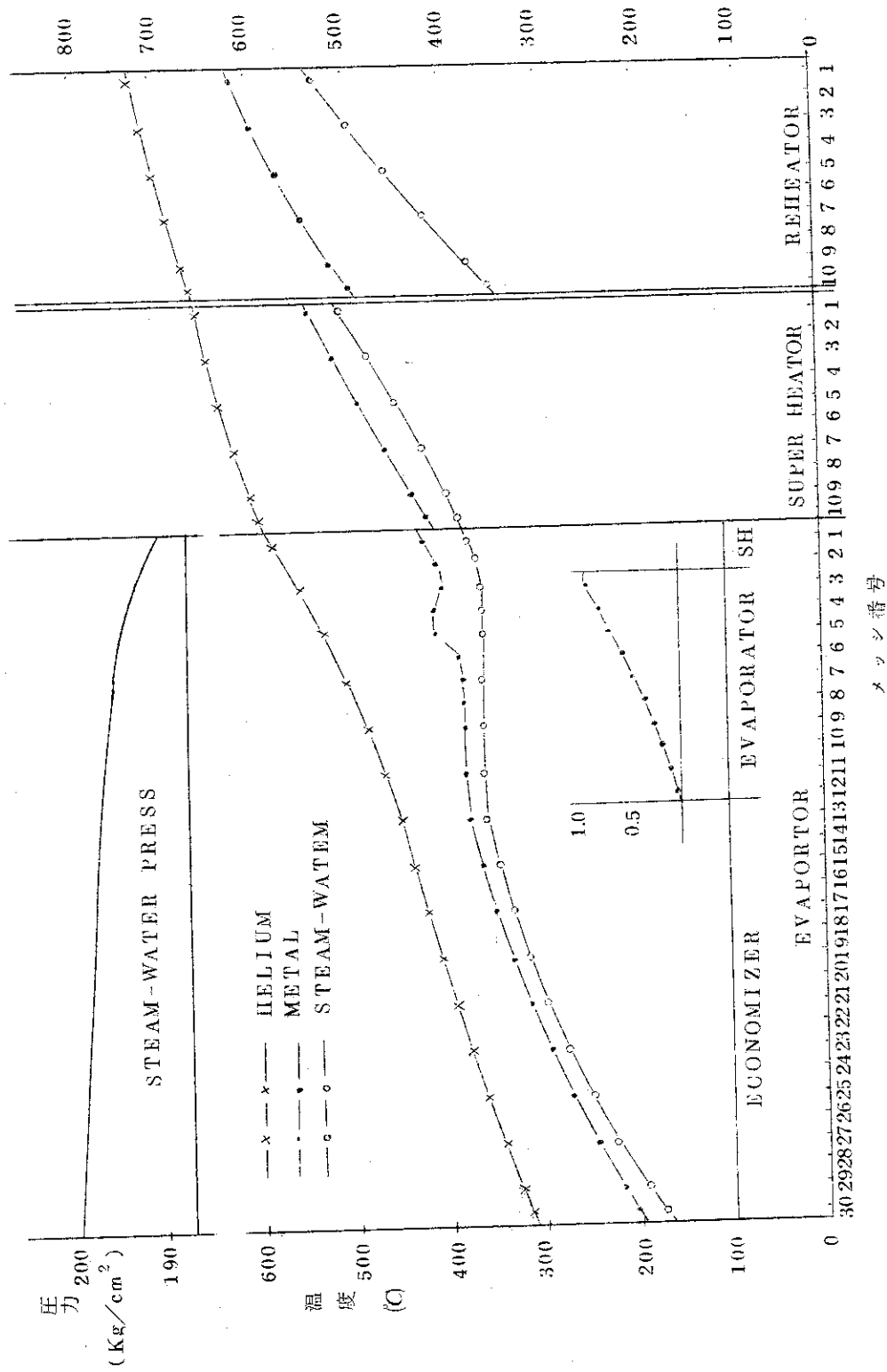


Fig. 4.4.2 Temperature Distribution of Steam Generator at Steady State

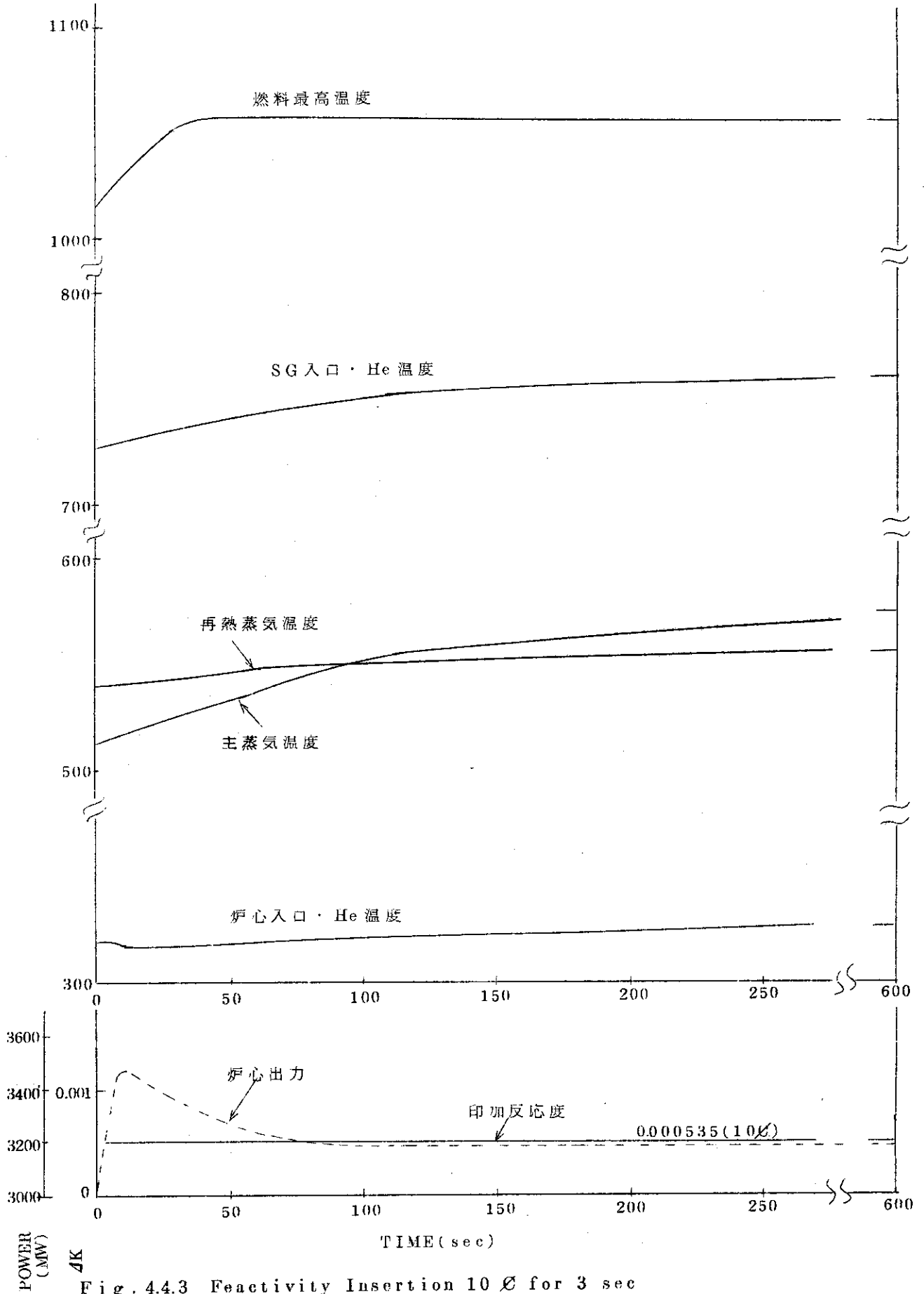


Fig. 4.4.3 Reactivity Insertion 10% for 3 sec

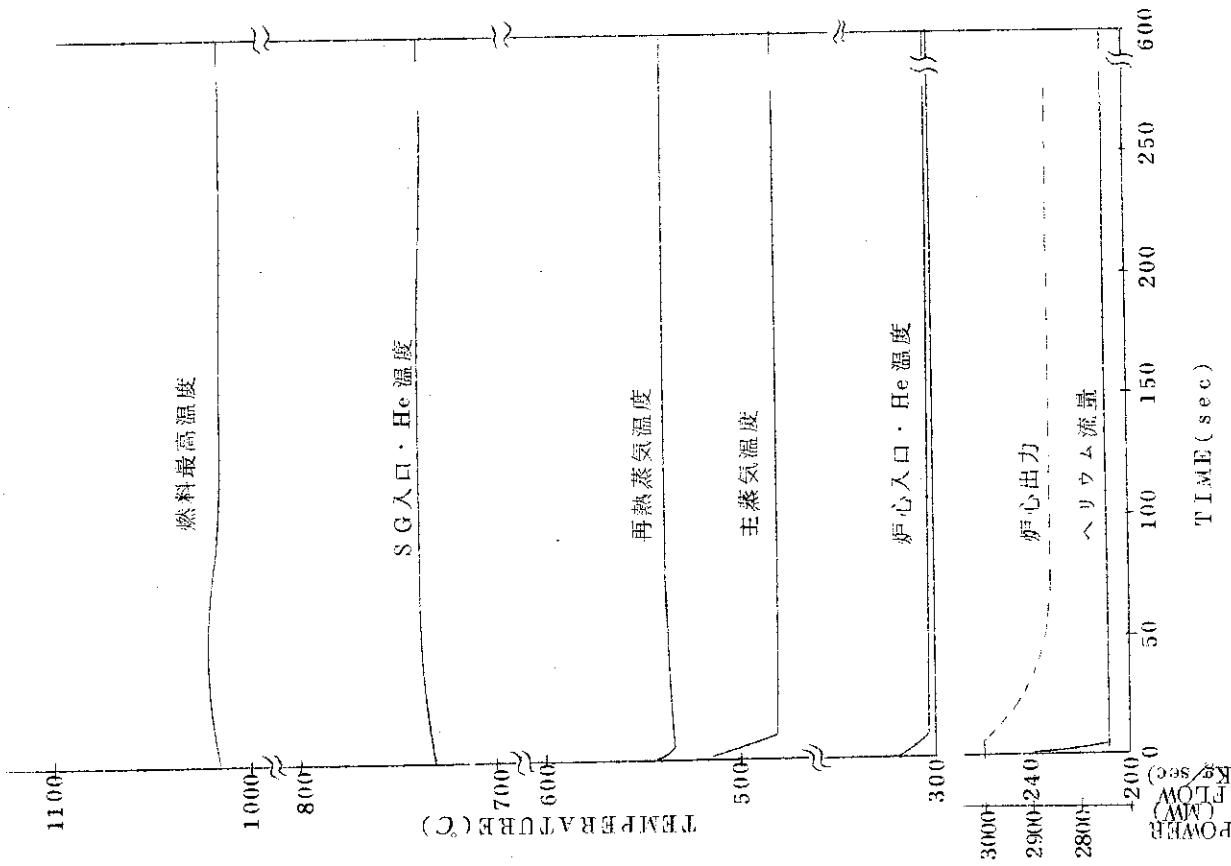


Fig. 4.4.5 Primary Coolant Flow Decrease CASE(B) 10% for 1 sec

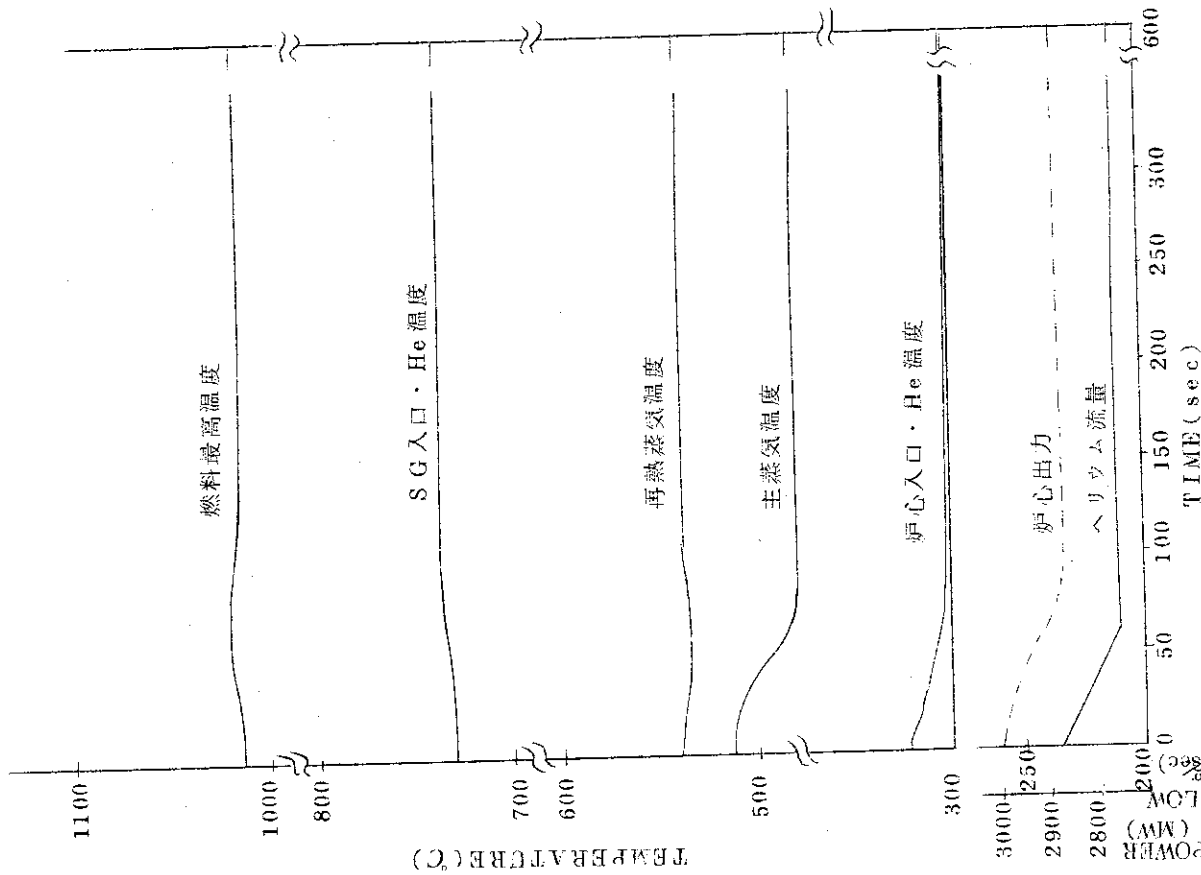


Fig. 4.4.4 Primary Coolant Flow Decrease CASE(A) 10% for 60 sec

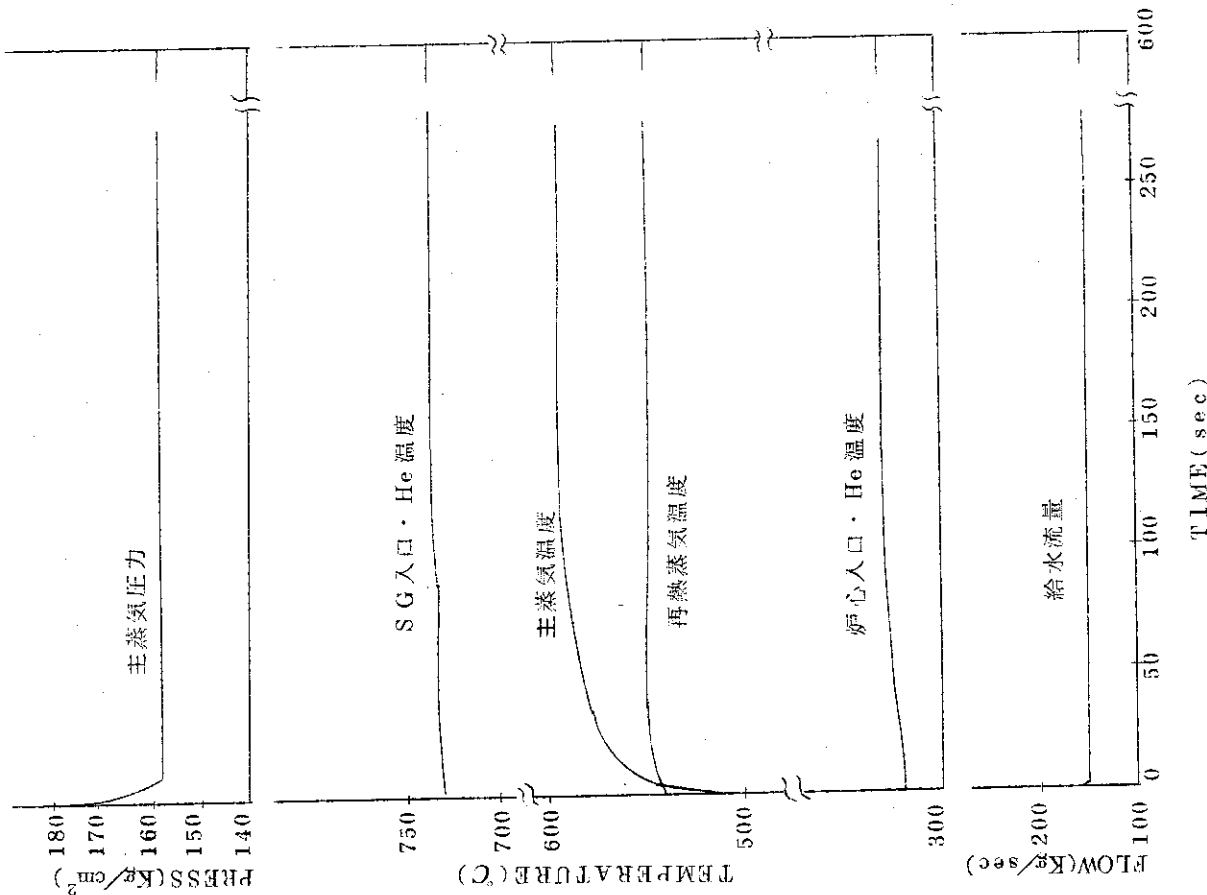


Fig. 4.4.7 Feed Water Flow Decrease
CASE(B) 10% for 1 sec

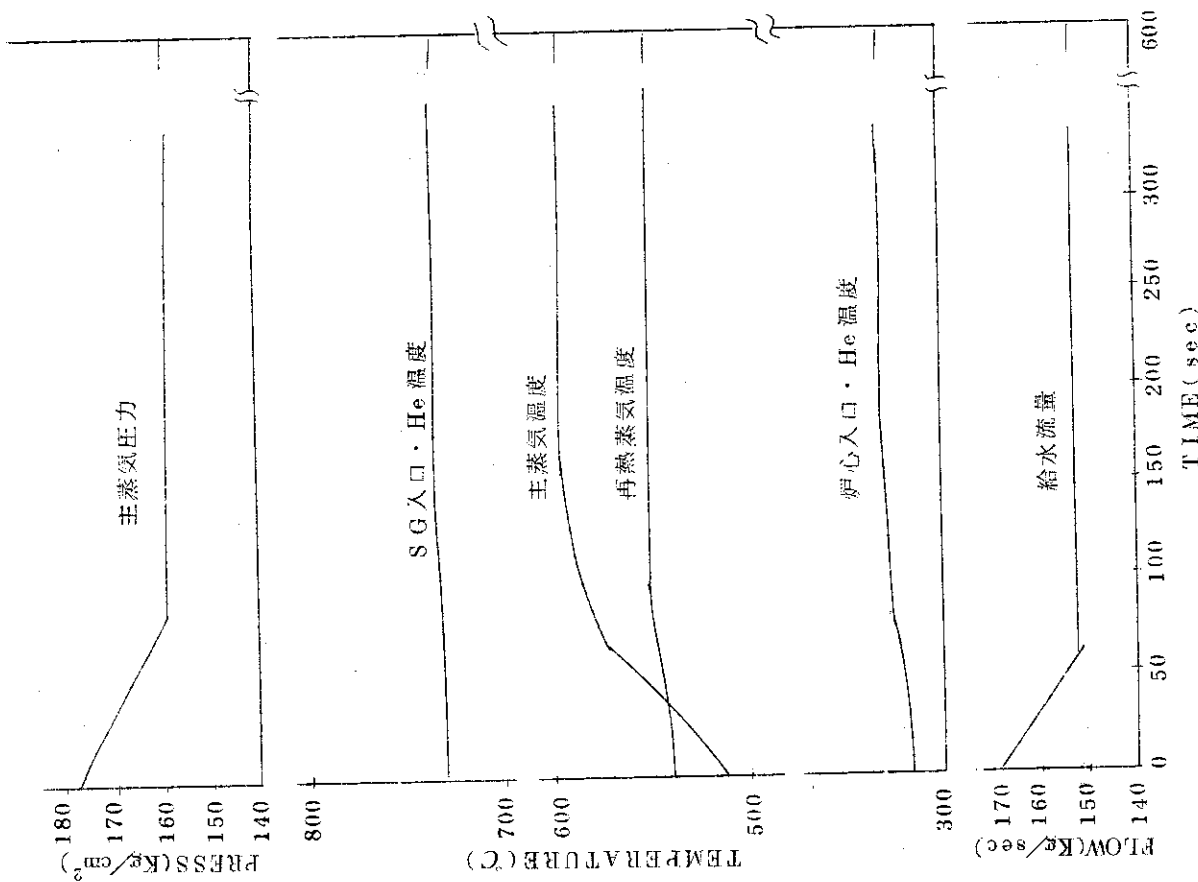


Fig. 4.4.6 Feed Water Flow Decrease
CASE(A) 10% for 60 sec

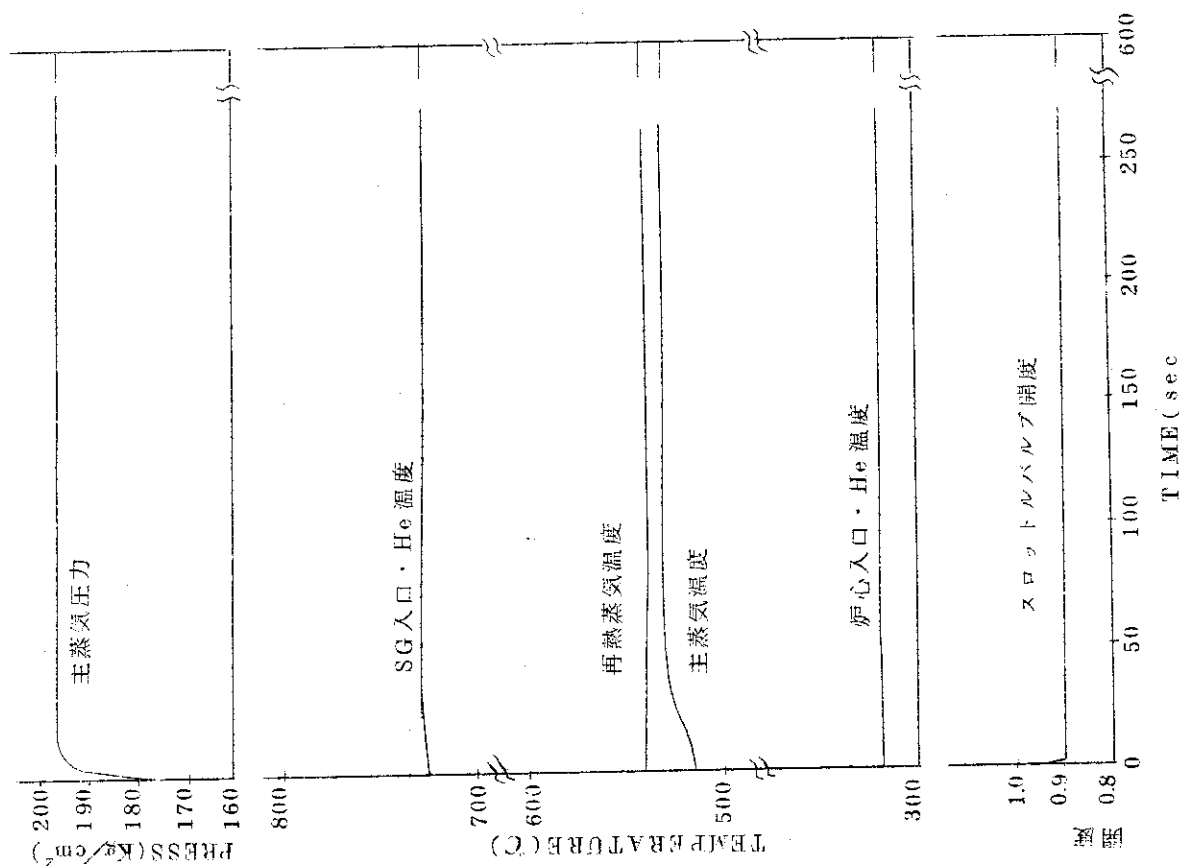


Fig. 4.4.9 Throttle Valve Close
CASE(B) 10% for 1 sec

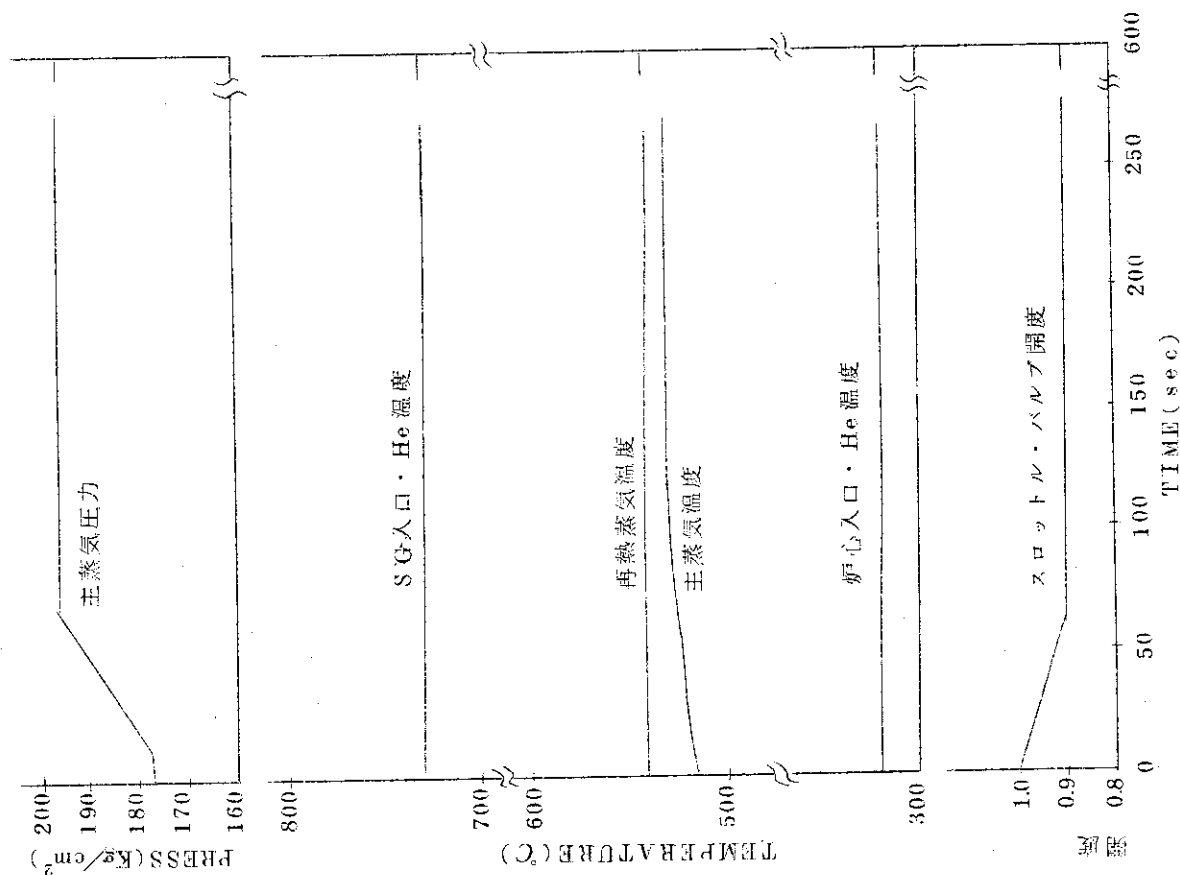


Fig. 4.4.8 Throttle Valve Close
CASE(A) 10% for 60 sec

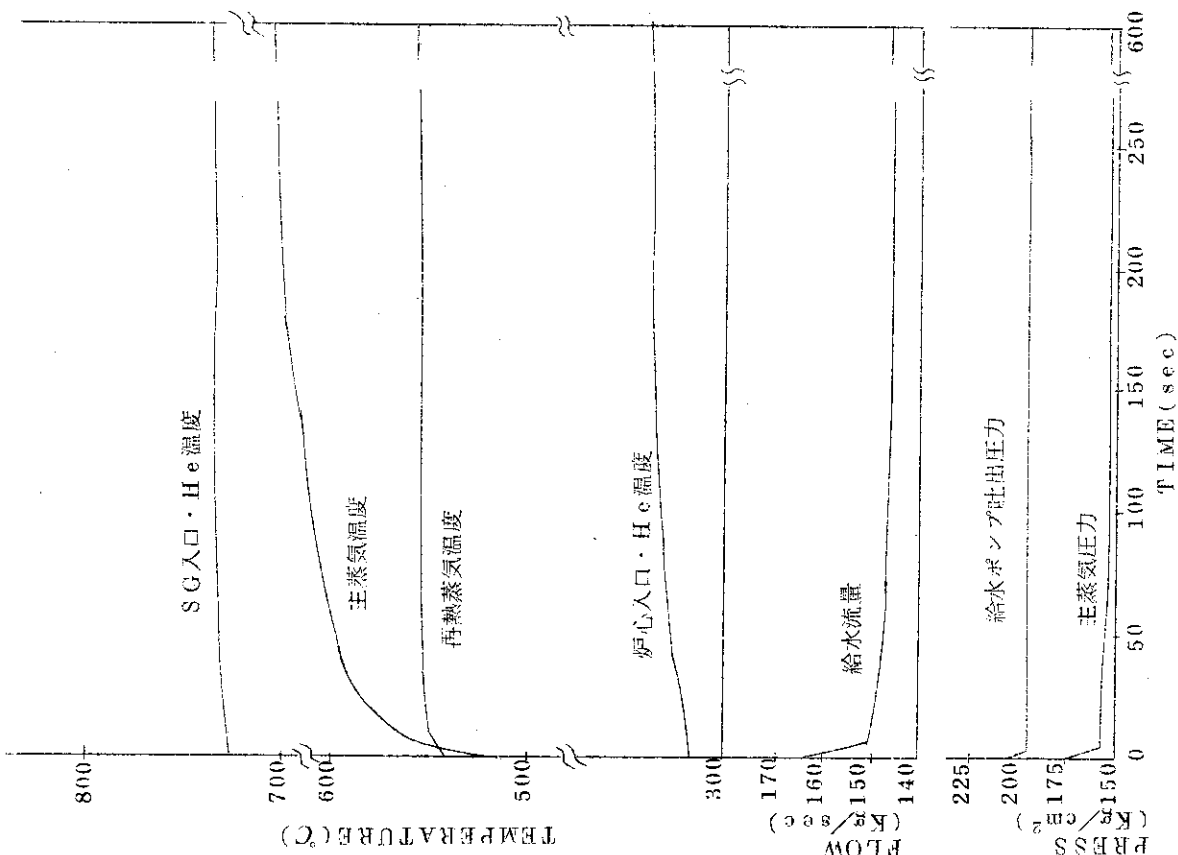


Fig. 4.4.11 Feed Water Pump Outlet Press, Decrease CASE(B) 10% for 1 sec

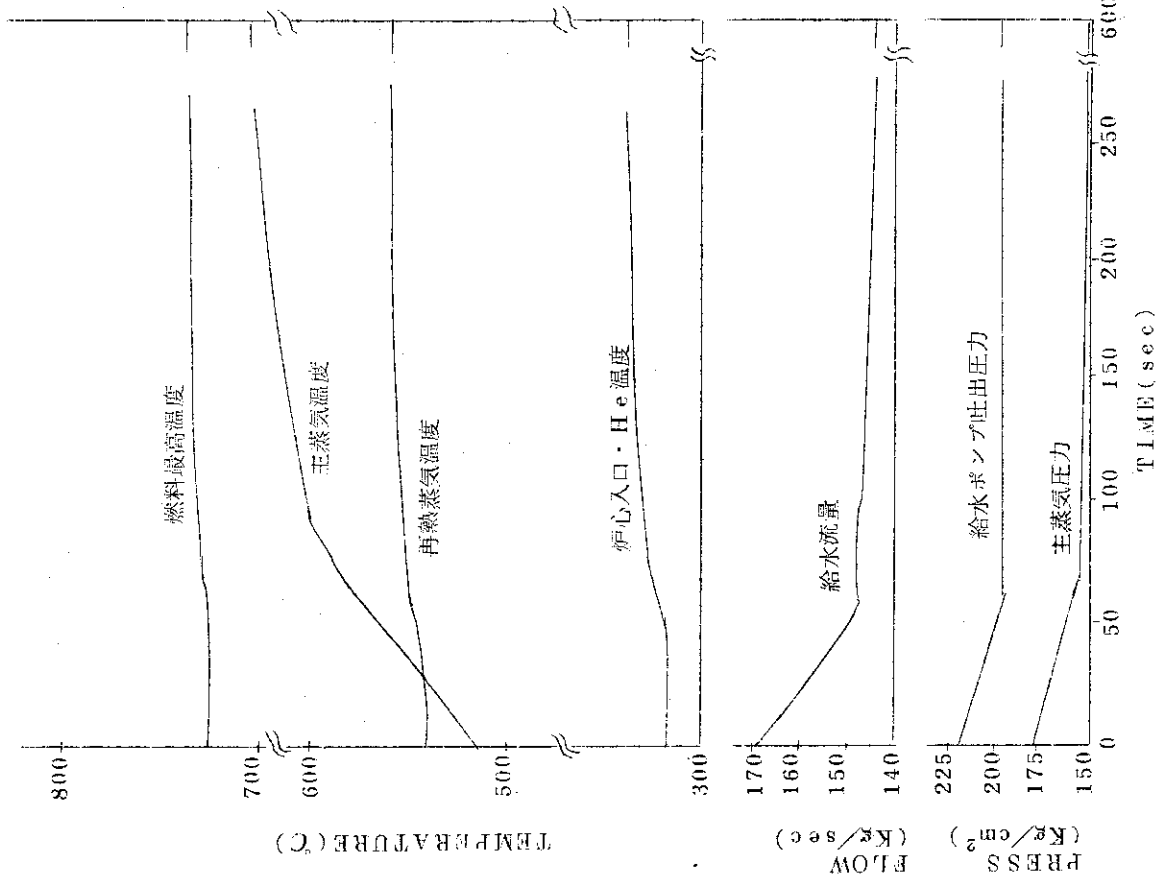


Fig. 4.4.10 Feed Water Pump Outlet Press. Decrease CASE(A) 10% for 60 sec

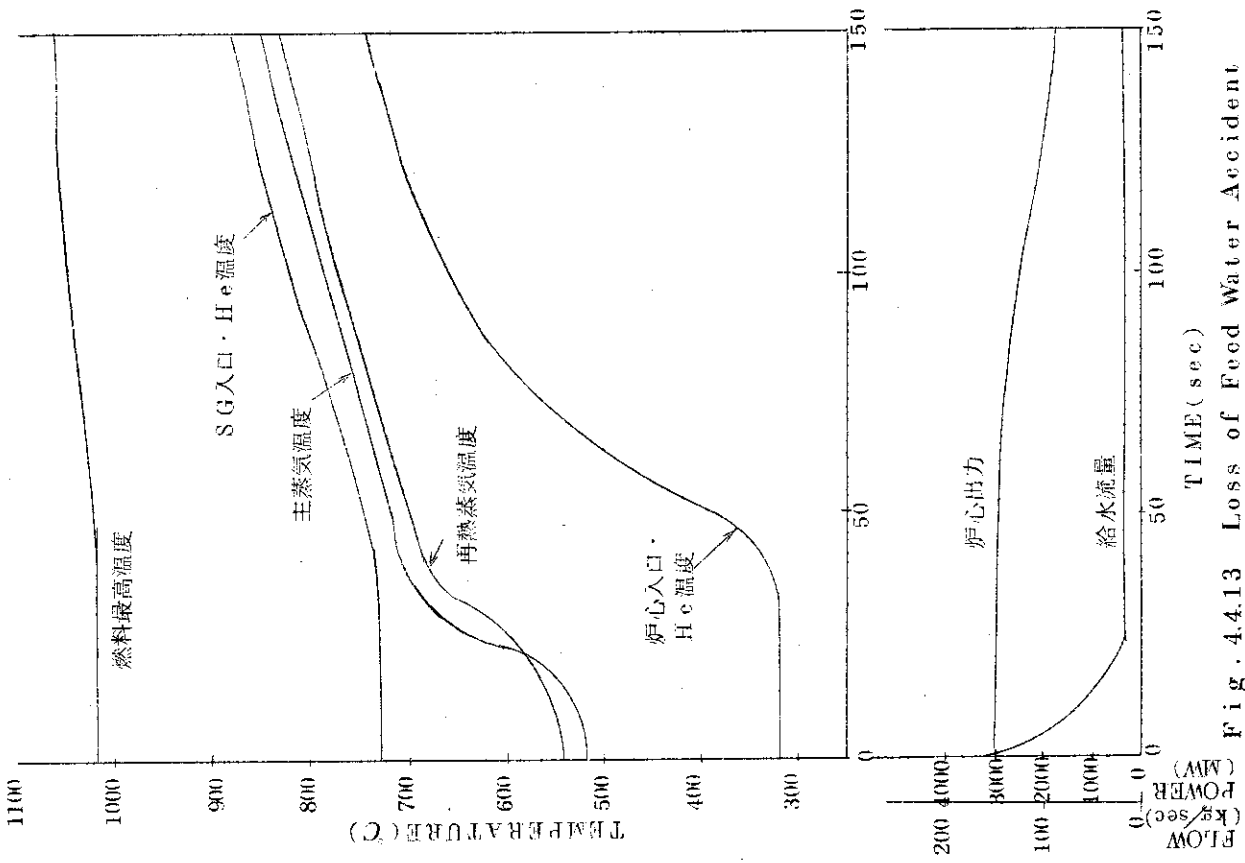


Fig. 4.4.13 Loss of Feed Water Accident

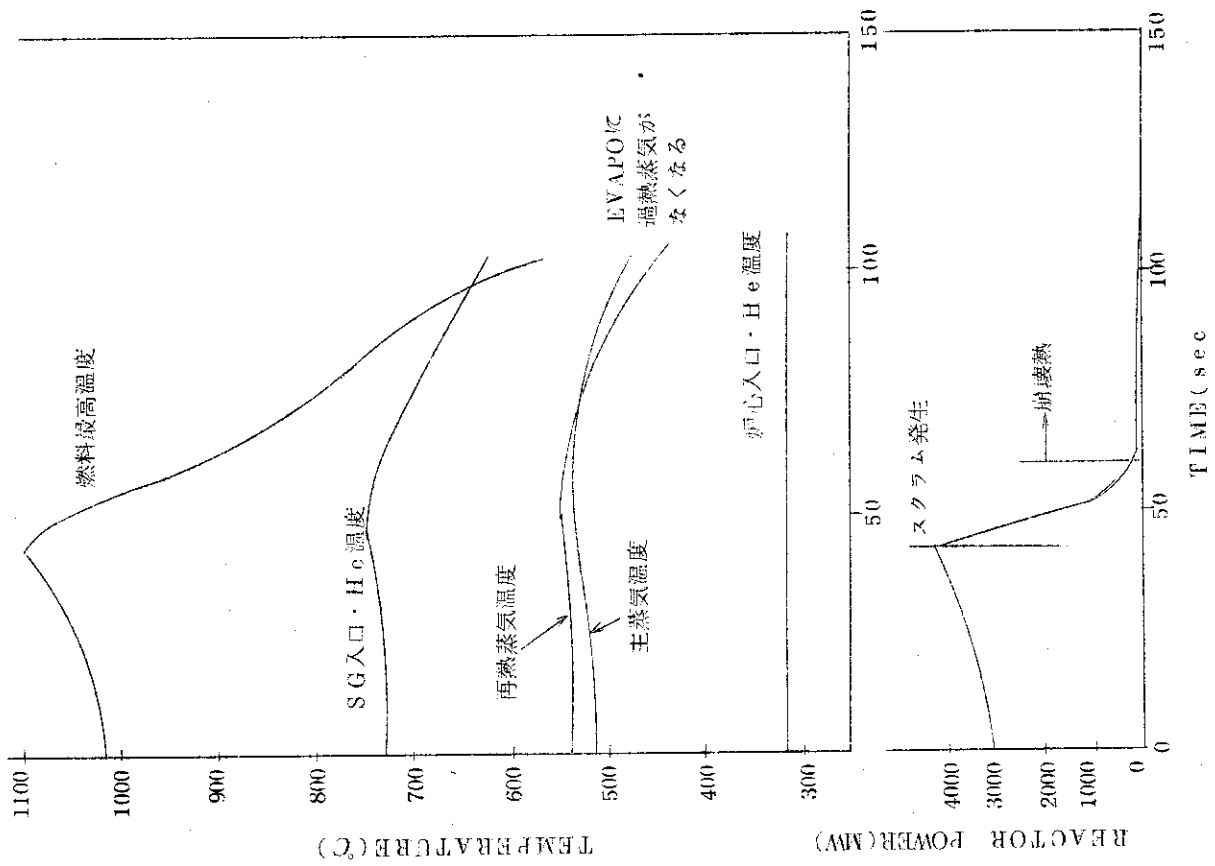


Fig. 4.4.12 One Rod Withdrawal

5 おわりに

本解析によって、発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラントの基本的な動特性の特徴が明らかになった。

しかし、解析結果は炉心平均チャンネルを模擬したものであり、また物性値およびデータなどについても、一部不明確な点があるため、今後多くの問題を残した。

しかし、フルトン・タイプの原子炉のバランス、たとえば温度余裕、冷却系の多重性および多様性、原子炉緊急停止過程の多様性と余裕、および制御系の速答性等への配慮等を追跡評価できたことは有益であった。

今後、炉心における最高温チャンネルやプラントにおける制御系なども考慮した計算コードにより、多種の解析ケースについて解析を必要とする。

参考文献

- (1) M.H.Merrill, "BLOOST-6 A Combined Reactor Kinetics - Heat Transfer Program" GA-8416, (1967).
- (2) 江崎正弘, 他, "ICARUS. 1; "多目的高温ガス冷却炉プラント動特性解析コード", JAERI-M 5508, 1972年11月.
- (3) Anoo, "FULTON GENERATING STATION Preliminary Safety Analysis Report" Philadelphia Electric Company, (1973).
- (4) G.Hastings, et al "Control Design Development for a HTGR Power Plant by Digital Computer Simulation" Proceeding of 7th Power Industry Computer Application Conf.

5 おわりに

本解析によって、発電用高温ガス冷却炉の炉心およびプラントの基本的な動特性の特徴が明らかになった。

しかし、解析結果は炉心平均チャンネルを模擬したものであり、また物性値およびデータなどについても、一部不明確な点があるため、今後多くの問題を残した。

しかし、フルトン・タイプの原子炉のバランス、たとえば温度余裕、冷却系の多重性および多様性、原子炉緊急停止過程の多様性と余裕、および制御系の速答性等への配慮等を追跡評価できたことは有益であった。

今後、炉心における最高温チャンネルやプラントにおける制御系なども考慮した計算コードにより、多種の解析ケースについて解析を必要とする。

参考文献

- (1) M.H.Merrill, "BLOOST-6 A Combined Reactor Kinetics - Heat Transfer Program" GA-8416, (1967).
- (2) 江崎正弘, 他, "ICARUS. 1; "多目的高温ガス冷却炉プラント動特性解析コード", JAERI-M 5508, 1972年11月.
- (3) Anoo, "FULTON GENERATING STATION Preliminary Safety Analysis Report" Philadelphia Electric Company, (1973).
- (4) G.Hastings, et al "Control Design Development for a HTGR Power Plant by Digital Computer Simulation" Proceeding of 7th Power Industry Computer Application Conf.

APPENDIX - A ICARUS-PG 解説

A.1 はじめに

計算コード ICARUS⁽²⁾ は、原研が 50 MWt 多目的実験炉の安全解析を行うために開発したデジタル計算機によるプラント動特性解析コードである。その機器構成は(1)炉心 (BLOOST-5 を 2CM 型に改造したもの) (2)リフォーマ (3)レキュペレータ (4)蒸気発生器 (5)ヘッダ (6)タービン等である。また入力可能な外乱は、1 次系で炉心反応度および冷却材流量であり、2 次系以降では各種流体の流量および入口温度である。

しかし、ICARUS は多目的炉を目的としていたため、検討の中心がリフォーマやレキュペレータ等におかれ、発電系統としての蒸気系にはなかった。今回、これを発電プラント解析用に発展させ、ICARUS-PG (Power generation) とした。

主な変更内容は次の 4 項である。

- (1) 構成機器を発電プラントのシステムに合わせて組み変えた。(Fig. 4.2.1: 解析モデル参照)
- (2) 蒸気発生器蒸発部の水・蒸気側に、各計算メッシュ点毎の圧力分布が考慮できるようにした。(ICARUS での蒸発部の水・蒸気の圧力は一様分布である。)また、蒸気発生器をヘリカルチューブ製の貫流ボイラに代えた。
- (3) 2 次系の流動計算にプレナムと伝熱管によりモデル化し、プレナム間の圧力のバランスから流量の計算を行なう計算ルーチンを設けた。
- (4) 蒸気タービンの数式モデルを臨界流モデルに変更した。

A.2 ICARUS-PG の解析対象および計算手順

Fig. 4.2.1 にシステムの解析モデルが示されている。また、その特徴は 4.2.1 節に詳述してある。

入力可能な外乱は次のとおりである。

- | | |
|------|--|
| 1 次系 | 炉心反応度
冷却材 (ヘリウム) 流量 |
| 2 次系 | 給水流量 (又は給水圧力)
給水温度
給水制御弁開度
主蒸気流量制御弁開度 |

また、ICARUS-PG の計算の流れを Fig. A.2.1 に示す。

A.3 2 次系の数式化

Fig. A.3.1 に 2 次系の解析モデルを示す。以下に同図のサフィックスにしたがって数式化を行う。

(1) 給水ポンプ出口 (サフィックス: O)

- a P_0 タイムテーブルで入力する。
 b H_0 HPT流量の1次式とする

$$H_0 = a_{FEED} + b_{FEED} \times W_4 \quad (A.3.1)$$

ここで, a_{FEED} : 係数 $Kcal/Kg$

b_{FEED} : 係数 $Kcal \cdot sec/Kg^2$

(2) 給水流量調整バルブ (V1) の特性

- a $W_1 (=W_0=W_2=W_3)$

$$W_1 = d_1 C_{V1} \sqrt{P_0 - P_1} \quad (A.3.2)$$

ここで, d_1 : 比例定数

C_{V1} : 給水制御のための操作量 (定格運転時 1.0 とする。)

- b $H_1 = H_0 \quad (A.3.3)$

(3) 給水配管

給水配管は無視する。したがって, V_1 出口の流体条件はすべて蒸気発生器 (SG) 入口の流体条件になる。

(4) 蒸発器 (EVAPO) および過熱器 (SH)

- a 熱収支

EVAPO および SH とも流水方向に最大 50 メッシュに分割して熱収支をとる。

EVAPO の水・蒸気側ではエンタルピを計算することによってクオリティを求め, 熱伝達率の計算に使用している。SH の 2 次側は過熱蒸気の单相流としている。これにより H_2 , H_3 が求まる。

- b 圧力計算

EVAPO では, 蒸気 of 非圧縮性を仮定して摩擦損失から熱収支計算メッシュ毎の圧力分布を計算する。この値が物性値計算に考慮されている。

SH では, 物性値の計算に EVAPO 出口とプレナム 1 の平均圧力が各メッシュとも共通に使用されている。また SH 全体の圧力損失は次の式による。

$$\Delta P_{SH} = d_{SH} \cdot V_{SH} \cdot W_1^2 \quad (A.3.4)$$

ここで, d_{SH} : 係数 sec^2/m^5

V_{SH} : SH 平均の比容積 m^3/Kg

(5) 給水流量 W_1 の決定

- a ヘッダ以外の機器に入っている流体の非圧縮性を仮定する。従って,

$$W_0 = W_1 = W_2 = W_3 \quad (A.3.5)$$

となる。

- b F.W.P から L1 までの摩擦圧力損失が, その間の差圧に等しくなるように, 流量 W_1 が決定される。(流体の慣性力は考慮しない) この時, FWP の出口圧力 P_0 はタイムテーブル

ルで与えられており、一方ヘッダL₁の圧力は容量がかなり大きいとすれば急激な変化は考えられないので計算の前ステップの値が用いられる。

e 給水流量W₁はタイムテーブルで入力することも可能である。この場合には、流体の摩擦損失をつり合わせるように給水圧力が自動的に決められる。

(6) ヘッダL₁

a 主蒸気管は圧縮性を持った蒸気のため、すなわちプレナムとして考える(プレナムモデル)。ヘッダ内でのエンタルピー変化は無視し、入口蒸気の状態と出口蒸気の状態は同一とする。すなわち

$$H_4 = H_{L1} = H_3 \quad (\text{A. 3.6})$$

$$P_4 = P_{L1} = P_3 \quad (\text{A. 3.7})$$

b ヘッダの圧力P_{L1}は次式に従う。

$$\frac{dP_{L1}}{dt} = \frac{1}{Vol} \cdot \frac{W_3 - W_4}{\frac{1}{V_s} \left(\frac{1}{V_s} \frac{\partial V_s}{\partial P_s} + \frac{1}{J} \frac{\partial V_s}{\partial H_s} \right)} \quad (\text{A. 3.8})$$

ここで、 Vol : L₁の容積 m³
 V_s, H_s, P_s : 蒸気の比容積, エンタルピー, 圧力
 J : 熱当量 426.9 Kg·m/Kcal

この場合、過熱蒸気には次の物性式が適用できる。

$$V_s = K(H_s - H_s^*) / P_s \quad (\text{A. 3.9})$$

ここで、 K : 定数 95.73 Kg·m/Kcal
 H_s^{*} : 定数 459.2 Kcal/Kg

したがって

$$\frac{dP_{L1}}{dt} = \frac{H_{L1} - H_s^*}{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K} \right) \cdot Vol_{L1}} (W_3 - W_4) \quad (\text{A. 3.10})$$

(7) スロットルバルブV₂および高圧タービン HPT

a V₂とHPTを合わせて1つの式であつかう。HPT出口の圧力P₅は、通常、入口の圧力P₄の1/2以下であると考えて良いのでV₁とHPTを合わせて臨界流ノズルとして扱える。すなわち

$$W_4 = C_{V2} \cdot W_{HPT0} \cdot \frac{P_{L1}}{P_{L10}} \cdot \left(\frac{T_{L10}}{T_{L1}} \right)^{1/2} \quad (\text{A. 3.11})$$

ここで、 C_{V2} : タービン出力操作のため操作量(定格運転時に1.0とする)。

W_{HPT0} , P_{L10} , T_{L10} : 定格値

しかし、蒸気温度の変動巾を小さいとして温度の効果を無視すれば次式の線型化が可能である。

$$W_4 = C_{V2} \cdot W_{HPT0} \cdot \frac{P_{L1}}{P_{L10}} \quad (A. 3.12)$$

b HPT出口の蒸気条件

蒸気のエンタルピはタービンの特性から次の1次式で近似できる。

$$H_5 = a_{HPT} + b_{HPT} \cdot W_4 \quad (A. 3.13)$$

ここで、
 a_{HPT} : 係数 Kcal/Kg
 b_{HPT} : 係数 Kcal·sec/Kg²

c 抽気

HPT流量 W_4 の一定比率(1-q)がタービン出口の流量から引き抜かれる。したがって、

$$W_5 = q \cdot W_4 \quad (A. 3.14)$$

(8) ヘッダー-L₂

a 低温再熱蒸気管をプレナムとしてモデル化する。

b L1 と全く同様にして

$$H_5 = H_{L2} = H_6 \quad (A. 3.15)$$

$$P_5 = P_{L2} = P_6 \quad (A. 3.15)$$

$$\frac{dP_{L2}}{dt} = \frac{H_{L2} - H_s^*}{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K}\right)Vol_{L2}} (W_5 - W_6) \quad (A. 3.17)$$

(9) 再熱器(RH)

a 全体を流れ方向に最大50メッシュに分割して熱収支を計算する。これにより H_7 が求まる。

b 流量 W_6

RHの圧力損失がL₂およびL₃間の差圧に等しくなるように流量 W_6 が決める。この部分の蒸気は非圧縮性を仮定しているため

$$W_7 = W_6 \quad (A. 3.18)$$

c 圧力損失

$$\Delta P_{RH} = d_{RH} \cdot V_{RH} \cdot W_6^2 \quad (A. 3.19)$$

ここで、
 d_{RH} : 係数 sec²/m⁵
 V_{RH} : RH平均の比容積 m³/Kg

III ヘッダ L₃

a 高温再熱蒸気管をブレナムとしてモデル化する。

b L₁ と全く同様にして

$$H_7 = H_{L3} = H_8 \quad (\text{A. 3.20})$$

$$P_7 = P_{L3} = P_8 \quad (\text{A. 3.21})$$

$$\frac{dP_{L3}}{dt} = \frac{H_{L3} - H_S^*}{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K}\right) \text{Vol}_{L3}} (W_7 - W_8) \quad (\text{A. 3.22})$$

III 中圧タービン IPT および低圧タービン LPT

a IPT および LPT を合わせて 1 つの式で扱う。高圧タービンと同様に考えて次の式を用する。

$$W_8 = W_{IPTO} \frac{P_{L3}}{P_{L30}} \quad (\text{A. 3.23})$$

ここで、 W_{IPTO} 、 P_{L30} : 定格値

b LPT 出口の蒸気エンタルピはタービンおよびコンデンサの特性から次の 1 次式で近似できる。

$$H_9 = a_{LPT} + b_{LPT} \cdot W_8 \quad (\text{A. 3.24})$$

ここで、 a_{LPT} : 係数 Kcal/Kg

b_{LPT} : 係数 Kcal·sec/Kg²

III タービン出力 Power

HPT、IPT および LPT を合わせて次式で与えられる。

$$\text{Power} = d_T \{ W_4 (H_4 - H_5) + W_8 (H_8 - H_9) \} \quad (\text{A. 3.25})$$

ここで、 d_T : タービン伝達係数

A.4 数値解法

A.3 の各式を差分式に直して解く。以下に差分式の導出を記す。i はタイムメッシュを示すサフィックスである。

(1) ヘッダ L₁ 内圧力 P_{L1} の解法

(A.3.10) 式および (A.3.12) 式より

$$\frac{dP_{L1}}{dt} = \frac{W_3 - A_{L1} \cdot P_{L1}}{B_{L1}} \quad (\text{A. 4.1})$$

$$\text{ここで、} A_{L1} = C_{V2} \cdot W_{HPTO} / P_{L10} \quad (\text{A. 4.2})$$

$$B_{L1} = \frac{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K}\right) \cdot \text{Vol}(L1)}{H_{L1} - H_S^*} \quad (\text{A. 4.3})$$

(A. 4.1)の微分方程式を P_{L1} へのみ注目して、他を定数として解けば

$$P_{L1} = \frac{W_3}{A_{L1}} \left(1 - \exp\left(-\frac{A_{L1}}{B_{L1}} t\right)\right) + P_{L1}(0) \cdot \exp\left(-\frac{A_{L1}}{B_{L1}} t\right) \quad (\text{A. 4.4})$$

したがって、タイムメッシュ点においては

$$P_{L1,i} = C_{L1} \cdot W_{3,i} + P_{L1,i-1} \cdot D_{L1} \quad (\text{A. 4.5})$$

ここで、

$$C_{L1} = \frac{1}{A_{L1}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{A_{L1}}{B_{L1}} \Delta t\right) \right\} \quad (\text{A. 4.6})$$

$$D_{L1} = \exp\left(-\frac{A_{L1}}{B_{L1}} \Delta t\right) \quad (\text{A. 4.7})$$

(2) 過熱器 (RH) 内蒸気流量 W_6 の解法

ΔW_6 を $W_{6,i-1}$ から $W_{6,i}$ への増分として、2次の項 ΔW_6^2 を省略すると次式になる。

$$\begin{aligned} W_{6,i} &= (W_{6,i-1} + \Delta W_6)^2 \\ &\doteq W_{6,i-1} \cdot W_{5,i} - W_{6,i-1}^2 \end{aligned} \quad (\text{A. 4.8})$$

時点 i において、ヘッド $L2$ の圧力 P_{L2} が与えられると仮定し、高圧タービンの出口圧力は入口圧力への依存が小さいという独立性を利用して流量 $W_{6,i}$ が求まる。

$$P_{L2,i} - P_{L3,i} = f_{RH} \cdot (2W_{6,i-1} W_{6,i} - W_{6,i-1}^2) \quad (\text{A. 4.9})$$

$$P_{L3,i} = C_{L3} W_{6,i} + P_{L3,i-1} \cdot D_{L3} \quad (\text{A. 4.10})$$

ここで、

$$f_{RH} = d_{RH} \cdot V_{RH} \quad (\text{A. 4.11})$$

$$C_{L3} = \frac{1}{A_{L3}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{A_{L3}}{B_{L3}} \Delta t\right) \right\} \quad (\text{A. 4.12})$$

$$D_{L3} = \exp\left(-\frac{A_{L3}}{B_{L3}} \Delta t\right) \quad (\text{A. 4.13})$$

$$A_{L3} = W_{IPTO} / P_{L30} \quad (\text{A. 4.14})$$

$$B_{L3} = \frac{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K}\right) \cdot \text{Vol}(L3)}{H_{L3} - H_S^*} \quad (\text{A. 4.15})$$

(A.4.9)式および(A.4.10)式を $W_{6,i}$ について整理すると次式になる。

$$W_{6,i} = E_{L3} \cdot P_{L3,i} + F_{L3} \quad (\text{A.4.16})$$

ここで、

$$E_{L3} = \frac{1}{C_{L3} + 2f_{RH} \cdot W_{6,i-1}} \quad (\text{A.4.17})$$

$$F_{L3} = \frac{-P_{L3,i-1} D_{L3} + f_{RH} \cdot W_{6,i-1}^2}{C_{L3} + 2f_{RH} \cdot W_{6,i-1}} \quad (\text{A.4.18})$$

一方、ヘッドL2の圧力 P_{L2} には次式が成立する。

$$\begin{aligned} \frac{dP_{L2}}{dt} &= \frac{W_{5,i} - W_{6,i}}{B_{L2}} = \frac{W_{5,i} - (E_{L3} \cdot P_{L2,i} + F_{L3})}{B_{L2}} \\ &= \frac{W_{5,i} - F_{L3} - E_{L3} \cdot P_{L2}}{B_{L2}} \end{aligned} \quad (\text{A.4.19})$$

ここで

$$B_{L2} = \frac{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K}\right) \cdot \text{Vol}(L2)}{H_{L2} - H_S^*} \quad (\text{A.4.20})$$

P_{L2} について解くと、

$$\begin{aligned} P_{L2,i} &= \frac{W_{5,i} - F_{L3}}{E_{L3}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_{L3}}{B_{L2}} \Delta t\right) \right\} \\ &\quad + P_{L2,i-1} \cdot \exp\left(-\frac{E_{L3}}{B_{L2}} \Delta t\right) \end{aligned} \quad (\text{A.4.21})$$

となる。ここで、 $W_{5,i}$ には次式が成立する。

$$W_{5,i} = q \cdot C_{V2} \cdot (W_{HPO}/P_{L10}) \cdot P_{L1,i} \quad (\text{A.4.22})$$

(3) 給水流量 W_1 の解法

EVAPO およびSH内の圧力損失は、 $W_{1,i-1}$ に対して求まっており、その値を $dP_{SG,i-1}$ とする。

$$\begin{aligned} P_{0,i} - P_{L1,i} &= \frac{dP_{SG,i-1}}{W_{1,i-1}^2} (2W_{1,i-1} W_{1,i} - W_{1,i-1}^2) \\ &\quad + f_{V1} (2W_{1,i-1} W_{1,i} - W_{1,i-1}^2) \end{aligned} \quad (\text{A.4.23})$$

ここで、

$$f_{V1} = (1/d_{V1} \cdot C_{V1})^2 \quad (\text{A.4.24})$$

$$C_{L1} = \frac{1}{A_{L1}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{A_{L1}}{B_{L1}} \Delta t\right) \right\} \quad (\text{A.4.25})$$

$$D_{L1} = \exp\left(-\frac{A_{L1}}{B_{L1}} \Delta t\right) \quad (\text{A.4.26})$$

$$A_{L1} = C_{V2} W_{HPTO} / P_{L10} \quad (\text{A.4.27})$$

$$B_{L1} = \frac{\left(\frac{1}{J} - \frac{1}{K}\right) \cdot \text{Vol}(L1)}{H_{L1} - H_S^*} \quad (\text{A.4.28})$$

(A.4.23)と(A.4.5)式から $W_{1,i}$ を求めると,

$$W_{1,i} = E_{L1} \cdot P_{0,i} + F_{L1} \quad (\text{A.4.29})$$

となる。ここで,

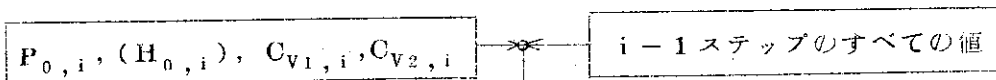
$$E_{L1} = \frac{1}{C_{L1} + 2 \frac{dP_{SG,i-1}}{W_{1,i-1}} + 2 f_{V1} \cdot W_{1,i-1}} \quad (\text{A.4.30})$$

$$F_{L1} = \frac{-P_{L1,i-1} D_{L1} + dP_{SG,i-1} + f_{V1} W_{1,i-1}^2}{C_{L1} + 2 \frac{dP_{SG,i-1}}{W_{1,i-1}} + 2 f_{V1} \cdot W_{1,i-1}} \quad (\text{A.4.31})$$

である。

A.5 計算の流れ〔サブルーチン SECOF 内の流れ〕

(1) 初期値セット



(2) SG部流量 $W_{1,i}$

$$P_{0,i} - (C_{L1} \cdot W_{1,i} + P_{L1,i-1} \cdot D_{L1}) = f_{SG} \cdot W_{1,i}^2 + f_{V1} \cdot W_{1,i}^2$$

(3) L1 ヘッダ内圧力

$$P_{L1,i} = C_{L1} \cdot W_{1,i} + P_{L1,i-1} D_{L1}$$

(4) HPT流量

$$W_{4,i} = A_{L1} \cdot P_{L1,i}$$

(5) L2 ヘッダ内圧力

$$W_{5,i} = q \cdot W_{4,i}$$

$$P_{L2,i} = \frac{W_{5,i} - F_{L3}}{E_{L3}} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{E_{L3}}{B_{L2}} \Delta t\right) \right\} + P_{L2,i-1} \exp\left(-\frac{E_{L3}}{B_{L2}} \Delta t\right)$$

(6) RH部流量 $W_{6,i}$

$$P_{L2,i} - (C_{L3} W_{6,i} + P_{L3,i-1} D_{L3}) = f_{RE} \cdot W_{6,i}^2$$

(7) L3 ヘッダ内圧力

$$P_{L3,i} = C_{L3} W_{6,i} + P_{L3,i-1} D_{L3}$$

(8) IPT, LPT の流量

$$W_{8,i} = A_{L3} \cdot P_{L3,i}$$

A.6 Input Format

ICARUS.1⁽²⁾ の Input Format に従う。以下、同 Format の項目に従って説明する。

1. general data for the reactor plant

変更なし

2. The heat transfer data for the recuperator

このデータは省略する。従って必要な枚数のブランクカードを入れる。しかし、ヘリウム循環機の昇圧によるヘリウムの昇温分を考慮する時は、次のデータのみ入力する。

Card 2.3 ZWHO , ZPHO

Card 2.5 ZWCO , ZPCO

3. The data for the piping system

ヘリウムパイプとしては次の3コを考えている。

① 炉心出口から蒸気発生器入口まで : PIPING1 使用

② 蒸気発生器出口からヘリウム循環器入口まで : PIPING5 使用

③ ヘリウム循環器出口から炉心入口まで : PIPING6 使用

従って以上の3コのデータのみ入力する。PIPING2 から PIPING4 まではブランクカードを入れる。

4. The heat transfer data for the steam generator

Card 4.0.2 に続く外乱の入力カードを次のように修正する。

4.0.3			〔 2次系外乱のタイムテーブル(112枚必要) 〕		
	1~10	E10.5	TIME(I)	時点 (sec)	注
	11~20	E10.5	TO(I)	給水温度(℃)	i)
	21~30	E10.5	FO(I)	給水流量(Kg/sec)	ii)
	31~40	E10.5	PO(I)	給水ポンプ出口圧力(Kg/cm ²)	ii)
	41~50	E10.5	CV1(I)	給水バルブの開度	ii
	51~60	E10.5	CV2(I)	スロットルバルブの開度	

注i) TO(I)=0.0 ならばプログラム内部で給水温度を計算する。

ii) FO(I)=0.0 ならばプログラム内部でPO(I)から給水流量を計算する。

FO(I) > 0.0 ならばこの値が優先されて給水流量となり、給水ポンプ出口圧力POはプログラム内で計算される。

4.(1) The heat transfer data input for the evaporator

a Card 4.1.3を次のように修正する。

4.1.3	1-10	E10.5	EPHO	定常時ヘリウム圧力 Kg/cm ²	
	41-50	E10.5	STHETH (NSEC2+1)	定常時蒸発器(EVAPO)入口 ヘリウム温度 ℃	

b Card 4.1.4に続く初期値の入力カードに次の圧力の初期値を追加する。

		8E10.5	PEP(I) I=1,NSEC1	〔 EVAPO. の初期値 〕 2次冷却材圧力の初期値 (ata)	
--	--	--------	---------------------	---	--

4.(2) The heat transfer data input for the superheater

変更なし

4.(3) Data input for the header

このデータは省略する。従って必要な枚数のブランクカードを入れる。

4.(4) Data input for steam generator

同じく省略

4.(5) The heat transfer data input for the reheater

変更なし

4.(6) Data input for steam - water system

4.(6)項として、水・蒸気系(2次系)のデータを追加する。内容は2次系データとして本節の最後に記す。

5. The heat transfer data input for the reformer
このデータは省略する。従って必要な数のブランクカードを入れる。
6. The data input for core
変更なし。

2 次系データ

[1 ループ単位の入力とする。]

Card	Column & Type	Name	Description	Remarks	
A.1	1~10	E10.5	Q	1 - 抽気割合	
	11~20	E10.5	FTURB	タービンの効率	
	21~30	E10.5	DV1	V1 バルブの流量係数 ($W_{L Loop} = d_{V1} \cdot C_{V1} \sqrt{\Delta P}$) Kg ^{1/2} · m/sec	
	31~40	E10.5	DSH	SHの摩擦係数 sec ² /m ⁵ ($\Delta P = d_{SH} \cdot W_{Loop}^2$)	
	41~50	E10.5	DRH	RHの摩擦係数 sec ² /m ⁵ ($\Delta P = d_{RH} \cdot W_{Loop}^2$)	
	51~80			Not Used	
A.2	1~10	E10.5	AFEED	給水温度の係数 ($T_{FEED} = A_{FEED} + B_{FEED} \cdot W_{4 Loop}$) 単位 A _{FEED} : Kcal/Kg B _{FEED} : Kcal · sec/Kg ²	HはTで 代用して も良い
	11~20	E10.5	BFEED		
	21~30	E10.5	AHPT	HPT排気エンタルピ係数 ($H_5 = A_{HPT} + B_{HPT} \cdot W_{4 Loop}$)	
	31~40	E10.5	BHPT		
	41~50	E10.5	ALPT	LPT排気エンタルピ係数 ($H_9 = A_{LPT} + B_{LPT} \cdot W_{8 Loop}$)	
	51~60	E10.5	BLPT		
A.3	1~10	E10.5	VOLL1	L1ヘッダの容積 m ³ (SH + 主蒸気管容積)	
	11~20	E10.5	VOLL2	L2ヘッダの容積 m ³ (HPT + 低温再熱蒸気管容積)	
	21~30	E10.5	VOLL3	L3ヘッダの容積 m ³ (RH + 高温再熱蒸気管容積)	
	31~80			Not Used	

Card	Column & Type		Name	Description	Remarks	
A.4	1~10	E10.5	WHPTO	HPT 定格流量 Kg/sec		
	11~20	E10.5	WIPTO	IPT 定格流量 Kg/sec		
	21~30	E10.5	PL10	L1ヘッダ定格圧力 Kg/m ² (スロットルバルブ圧力)		
	31~40	E10.5	PL30	L3ヘッダ定格圧力 Kg/m ² (IPT 入口圧力)		
	41~80			Not Used		
A.5	1~10	E10.5	W1M	EES 流量初期値 Kg/sec		
	11~20	E10.5	W6M	RH 流量初期値 Kg/sec		
	21~30	E10.5	PL1M	L1ヘッダの初期圧力 Kg/m ²		
	31~40	E10.5	PL2M	L2ヘッダの初期圧力 Kg/m ²		
	41~50	E10.5	PL3M	L3ヘッダの初期圧力 Kg/m ²		
	51~80			Not Used		
A.6		8E10.5	P0M P1M P2M P3M P4M P5M P6M P7M P8M	〔以下：初期値 必要な枚数入れる〕 圧力の初期値 Kg/m ²		
		8E10.5	T0M T1M T2M T3M T4M T5M T6M T7M T8M			温度の初期値 °C

Out put

タイムステップ I の情報の流れ

Input

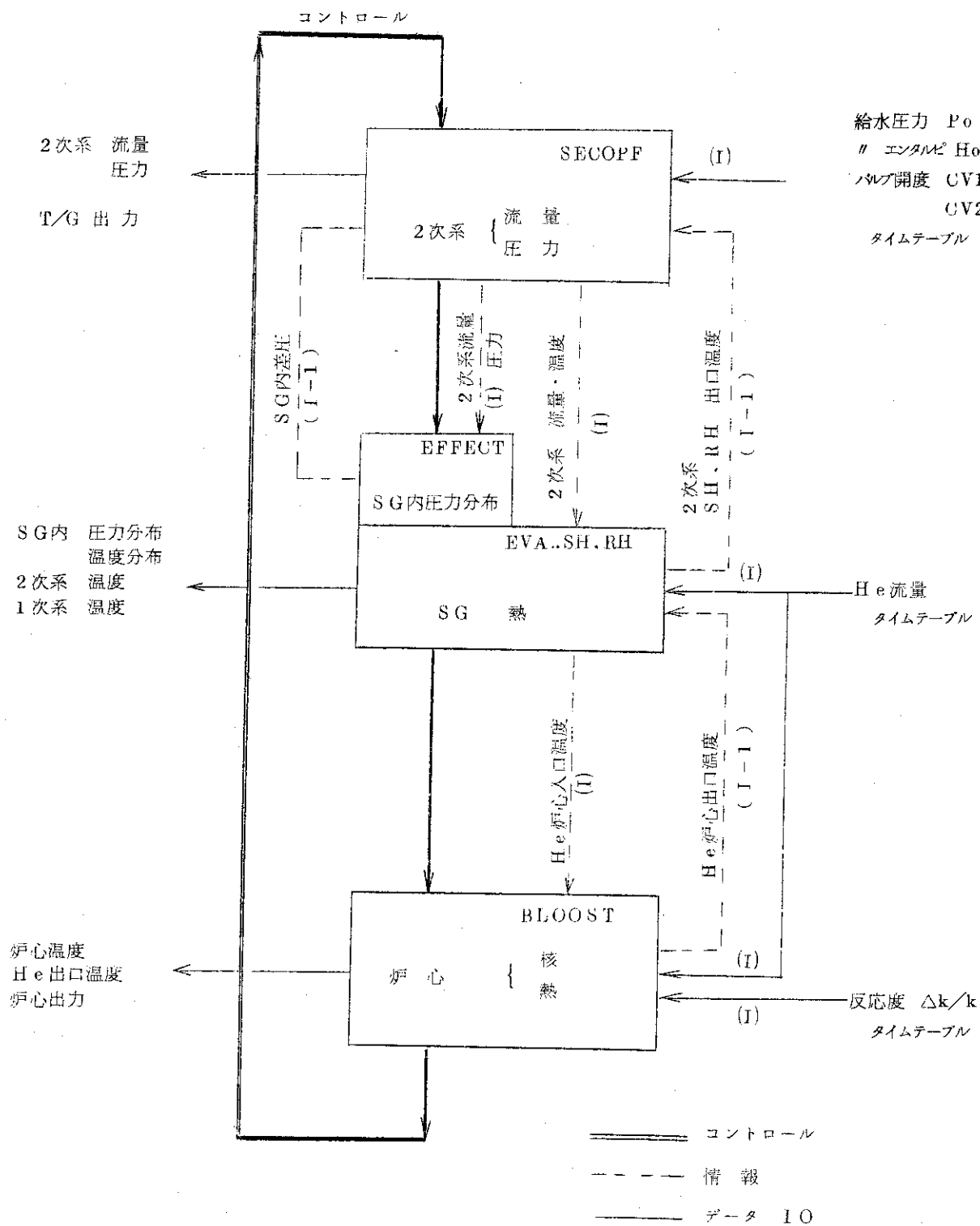


Fig. A. 2.1 ICARUS-PG Flow Diagram

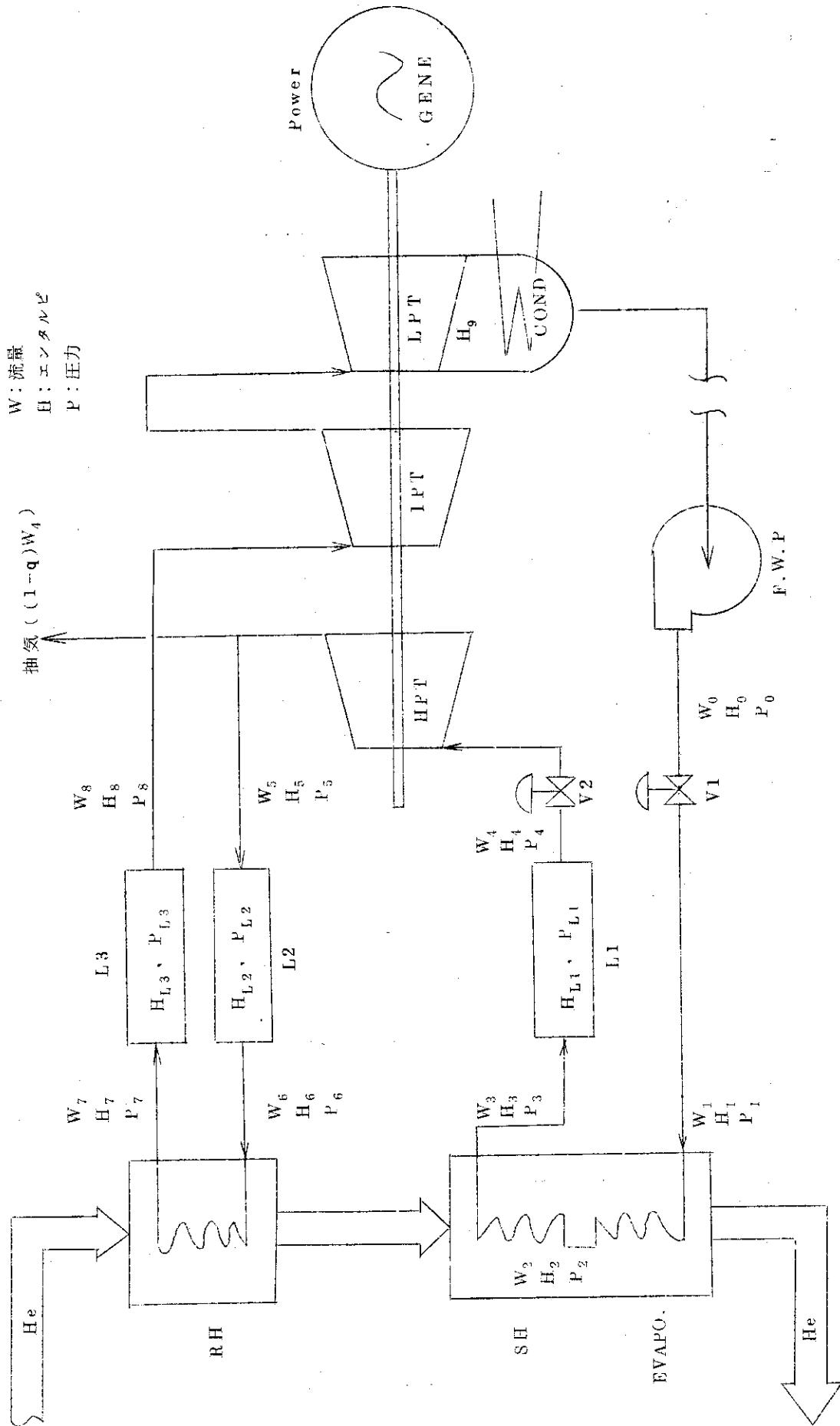


Fig. A.3.1 Dynamic Analysis Model for Secondary System