

JAERI-M

8373

TMI事故の技術的検討・評価報告書

1979年5月

安全性試験研究センター
TMI事故評価タスク・フォース

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

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

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

JAERI-M 8373

TM I 事故の技術的検討・評価報告書

日本原子力研究所 東海研究所 安全性試験研究センター
TM I 事故評価タスク・フォース

(1979年5月17日受理)

TM I - 2 の最終安全解析報告書と TM I - 2 の事故について初期に NRC から発表された有力な情報をもとに、TM I - 2 事故の技術的検討を行った速報的報告書である。内容は、事故の時間経過を含む事故状態の総括的解析と、炉心および 1 次系の熱水力的挙動、燃料破損にいたる挙動、水素発生と水素爆発、放射性物質の放出径路など事故と密接に関連した主要な技術的項目の検討から成っている。附録に、主要な技術的項目を検討するための基礎資料が記されている。

JAERI-M 8373

Prompt technical assessments of the TMI-2 accident
by JAERI Task Force

Task Force for Assessment of TMI-2 Accident
Reactor Safety Research Center, Tokai Research
Establishment, JAERI

(Received May 17, 1979)

This presents technical assessments for the TMI-2 accident made on the basis of early information sources; i.e. "the final safety analysis report of Three Mile Island Nuclear Station, Unit 2" "Docket 50320 -73 ~ 82, issued in April 1974, and "Staff briefing on generic implications in Three Mile Island incident", an unofficial transcript of the public meeting held on April 4, 1979 in NRC offices. Presented are general analysis of the accident with its graphical chronology and technical assessments of the important items such as thermal and hydraulic behaviors in the core and primary cooling system, fuel failure behaviours, hydrogen generation resulting in pressure spikes, and radioactive material release processes. In the appendices are given hypothetical or idealized numerical calculations to evaluate quantitatively the accident conditions.

Keywords: TMI-2 Reactor, Relief-valve, Fuel Failure, Thermal and Hydraulic Behaviors, Reactor Accident, Feed-Water Transient Hydrogen Generation, ECCS, Fission Product Release,

目 次

序 文	1
1. 前提条件	4
2. 事故状態の総括的解析	5
3. 事故状態における主要項目の技術的評価	29
3.1 炉心および一次系の挙動	29
3.1.1 炉心熱伝達	29
3.1.2 SG除熱能力の変化	30
3.1.3 加圧器逃し弁からの流出流量	31
3.1.4 加圧器水位計の挙動	31
3.2 燃料の挙動	34
3.2.1 TMI-2の燃料集合体	34
3.2.2 TMI事故時の燃料のふるまい	35
3.3 格納容器に関する挙動	40
3.3.1 水素の発生について	40
3.3.2 水素の放出と水素爆発	42
3.3.3 格納容器内圧力上昇	44
3.4 放射能放出経路	46
4. ま と め	49

付 録 目 次

A. 1 事故後20分までの一次系流体温度と循環ポンプでのキャビテーション発生について	53
A. 2 一次系循環ポンプのキャビテーション特性の推察	57
A. 3 DNB余裕度の評価	62
A. 4 炉心保有水が失われる時間	64
A. 5 蒸気による燃料棒の冷却	65
A. 6 系圧力の変化によるボイド量の変化	67
A. 7 SG除熱能力低下の推定(その1)	69
A. 8 SG除熱能力低下の推定(その2)	71
A. 9 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その1)	73
A. 10 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その2)	75
A. 11 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その3)	77

A. 12	RCクェンチタンクからのオーバーフロー水量とタンク圧力の関係	78
A. 13	加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その4)	83
A. 14	高圧注入系(HPI)の注入流量の推定	84
A. 15	炉心及び一次系の沸騰開始時刻	88
A. 16	HPIの注入流量の検討	89
A. 17	事故後2時間における一次系流体の質量バランス	92
A. 18	事故開始後発熱量の推定	95
A. 19	燃料棒内FPガス生成量, 放出量及びHe量計算覚書	97
A. 20	高温ペレット中のFPガスの拡散	102
A. 21	Zr-水反応からの水素発生	105
A. 22	放射線による水素ガス生成	111
A. 23	格納容器の圧力変化	114
A. 24	水素ガス再結合器の能力	117
A. 25	格納容器中の水素濃度測定結果にもとづくジルコニウム-水反応量の推算	120
A. 26	圧力容器内の水素存在量と水素気泡体積の関係	123
A. 27	水素爆発により生じる圧カスパイクの最大値及び立上り時間	126
A. 28	格納容器スプレイの作動について	129
A. 29	ジルカロイ被覆の破裂	132
A. 30	燃料棒ふくれ破裂時期の推定	134
A. 31	燃料棒内圧の推定	137
A. 32	燃料棒から制御棒案内管への熱輻射による案内管温度上昇速度の推定	138
A. 33	燃料破損程度の推定	139
A. 34	放射線分解による水素ガス生成及び冷却水中への溶解特性	141

Contents

Preface	1
1. Information Sources	4
2. General Analysis of Accident	5
3. Technical assessment of major subjects	29
3.1 Thermo-hydraulic behavior in the core and primary cooling system. .	29
3.1.1 Core heat transfer	29
3.1.2 Capability of the steam generator	30
3.1.3 Discharge rate through the pressurizer relief valve	31
3.1.4 Pressurizer water level	31
3.2 Estimation of fuel failure	34
3.2.1 Description of the fuel assembly	34
3.2.2 Fuel behavior	35
3.3 Consequences in the containment	40
3.3.1 Hydrogen generation	40
3.3.2 Hydrogen release and explosion	42
3.3.3 Pressure rise in the containment	44
3.4 Radioactive material release processes	46
4. Postscript	49

Appendices

A.1	Estimation of Reactor Coolant Temperatures and Cavitation in the RC Pumps Between 20 Minutes after Initiation of the Transient.	53
A.2	Estimation of RC Pump Characteristics under the Condition of Cavitation.	57
A.3	Assessment of DNB Margin	62
A.4	Vaporization Time of Core Residual Water	64
A.5	Cooling of Fuel Rods by Steam Flow	65
A.6	Change of Void Fraction Due to Change of System Pressure	67
A.7	Estimation of Decreasing Rate of SG Capability (I)	69
A.8	" " (II)	71
A.9	Estimation of Discharge Rate of EMOV (I)	73
A.10	" " (II)	75
A.11	" " (III)	77
A.12	Relation Between Flow Rate from the Overflow Line and Pressure in the RC Quench (Drain) Tank.	78
A.13	Estimation of Discharge Rate of EMOV (IV)	83
A.14	Estimation of Injection Flow Rate of HPI.	84
A.15	Flashing Initiation Time in Core and Primary Loop	88
A.16	Check Calculation of HPI Injection Rate	89
A.17	Estimation of mass balance between hold-up water, discharge flow and injected water after 2 hours of transient initiation ..	92
A.18	Decay Heat Estimation after Accident	95
A.19	Calculation of F.P. Gas Production, Release Rate from Pellets to Rod Plenum and Bonded He Gas Volume	97
A.20	Diffusion of FP Gas in UO_2 Pellet at High Temperature	102
A.21	Evaluation of Hydrogen Generation from a Zr-Steam Reaction	105
A.22	Radiolytic Hydrogen Generation	111
A.23	Pressure Changes in the Reactor Building	114
A.24	Capacity of a Hydrogen-Recombiner System	117
A.25	Estimation of Zirconium-Water Reaction Percent Based on the Measurement of Hydrogen Content in the Reactor Building	120
A.26	Relation of Hydrogen Gas Volume and Total Hydrogen Existing in the Pressure Vessel	123
A.27	Maximum Volume and Rise-up Time of Pressure Spikes Caused by Hydrogen Explosion	126

A-28	The Effects of Container Spray Operation	129
A-29	Evaluation of Ballooning and Rupture of Zry Cladding	132
A-30	Time of Fuel Rod Rupture	134
A-31	Estimation of Fuel Rod Internal Pressure Increase	137
A-32	Estimation of Guide Tube Temperature Ramp Rate due to Radiation by Fuel Rods	138
A-33	Extent of Fuel Rod Failure	139
A-34	Radiolytic Hydrogen Generation and the Solubility of Hydrogen into the coolant	141

序 文

1979年3月28日未明、米国ペンシルバニア州スリーマイル島の加圧水型（B&W社製）原子力発電所第2号機において、給水ポンプ全機が停止することに端を発した、大規模な原子炉事故が発生した。この事故は非常用炉心冷却装置が本格的に作動したこと、並びに事故に伴う放射能災害を懸念して周辺住民の婦女子を一時退避する勧告が出されたことなど、これまでの原子力発電の歴史にない重大な事態を招来したこともあり、事故発生国の米国のみならず、原子力発電と関連する世界各国において、原子炉の安全問題を改めて検討・吟味する気運を盛り上げることとなった。我国においても安全機能の確保に関するより一層厳格な点検のため、稼働中のPWR型原子力プラントの大飯発電所が停止を余儀なくされた。

このような事態に即応して、本事故を技術的に検討・解明するため、安全性試験研究センターを中心にTMI事故評価タスクフォースの設定をした。その目的はTMI事故の経緯について、発表された情報を整理・分析し、事故の過程を技術的に推定することにより、原子力プラントの安全性を深めるための教訓に資することにある。

昭和54年4月14日TMI事故評価タスクフォースのメンバーを決定し、以下の要領で作業を実施した。すなわち、これまでに米国より公表された資料にもとづいて、事故の経過を詳細に調査し、事故履歴をもとに総括的な事故内容の分析を行って、TMI事故の全体像のあらましを明らかにした。さらに事故状態と密接に関連する主要項目について、各専門的立場から現象の定量的解明を行い、整合性のある推論を導き出すことにつとめた。

本報告書は初期に発表された数少ない情報を基礎として検討・評価が行われたものであるから、完全なものとは言い難い。国の原子力安全委員会が4月初めに派遣した事故調査団による報告や将来発表されるであろうUS、NRCによる事故調査報告書がより正確なものとなる。しかしながら予想される上記の詳細な事故解析書の出現までの繋ぎとして、本報告書が有用な技術的内容を含んでいるものと考え、原研として準備した次第である。本報告書の作成直前に、国の原子力安全委員会から委嘱を受け、現地調査を終えて帰国された佐藤一男安全性コード開発室長の批判を得る機会を持てたことは非常に幸いであった。

TMI事故に関する速報的な本報告書が原子力発電所の安全性確保の一助となることを期待したい。

安全性試験研究センター
安全工学部長兼安全解析部長 能 澤 正 雄

（昭和54年5月17日）

TMI 事故評価タスク・フォースの活動一覧表

4月16日～20日	各現象ごとの計算，解析作業
4月23日	タスクフォース検討会（全員会議）
4月24日～27日	各計算のつながりチェック，第一次計算書作成
5月2日	タスクフォース作業打合せ
5月7日	総括的解析本文作成
5月14日	項目別技術的評価本文作成
5月17日	タスクフォース最終検討会

TMI事故評価タスク・フォースメンバー一覧表

タスクフォース責任者	安全工学部次長	森島淳好*
	反応度安全研究室	石川迪夫*
タスクフォースメンバー	安全工学第1研究室	斯波正誼
		安達公道
		竹下功
		鈴木光弘
	安全工学第3研究室	木谷進
		田中貢
		成富満夫
		元木保男
		西尾軍治
		橋本和一郎
	反応度安全研究室	藤城俊夫
	構造強度研究室	宇賀丈雄
	燃料安全第1研究室	市川達生
		原山泰雄
		泉文男
		藤田操
		菊地章
		中島鉄雄
	燃料安全第3研究室	川崎了
		古田照夫
	安全性コード開発室	飛岡利明
		阿部清治
	動力試験炉部	石塚信
	動力試験炉技術課	松浦祥次郎
	開発室	

* 5月2日より6月1日まで外国出張のため森島より石川へ交替

1. 前 提 条 件

TMI事故の技術的検討・評価を行うのに用いた基礎資料は以下のものである。

〔プラント仕様, 定格条件等について〕

- (1) " Three Mile Island Nuclear Station, Unit 2, Final Safety Analysis Report ", Docket 50320-73~82, Apr. 1974

〔事故発生後の経過について〕

- (2) " Staff Briefing on Generic Implications in Three Mile Island Incident ", NRC 4月4日公聴会速記録

特に重要と思われる新たな情報については脚注に示した。

2. 事故状態の総括的解析

TMI事故は、二次側給水系のトラブルによるタービン・トリップに始まり、加圧器逃し弁が自動的に開いた後、原子炉スクラムとなった。加圧器逃し弁は、系統圧が設定圧以下になっても吹き止まらず、運転員がこれに気づくのが遅れたこともあって、一次系保有水量が著しく減少し、炉心は高熱状態となって破損した。被覆管材であるジルコニウムは水蒸気と化学的に反応し、この化学反応などで発生した水素ガスは、格納容器中で水素爆発を起こしたと見られている。^{*1)} また、燃料中の核分裂生成物(FP)は、原子炉圧力バウンダリの外に大量に放出され、その一部は環境にまで放出された。

本章では、以上のようなTMI事故の概略を、その発生時点から16時間経過時までについて、公表されたクロノロジーをたどりながら総括的に説明する。さらに、重要事象については、TMIタスクフォースの推論を付記する。これら推論の基盤となった、各現象についての解析・計算の詳細については、第3章で述べる。時間を16時間までに限ったのは、原子炉内部の事故推移に関しては、炉内に残留した非凝縮性ガスの除去等の問題を除き、事故発生後16時間で一応の終息をみたと考えられるからである。なお、本報告書中に用いられる事故発生後経過時間とは、すべてタービントリップ発生(米国東海岸標準時で1979年3月28日午前4時)を基準にしての時間である。また、NRC4月4日公聴会速記録に基づく事故クロノロジーは章末に付記する。

(1) プラントの概要と定格値

TMI 2号炉プラントの平面・立面図をFig.2.1に示す。今回の事故に関連するプラントの主要な特徴は次のとおりである。

- ホットレグと蒸気発生器(SG)は、2ループ(A, B)ある。SGから出た一次冷却水は、それぞれ2ループ(1A, 2A, 1B, 2B)に分岐したコールドレグを通して炉心に戻る。
- SGは直管型であり、一次冷却水は管内を上から下に流れ落ちる。二次系給水系は、主給水系と補助給水系とあり、主給水は伝熱部胴側を下から上に流れ、補助給水は伝熱管最上部をスプレー冷却する。
- 加圧器はAループホットレグにつながっている。そのサージラインは、ホットレグとの接合部からいったん下降した後、再び上昇して加圧器底部に達する。加圧器頂部には、過大圧力を防止するための逃し弁がついており、逃し弁が開くと、そこを通った一次冷却水はクエンチタンク(ドレンタンク)に導かれる。
- クエンチタンクにも、過大圧力防止のため、逃し弁とラプチャーディスクがついている。クエンチタンクから一次冷却水が吹き出すと、それは原子炉建屋底部のサンプルに集められる。サンプルの水位が一定以上になると、その水は、サンプルポンプにより、補助建屋の廃棄物タンク

*1) “水素爆発”ということばについては、3.2節で定義する。

クに送られる。

- 高圧注入系 (HPCI) による ECC 水の注入用に、3 基のポンプが用意されている。うち 1 基は、シール水などの充てんのために常時運転されている。充てんモードの運転は、加圧器水位を一定に保つようにコントロールされる。緊急時には、残る 2 基のポンプにより、コールドレグ A, B に注入モードで多量の冷却材が注入される。

TMI 2 号炉の主要な定格値は次のとおりである。

原子炉熱出力	2772 MW
炉心圧力	2185 psig (153.6 atg)
圧力容器入口温度	556.5°F (291.4°C)
圧力容器出口温度	607.7°F (319.8°C)
一次系全流量	$137.8 \times 10^6 \text{ lb/hr}$ ($6.25 \times 10^4 \text{ ton/hr}$)

(2) 事故に至るまでの経過

TMI 2 号炉は、1978 年 1 2 月に商用運転が開始された炉で、事故発生直前には、定格出力のほぼ 98% で運転されていた。SG 二次側の補助給水ポンプは、電動が 2 基、タービン駆動が 1 基あるが、その吐出側の弁 2 個 (手動) は、両方とも、事故より約 2 週間前^{*}の点検の時から、閉じられたままになっていた。なお、定常運転時の炉内流動の概略を Fig. 2.2 に示す。

(3) 二次系の給水流量喪失から加圧器水位オフスケールまで

- 0 秒 復水ポンプ、主給水ポンプがトリップし、給水流量喪失でタービンがトリップした。二次系による熱除去能力の低下で、一次系の温度、圧力が上昇した。
- 3~6 秒 圧力 2255 psig (158.5 atg) で加圧器逃し弁が設計どおり自動的に開いた。
- 9~12 秒 一次系の圧力がスクラム設定圧 2355 psig (165.6 atg) に達し、原子炉はスクラムした。
- 12~15 秒 炉心の発熱量低下により冷却材温度は低下し、一次系圧力は逃し弁閉止設定圧 2200 psig (154.7 atg) まで低下したが、弁は閉じなかった。後にわかったことだが、運転員は逃し弁が開いたままになっているのに長時間気づかず、一次冷却材の流出が続いた。
- 15 秒 ホットレグ温度は 611°F (322°C) に達した。このときの圧力は 2150 psig (151.2 atg) で、ホットレグ温度に対応する飽和圧より 450 psig (31.6 atg) 高かった。
- 30 秒 SG 二次側の補助給水ポンプは、このときまでに、3 基とも設計どおり作動していた。しかしながら、吐出弁が閉じたままだったので、給水流量はゼロだった。
- 1 分 SG 二次側の水位は A, B とも極めて低くなった。事故直後一度下った加圧器内の水位は、上昇を開始した。

* 後の資料 (TMI-2 Interim Operational Sequence of Events as of May 8, 1979) によれば、3 月 23 日には吐出弁が開いており、閉じられたのはそれ以後である。

- 2分 一次系の圧力がHPCI作動設定圧1600psig(112.5atg)まで低下し、2基のポンプが自動的に作動して、注入モードでのECG水注水が開始された。
- 4分 加圧器内水位はその後も上昇を続け、ついに水位計指示がオフスケール高になった。^{*2)}
- 4.5分 運転員は、加圧器水位が高くなり過ぎたので、2台のHPCIポンプのうちの1台(A)を手動で停止した。
- 6分 一次系圧力が1350psig(94.9atg)に低下したところで、ホットレグ温度が585°F(307°C、ほぼ飽和温度)に達し、ホットレグ内で蒸気を発生するようになった。

6分経過時点での一次系流動の様相は、Fig.2.3に示すようなものと推定される。なお、以下の図はタスク・フォースの推測に基づいて描いたものであり、特に炉心やコールドレグにおける水位は想像以上のものではないことを断わっておく。加圧器水位は、事故開始後1分から4分^{*2)}にかけて上昇し続けるが、水位を上げる理由としては以下のような点が考えられる。

- i) 炉心では、スクラム後も、蓄積熱、崩壊熱による冷却材の加熱が続いていたが、1分後にSG二次側の水位が極めて低くなってしまった後では、SGによる熱除去能力が低下して一次冷却材温度が上昇し、冷却材の体積は膨張した。
- ii) 系統圧の低下に合わせて、冷却材が体積膨張した。
- iii) 2分後からは、HPCIによる冷却水の注入により、系内の保有水量が増加した。
- iv) 一次冷却水が飽和に達した後では、圧力容器頂部、ホットレグで減圧沸騰に伴いボイドが発生した。これが、その後の加圧器水位をオフスケール高に支え続けた原因である。
- v) 事故直後には水位計の誤指示も疑われた。これは、後になって、正常に作動していたことが判明した。

なお、この期間の一次冷却材の質量・熱量の出入り、すなわち、炉心での発熱量、SGによる除熱量、HPCIの注入量、加圧器逃し弁からの流出量などに関する解析・計算については、3.1節で説明する。

(4) サンプポンプ起動から飽和安定状態達成まで

- 7.5分 サンプポンプが自動的に作動した。(これ以前にクエンチタンクの逃し弁が吹いていることを暗示しているが、この点について公聴会速記録には記述がない。) サンプポンプの作動は事故開始5時間後に格納容器が隔離されるまで続き、その間一次冷却水は補助建屋に送り続けられ、環境へのFP放出をもたらした。
- 8分 SG補助給水系の給水ポンプ吐出弁が閉ったままなのに気付いた運転員がこれを手動で開き、補助給水によるスプレー冷却が開始された。SG二次側で発生した蒸気は、タービンバイパス弁を通して復水器に放出された。事故後いったん下っ

*2) 後の資料(A status report to the ACRS, "Generic Review of Feed water Transient in B&W Reactors, Apr. 16, 1979. 以下資料Sと略す)によれば、4分にはまだ水位計はオフスケールになっておらず、オフスケールになるのは約6分である。

た二次系の圧力は再度上昇しはじめた。

- 1 0.5 分 H P C I ポンプの残る 1 台(B)を運転員が停止した。運転員が一次系内が完全に水で満たされていると判断したためと言われている。
- 1 1 分 オフスケール高だった水位計の指示が回復した。これは、H P C I の流入が止ったのと、S G 除熱が回復して一次冷却材温度が低下したためである。ここに至って、運転員は 1 1 分から 1 2 分にかけて再び H P C I 2 基を作動させ、冷却水の注入が再開された。(後になって、この時の作動は、停止していたポンプを充てんモード運転にしたことが判明した。充てんモードの運転では、加圧器水位を一定にするように作動するだけであり、しかも注入モードに比べてはるかに少ない流量しか注入しない。)
- 1 5 分 クエンチタンク内圧力が 190 psig (13.4 atg) に達し、ラブチャーディスクが破裂した。ラブチャーディスクの破裂設定圧は 200 psig (14.1 atg) であり、ほぼ設計通りの破裂である。
- 20~60 分 この期間、一次系の圧力と温度は、それぞれ 1015 psig (71.4 atg), 550°F (288°C) に保たれており、系統は飽和状態で安定していた。

20 分から 60 分にかけての一次系流動の形態は、Fig. 2.4 に示すようなものと思われる。この間、系統圧が安定していたのは、ボイド発生による一次冷却材の体積増加率(炉心での加熱、二次系による除熱、H P C I による冷却材流入などにより定まる)と、加圧器逃し弁から二相臨界流の形で流出する一次冷却材の体積流量とが等しかったことを意味している。しかしながら、この期間中、一次系の保有水量は次第に減少し、上部プレナムにおける二相流体の水位は低下し続け、系内のボイド量も増え続けていたわけである。

さて、このあと系の圧力は低下しはじめた。すなわち、1 時間 30 分で 1015 psig (71.4 atg) あった圧力は、2 時間 15 分には 700 psig (49.2 atg) まで低下した。この段階での圧力の急低下は十分に予想されることである。ホットレグからサージラインを経て加圧器に流れ込む一次冷却材中のボイド量の増加につれて、加圧器逃し弁から出て行く冷却材のボイド量も増加し続け、ついには逃し弁で二相臨界流を形成するのに必要な最低限度の水が確保できなくなる。逃し弁を通る流れは、間欠的に蒸気臨界流となり、体積流量が増して圧力が低下したのである。この圧力低下は、ホットレグノズルがレベルオフし、ホットレグが完全に蒸気単相となった後は、更に著しくなったものと思われる。

このように見てくると、4.5 分と 1 0.5 分に運転員が H P C I ポンプを停止した処置の妥当性があらためて問題になる。3.1 節に述べるように、H P C I ポンプを 1 基だけでも運転していれば、炉心のボイド発生を押えることができたのである。このことは後にも述べるが、たとえこの時点で H P C I の注入をとめるのは、あるいはやむを得ない操作であったにせよ、以後保有水が減少したときには、それにいち早く気づき、H P C I の再投入をしなければならなかったのである。

(5) 主循環ポンプの停止から炉心ヒートアップまで

1 時間 運転員がBループの主循環ポンプ2基を停止した。

1 5 分

1 時間 運転員がAループの主循環ポンプ2基を停止した。このようなポンプ停止の理由

4 0 分 は、一次系内の蒸気流量の増大の結果、主循環ポンプに振動を生じ、キャビテーション破壊が考えられたためという。

1時間45分 ホットレグ温度はオフスケール温度620°F(327°C)を振り切った。

～2時間

運転員が主循環ポンプを4基とも切った処置の妥当性について、NRCは否定的である。確かに、主循環ポンプ全基を停止した直後に炉心のヒートアップが起きているので、もしもポンプを止めなかったらヒートアップを防げたのではないかと考えるのも無理からぬことである。この頃、まがりなりにも二相混合物でおおわれていた炉心が、流動停止により、その上部が蒸気雰囲気中に露出してしまった可能性は強い。しかしながら、今回の事故は、本質的に、冷却材保有水量の低下が問題なのである。ポンプを切らなかつたところで、保有水量減少を押えることはできないし、万一ポンプがキャビテーション破壊でもしたら、事故の規模は更に拡大したかも知れない。炉心ヒートアップに対する対応は、別の処置、具体的には注入モードによるHPCI注水によるべきだと思われる。

ともあれ、炉心は2時間後あたりでヒートアップし、ホットレグ温度は620°Fを振り切った。この頃の一次系内の様相は、Fig.2.5のようであったと考えられる。ホットレグ温度が飽和温度以上(すなわち、過熱蒸気)になっていることは、この時点で、炉心の少なくとも一部は、蒸気雰囲気中に完全に露出していたことを示している。ホットレグ温度のオフスケールは、この後約14時間持続している。^{*3)}

これより前の段階ですでに燃料被覆管の温度が上昇していた可能性は低いと見られる。なぜかという点、燃料棒の発熱は崩壊熱によるものだけで小さく、また、前述のように、1時間30分までは加圧器逃し弁を二相臨界流が通過していたと思われることから、ホットレグに多少は水が流れていたことが推察され、さらに、主循環ポンプによる冷却材の循環がともかく確保されていたので、炉心の冷却能が極めて低かったとは考えられないからである。

(6) 加圧器元弁の閉め切りから、その再開まで

2.3時間 BループのSGに一次冷却水の漏洩が発見され、切り離された。また、加圧器逃し弁が閉じていないことに気づき、そのような場合にそなえて逃し弁の手前につけてある元弁(手動開閉弁)を閉じ、一次冷却材の放出が止った。^{*4)} これにより、系統圧は上昇しはじめた。

*3) 資料Sによれば、途中でSGが切り離されたBループのホットレグ温度が、16時間までオフスケール高を続けていたのであり、Aループのホットレグ温度は10時間でオンスケールに戻っており、オフスケール期間は約8時間である。

*4) 公聴会速記録では、これ以後の元弁(block valve)の開閉についての記述が、すべて逃し弁(relief valve)の開閉と書かれている。

3時間 系統圧は2150 psig (151.2 atg)まで上昇した。このため、運転員は再び加圧器元弁を開いた。系統圧は再び低下し始め、事故開始後5時間時点で1250 psig (87.9 atg)まで低下した。

2.3時間から3時間までの一次系の様相は、Fig. 2.6のようであったと思われる。2時間から以降は、炉心上部は蒸気雰囲気中に露出し続けており、燃料被覆管温度は上昇し、被覆管の機械的強度は低下していたであろう。一方、一次冷却系圧力は、2.3時間に加圧器元弁を閉めた時には、700 psig (49.2 atg)まで低下しており、燃料棒内圧より低くなったものと考えられる。したがって、被覆管の破裂はこの頃生じた可能性が強い。燃料棒内のFPが一次系内に放出された証拠として、3時間目に一次系サンプルライン表面で600mR/hという線量率が測定されている。この値自体はそれほど高くないので、この時点までの破損は、あってもごく僅かであると解釈することもできるが、一方、この頃一次冷却系内はほとんど流れがなかったと考えられるので、FPが検出されるまでに時間がかかり、かつサンプルラインまで到達するFP量は少なかったという解釈も成り立つ。燃料の破裂に関しては、3.2節で説明する。

さて、ここでもう一度加圧器水位に点をあててみよう。Fig. 2.6に示されるように、注目すべきことは、ホットレグから加圧器に至るサージラインが(実際には多少複雑に曲っているが実質的には)U字管になっていることである。このため、ホットレグが水蒸気中に露出している限りはホットレグの蒸気圧と加圧器頂部の蒸気圧水位とU字管ホットレグ側水位の差による水頭差と釣り合ってしまうと、炉心の水位が変化しても、もはや加圧器内の水位は動かない。このことは、加圧器水位だけに注目していたのでは、一次系保有水量の減少はわからないことを意味している。

(7) クエンチタンクの圧カスパイクから格納容器の圧カスパイクまで

- 3時間 クエンチタンク内で5 psig (0.35 atg)の圧カスパイクが発生した。
- 15分
- 3.8時間 クエンチタンク内で11 psig (0.77 atg)の圧カスパイクが発生した。このとき、格納容器圧力も1 psig (0.07 atg)から3 psig (0.21 atg)まで急上昇した。
- 5時間 格納容器圧力が隔離設定圧4 psig (0.28 atg)に達し、格納容器は隔離された。格納容器圧力は最高4.5 psig (0.32 atg)まで達した。この頃、一次系圧力は1250 psig (87.9 atg)まで低下し、運転員はまた加圧器元弁を閉じた。その結果、一次系圧力は6時間目に2100 psig (147.6 atg)まで上昇した。
- 7時間 運転員は、余熱除去系(RHR)を用いて炉心を冷却しようと思ひ、それが作動
- 30分 可能な圧力である400 psig (28.1 atg)以下に系統圧を下げるために、加圧器元弁を開いた。その結果、8~9時間に圧力は500 psig (35.2 atg)まで低下して、蓄圧水の一部が注入された。しかし、系統圧はRHR作動設定圧までは低下しなかった。
- 10時間 格納容器内に28 psig (2.0 atg)の圧カスパイクが発生した。この圧カスパイクを拾って、格納容器スプレイが自動的に作動し、2分間に3% NaOH液 5000 gal (19m³)を格納容器内に散布した。

2度にわたるクエンチタンク内の圧カスパイクと、その後の格納容器内圧カスパイクについて、公聴会速記録にはそれぞれ“very short, rapid spike”, “very short spike up and down”と記されている。これらはいずれも水素爆発による圧カスパイクであると考えられる。水素の発生源としては、高温の燃料被覆管と水蒸気との化学反応(金属-水反応)によるものがまず考えられるが、その他に、一次冷却水中に放出されたFPのベータ線による水の放射性分解や、溶存水素の解離なども考えられる。水素量の推定や圧カスパイクを水素爆発と見る根拠等については、3.3節で説明する。

ところで、多量の水素が発生したということは、とりもなおさず、炉心が長時間高温状態にあり、被覆管材であるジルコニウムのかかりの量が、金属-水反応で酸化ジルコニウムに変わったことを意味している。多分、炉心の少なくとも一部では、燃料被覆管はバラバラに破碎してしまったとも推定される。このことは、後になされた一次冷却水サンプルの分析で、冷却水中に放出されたFP量(ヨウ素とセシウム)が炉心インベントリの6~8%に達するという結果がでてることからも裏付けられる。このような、燃料損傷の程度に関する推論については、3.2節で述べる。

ここで、忘れてならないのは、格納容器の隔離が事故開始後5時間までなされなかったことである。燃料破損の結果一次系に放出されたFPは、加圧器、クエンチタンクを経て、格納容器底部のサンプに達した。サンプポンプは、7分30秒から格納容器が圧力高で隔離された5時間までの間作動し続けたと思われる。このため、FPは補助建屋の廃棄物タンクに送られた。廃棄物タンクの容量はもちろんそれほど大きいものではないから、FPを多量に含んだ一次冷却水は補助建屋の床にあふれ出し、揮発性FPガスが排気筒を通じて環境に放出されるに至った。このような、FPの放出経路については、3.4節で説明する。なお、8~10時間頃の一次系の様相は、Fig.2.7のようであったと思われる。

(8) 一次系循環の回復による炉心再冷却まで

13時間 RHRによる冷却をあきらめ、系統を加圧するために加圧器元弁を閉めた。

30分

16時間 一次系の圧力は2300 psig (161.7 atg)まで上昇した。Aループの主循環ポンプ1基(1A)の起動に成功し(時間は不詳)、一次系内の循環が回復した。ホットレグの温度はオンスケールに戻って560°F(293°C)まで低下し、コールドレグの温度は400°F(204°C)まで上昇した。SG二次側で蒸気発生が始まった。

ここに至って、やっと、最終的な炉心の冷却法が確立した。すなわち、主循環ポンプをまわし、一次系を循環させて、SGで除熱するのである。ただし、圧力は高めたにしても、一次系保有水はこの時点までかなり減少していて、ポンプを起動させるには不十分だったはずである。ポンプの起動に成功し、しかも16時間後のホットレグ温度がサブクール温度になっていることは、この頃かなり大量のECC水を注入したものと考えられる。16時間以降の一次系流動は、Fig.2.8のようなものと思われる。

13.5時間から16時間にかけて、上部ヘッドと上部プレナムに気泡(bubble)がたまっていることが報告されている。この気泡の成分については、これより後になって、一次系内の温度を200°F(93°C)まで低下させても、圧力は1000psig(70.3atg)程度にとどまっていたことを考えると、蒸気だけではなく、少なくとも一部の成分は非凝縮性気体(たとえば水素や希ガス)であったと考えられる。

ともあれ、炉心はこの時点で冷却され、事故は一応の終結を見た。これから後は、炉心にたまった非凝縮性ガスの量と成分の予測、またその除去方法が事故処理の焦点となるが、これに付随する諸問題については、今後の事故報告で明らかにされるであろう。

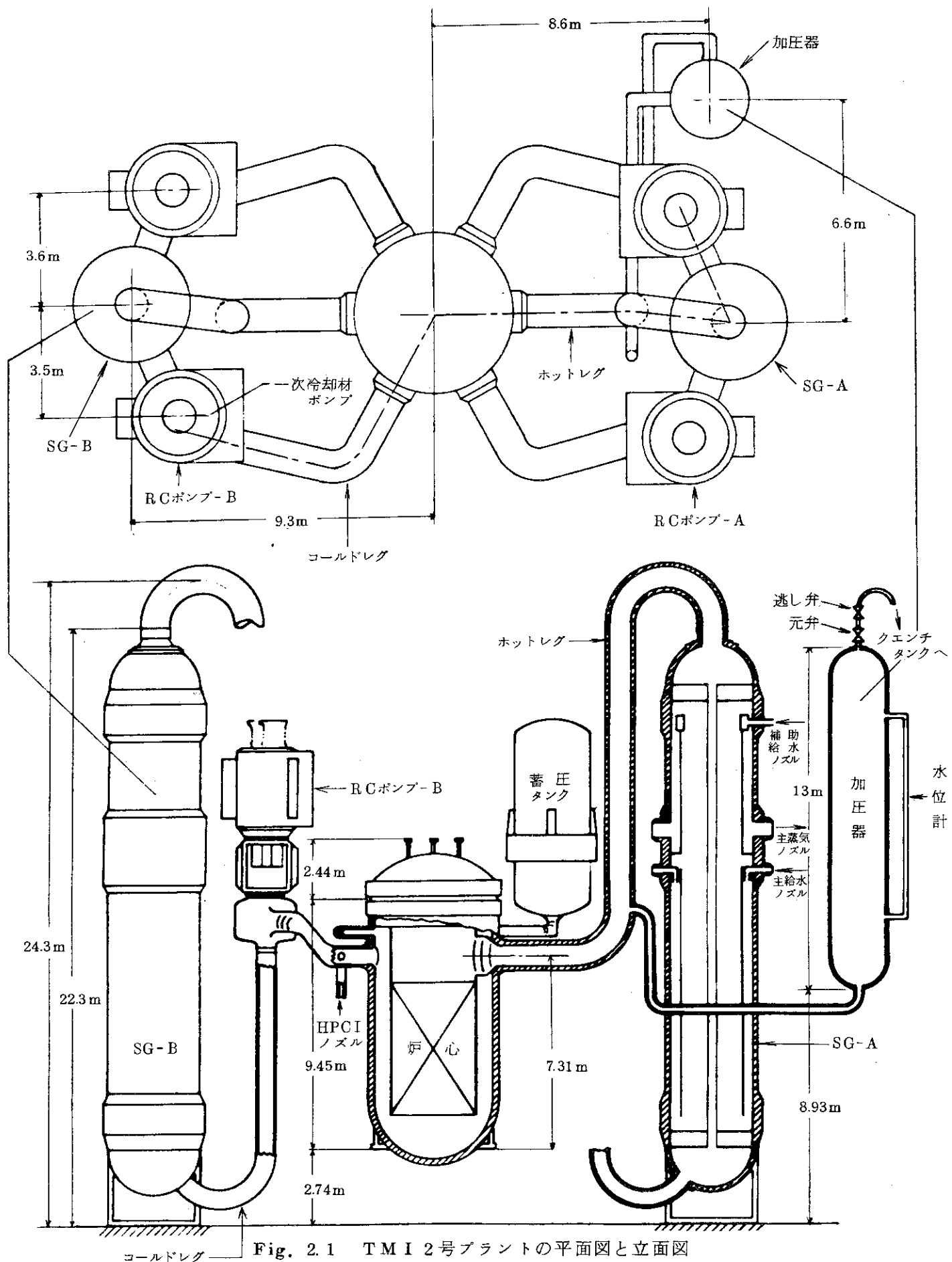


Fig. 2.1 TMI 2号プラントの平面図と立面図

Fig. 2.2		定常状態			
記事					
加圧器からの冷却材流出	無	逃し弁	閉	元弁	開
A ループによる 二次系への除熱	有	作動中の一次系ポンプ	1 A, 1 B		
		SG 二次側の冷却能	主給水系で冷却		
B ループによる 二次系への除熱	有	作動中の一次系ポンプ	2 A, 2 B		
		SG 二次側の冷却能	主給水系で冷却		
HPCIの注入	無				
ホットレグの一次冷却材	未飽和水				

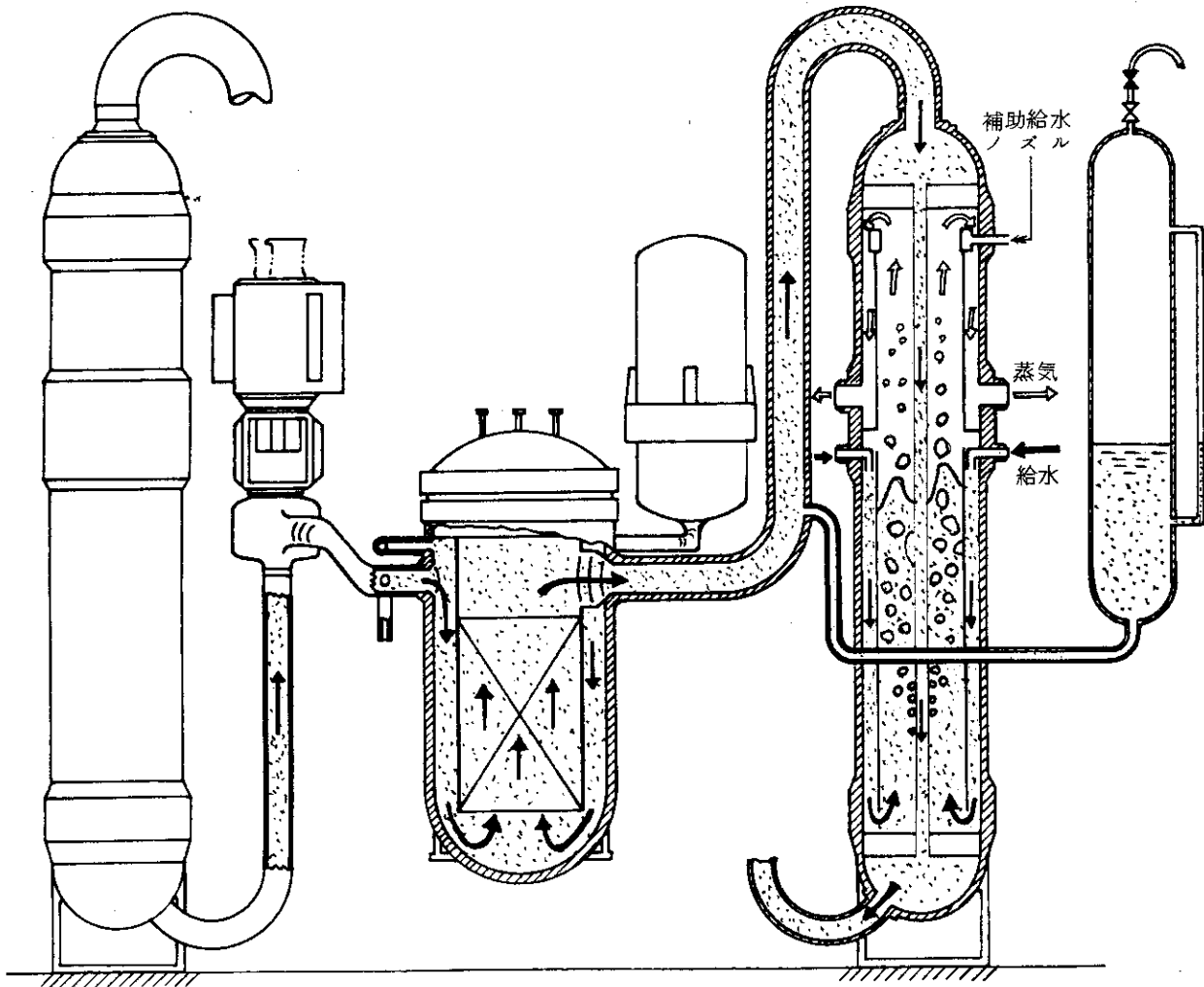


Fig. 2.3		事故開始後経過時間		6分～8分		
記事 <ul style="list-style-type: none"> • SG主給水系はポンプのトラブルで停止 • SG補助給水系は、ポンプ吐出弁が閉じていて流量なし • 加圧器逃し弁は、圧力高で開いた後、圧力が下がっても吹き止まらず • 加圧器水位オフスケール高 						
加圧器からの冷却材流出		二相臨界流	逃し弁	開	元弁	開
Aループによる 二次系への除熱	少ない	作動中の一次系ポンプ	1A, 2A			
		SG二次側の冷却能	ほとんどない			
Bループによる 二次系への除熱	少ない	作動中の一次系ポンプ	1A, 2A			
		SG二次側の冷却能	ほとんどない			
HPCIの注入		A, B 2ループに注入モードで注入				
ホットレグの一次冷却材		飽和混合相				

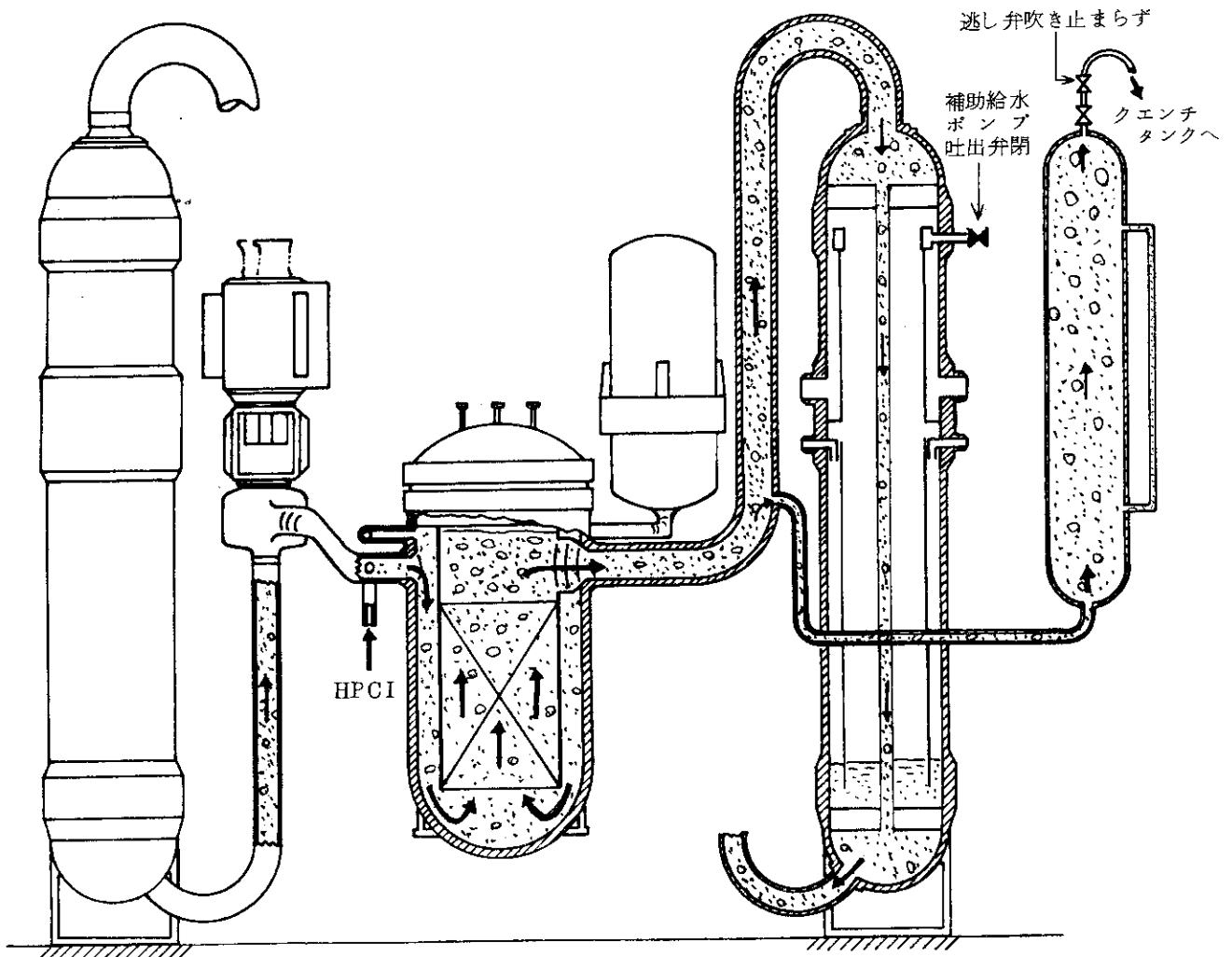


Fig. 2.4	事故開始後経過時間	20分～1時間			
記事	<ul style="list-style-type: none"> ・系統は飽和状態で安定 ・圧力容器内水位は次第に低下 				
加圧器からの冷却材流出	二相臨界流	逃し弁	開	元弁	開
Aループによる 二次系への除熱	有	作動中の一次系ポンプ	1A, 2A		
		SG二次側の冷却能	補助給水で冷却		
Bループによる 二次系への除熱	有	作動中の一次系ポンプ	1B, 2B		
		SG二次側の冷却能	補助給水で冷却		
HPCIの注入	充てんモードの注入と思われる				
ホットレグの一次冷却材	飽和混合相				

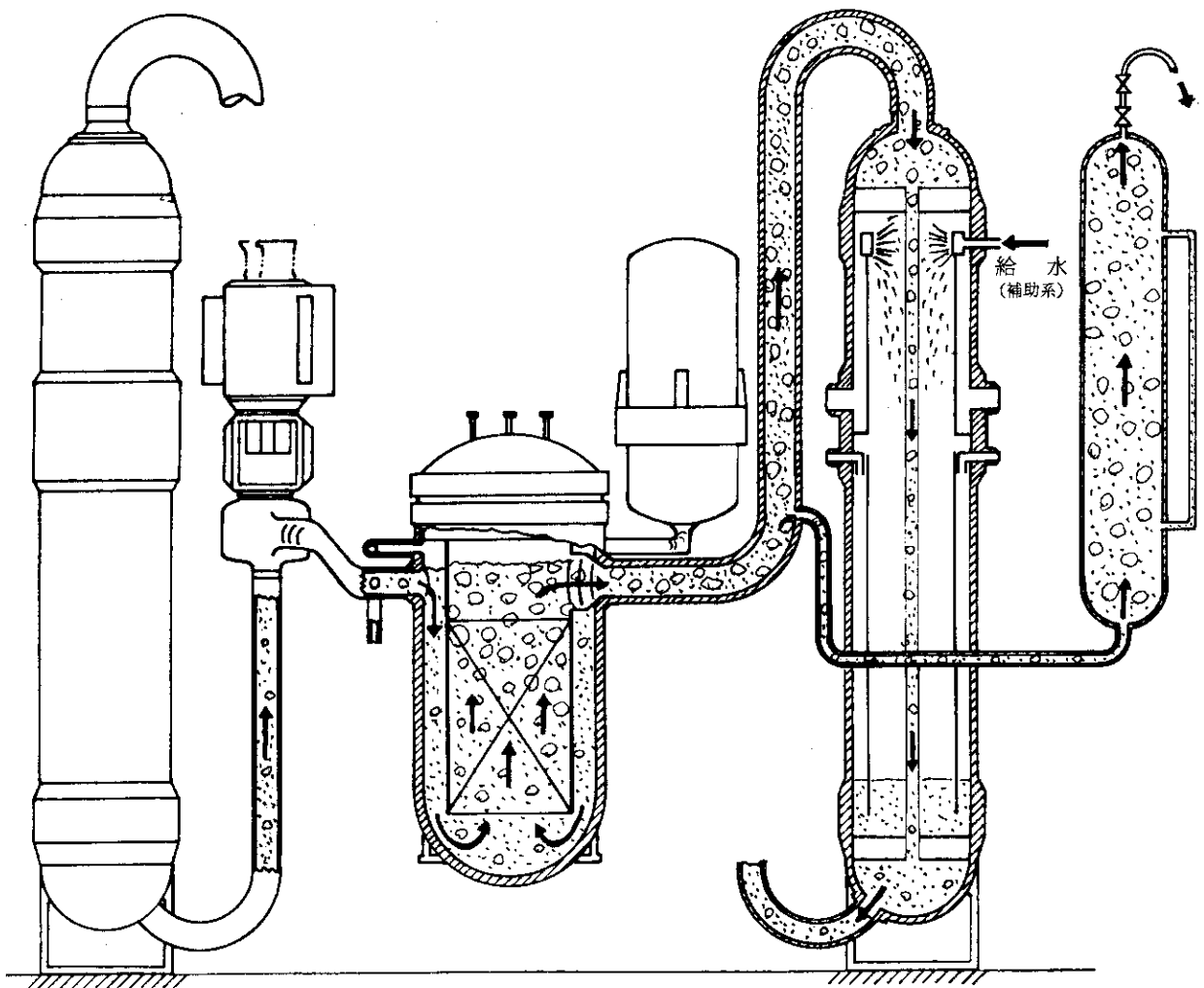


Fig. 2.5	事故開始後経過時間	2時間～2.3時間			
記事	<ul style="list-style-type: none"> 主循環ポンプは全基停止 炉心の一部が水位上に露出 				
加圧器からの冷却材流出	蒸気臨界流	逃し弁	開	元弁	開
Aループによる二次系への除熱	ほとんどない	作動中の一次系ポンプ	なし		
		SG二次側の冷却能	補助給水による冷却		
Bループによる二次系への除熱	ほとんどない	作動中の一次系ポンプ	なし		
		SG二次側の冷却能	補助給水による冷却		
HPCIの注入	充てんモードの注入と思われる				
ホットレグの一次冷却材	過熱蒸気				

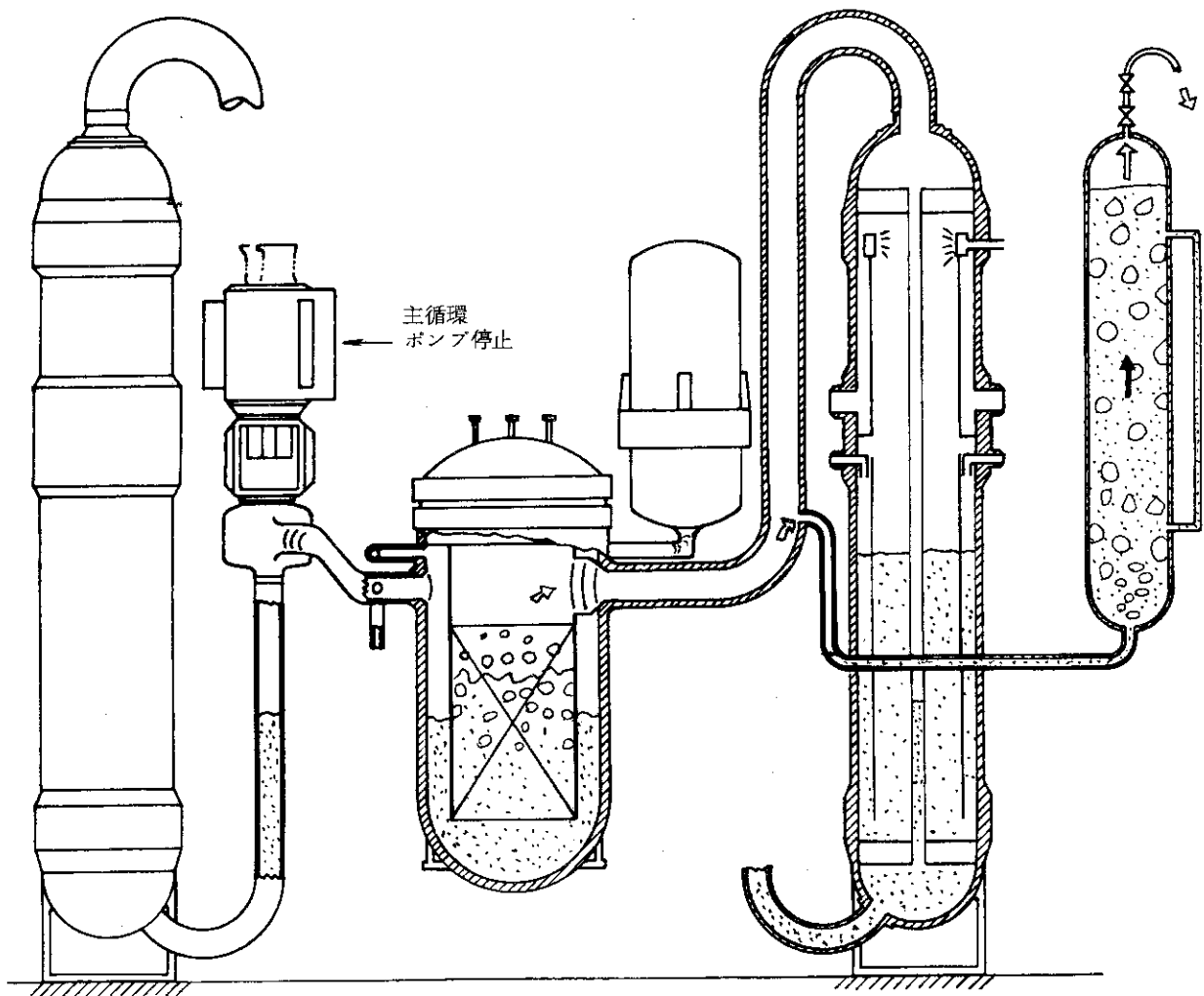


Fig. 2.6	事故開始後経過時間	2.3時間～3時間
記事 ・加圧器元弁を手動で閉める		
加圧器からの冷却材流出	なし	逃し弁 開 元弁 閉
Aループによる二次系への除熱	ほとんどない	作動中の一次系ポンプ なし
		SG二次側の冷却能 補助給水による冷却
Bループによる二次系への除熱	無	作動中の一次系ポンプ なし
		SG二次側の冷却能 なし(隔離)
HPCIの注入	充てんモードの注入と思われる	
ホットレグの一次冷却材	過熱蒸気	

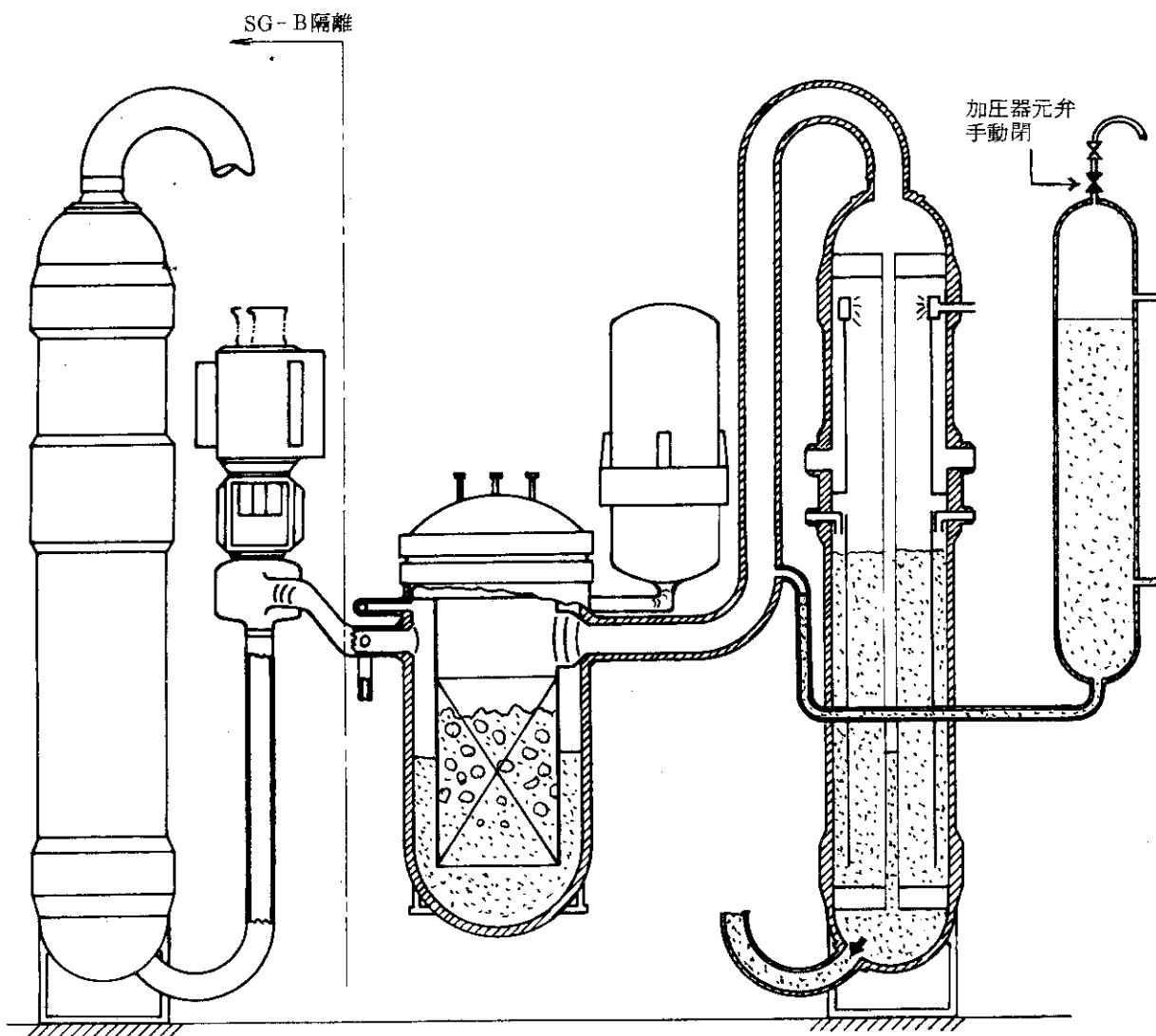


Fig. 2.7	事故開始後経過時間	8時間～10時間			
記事					
加圧器からの冷却材流出	蒸気臨界流	逃し弁	開	元弁	開
Aループによる二次系への除熱	ほとんどない	作動中の一次系ポンプ	なし		
		SG二次側の冷却能	補助給水による冷却		
Bループによる二次系への除熱	なし	作動中の一次系ポンプ	なし		
		SG二次側の冷却能	なし(隔離)		
HPCIの注入	充てんモードの注入と思われる				
ホットレグの一次冷却材	過熱蒸気				

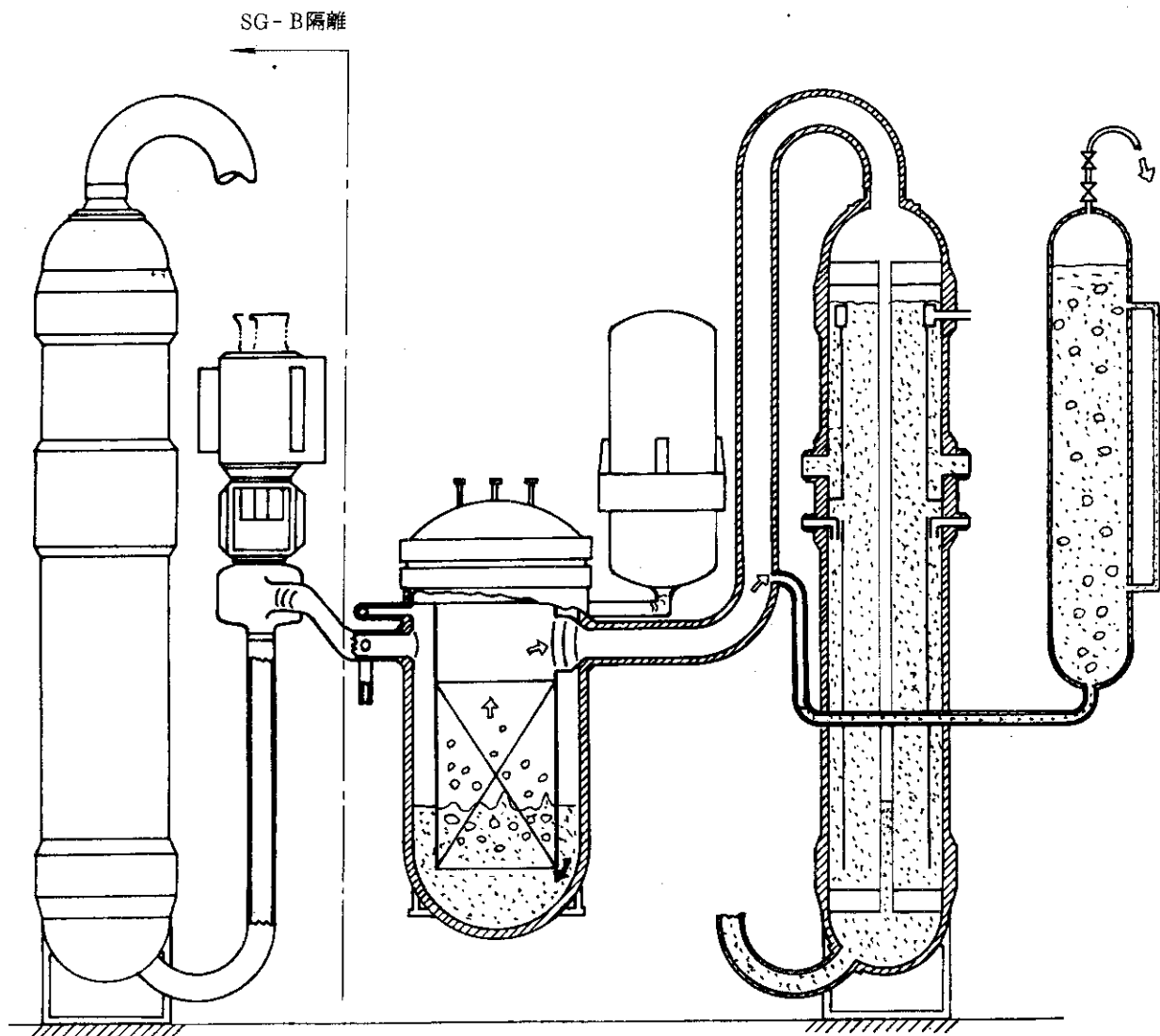
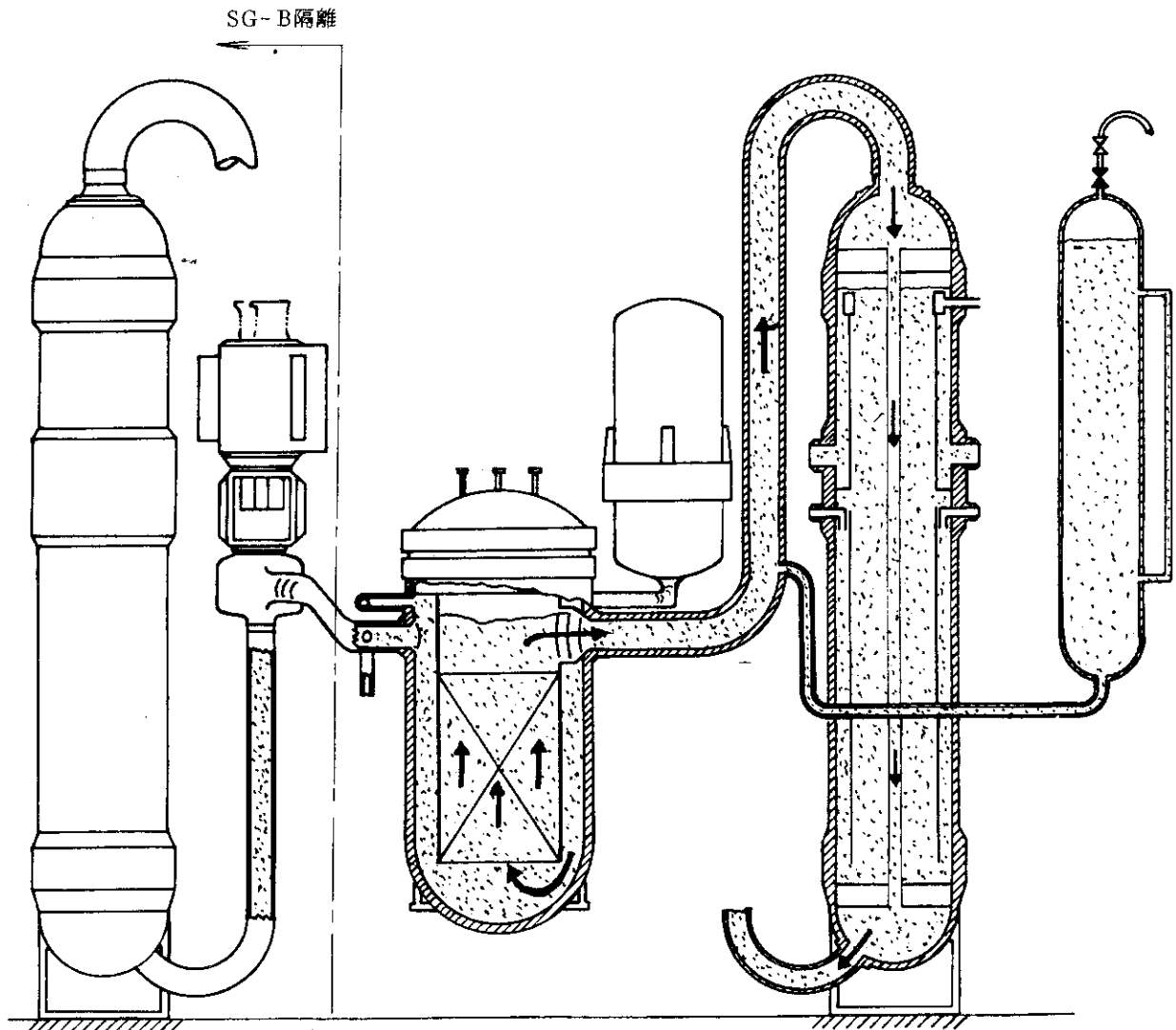
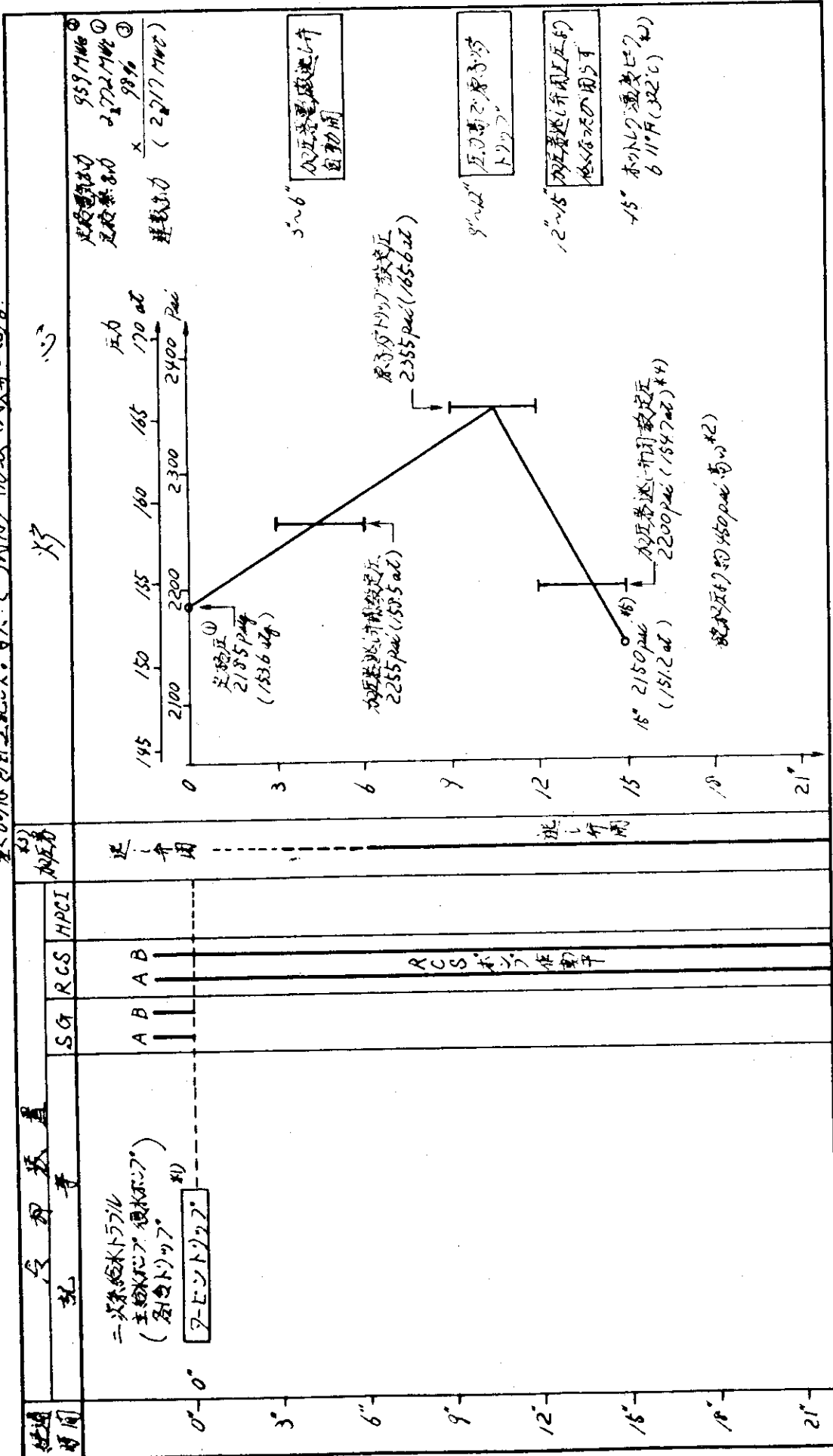


Fig. 2.8	事故開始後経過時間	16時間以降		
記事 ・主循環ポンプ1Aで炉心冷却				
加圧器からの冷却材流出	なし	逃し弁	開	元弁 閉
Aループによる 二次系への除熱	有	作動中の一次系ポンプ	1A	
		SG二次側の冷却能	補助給水による冷却	
Bループによる 二次系への除熱	なし	作動中の一次系ポンプ	なし	
		SG二次側の冷却能	なし(隔離)	
HPCIの注入	不明			
ホットレグの一次冷却材	未飽和水			



TMI 2号炉事故経過 (その1) 事故開始時のシークロス (20秒まで)

本表の起事表を基礎として、VAC 44公称値を記載し得たものである。これ以外の情報源は、
基のものを独自に記した。また、()内はメトリック換算値である。



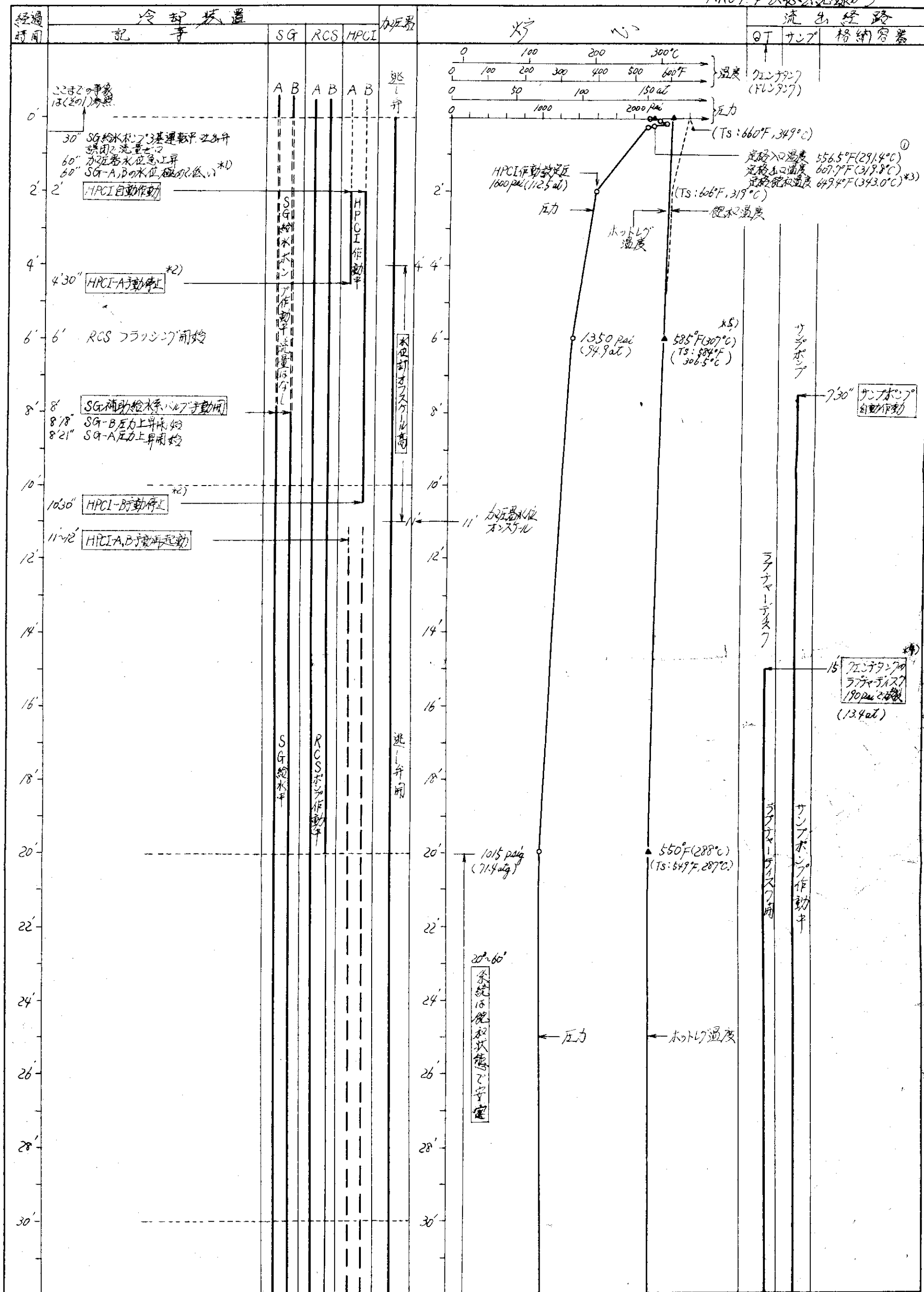
文献 ① DOCKET-50320-73, P. 1.3-4
② " P. 1.3-12
③ PNO-79-67
④ IE Bulletin 79-05A

*4) ④に於いて 2205 Paic
*5) ④に於いて 2147 Paic

*1) 2号炉トラップ時刻は 20"と推定。
*2) 322°Cに到達する時刻は 5.118.2 atg (1680 Paic)
2135 Paic - 1680 Paic = 455 Paic
*3) 加圧器は A 系統にのみ作動

TMI2号炉事故経過(第2) 最初の飽和安定状態達成までの経過(30分まで)

NRC4.4公聴会記録から

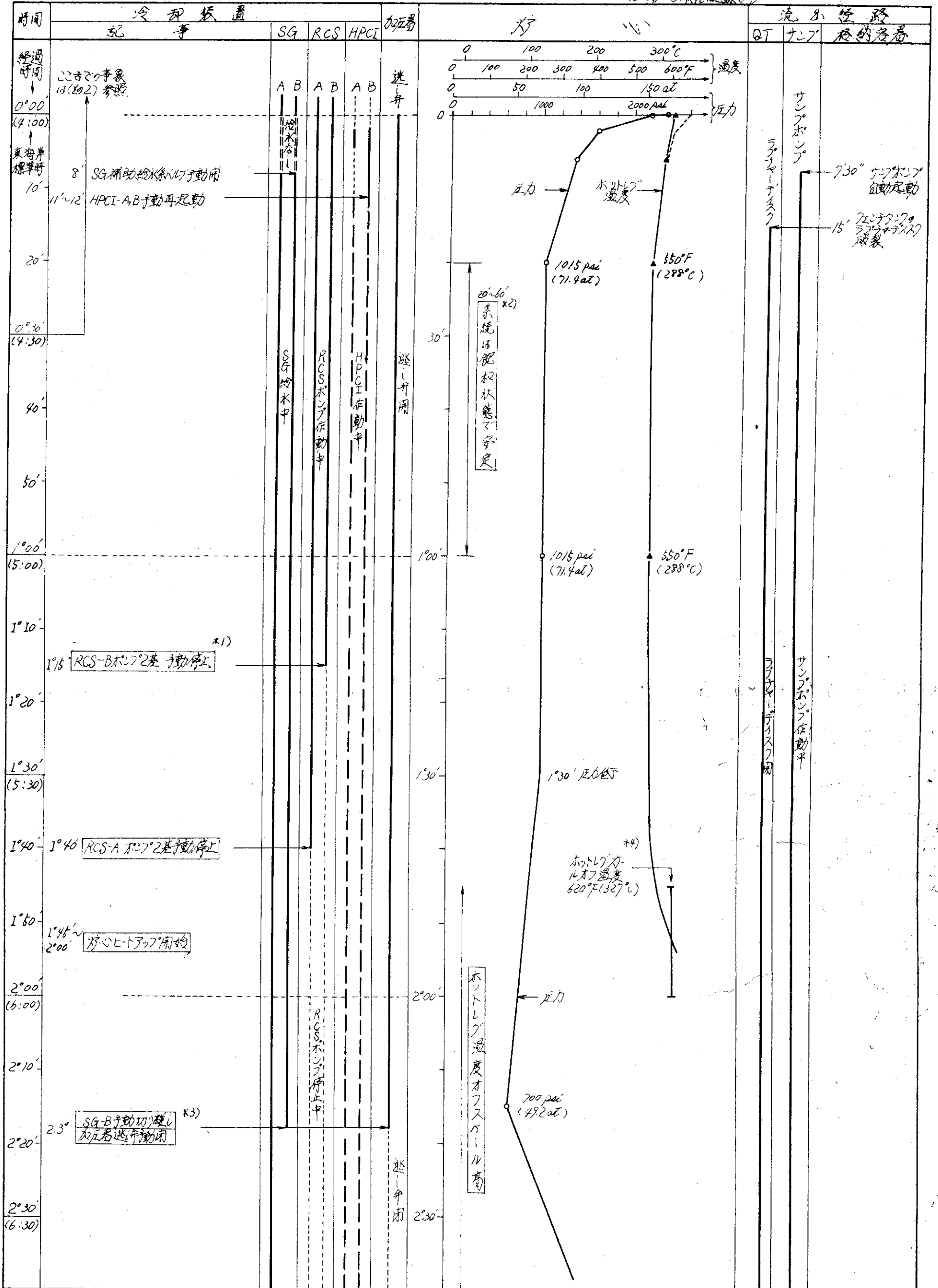


*1) The next couple of minutes, it is dryout
 *2) 加圧器水位が75%以下の場合
 *3) 定格圧は2185psig (2200psia, 154.7ata, 153.6atg)
 154.7ata に対する飽和温度 343.0°C (649°F)
 *4) サンプポンプの破断設定圧は200psig (14.1atg)
 *5) ④による値 584°F

文献 ① DOCKET-50320-73, P.1.3-4
 ② IE Bulletin 79-05A

23~24

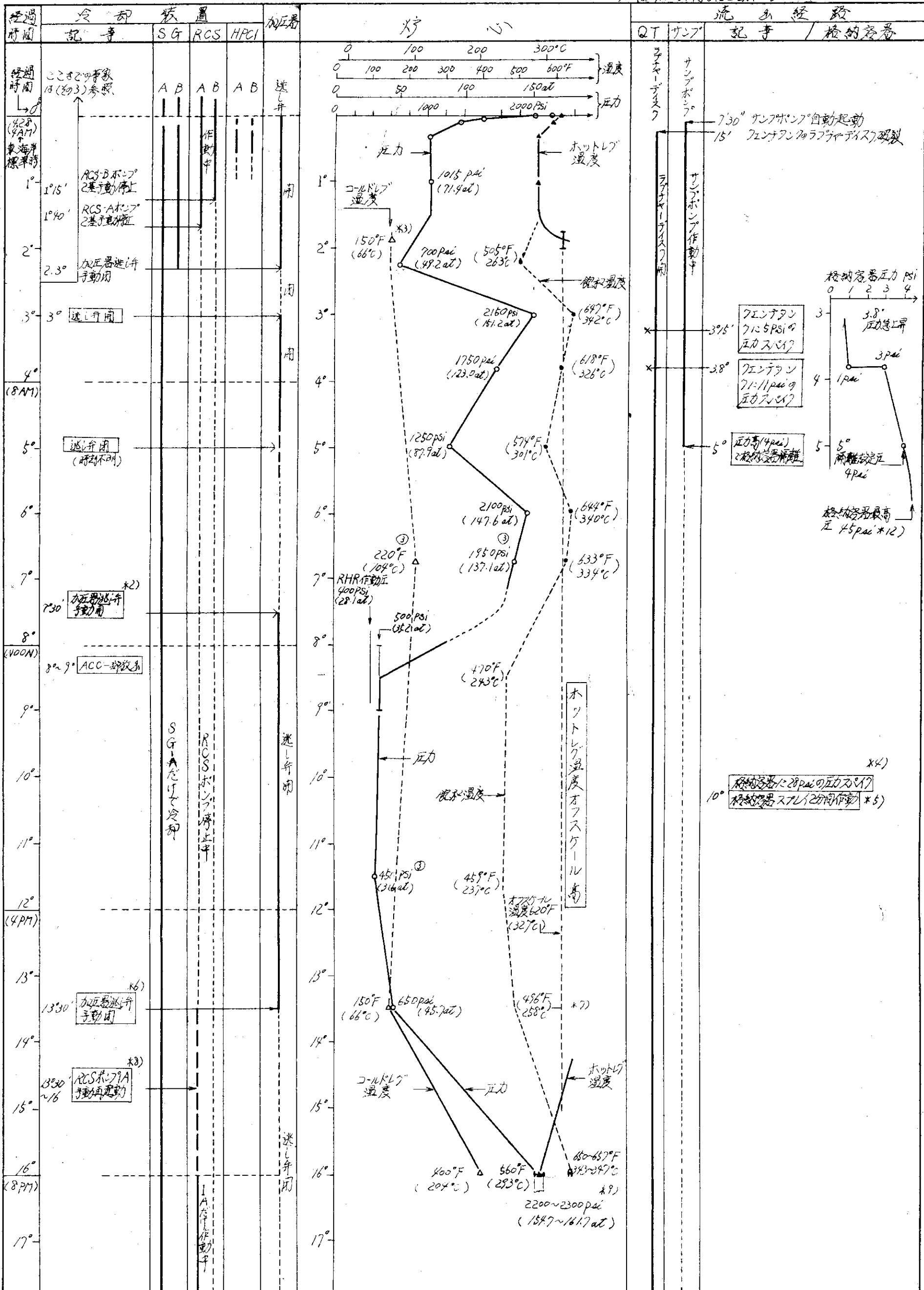
NAC 44 公報記録の5



*1) RCSポンプトリップ台は初期トランジェント期間に
いくらか燃料破損してのさうがまだ重大ではない。
*2) HPCI再起動SG給水開始後RCSポンプトリップ
まで系統安定
*3) 一次系二次系の漏れが少なかったため
*4) 計算機はオフスケールあり対応できず。

TMI2炉事故経過(約4) 炉心ヒートアップから再冷却運込までの経過(16時間まで)

NRC 4.4 公報公記録から



*1) very short, rapid spike
 *2) RHR作動後7分間の系統圧400psi (WTC. 6)
 *3) 150°F という値は④のグラフで示された
 *4) very short spike, up and down
 *5) 格納容器圧力高。NaOH液 5000 gal
 (④では 500 gal と示されているが、誤りと見(3.)

*6) 系統動後近況気泡をふくんだ
 *7) 入口温度が600~700°F、入口温度が150°Fから5
 自然循環はほとんど考え(5)(6)
 *8) 13:30~6:13:30~16:00の間は16:10の間は不明
 *9) ④では 2300 psi
 *10) RCS サンプルラインを接続測定で600m/hrの
 放射線レベルを測定した

文献 ④ IE Bulletin 79-05 A
 ⑤ PNO-79-67
 ⑥ A Status Report to the ACRS
 Generic Review of Feedwater Transients
 on BWR Reactors, APR 16, 1975
 *11) 原子炉建屋の放射線レベル高
 *12) ④のグラフ、5%に4.5 psi と6%と2.0

3. 事故状態における主要項目の技術的評価

3.1 炉心および一次系の挙動

3.1.1 炉心熱伝達

TMI 原子炉事故で炉心熱伝達が低下する可能性を最初につくったのは、主循環ポンプのキャビテーションによる炉心流量の低下である。SGの除熱能力の低下をどう見積もるかにもよるが、一次系のフラッシング開始(6 min)に先立ち、4 min以前にキャビテーションが発生した可能性がある。^(A-1)その後、一次系がフラッシングするようになり、主循環ポンプの駆動力は時間と共に減衰して行ったが、それでもある程度の炉心流量は確保されていたものと思われる。^(A-2)たとえば流量がもっと低下した時間帯の現象を想定して、炉心流量が定格値の1/10程度確保されておれば、DNB比はおよそ30以上の値が得られるので、^(A-3)炉心でDNBが発生することはない。したがって、主循環ポンプが作動していた時間帯の炉心熱伝達は、流量低下にもかかわらず比較的良好であったと考えられる。

ところが、PV水位が低下してホットレグ高さに到達すると、大量の蒸気が一次系ループに流れ出し、主循環ポンプの駆動力は一気に失なわれる。それと同時に、主循環ポンプは激しく振動し、破壊する可能性が考えられたであろう。このため1 hr 15 minにBループの主循環ポンプが、また1 hr 40 minにAループの主循環ポンプがそれぞれ停止され、これによって炉心流量が完全に喪失した。こうなるとHPIから注入された非常冷却水の一部は炉心に向わずにコールドレグ付近に停滞するようになる。このことは、その後コールドレグ温度が低下して150°F(65°C、HPIの注入温度に等しい)に到達したことで確認できる。

HPI注入水が炉心に流れなくなったことで、炉心での蒸気発生は活潑になり、燃料棒の露出は早まった。1 hr 45 min以降に炉心温度が上昇し、ホットレグで過熱蒸気の温度が検出されたことが、炉心が露出したことを証明する。SGに過熱蒸気が流れるようになると、SGの除熱能力は極端に低下する(3.1.2項参照)。またHPIは充填モードで注入流量は極端に小さい(3.1.4項参照)。このため、PV内の水は沸騰によって失なわれる一方になり、炉心の相当部分が蒸気中に露出してしまった。SGの除熱効果およびHPI注入効果を全く無視すれば、最も早い場合1100~2000 secで炉心水位がゼロになってしまい計算になる。^(A-4)実際には炉心水位の低下と共に有効伝熱面積も減少するので、炉心水位が低下する速度はもっと遅くなるが、炉心上部では早い時期に露出したものと考えてよからう。

蒸気だけの冷却になると、2 hr前後の崩壊熱でも、燃料棒表面温度は、現実的なピーキングファクタ(2.2)で考えても最高点では1000°Cに到達する。^(A-5)圧力が低ければこの値はさらに高くなる。これにより燃料棒内圧が上昇し、一方ホットレグが蒸気に覆われたことにより加圧器逃し弁からの流出が蒸気流出になり、系圧力の低下が速くなって来るから、系圧力が燃料棒内圧より低くなり、最初の燃料棒(被覆管)破損につながったものと考えられる。

さらに、2.3 hrに加圧器逃し系の元弁を閉じた。このことにより系圧力は回復したものの、

炉心で発生した蒸気の逃げ道がなくなって停滞し、“蒸し焼き”の状態になった可能性がある。この時の炉心水位の挙動については、HPIの注入による上昇の可能性と、系圧力の変化に伴う上昇または下降の可能性^(A-6) および水面下ポイドのつぶれによる二相水位の低下の可能性があって、実際にどうであったかは判らない。何れにせよ、9hrごろまで加圧器逃し系の元弁を開閉して2回の大きな圧力上昇-下降を与えたことにより、燃料に対して一層きびしい状況を与えたであろう。

3.1.2 SG除熱能力の変化

TMI原子炉事故を分析するにあたって、SG除熱能力の挙動はきわめて重要な因子である。その理由は、SGの定格除熱能力はもともと100%出力をカバーするものであるから、たとえ1桁ないし2桁ほど除熱能力が低下したとしても、崩壊熱に匹敵し、場合によってはそれを上まわる除熱効果を持つことになるからである。したがって、これを無視して一次系の挙動を議論することは時間帯によっては意味をなさないことになる。

SG除熱能力の低下は、加圧器逃し弁が開く以前から一次系の挙動に影響を与えた。炉スクラム以前の一次系は、このために全体として“加熱”の状態になり、一次系流体の熱膨脹によって加圧器蒸気スペースが断熱圧縮され、系圧力が上昇した。この圧力上昇速度から推定したSG除熱能力の低下速度は $1.6.2 \sim 6.4.7 \text{ MW/sec}$ である^(A-7)。また、事故発生後15sec間のホットレグ温度上昇から推定した値は $2.7.4 \text{ MW/sec}$ である^(A-8)。これらの値を直線外挿すると、40~170secにはSG除熱能力はゼロになるが、実際にはSG除熱能力は直線的に減少する訳ではないので、それよりやや遅れてSG除熱効果が喪失したと思われる。

炉スクラム後まもなくから、燃料棒から流体への伝熱量の低下がSG除熱能力の低下を上まわるため、一次系全体としては“冷却”の状態に移行したであろう。しかし、崩壊熱はわずかながら持続するので、SG除熱能力がほぼ喪失すると、一次系は再び“加熱”の状態にもどる。この状態で6minに一次系(ホットレグ)がフラッシングを開始したと思われる。

8minに二次系補助給水系の機能が回復する。補助給水系からの水は、SG二次側の上部にスプレーの形で注入されるから、ただちにSG除熱能力が現われて、一次系は再び“冷却”の状態にもどったであろう。この時点から1hr40min頃まではSGの除熱がかなり効いていた筈である。

しかるに、PV水位がホットレグ高さまで下がり、主循環ポンプを停止する。また炉心が露出し、過熱蒸気がSGに流れるようになる。この時点のSG一次側のコラップス水位は、PVのコラップス水位とほぼ同じであろう。SG一次側の上半分では、過熱蒸気の冷却と飽和蒸気の凝縮が行われている訳であるが、前者の熱伝達率が低いため、全体としての蒸気凝縮量ないしSG除熱効果はきわめて小さいものであったろう。また、一次系の循環がないので、SG一次側の水面以下に存在する水は局所的に冷却されて、二次側とほぼ熱平衡の状態にあったと考えられる。

コールドレグが水に満たされておれば、炉心とSG一次側のコラップス水位がほぼバランスしたまま、全体として水量が減少して行く筈である。その場合には、炉心とSGの間にヒートポンプが成立する結果、きわめてわずかながら順方向の流れが存在した筈である。しかし、

コールドレグがフラッシングし（HPIの注入があればこれは考えられない）、あるいは上部プレナムとダウンコマをつなぐ均圧弁が開いて非凝縮性ガスを含む蒸気がコールドレグに流れこむようなことがあれば、コールドレグのサイホンが断たれ、PVとSGの水位は独立になる。この場合は順方向の流れは生じない。何れにせよ、炉心から過熱蒸気が流れて来る限り、SGの除熱効果はきわめて小さい筈で、1 hr 45 min から 1 6 hrまでは、ほぼこのような状態であったろうと思われる。

3.1.3 加圧器逃し弁からの流出流量

加圧器逃し弁からどの程度の冷却材流出があったのかは、SG除熱能力の変化と並んで、TMI原子炉事故現象の推移を解釈する上で最も基本的な事項である。

4つの方法で推定した加圧器逃し弁からの流出流量は以下の通りである。

(1) 逃し弁の定格流量より^(A-9)

$$\text{事故当初の蒸気流出流量} = 14.1 \text{ kg/sec}$$

(2) 逃し弁開前後の一次系圧力上昇速度の変化より^(A-10)

$$\text{事故当初の蒸気流出流量} = 1.76 \text{ kg/sec}$$

(3) クェンチタンクの圧力上昇速度より^(A-11)

$$\text{事故当初 15 min 間の平均流出流量} = 5.23 \text{ kg/sec}$$

(4) 一次系の保有水量とHPI注入量より^(A-13)

$$\text{事故当初 1.5 hr の平均流出流量} = 8.6 \text{ kg/sec}$$

これらのうち、逃し弁の作動が正常であったとすれば(1)が最も確からしい。しかし、閉じるべき時に現に閉じなかったのだから、逃し弁の作動が正常であったと断定する訳には行かない。

(2)~(4)は、量的に言えば互いに相容れないほどの違いではない。しかし、(1)と(2)~(4)とは量的に相容れない。なぜなら、事故当初は蒸気流出であり、流出重量流量としてはかなり小さい時期と思われるので、それでも14.1 kg/secも流出したのなら、15 minないし1.5 hrの平均流出流量が5.32 kg/sec、8.6 kg/sec程度にとどまるとは考えにくいからである。

全体的に見れば、(4)が事実にもっと近いように思われる。もしそうであるなら、(1)が(4)より大きい事から、加圧器逃し弁がスティックしたとか、異物をかんだとかの事態が疑われよう。(2)はベースとした圧力データの精度が悪いため、あまり信頼はできない。(3)は評価の仕方としては悪いものではないが、(4)を下まわるといふ事で疑いが持たれる。ベースとしたクロノロジー、プラントデータ、あるいはその両者に不備があった可能性がある。

現在のところ、SGの除熱能力の挙動や、HPIの注入流量、レットダウン系の作動、PV水位や加圧器水位等に不明な点が多すぎるので、流出流量をこれ以上議論することは出来ない。

なお、2.3 hr以降、しばしば加圧器逃し系を開閉しているが、これらはすべて元弁によっているので、開の時の流出流路面積は事故発生以来変化していない可能性が高い。

3.1.4 加圧器水位計の挙動

TMI原子炉事故における加圧器水位計の指示の挙動はいかにも奇妙であり、事故過程を説明するための重要な手掛かりとなるものと思われる。

加圧器水位計の指示についてわかっていることは、次の通りである。

- t = 1 min 加圧器水位が急上昇を開始。
- t = 4 ~ 1 1 min 加圧器水位がオフスケール(高)。HP I ポンプの 1 台が 4 min 30 sec に、
2 台目が 10 min 30 sec に手動停止。
- t = 1 1 min 加圧器水位が測定範囲にもどり、低下中。
- また、これと関連した事故挙動としては、
- t = 15 sec ホットレグ温度 611°F (2147 psig で)
- t = 2 min 1600 psig で ECCS (HP I) 注入開始。
- t = 6 min 一次系フラッシング開始。
- t = 8 min 補助給水系の流入開始。
- t = 8 min 18 sec SG-B 圧力再上昇開始。
- t = 8 min 21 sec SG-A 圧力再上昇開始。
- t = 11 ~ 1 2 min 充填ポンプ (HP I) 再起動。
- t = 20 ~ 60 min 一次系は 1015 psig, 500°F の飽和条件で安定。
- 4 月 4 日現在 充填流量小で加圧器ベント弁を働かせている。

などである。

まず疑わなければならないのは、加圧器水位計(差圧計)が正常に作動していたか否かである。正常に作動しない原因としては、

- (1) 水位計そのものの破損
- (2) 温度ドリフト, 圧力ドリフト
- (3) 導圧管内フラッシング
- (4) 記録計を含むエレクトロニクスの故障

などが候補として挙げられる。しかし今回の事故状況では(1), (2), (4)の可能性は殆んどない。(3)は全くゼロとは言えないが、熱伝導で導圧管が加熱される距離は通常は数十 cm 程度に過ぎないので、これによって結論が変わるほどの誤差を生じたとは考えられない。結局、上記の水位計の指示についての情報は、加圧器水位(コラプス水位)の挙動とほぼ正しく対応しているものと考えて差し支えない。

加圧器水位の急上昇(1 min)が HP I 作動(2 min)に先立って起った事は、一次系の流体が膨脹したことを意味する。その上昇がそれまでに較べて急であることは、単なる水の熱膨脹ではなく、沸騰による膨脹であることを示唆する。その時点では一次系はわずかながら未飽和状態であること、炉心には流れがあるが PV 上部は死水域であること等から、上部ヘッドで沸騰が開始したものと^(A-15)思われる。

加圧器水位がオフスケールした時刻は正確には判らないが、事故時の運転員の行動から見ると、オフスケールのまま HP I ポンプを回し続けたとは考えにくい。水位計がオフスケールしそうなったので HP I ポンプを 1 台停止したが、それでも上昇し続けてついにオフスケールしてしまったので、2 台目も停止したのではないかと思われる。

その後 1 1 min に加圧器水位が測定範囲にもどったが、その原因は HP I ポンプの停止というよりは、8 min に補助給水系が働いたことにある。すなわち、それにより遅くとも 8 min

18~21 sec から SG の冷却効果が現れ、一次系内のボイドがつぶれ、加圧器内の水の一部が一次系にもどったものと思われる。

再起動後の HPI は充填モード（ないし手動によるそれと類似の運転モード）であったものと思われる。高圧注入モードだとすれば、一次系の質量バランスやエネルギーバランスがとれなくなる。^(A-16, A-17) しかも、16 時間まで、加圧器水位が定常レベルまで下ったという報告がない。そこで、もし充填モードの水位制御の設定値が定常レベル付近にあったとすれば、事実上 HPI の注入流量はゼロだったことになる。クロノロジーを通覧してみても、HPI の注入流量がきわめて小さかったと解釈した方が自然である。

次に、加圧器水位が高いにもかかわらず PV の保有水量が減少し、その結果炉心が蒸気中に露出してしまった原因について考察する。TMI 原子炉では、加圧器サージラインはホットレグから分岐した後、一旦下がり、その後立ち上って加圧器底部に接続しており、全体としてマノメータを形成している。したがって加圧器の水位は一次系の水位とは関係なく、一次系と加圧器の圧力バランスだけで決まる。一次系から来た蒸気は、加圧器保有水中を上昇し逃し弁から流出するだけであり、加圧器保有水量は変化しない。一次系からの蒸気流入により、加圧器内の二相水位は上昇するが、それはコラップス水位の上昇をもたらさない。また、逃し系元弁が閉じられれば、加圧器内で気液が交換して二相水位は下がるが、コラップス水位は依然として元のままである。一次系側で凝縮などの理由によって強い減圧が起これば、加圧器保有水が一次系に吸引されて加圧器コラップス水位が下がることが考えられるが、実際上は炉心が加圧器として作用しているし、SG の除熱は効かず、HPI の注入量も小さい。また、一次系の循環が失われているため、SG や HPI による冷却効果は局所に限定されており、炉心まで及んでいない。すなわち、一次系を減圧することにはつながっていない。このような訳で、一次系の水位の如何にかかわらず加圧器水位は高い位置にあり、HPI が充填モードなためほとんど注入が行われず、その結果加圧器水位を引きもどすことが出来ないという悪循環を続けている間に、一次系の水がどんどん蒸発して失われてしまい、炉心が露出し、過熱されてしまったものと考えられる。加圧器サージラインの形状と、加圧器水位計の指示に頼った充填モードでの HPI 注入の 2 つが、今回の TMI 原子炉事故の規模拡大の元凶であったと断定して差し支えないであろう。

3.2 燃料の挙動

3.2.1 TMI-2の燃料集合体

TMI-2炉は、1978年1月に建設を終了し、第1次燃料が装荷され、3月に初臨界を迎えた。その後、各種のコミッショニング試験、出力上昇試験を重ねて、商用運転を開始したが、同年12月のことである。

以来、事故が発生する1979年3月28日未明までの間、出力運転を継続しているが、この間何回かトラブルがあって原子炉の運転が停止されていたことが報じられている。事故に遭遇した燃料集合体は、勿論この第1次装荷のもの、177体であり、その設計仕様の概要を第3.1表に示す。事故開始前までの運転履歴は、正確な情報は入手していないが、約70FPD程度になっていたものと推定する。15×15に燃料棒を配置したB&W社の標準の燃料集合体は、上下のノズルおよび、その間に等間隔に配置された8ケのグリッド格子を、16本の案内管で適正位置に保持し、208本の燃料棒は下端は下部ノズルの上に乗し、途中を8ケのグリッド格子で支持された構造である。残された中心の1格子位置には、炉内計装用案内管が配されている。両端をディッシュした二酸化ウランペレットをおさめ、ヘリウムで30at（室温）程度に予圧した燃料棒は、その上端および下端の両側にガスブレンナムを持つことがその特徴の一つである。

前記した運転履歴が正しいとすれば、これは第1次炉心の寿命として想定していた421FPD、14,220MWd/mt Uに比較すると、約15%程度である。この時点で燃料棒の内圧は運転条件下で、平均出力燃料棒および最大出力燃料棒においてそれぞれ31,94at程度である。^(A-31)この間燃料棒中で生成し、ペレットから放出されギャップ部やガスブレンナム部に蓄積している放射能については、生成量の1.3%程度である。^(A-19)

第3.1表 TMI-2燃料集合体の設計諸元

(単位: mm)

燃料棒	集合体当りの本数	208 (15×15格子)
	燃料ペレット	9.938 ^φ UO ₂ ペレット, 9.25%TD
	被覆管	ジルカロイ-4, 10.922 ^{OD} ×9.578 ^{ID} ×3889.4 ^L
	燃料棒間隔	144.3
	燃料有効長	3657.6
	燃料ギャップ	0.178
燃料集合体	燃料集合体間隔	218.11
	全長	4206.9
	制御棒用案内管	ジルカロイ-4, 13.46 ^{OD} ×0.41 ^t 16本
	計装用シンプル	ジルカロイ-4, 12.52 ^{OD} ×1.120 ^{ID} 1本
	上・下ノズル	ステンレス鋼鋳物
	グリッド格子	インコネル-718

3.2.2 TMI 事故時の燃料のふるまい

(1) 燃料棒のふくれ破裂開始(2.3時間前後まで)

事故開始後3～6秒で原子炉はスクラムしている。この間、事故の原因となった二次系冷却能力の急低のために、一次冷却材入口温度の上昇があり、それに対応した燃料温度の上昇がみられるが、それは特に問題にならない程度である。スクラムと同時に燃料内での発熱は、半減期約80秒で減衰する遅発中性子の効果と、核分裂生成物およびアクチノイド核種の崩壊熱だけになる。冷却材のエンタルピ上昇には、これらの他に一次冷却材ポンプから伝えられる熱量が加わる。

スクラム後、加圧器逃し弁からの漏洩で一次系の急速な減圧が続き、冷却材が減圧沸騰を開始して燃料棒表面の熱伝達モードは通常時よりもむしろ改善されよう。燃料棒内の温度は、出力減衰と相まって、下降しつつ分布の平坦化が生じている。そしてほぼ冷却材温度に等しくなる。

3.1で述べたように、一次冷却材の保有量の減少が続き、炉心が水蒸気中に露出し始めると、燃料温度は急上昇し始める。これは、運転員が一次冷却材ポンプのキャビテーションを恐れて最初にBループのポンプ2台を停止した時で、続いてAループのポンプ各2台の運転を停止して以後さらに、この状況は加速される。これより先き、系の圧力低下で自動注水を開始した2系列のHPCIを、運転員が停止させ、11～12分に再起動させたものの、これが充填モードであったと推定され、開放になったままの加圧器逃し弁からの漏洩をカバーするだけの補給水量がなく、一次冷却系の保有水量は低下し始めていた。このため、主循環ポンプの運転停止と同時にこれまで二相混合流で覆われていた炉心の上部が、次第に蒸気雰囲気中に露出を開始したと思われる。約2時間以後ループAのホットレグ温度について、約1.05時間までデータロガーの出力が上限620°F(327°C)を振り切っている。この温度は、系統圧力に対する飽和温度を上回っており、これはホットレグに過熱された蒸気が満ちていたことを物語っている。

この間に燃料棒はヒートアップされたと推定するが、燃料のふるまいを直接物語る情報は何もないので、以下燃料破損に至るまでの過程は、他の種々の情報(主として原子炉プロセス計装系および放射線モニタ系)を総合的に利用して検討した結果である。

水位低下速度および炉心露出の程度を予測することは、3.1にも述べたように、現時点では非常に難しい。しかし、前述したようにその速度は比較的遅かったこと、および長時間にわたって燃料集合体上部のかなりの部分が、究極的には蒸気中にさらされたことが今回の事故の特徴である。

炉心が裸になり始めた2時間頃、平均出力の燃料棒出力は2.2W/cm程度である。蒸気中に完全に露出した部分が完全断熱であるとする、燃料の温度上昇速度は、約60°C/分程度である。^(A-30) 燃料のヒートアップは、被覆温度の上昇とそれに伴う被覆材の力学的強度の低下ならびに燃料棒内圧の上昇を生む。一方、一次冷却材の圧力は、加圧器逃し弁の誤開に運転員が気付いて、元弁を遠隔手動で閉にする前の時点で、約49atに低下している。これは、一次冷却材ポンプを全基停止してから約40分経過した時である。この時点の前後で、被覆温度は約800°C以上となったと予想され、燃料棒はふくれ破裂を開始したであろう。^(A-29,30) この時、破裂した被覆の開口部から放出されるのは、充填ガスのヘリウムとギャップ放射能であり、^(A-19) 放出放

射能の量は余り多くない。TREAT炉の実験では、高々全放射能の0.2%程度に過ぎない。^(A-33)

破損を検出した時間は、明確には伝えられていない。しかし、3時間後にレットダウン系のモニターが600mR/hrになったとされている。主循環ポンプが正常に運転されていると、このモニターは90秒の時間遅れで破損を検知する。しかし、2に示したように、この時点でポンプは全基運転を停止しており、しかもホットレグは蒸気に置きかわっている。Aループのコールドレグからレットダウン系は、分岐しているのので、ここへ放射能が到達するのは、破損が予想されるように、主循環ポンプ停止後で炉心上部が露出してからであるとすると、破損後30分程度経過した後であるというのも不思議ではないであろう。露出部で破損した開口部から蒸発する蒸気流中に出た放射能は、一部が充填ガスであるヘリウムと共に圧力容器上部にたまり、他はホットレグを蒸気の僅かな流れと共にSGを経て、レットダウン入口にまで到達するのに十分な時間を要するからである。

このモニターの指示値が、600mR/hrとそれ程高くないことは、破損の進行が比較的ゆっくりとしていたこと、放出された放射能がギャップ放射能だけで量が少なかったこと、および上述した経路をたどるのに時間を要し、しかも管壁などへのプレートアウトがあったことなどを示唆しているのではないかと考えられる。燃料のふくれ変形は、露出した炉心上部付近で、出力が高い中心部の燃料集合体から順次外側方向へと広がっていったと考えられる。ここで注意する必要があるのは、仮に炉心水位の低下速度が、被覆温度上昇速度に比較して十分に遅かった場合には、このふくれ変形がほぼ同一高さ位置、燃料有効長上端から25cm近辺に発生することが、軸方向の出力分布の形状から予想されることである。これは、水位低下速度が遙かに速いDBAとしての大破断LOCAの解析や実験では見られないことである。このような事態がおきていれば、流路閉塞が生じ、蒸気流がかなり停滞し、更に冷却能力の低下を招き、高温化したとみななければならない。この時間帯では、燃料棒の破裂はあったが、燃料集合体としては、それ程大きな外形の変化はなかったであろう。

(2) ジルコニウム・水反応の進行

加圧器の元弁を閉じし、昇圧を行った2.3～3時間までの間、これまで逃し弁へ向けて流れていた蒸気流も停滞する。(1)で述べたふくれ変形の発生は、局所的に冷却能力が殆んどない所を生じたであろう。被覆温度が800℃から900℃を越えた所では、ジルコニウム・水反応の速度が著しくなる。この反応は発熱反応であるため、反応熱が崩壊熱に加わる。3時間後で、崩壊熱は通常運転時の約1%弱である。^(A-18)これに対して、反応熱は被覆温度が上昇して、指数函数的に反応が加速するに伴って、急速に増大する。これが発熱源として加わり、さらに反応が進行する。この過程で、一次系の圧力を151atgまで昇圧しているのので、水蒸気中に露出した部分に開口部をもつ燃料棒内部には蒸気が侵入し、ジルカロイ被覆は内外両面から酸化が進行したと思われる。被覆温度の上昇は、僅かに残っている炉水の蒸発で生じる蒸気流による冷却で頭打ちになる。1000℃近辺に到達した所では、約30分間その状態が続いただけで、片側酸化として約5%、両側酸化として約10%のジルコニウムが酸化される。^(A-21)ジルコニウム・水反応で発生した水素は、破損口から放出された燃料棒の封入ガス(ヘリウム)やFPガスと共に圧力容器上部付近にたまる。^(A-19)

3時間後に、運転員が加圧器の元弁を操作して、一次系の減圧を開始する。この時初めて、

放射能の異常に高い一次冷却材や発生した水素ガスが加圧器逃し弁から、クエンチングタンクを介して、原子炉建家サブピットあるいは原子炉建家に漏出したと思われる。

逃し弁を開にすると、圧力低下が始まり、蒸発は盛んになると共に、逃し弁へ向う蒸気の流れも増え燃料棒の温度はやや低くなる個所も出てくる。しかし、再び原子炉保有水量の低下が始まり、炉心の露出する領域は拡大されよう。圧力がHPCI作動設定圧112.5atgまで下ると、運転モードの如何に拘らず、注入モードでHPCIポンプが作動し、コールドレグに注水を開始する。この注水により、炉心の水位は若干上昇したが、短時間でポンプを切ったのか、ホットレグまでには水が届いていないと思われる。しかし、燃料棒の冷却は若干ながら改善されたであろう。その後、元弁の操作やHPCIポンプ短時間運転など若干の変化はあったと思われるが、全体的な動きとしては、5.3時間頃圧力を90atgから再び147.6atgに上昇させるべく元弁を閉にし、7.5時間に再び元弁を開き、8～9時間には圧力を約35atgまで低下させている。この時、若干蓄圧系の注水をみたという。この間のHPCIの作動は明らかでないが、9時間頃から、生きているループAの僅かながらの循環がある所から判断して、HPCIの注水により徐々に水位は回復したものである。従って、炉心上部は6～7時間は露出していたのではないかと推定する。このトランジェントの間に、燃料棒温度がどのように変化したかを正しく予測することは、現時点では非常に難しい。しかし、5～7.5時間までの元弁が閉っている間に、特に炉心上部の水蒸気中に露出した燃料棒の温度は、再びジルコニウム・水反応が激しい領域に上昇しそれがかなりの時間続き、被覆の脆化が進行したと思われる。この間の被覆温度を1000℃とすると、片面酸化でも20%、両面酸化なら40%を越えるジルコニウムの酸化がみられ、被覆はこれによって著しく劣化したであろう。^(A-21)

(3) 燃料集合体破損状況の推定

燃料集合体が、この一連のトランジェント終了の時点でどのようになつたであろうか。これを推定する資料は多くない。一つは、一次冷却材の水分析結果に関する報告である。I, Csは炉内生成量の約6～8%程度が燃料棒外に放出されているという。また、Ba, Sr及びUが検出されていないという。後者は、少なくともUO₂ペレットは溶融していなかったという事を示唆している。

前者を説明する破損状況として次の3つが考えられる。

- ① 燃料ペレットの温度が1800℃以上の高温が、約10時間継続し、IやCsが拡散でペレット外に出る。これが破損口から出て来る。^(A-20)
- ② 破損口から燃料棒内に侵入した水が、燃料棒内で沸騰し、ペレットを洗い流しながら蒸気となって破損口から出ることをくり返す。
- ③ 燃料棒がいくつかに分断し、冷却材の循環によって、直接ペレットと冷却材が接触しペレットからFPを洗い流す。

①は、3.1で述べたように、その可能性は乏しい。ペレット温度は、高々1000～1500℃程度と推定する。^(A-5)

②は、ヒートアップの過程で、何度か昇温と昇圧をくり返しており、しかも炉心水位も変化しているので、十分に可能性がある所である。また、分析の結果Uの濃度がほぼ零であることもこの説を支援する。この場合、その後のECC水の注入、蒸気放出に伴う炉心水位の変化の

繰り返しの際し水位が破断位置よりも下にある時は、ふくれ破裂したすぐ下の部分が加熱昇温し、脆化破壊されていることも考えられる。この場合は、燃料破損が比較的炉心上部位置に限られていよう。ただし、破損口が、炉心頂部に集中していれば、ここまで炉水位が復帰して以後、即ち約10時間前後からは、一次冷却系の循環は確立し冷却能力が回復しているので、破損口から水が入ったとしても、死水となるだけで、ペレットを洗い流すことにはならないかも知れない。

③の可能性が最も高いと考える。これはハルデン炉の燃料破損の実例が裏付ける。同炉の経験では、縦に10 cm以上、幅5 mm程度のクラックが走っても放出されるIは、高々1%程度である。10%以上の放出があるのは、燃料棒が途中で分断され、燃料棒の中を冷却材が流れ、多量のペレットが直接冷却材で洗われた時に限られている。そしてまた、(2)で述べたように、炉心が露出して高温となって、ジルコニウム・水反応が相当長い時間にわたって進行していたのである。しかも殆んどの期間を通じ破損口から燃料棒内に入った蒸気や水により内面酸化も同時に進行していたのである。元弁を閉にしている間、殆んど蒸气流が停滞した時、内面酸化と同時に水素吸収も進行し特に脆化を促進した部分があるかも知れない。(2)で述べたように酸化の程度は、「ECCS評価指針」に定める上限値15%酸化を相当上廻った所が出ていると考えられよう。3.3で述べる格納容器の水素量のデータは、この可能性が非常に強いことを示唆している。このような状態のため、HPCIを注入し炉心水位を上昇させ、クエンチさせた時(約10時間前後)、または再度昇圧させ、Aループの主循環ポンプ1台を起動した時(16時間)に、熱衝撃や振動などで燃料棒が分断された可能性が強い。燃料棒がこのように高温になると、輻射によって制御棒案内管や炉内計装シンプルなど(いずれも被覆管と同じジルコイ-4)も、少しは時間遅れがあるが、ほぼ同程度の高温となる。^(A-32)従って、その酸化の程度は、ほぼ隣接する燃料棒と同程度であるといつて良い。燃料棒の被覆管が分断される程度に脆化が進行していれば、当然のことではあるが、これらの案内管も同様の状態になっているであろう。

一方制御棒案内管内の制御棒の中性子吸収体はAg 85% - In 15% - Cd 5%合金をステンレス鋼で被覆したものである。前者の融点は、775~825℃、後者の融点は1370~1400℃である。その温度は、燃料棒の温度にほぼ等しくなっているので、今回の事故によって、吸収材は溶融していると考えて、ほぼ間違いない。燃料棒の昇温程度によっては、吸収材の被覆管も溶融するか、または著しく強度を喪失していることが予想される。原子炉の未臨界状態の確保は、一次冷却材中のホウ素だけで十分である。また、燃料集合体の形状の変化は、反応度を減少させる方向に働くことも付言しておく。

臨界未満の確保は可能であっても、制御棒案内管や吸収材の損傷の度合いが著しくなると、燃料集合体の崩壊を招く。3.2.1で述べたように、TMI-2の燃料集合体では、これらの案内管が強度メンバとなっているからである。上下のノズルの連結が、案内管の損傷によって切れ、グリッド格子(インコネルおよびジルコイ-4製)も損傷すると、もはや燃料棒は仮に健全であったにしても下部ノズルの上に立っているだけとなる。そして、燃料棒が分断されていると、それは残っている燃料棒間に落下しているか、あるいはまた下部ノズルや下部炉心板上に落ちていることになろう。特に損傷の度合いが高いと予想される中央部の燃料集合体では、燃料

集合体の上部は完全に崩壊してしまった可能性が強い。

このように、大規模な炉心損傷が特に出力密度が高い炉心中央部で生じていたとするならば、それにも拘らず炉心の長期冷却可能性 (long term coolability) が保持されたことには注目する必要がある。

3.3 格納容器に関する挙動

TMI 事故において、格納容器は本来期待されていた機能を十全に発揮する事となり、一次系から放出される放射性物質はもとより、水蒸気および水素の格納および環境からの隔離のための最後の防壁として有効に働いた。従って、格納容器に関し最も強く懸念された事の1つは一次系から放出される水素の爆発による損傷、格納機能喪失であった事は想像に難くない。実際、クエンチタンクおよび格納容器内で水素爆発によると思われる圧カスパイクが検知され、さらに圧力容器内にも水素気泡の存在が予想されるに及んで、水素発生量の評価および水素除去対策が必死に行われ、最悪の場合を懸念して住民の避難処置までとられた。そこで本節では、まず、水素の発生、格納容器への放出および水素爆発によると思われる圧カスパイクについて評価を行い、次に、格納容器の内圧上昇につき検討する。

3.3.1 水素の発生について

圧力容器内での水素の発生源としては、(1)冷却水の放射線分解、(2)ジルコニウム・水反応、(3)平常運転時に冷却水中に添加されている水素の解離等が考えられる。また、格納容器スプレーが作動すると(4)スプレー水中のNaOHと構造材のアルミニウムとの反応による水素発生が考えられる。以上の発生源のうち、(3)は一次系全冷却水に対し 30 Nm^3 程度溶存していると推定されるものであり、また、(4)は本事故においては格納容器内に発生した圧カスパイクにより極く短時間(約2分間)作動しただけなので、共に量的には主要なものとならず、一応除外して考える。

まず、タービントリップが生じてから主循環ポンプが停止する1時間40分後位までの期間においては、燃料の露出もDNBも生じていないと考えられる。したがって、この時期の水素の発生は殆んどが冷却水の放射線分解によるものと思われる。そこで、r線の寄与率10%、G値を $0.5 \text{ 分子}/100 \text{ eV}$ と仮定してこの期間の水素発生量を概算すると約 20 Nm^3 となり、^(A-34)平常運転時に冷却水中に添加されている分の 30 Nm^3 を加算しても一次系内の水素量は 50 Nm^3 程度に過ぎない。この水素量は、一次系の圧力が 70 atg まで低下しても飽和溶存量を大きく下まわる量である。したがって、この期間には水素は圧力容器内のバブル形成に対してあまり大きな寄与は無かったものと推定される。

しかし、1時間40分後に主循環ポンプが2台とも停止し、それまで曲りなりにも蒸気・水二相流で行われてきた強制冷却条件が失われると、被覆材温度の上昇によりジルコニウム・水反応が開始する。さらに、一次系圧力が約 50 atg まで低下した2.3時間後ごろには、かなり多数の燃料が内圧破裂を生じたと推定されている。燃料破損が生じると、冷却水が燃料内部に浸入し被覆材の内面からの酸化も進行するのでジルコニウム・水反応は倍加する。ジルコニウム・水反応の反応速度は温度上昇に伴って指数関数的に増加するので、反応量は被覆材温度によって大きく左右される。計算では、被覆材の内・外両面から酸化が進む場合には、温度 1000°C の場合1時間に16%、 1200°C の場合52%が反応し、さらに、約 1400°C 以上の温度になるとジルコニウム・水反応の反応熱で燃料温度が上昇し続け、極く短時間で100%反応し尽くす。そこで、ジルコニウム・水反応の割合の評価にあたっては、燃料の露出長と

もに燃料の最高温度が最も重要な情報となる。しかしながら、現時点では燃料温度に関する報告は全く無く、その推定も非常に大きな幅を持っている。そこで、ここでは、格納容器内で測定された水素濃度から逆に格納容器の水素生成率を評価してみた。

すなわち、格納容器中の水素濃度測定値に格納容器体積をかけたものを全放出水素量と考え、これに一次系の中に残留している水素の推定量を加えたものから、この時点までに放射性分解により生成された分を差引くことによりジルコニウム・水反応による生成量を推定した。なお、放射線分解による生成量の評価にあたっては、燃料破損後のβ線による寄与も考慮した。この結果、事故後4日および5日の全水素発生量 $1800\sim 2400\text{Nm}^3$ 、このうちジルコニウム・水反応によるもの $1540\sim 2130\text{Nm}^3$ で、炉心内のジルコニウムの約16~22%が反応したという推定結果を得た。⁽⁴⁾⁽⁵⁾なお、格納容器内の水素濃度の測定値や、圧力容器内のポイド体積の推定値にはかなりの誤差があると思われ、また、放射線分解による生成量の推定も寄与率やG値⁽⁵⁾のとり方により変るので以上の推定は概算に過ぎないが、少なくともオーダー的には間違いない値と考える。

さらに推論を進めて、上記のジルコニウム・水反応割合をもたらしような燃料温度を推定してみる。事故のクロノロジーから考えて、燃料の露出が生じていたのは、16時間後から13.5時間後までのほぼ11時間と推定されるが、この間炉心内の状態は一定していたわけではないので、反応は燃料温度が最も高くなった1~2時間で急速に進行した可能性もある。そこで、ジルコニウム・水反応割合を20%とし、反応時間1、2および10時間の場合について、燃料温度の推定を行うと次の表のようになる。

燃料温度(°C)の推定結果

燃料露出割合(%)	反応時間(hr)		
	1	2	10
20	1350	1270	1100
40	1190	1130	970*
60	1120	1060	900*
80	1070	1010	840*
100	1030	970*	810*

* 温度推定に使用した計算式は1000°C以上の場合に適用する式であるため、1000°C以下の推定値は不正確である。

以上より、燃料露出長が全長の20%程度と少ない場合には露出部は約1300°C前後になりほぼ100%酸化したと考えられるし、逆に60%程度露出していた場合は、燃料温度が1100°C前後になっていたものと考えられる。

*5) 原子炉停止中に冷却水に添加されるヒドラジンが残留していれば、G値は増加し、また、FPの混入によりG値は減少する。

なお、燃料が破損し、燃料内に封じ込められていたFPが冷却水中に放出・混合すると、それまでの γ 線だけによる放射線分解に更に β 線による寄与が付加されるようになる。FPの寄与率を10%とすると放射線分解による生成量が γ 線だけの場合の約2倍になる。^(A-22)また、放射線分解によって生じた水素と酸素は、沸騰が生じていない時には再結合してしまい、水素ガスの生成は殆んどないと考えられる。したがって、16時間以降炉心に注水が行われ、主循環ポンプを再起動し一次系がサブクール状態におかれた時点では、一次系内での水素発生は殆んどなく、格納容器に漏出した分だけが溶存しているFPによる放射線分解をするだけなので、全体としての水素生成量は急減するものと考えられる。

ところで、大量の水素発生がどのようにして検知されたかであるが、まず最初の徴候は3時間15分および3時間48分後のクエンチタンクでの圧カスパイクである。しかし、この圧カスパイクに気が付いたのは、時間がかかり経過しレコーダーチャートの点検を始めた時点と考えられ、早期の発見には役立たなかったと思われる。また、クエンチタンク内の気相部分は比較的小さいので、ここに空気さえ満たされておれば、放射線分解によって発生した水素が短時間放出されただけで水素濃度が燃焼限界を越える可能性が十分ある。したがって、仮に早期に気がついたとしても、何らかの異常とは判断したにしても大量の水素発生を予測できたかは疑問に思われる。したがって、大量の水素発生を明確に示唆したのは、10時間後に生じた格納容器内での圧カスパイクの記録であったと思われる。これと共に、圧力容器内に大量の非凝縮性ガスの存在が確認され、大量の水素発生を予想し、圧力容器内での水素爆発の可能性の検討および水素除去作業が急ピッチで開始された事がNRCの発表や新聞報道等から想像できる。したがって、事故の経過から見れば、もう防止しようが無い時点で事態が確認され、圧力容器から格納容器への水素の排出、および再結合機による格納容器内の水素低減等の事故処理に全ての努力が注がれたのが実情であろう。

3.3.2 水素の放出と水素爆発

圧力容器内で発生した水素はAループのホットレグから加圧器に入り、加圧器逃し弁からクエンチタンクを通して格納容器に放出される。この放出経路のどこかで、燃焼可能な混合比の水素および酸素を含んだガス部が形成されると水素爆発^{*6)}のおそれが生じる。

*6) 一般に燃焼が持続するためには、燃焼による発熱量が熱拡散量を上まわり燃焼部に隣接する可燃ガスを発火温度(水素の場合585℃)まで加熱し得る条件が必要である。この条件を満たす可燃ガスと空気または酸素との混合比が可燃混合比であるが、水素は非常に広い可燃混合比の幅を持ち、水素と空気の組合せでは水素の体積割合が4.1%~7.5%、水素と酸素の組合せでは4.1%~9.4%(但し1 atm, 常温)である。燃焼の形式は3種類に大別される。まず、バーナーの燃焼(flaming)のように可燃混合比の上限以上の高濃度の水素が空気に接すると、そこで可燃混合比になって静かに燃焼が生じる。しかし、予め可燃混合比が形成されている所に火が着くと、混合気全体に火炎が伝播し爆発的な燃焼となり、安全上特に問題となる。爆発的な燃焼にも2種類あり、熱伝導により火炎が伝播する爆発(explosion)と、衝撃波の波面の断熱圧縮により混合気が発火温度まで加熱される爆発(detonation)とがある。前者は上記の可燃混合比の気体に着火した場合で、火炎は水素・空気の混合気では最大12 m/s程度の速度で伝播する。一方、後者は可燃混合比よりもさらに狭い混合比(水素・空気の組合せでは18%~59%)で、しかも電気スパークや雷管等の衝撃が生じるような点火源により生じ、火炎は音速をやや上回る速度で伝播し非常に鋭い圧力パルスが発生する。本事故の場合は、以上のように分類した燃焼形式のうちの爆発(explosion)にあたるものと思われ、これを本節では“水素爆発”と呼ぶこととする。

水素の放出経路の中で最初に水素爆発が心配されるのは圧力容器内である。この上部ブレンナムに可燃混合気が形成され、高温になった燃料に接触して爆発すれば圧力容器あるいは他の一次系の破損をひき起す危険がある。そこでまず、圧力容器上部にできたポイド部に爆発限界濃度以上の酸素が溜る可能性があるかどうかを検討する。酸素の供給源は放射線分解によるものだけと考えると、水素1モルの発生に対し1/2モルの酸素が発生する。ジルコニウム・水反応があまり進行していない約2時間後を考えると、それまでに生成された水素量は約25 Nm³、酸素はその半分の約13 Nm³位と推定される。圧力容器内のポイド体積は約30 m³、圧力は最も低くなった時点で50 atg になったとすると、酸素の体積割合は全ポイド30 m³に対し0.25 m³、即ち約0.8%となる。可燃限界酸素濃度は、水素・空気混合気を窒素等の不活性ガスで薄めた場合約10%（体積比）であり、水蒸気で薄めた場合にもこれと大差ないと思われる。したがって、上記の酸素濃度での爆発はまず考えられない。この後は、ジルコニウム・水反応が進行するに伴って酸素発生量に比べはるかに大量の水素が生成される。このため水素過多の成分比となるとともに、再結合による酸素量の減少が生じ易い雰囲気となり、可燃混合気の形成からは遠ざかると思われる。しかし、酸素量を最大限に見積るために、16時間後までに放射線分解により発生した酸素の全量が、一次系内のポイド部に全て溜るという仮定を試みると、圧力50 atg の時の酸素体積が約2.8 m³（140 Nm³）となる。ホットレグより上部の圧力容器および配管部の体積約100 m³をポイド体積と見積ると、上記の非現実的な仮定でも酸素濃度2.8%となり、少なくとも平均的には可燃限界を越えない。したがって、ごく局所的な水素爆発までを考えると絶対生じないとは言えないが、一次系内で、機械的影響を与え得るような水素爆発はまず生じないものと考えられる。

水素爆発によると思われる圧力スパイクが初めて検知されたのはクエンチタンクの圧力計によってであり、3時間15分に5 psig（0.35 atg）^{*7)}、3時間48分に11 psig（0.77 atg）^{*7)}の圧力スパイクが記録計チャートに記録されていた。クエンチタンクの詳細な構造が不明なので断定的なことは言えないが、水素爆発以外に同様の圧力スパイクを生じる原因が見当たらない事、および圧力ピーク値が可燃混合比近くの水素爆発の推定圧力値に近い事等から考えて水素爆発である事はほぼ間違いないと思われる。また、圧力スパイクが観測された時刻は、主循環ポンプ停止約1時間後で、かつ、加圧器元弁を約40分間閉として、一次系の圧力上昇により再び開としてから約15分後である。このことから、この時刻に水素爆発が生じた理由として、(1)主循環ポンプ停止後、ジルコニウム・水反応により水素発生量が急増すると共に、150 atg 付近の高圧からの放出再開により一時に大量の水素が放出された。(2)加圧器からの蒸気放出が停止していた約40分間の間に、クエンチタンクおよびここに連結する配管等の温度が下って負圧となり、クエンチタンク内に空気が流入した。等が考えられる。なお、似た状況は7.5時間後にとられた加圧器元弁開の時にも生じているが、この時にはクエンチタンク内では水素爆発が起らず、約10時間後に格納容器内で生じている。この時になぜクエンチタンクで生じなかったかは、不明である。

水素の最終的な放出先の格納容器内において、事故発生10時間後に28 psig（2.0 atg）^{*7)}

*7) 圧力の測定は、通常のプロセス計器で測定しており、記録も、応答速度の遅いペンレコーダ等によるものと思われるので、実際の圧力ピーク値はもっと高い可能性がある。

の鋭い圧カスパイクが観測されたと報告されている。水素爆発以外に原因が見出せない事、圧力ピーク値が水素爆発で想定される最大圧力値（熱効率50%として10~100psig）から考えて不自然な値では無い事等の理由から、この圧カスパイクの原因が水素の燃焼に起因する事はほぼ間違いない。TMI-2の最終安全解析報告書においては、格納容器内での水素爆発は起り得ないと結論を下していたのであるから^{*8)}、これが大きな問題点の1つとなって報道されたのは当然であったろう。しかし、(1)もし、格納容器内全部が火炎となるような大規模な水素爆発が生じるとすると、格納容器全体の内圧が上昇し、非常にゆるやかな圧力減衰曲線が観測されるはずであるが、NRC報告は非常に鋭い圧カスパイクであったとしている。(2)格納容器内の火災、あるいは火炎による熱的な損傷に関する報告が全く見当たらない。等の所見から、水素爆発は格納容器内に局所的に水素だまりが生じ、ここで水素濃度が高くなって発火したとみるのが妥当であろう。圧カスパイクの発生時期は、2度目の加圧器元弁閉があってこれを開してから約2.5時間後である。この元弁閉とした時から再び開とした時にかけては、炉心が最も厳しい条件にさらされジルコニウム・水反応が急速に進行した時期と考えられる。したがって、時間的にも、加圧器元弁開となってから圧カスパイク発生までという期間は、一次系に蓄積された水素が最も大量に放出され、水素だまりが生じ易かったものと考えられる。

3.3.3 格納容器内圧力上昇

入手できる情報が非常に限られている現状では、格納容器内への放出エネルギーを長時間にわたって評価する事は困難であり、熱収支に基づいて格納容器の圧力挙動を算定することは無理である。そこで、現在までに報告されている格納容器内圧力のデータから、確からしい圧力上昇率を推定し、それに基づき圧力上昇に寄与したと考えられる蒸気量を逆算して今後の評価作業の参考とする。

まず、格納容器の圧力上昇は加圧器逃し弁の開・閉と密接な関係を持っているはずであるから、加圧器逃し弁開放時の3.5時間後から5時間後までの計測された圧力より昇圧速度を求めると0.021psi/minとなる。そこで、逃し弁が閉となっている時の昇圧速度を零として、この値を時間零まで外挿してみると、時間零では-0.87psigとなり定常運転時の値にほぼ等しくなる。この事から、格納容器は、逃し弁が開となっている期間に平均0.021psi/minの速度で昇圧されたものと推定できる。なお、3.8時間に格納容器圧力が1psigより3psigに急上昇したとの報告があるが、物理的に短時間にこのような大きな圧力上昇が生じるとは考えられず、むしろ、何らかの原因で圧力測定器の追従が遅れ、この時刻に復帰したと考えた方が自然である。

次に、昇圧速度0.021psi/minから昇圧に要する有効蒸気質量を計算すると、質量速度545kg/hr、事故後5時間までに寄与した水蒸気量の積算値2.3ton^(A-23)となる。これらの数値は、加圧器からの放出蒸気量の推定値の20~50ton/hrに比べるとかなり小さい値であり、

*8) TMI-2の最終安全解析報告書の付録には、水素爆発の記述はされている。すなわち、事故解析結果からは、格納容器内の水素濃度は爆発限界を越えない。しかし、仮に越えたとして、爆発下限の水素濃度4.1%および側方火炎伝播可能な下限値6%で爆発が生じた場合の圧力推定値2.5psigおよび14.4psigを求め、これによる格納容器の損傷は無いとしている。

格納容器壁や構造物、クエンチタンク中の冷却水等に失われる熱量が非常に大きい事を示唆している。

事故後10時間に格納容器内に生じた圧力スパイクによって格納容器スプレー系が作動した。格納容器スプレーは約2分間^{*9)}作動し、約5000galのスプレー水を放出した後停止された。スプレー作動としては、ごく短時間であるので冷却効果およびヨウ素除去効果はあまり期待できないが、DOCKETの内容と併せて検討し概算を行うとスプレーによる格納容器圧力降下は約0.39 psig (0.027 atg)、無機ヨウ素の減衰率54.5%、メチルヨウ素の減衰率0.2%と推定される。^(A-28)

*9) 5月8日付でNRCにより公表された詳細なクロノロジーによると、6分間作動したとされている。

3.4 放射能放出経路

TMI事故における放射能放出の経緯についての詳しい情報は、放出量とあわせてまだ入手されていない。ここでは、2. でまとめた事故全体のクロノロジィと、1. に記したFSARに基いた、プラント情報から、放射能放出経路について検討する。

TMI事故の放射能放出の経緯は、大別して3時期に分けて考えるのが妥当といえよう。第1期は事故発生から、格納容器隔離(5時間)まで、第3期は既設の放射能拡散・抑制防止装置だけでは処理しきれなくなり、仮設の水素廃ガスタンクの設置や、廃ガスの一部を格納容器に戻すことなどをして、本格的な事故処理を開始した時期である。第2期は両者の中間に位置する。第2期から、第3期への移行は、事故開始後2日以上経過してのことである。環境に放出された放射能の量については、第1、2期が第3期に比較して遙かに多いことは当然である。第2期以後の情報については、まだ殆んど信頼できるものが得られていないので、ここでは2で対象とした事故後、16時間まで、特に放出量が多い第1期に焦点を絞って放出経緯と経路を推定してみよう。

第1期における主放出経路は、次の3種類である。

- (1) 格納容器からの直接の漏洩(気体状FP)
- (2) SG-B系統を通しての2次系への漏洩。
(一次冷却材中のFPの移行)
- (3) 原子炉建家サンプから、原子炉補助建家への送水に起因した原子炉補助建家からの漏洩。

TMI 2炉の格納容器は、鋼板内張りコンクリート構造で、アニュラス部を持たない一重容器である。設計圧 60 psig 時の漏洩率は、0.2% / day と定められており、コミッション試験のデータは、0.14% / day (58 psig) で、これを保証している。もちろんこれは格納容器が隔離された時のことである。

第1期には、格納容器は隔離されていない。この間の格納容器圧力の変化を見ると、事故前は僅かに負圧であったのが事故直後に2~4 psig 程度の正圧になっている。第2期の初めに格納容器が隔離された後も、水素爆発に起因すると思われる圧カスパイクの発生を除くと、12時間後までは、第1期と同程度の正圧が続いている。それ以降は、若手の負圧に転じている。

この間、格納容器換気系統の運転状態については報じられていないが、圧力変化から推定して、少なくとも第1期は運転停止していた可能性が強い。この場合、格納容器からの漏洩は容器壁面、隔離されていない配管その他の貫通部を介して生じたと思われるが、その漏洩率は不詳である。

第1,2期を通じて、炉内で破損した燃料棒から一次冷却系へ放出された希ガスの相当部分は、格納容器に移行し、その一部は格納容器から環境に放出されたと考えられるが、換気系の運転がない限り、その量は(3)の経路によって放出された希ガスと比較すると少ないといえよう。

SG-B系統については、漏洩があったために2.3時間後に隔離したことが報じられている。漏洩は、復水器のオフガス・モニターで検出する設計である。この時刻は、燃料破損開始の時期とほぼ一致している。3.2で述べた様に、この時期までの燃料破損は仮にあったとしても、

燃料棒のふくれ破裂によるギャップ放射能の放出が主体であり、その量は比較的少ない。従って、復水器真空ポンプを介して、大気中に放出された放射能は、次の(3)の経路に比較すると、ほとんど問題にならない程度に微量であるといえよう。

第1期において、最も環境への放出量が多いのは、(3)の経路である。事故直後、加圧器逃し弁が設定圧になっても、吹き止らず、クエンチ・タンクに一次冷却材が流れ込み、同タンクの逃し弁が吹き、最終的にはラブチャディスクを破って、原子炉建家サンプに漏水が至ったことは、2で述べたところである。運転員が加圧器元弁を閉にする操作をした2.3時間まで、原子炉建家サンプへ漏洩した1次冷却水の流れが続いた。同サンプは、 $2.1 \times 2.4 \times 1.8$ m 深のコンクリート・ピットでステンレス鋼で内張りしてある。中央を高さ1.4 mのステンレス板で等容の2室に仕切られた総容量は約 7.9 m^3 のオープンピットである。片側の1室に、2基の排出ポンプがあり、その単基容量は、 $45 \text{ m}^3/\text{hr}$ である。サンプ位置は、格納容器北側の地階で、最も低い位置にある。サンプ水位によって、これらのポンプは自動起動、停止する設計であったため、サンプに貯った一次冷却系からの漏水は、自動的に原子炉補助建家の廃液貯蔵タンク (Miscellaneous Holdup Tank) に送られた*) このタンクは容量 74 m^3 のステンレス鋼製横置タンクである。原子炉建家サンプ・ポンプの自動起動と停止の水位差は 15.2 cm でこれはサンプの総容量の $1/12$ に相当する。運転員が、このポンプをいつ自動から手動に切り替えたかは報じられていないが、仮にその操作をしなかったとすると、ポンプが自動起動した7分30秒から、格納容器が隔離された5時間後まで、放射能が極めて高い一次冷却系からの漏水が原子炉補助建家に送水され続けていたことになる。この間、加圧器の元弁が閉になっていた2.3時間から3時間までの間を除いて、クエンチタンクから一次冷却系からの漏水がこのサンプに集っていたのである。そして、特に放射能が高い漏水が集ったのは、3時間以後のことである。この間、ポンプ1台または2台が連続運転されていたとすると、夫々約 $225, 450 \text{ m}^3$ 送水されたことになる。元弁が閉になっていて漏水が無かった期間は送水がなかったとすると、この量は $190, 380 \text{ m}^3$ である。加圧器逃し弁からの流出流量を、3.13で述べた様に $8.6 \text{ kg}/\text{sec}$ とすると、^(A-13) 第1期中、加圧器の元弁が開となっていた時間中に流出した一次冷却材の総量は、約 135 m^3 である。この量が正しければ、駆動されていたポンプは1基と考えると良いかも知れない。

原子炉補助建家の廃液貯蔵タンク容量以上の送水があったため、同タンクはオーバーフローして、高放射能水が同建家床にあふれ出ることとなった。床ドレンは補助建家サンプ (容量 29 m^3) に集められた後、ステンレス鋼製横置の補助建家サンプタンク (容量 12 m^3) にポンプでくみ上げられる。しかし、量的にみてもこのタンクもオーバーフローしてしまったことであろう。そして補助建家床面を著しく汚染させたことになる。関係した各ポンプやサンプタンク類の設計温度は、補助建家サンプタンクの 27°C を最低に、高々 65°C である。これに対して、 100°C に近い高温の漏水が流れ込んだのであるから、ポンプやタンクのシール部などを損傷させ、漏洩を促進したり、拡大したりすることになったとも推測できよう。

*) 後の資料 (TMI-2 Interim Operational Sequence of Events as of May 8, 1979) によれば、サンプポンプにつながっていたのは、廃液貯蔵タンクではなく、同じ補助建屋内にあるサンプタンクである。

上述した、原子炉補助建家の高放射能水の送水とそのオーバーフローが環境への放射能放出の源となった。補助建家の給排気系統は、平常時は、3回/時の換気を行っている。建家内は、水柱で -3 mm 程度の負圧に保たれて漏洩を少なくしている。排気中の放射能を監視し、設計値を越えると、自動的に吸気をとめると共に排気系路を切り替え、高性能粒子フィルタ (HEPA) 及び、活性炭フィルタ (HECA) などから構成されたフィルタ・トレンを介して、排気筒から放出される設計である。この設計どおり作動したとしても、補助建家に送られた一次冷却水中の希ガスは、全量環境に放出されたであろう。また、厚さ $7\frac{3}{4}$ " の HECA は、設計では単体より素、有機より素、夫々 99.95%、85% を除去できている。補助建家まで到達した有機より素のうち、かなりの部分が環境に放出されることになったと想定される。これが、補助建家の HECA を何度か交換する事態を招いた一因である。補助建家からの直接の漏洩とあわせて、排気筒からも、より素の放出があり、これらがサイト内外で検出されたと考えられる。

5 時間後も、加圧器を介した一次冷却材の漏水は原子炉建家サンプに集まるが、この時間以後は格納容器が隔離されているので、すべて格納容器内に封じ込められた形になり、第 2 期に移行することになるのである。

最後に、第 1 期の検討から若干の問題点を指摘しておく。

- (1) 原子炉建家サンプの水位、ポンプ運転状況は、原子炉補助建家内のパネルでのみ監視されており、中央制御室の運転員の注意を十分に喚起できなかったことが対策の遅れの一つとなった。
- (2) 原子炉建家サンプからの送水は、設計では、10日に1回程度と想定されていた。このように低頻度であるならば、ポンプの起動と停止は手動とし、運転員が水位以外の情報を確認し、異常がないと判断してから送水する方法を採るべきではなかったか。
- (3) 加圧器の逃し弁開に気付いて元弁を手動閉にした時 (2.3 時間) もしくは、所内緊急事態発令時 (3 時間) に、運転員が原子炉建家サンプからの排水ポンプの自動を解除するべきであったろう。
- (4) 以上の諸点を考慮して、非常用炉心冷却系の作動、格納容器内の放射線レベル異常高、あるいは燃料大破損検出と同時に自動的に格納容器を隔離することの必要性を検討するべきである。TMI-2 の隔離信号は、格納容器圧力高 (> 4 psig) でのみ、自動的にトリガーされていた。

4. ま と め

本タスクフォースの作業は、情報を限定して短期間に完了することを目標にしてきたが、それでも、本報告書の作成までに一ヶ月余りの日数を費すに至った。本報告書で、第2章は、全員の合意の上でまとめた、事故現象の総括的解析結果である。第3章は、附録で行われた多方面にわたる計算結果に基づいての、項目別の詳細な推論結果である。しかしながら、情報不足などのため、仮定に頼らざるを得ないものも多く、結論が幾つかの見解にわかれたものもある。特に燃料の破損については、見解が大きく分かれたが、これは今後の調査・解析の進展に伴って明確になっていくものと考えている。

本作業の過程で、原子炉の安全性を考慮する上で重要と思われる幾つかの課題に遭遇した。それらの解決のためには、総合的かつ均衡のとれた評価・検討が必要であることは言うまでもない。一面だけをとらえての評価・検討では、必ずしも正鵠を得た解決を与えないであろう。たとえば、人為的過誤と思われる操作一つをとっても、その背後にある、設計システムの整合性、運転管理、教育訓練、規制内容などを総合的に検討しない限り、正しい結論は得られないであろう。当タスクフォースは、短期的に一応の結論をまとめるという性格から、上記の問題には十分に踏み込めなかった。本報告書が、今後の本格的検討のための一助となれば幸いである。

付録. 計 算 書

A.1 事故後20分までの一次系流体温度と循環ポンプでのキャビテーション発生について

1. 仮定

一次系高温側配管の流体温度を既知とした場合、蒸気発生器の除熱能力を仮定することにより、低温側配管の流体温度を知りうる。蒸気発生器の除熱能力の低下については、USNRC発表(4/5)すなわち、事故発生後1分後に蒸気発生器の二次側の水位が異常低(very low)となり、その後数分間で二次側の水はなくなったと推定される、との指摘に基づいて、直線的に除熱能力が低下すると仮定した。また、一次系内の非凝縮性ガスは無視する。

一方、ポンプのキャビテーション発生は、ポンプ吸込側圧力と吸込側流体温度の飽和圧力との差が、要求NPSH(required net positive suction head)に等しくなった時と仮定した。吸込側圧力としては、上記NRC発表の一次系圧力の値に等しいと仮定した。

2. 計算方法

- 一次系高温側配管の流体温度としては、時刻零に設計条件(608°F)とし、過渡状態では時刻15秒に611°F、6分後に584°F、20分後に550°FというUSNRC発表(4/5)値を用いる。6分までの間の高温側配管流体温度として、(A)15秒の値から直線的に変化、(B)、高压注入系の入る2分までは15秒の値と同じで、2分から6分までは直線的に変化した2つの場合を考える。
- 低温側配管の初期流体温度は設計値556°Fであるとする。
- 蒸気発生器の除熱能力の低下を、第A.1.1図に示すような2つの特性、一方は2分後に除熱能力が零になった場合、他方は5分後に零になった場合を考える。いずれの場合も、それ以降は除熱能力零とする。なお、蒸気発生器の設計条件下では、除熱能力は一次系流体温度差で51°Fである。

3. 主要数値

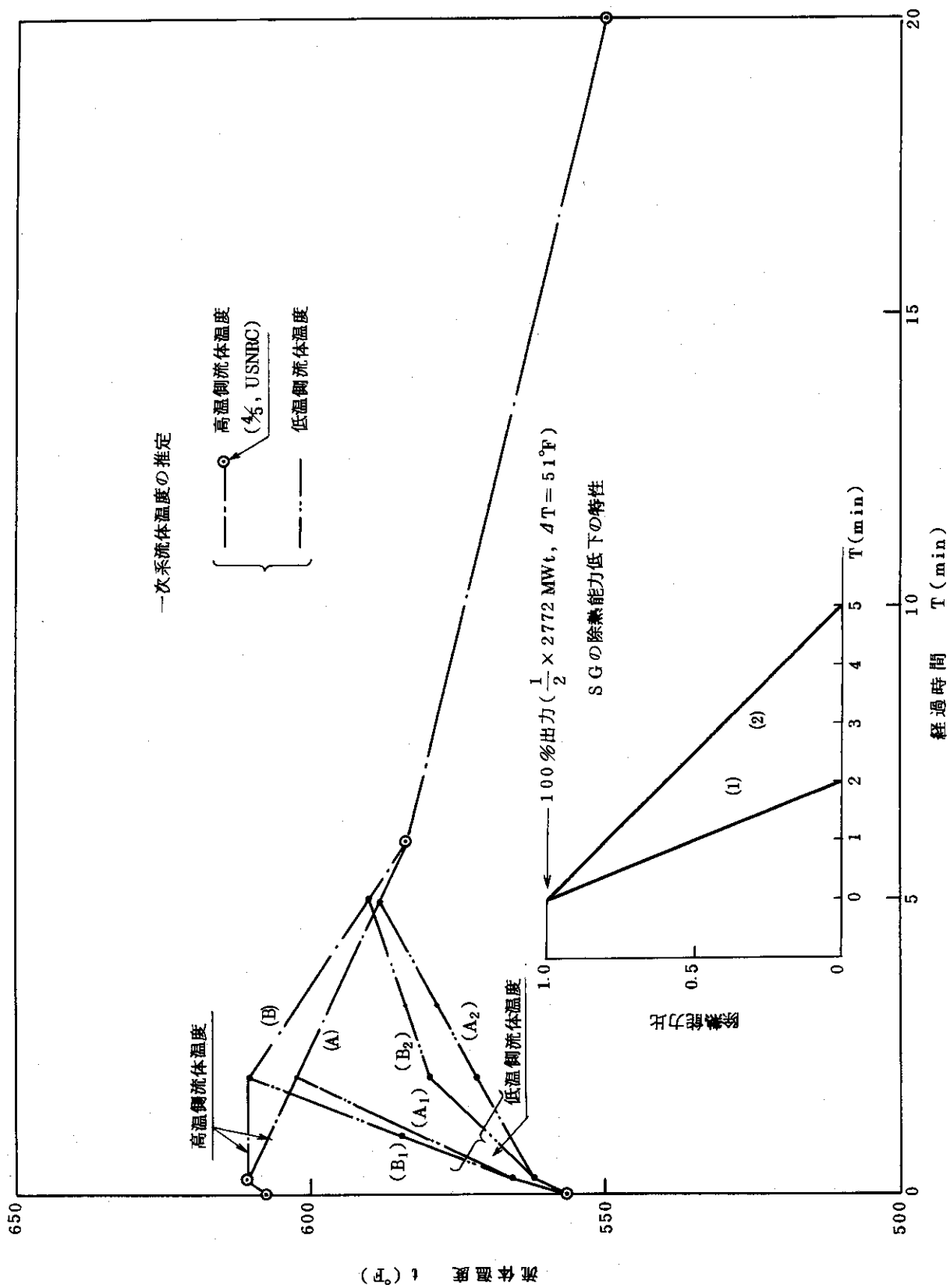
- TMI-2の一次系ポンプの要求NPSHとしては、設計条件の値400ftを用いる。(参照、DOCKET-50320-76, Table 5.1-6)つまり、設計条件では、ポンプ吸込側が2117psiG(148.8kg/cm²G)、556°F(291.1°C)、従って流体の比重量は743kg/m³の場合に400ftの水頭であるから、これは約9.1kg/cm²(129psi)に相当する。

4. 計算結果

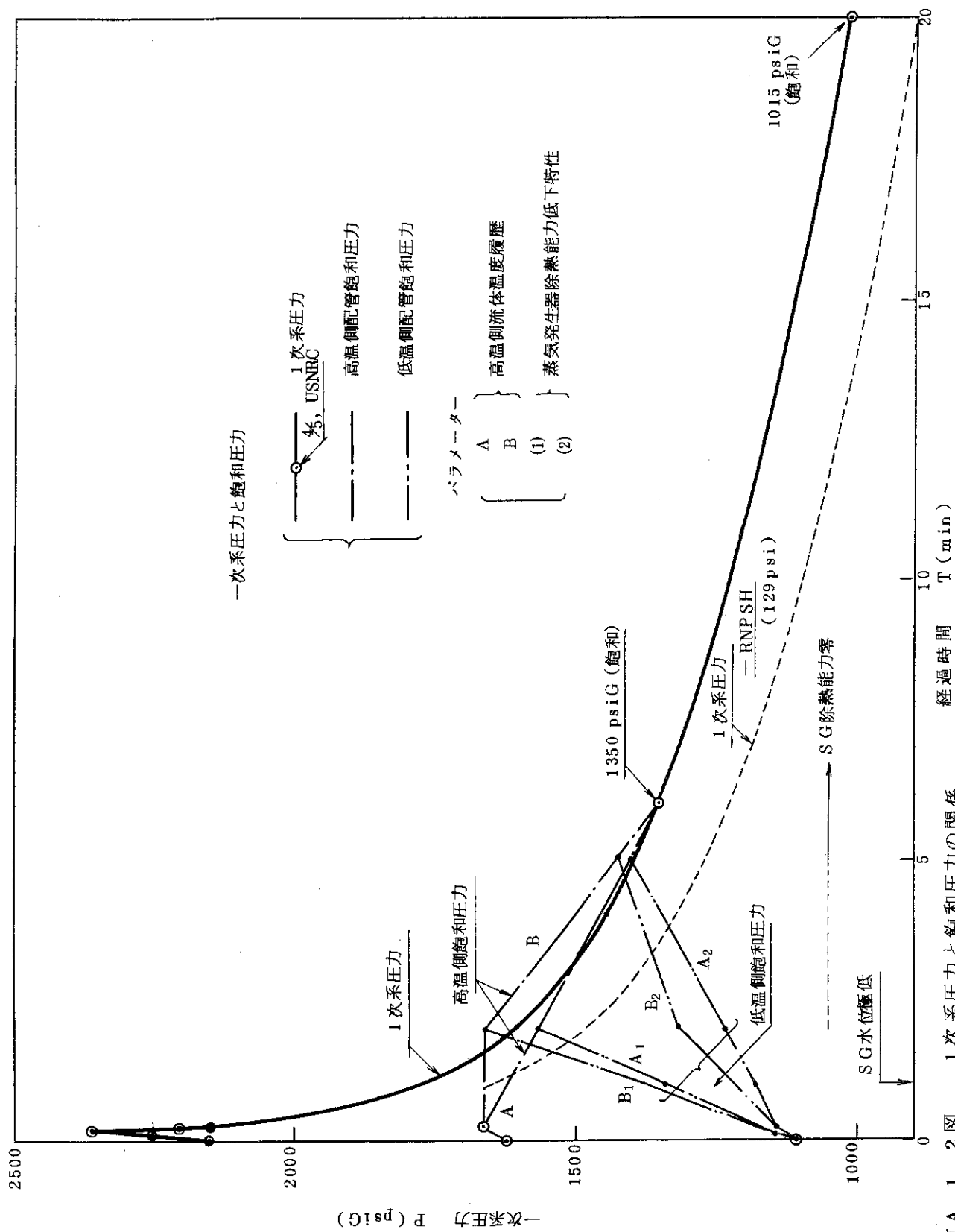
- (1) 一次系の高温側配管流体温度と、それから求めた低温側配管流体温度を第A.1.1図に示す。図中、低温側配管流体温度が4本の線で示してあるのは、高温側配管流体温度に2つの場合と、蒸気発生器の除熱特性に2つの場合、計4つの場合があることに対応している。

- (2) 一次系圧力と、高温側配管と低温側配管の各流体温度の飽和圧力とを第 A.1.2 図に示す。一次系圧力からポンプの要求 NPSH (129 psi) だけ引いた値を図中に破線で示した。6分から20分までの間の流体温度に対応する飽和圧力は特に示さず、一次系圧力に等しいとした。
- (3) 第 A.1.1 図からわかることは、蒸気発生器の除熱能力が零となれば低温側配管の温度は高温側配管の温度に等しくなることである。一次系全体でみると、炉心で流体は加熱され、一部は加圧器から流出するものの、残りは冷却されずに循環するので、事故後5分前後には一次系内が飽和条件になると推定される。
- (4) 第 A.1.2 図からわかることは、低温側配管流体温度の飽和圧力と、一次系圧力から要求 NPSH 分を差引いた値とが交叉するところ、すなわち、一次系ポンプ内でキャビテーションを発生する限界は、蒸気発生器の除熱能力低下の特性に大きく依存していること、ここで計算した範囲では4分以内にキャビテーションが生じたと考えられることである。
- (5) 事故時に、一次系内の循環流体のうち、最も温度の高いのは炉心部であり、ここでは一次系流体全体が飽和温度になる前に飽和条件になり、発泡開始しているはずである。設計条件下でも、炉心の Hot channel では発泡することになっている (DOCKET-50320-76, Fig. 4.4-6 参照)。

(鈴木)



第A.1.1.1図 SG除熱能力の低下と1次系流体温度



第A.1.2図 1次系圧力と飽和圧力の関係

A.2 一次系循環ポンプのキャビテーション特性の推察

1. 仮定

一次系循環ポンプが定格回転数で回転していると仮定し、ポンプ吸込側に飽和水或いは二相流が流入した場合のポンプ内ボイド率、および押込ヘッドの低下を推察する。ポンプ吸込側に飽和水或いは二相流が流入しても、ポンプ内では最大、要求NPSH分だけ減圧すると仮定する。ポンプ内の平均ボイド率は最大ボイド率の $1/2$ とする。TMI-2の一次系循環ポンプは遠心ポンプであり、セミスケールMOD-1ポンプの二相流特性を適用できるものと仮定する。ポンプ内では、気相・液相間のスリップのない均一流とする。なお、一次系内に非凝縮性ガスはないものとする。

2. 計算方法

(1) ポンプ内ボイド率の計算

$$\circ \quad x_2 = \{ x_1 (hg_1 - hl_1) + hl_1 - hl_2 \} / (hg_2 - hl_2)$$

(hg : 飽和蒸気のエンタルピ, hl : 飽和水のエンタルピ, x : クオリティ)
(添字 1 : ポンプ吸込側, 2 : ポンプ内最低圧力部)

$$\circ \quad \alpha_2 = x_2 \gamma l_2 / \{ x_2 \gamma l_2 + (1 - x_2) \gamma g_2 \}$$

(α : ボイド率, γl : 飽和水比重量, γg : 飽和蒸気比重量)

(2) ポンプヘッドの計算

$$H = H_{1\phi} - M(\alpha) (H_{1\phi} - H_{2\phi}), \quad \Delta P = \bar{\gamma} H \propto Q^2$$

(H : ヘッド, $H_{1\phi}$: 単相流時のヘッド, $H_{2\phi}$: 二相流時のヘッド)
($M(\alpha)$: 係数, ΔP : ポンプ前後差圧, Q : 体積流量, $\bar{\gamma}$: 平均比重量)

3. 使用数値・図表

(1) 一次系圧力の代表値 : 4/5 USNRC 発表値

$$P = 1600 \text{ psiG } (t = 2^{\text{min}}), \quad P = 1350 \text{ psiG } (t = 6^{\text{min}}), \quad P = 1015 \text{ psiG } (t = 20 \sim 60^{\text{min}})$$

(2) ポンプの要求NPSH = 400 ft (129 psi) : DOCKET-50320-76, Table 5.1-6

(3) 二相流下の遠心ポンプ特性 : RELAP-4 MOD5 組込データの $H_{1\phi}$, $H_{2\phi}$ (使用するのはHAN曲線), $M(\alpha)$ (但し $\alpha < 0.5$ とする)

(4) TMI-2 ポンプ定格値 : DOCKET-50320-76, Table 5.1-6

$$\left(\begin{array}{l} \text{回転数 } (\omega_R) = 1190 \text{ rpm, } \text{ヘッド } (H_R) = 362 \text{ ft } (117 \text{ psi}) \\ \text{流量 } (Q_R) = 9.24 \times 10^4 \text{ gpm } (350 \text{ m}^3/\text{min}) \end{array} \right)$$

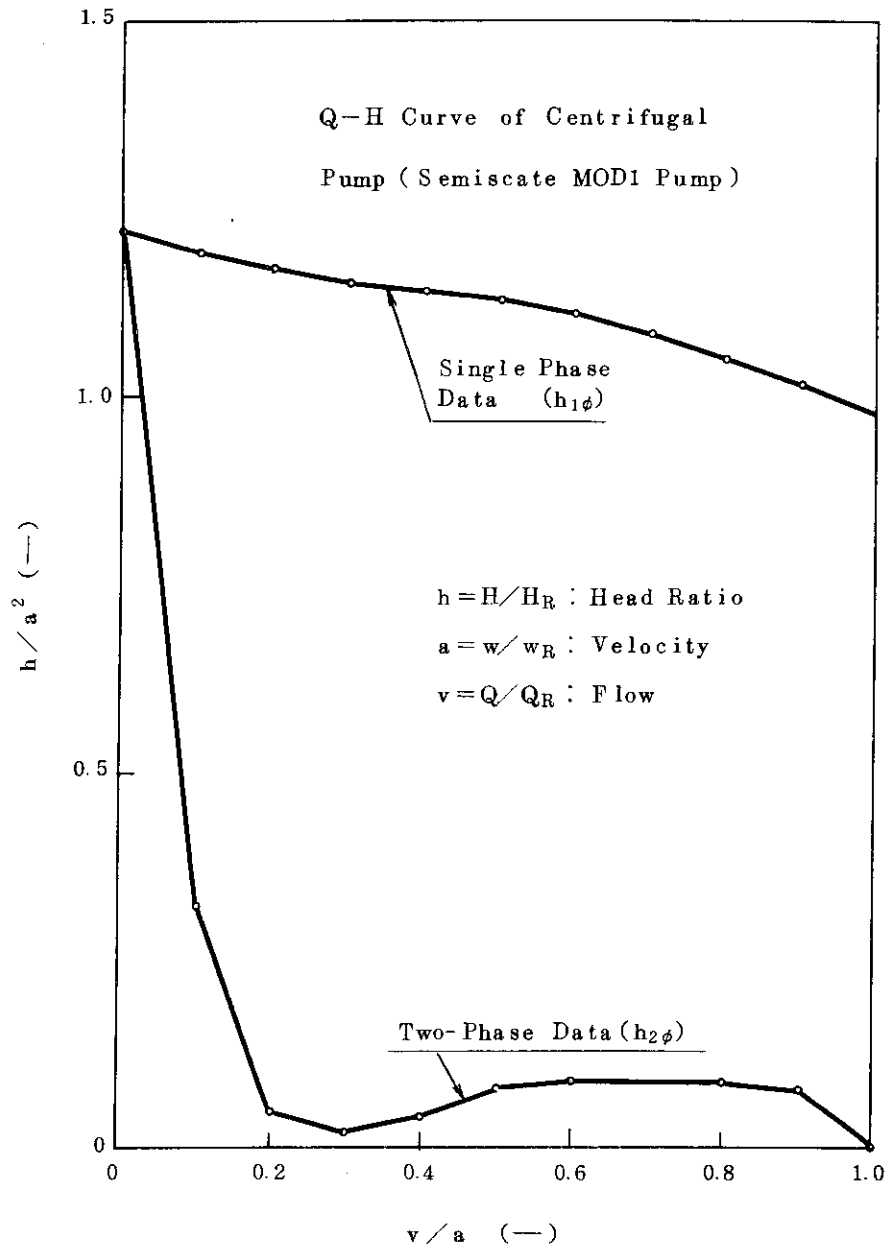
4. 計算結果

- (1) ポンプ吸込側が飽和水の場合のポンプ内最大ボイド率と平均ボイド率を求めると次のようになる。

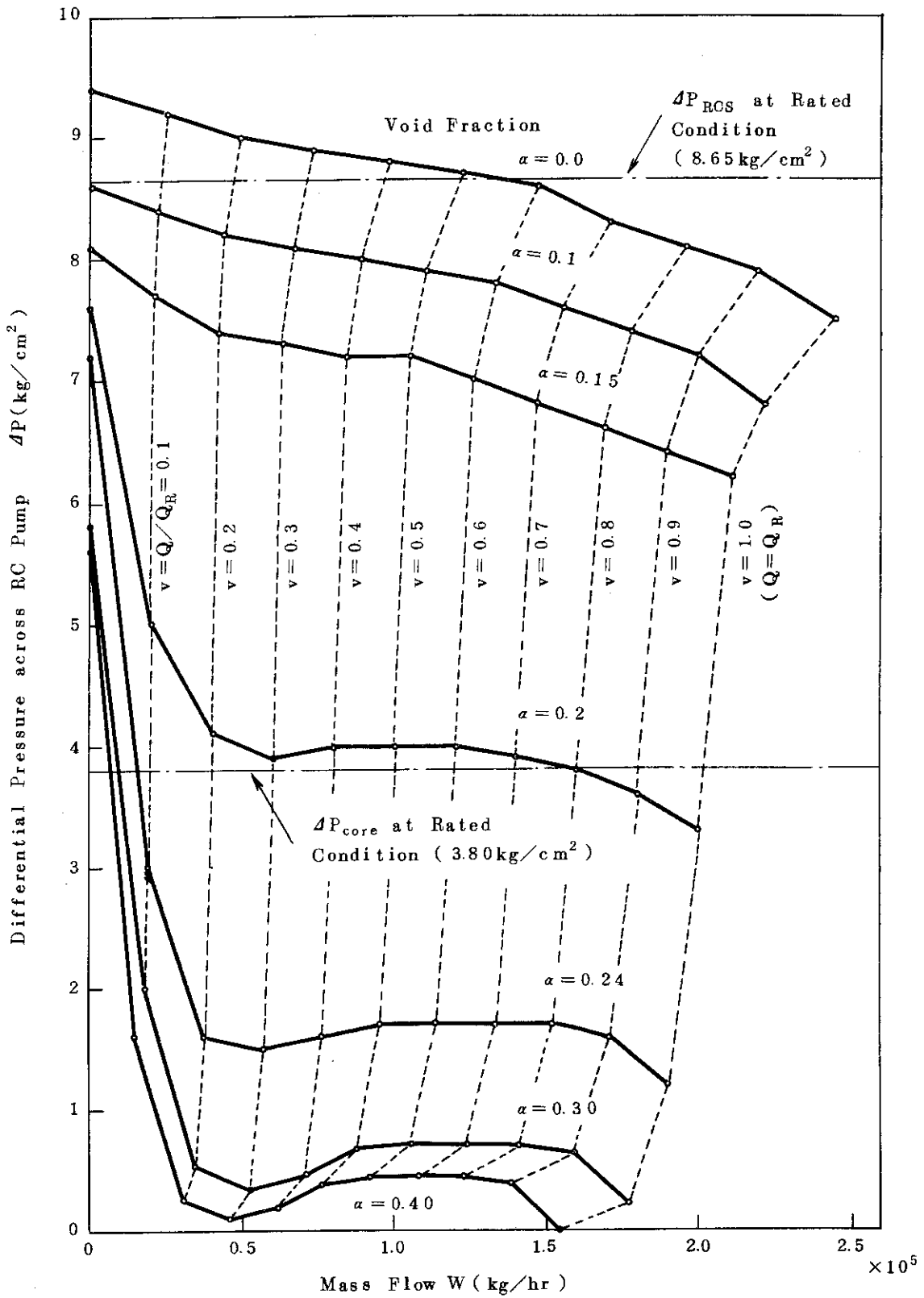
時刻	吸込側圧力	最大クオリティ	最大ボイド率	平均ボイド率
2min	1600 psi G	0.029	0.264	0.132
6min	1350	0.029	0.318	0.159
20~60min	1015	0.030	0.422	0.211

- (2) 上記計算結果とは別に、セミスケールMOD-1装置の遠心ポンプにおける水単相および二相流下のヘッド特性を第A.2.1図に示す。この特性をもとに、TMIのポンプ定格条件を入れ、ポンプ前後の圧力差と重量流量の関係を求めたのが第A.2.2図(P=1350 psi G)、第A.2.3図(P=1015 psi G)である。第A.2.2, 3図ではボイド率(α)と、体積流量比(v)をパラメータにして示してある。
- (3) 上記(1), (2)の結果を比較すると、次のことが推察できる。
- 事故発生後1分以降、5分以内に蒸気発生器の除熱能力が零となり、ポンプ吸込側にも飽和水が到達すると、ポンプ内では最大26~32%位のボイド率になり、平均ボイド率で考えても13~16%であり、ポンプ差圧は定格値の7~8割位となる。この時の体積流量は差圧の平方根に比例するから9割位となる。
 - 事故発生後20分に飽和水がポンプに流れると、平均ボイド率は21%を超し、このときのポンプ差圧は定格値の5割、体積流量にすると7割位となる。
 - ポンプ内ボイド率が15%から30%まで変化する間に差圧は $1/10$ に、従って体積流量は約 $1/3$ に低下する。
- (4) ポンプ吸込側に二相流が流入する場合には(3)の結果よりもポンプ差圧、体積流量も低下する。
- (5) 以上のことから、ポンプ内でキャビテーションが発生するとポンプ特性は急激に低下するが、しかし二相流に対する循環能力は無視できないといえる。なお、一次系内に非凝縮性ガスが存在する場合には上記計算結果からずれてくることに注意を要する。

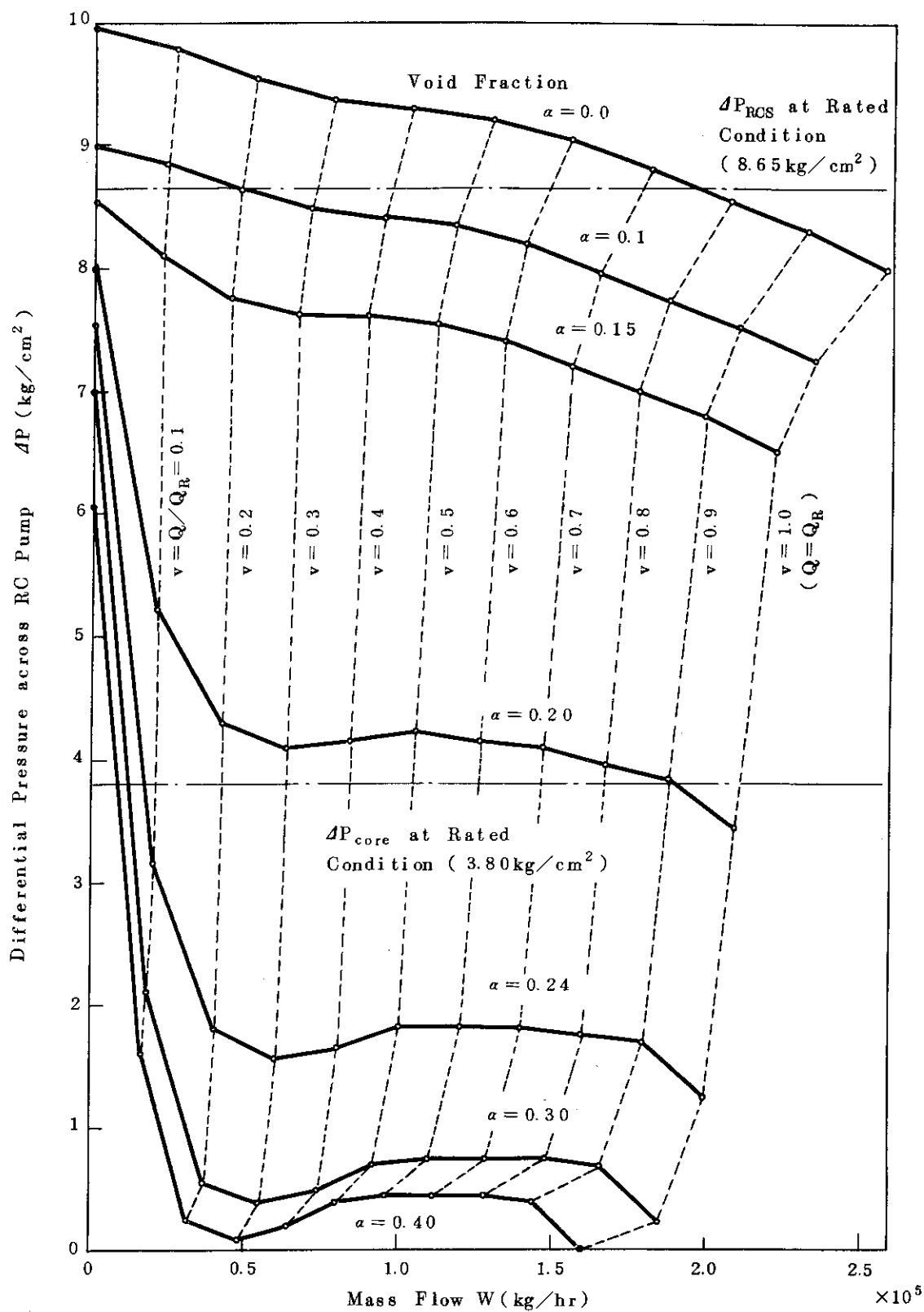
(鈴木)



第A.2.1図 単相流下および二相流下の遠心ポンプのQ-H特性
 ($h_{1\phi}$, $h_{2\phi}$: RELAP-4 MOD5のポンプモデルより)
 $h = h_{1\phi} - M(\alpha) \cdot (h_{1\phi} - h_{2\phi})$



第A.2.2図 Two-Phase Flow Characteristics of Centrifugal Pump using RELAP-4 MOD5 Model at Rated Revolution
 ($P = P_{sat} = 1350 \text{ psiG}$, $H_R = 362 \text{ ft}$, $w_R = 1190 \text{ rpm}$, $Q_R = 92400 \text{ gpm}$)



第 A . 2 . 3 图 Two-Phase Flow Characteristics of Centrifugal Pump using RELAP-4 MOD5 Model at Rated Revolution
 ($P=P_{sat}=1015 \text{ psiG}$, $H_R=362 \text{ ft}$, $w_R=1190 \text{ rpm}$, $Q_R=92400 \text{ gpm}$)

A.3 DNB余裕度の評価

1. 計算方法

Barnettの式とModified Barnettの式とを圧力で平均する。すなわち、

$$q_{\text{DNB}} = \frac{P(\text{psi}) - 725}{1000 - 725} q_{\text{DNB}}^{\text{(M.B)}} + \frac{1000 - P(\text{psi})}{1000 - 725} q_{\text{DNB}}^{\text{(B)}} \quad (1)$$

$$q_{\text{DNB}}^{\text{(B)}} = 10^6 \left(\frac{A + B(H_f - H_{in})}{C + L} \right) \quad (2)$$

$$A = 67.45 D_{\text{HE}}^{0.68} G^{0.192} \{ 1.0 - 0.744 \exp(-6.512 D_{\text{HY}} G') \} \quad (3)$$

$$B = 0.2587 D_{\text{HE}}^{1.261} G'^{0.817} \quad (4)$$

$$C = 185.0 D_{\text{HY}}^{1.415} G'^{0.212} \quad (5)$$

$$q_{\text{DNB}}^{\text{(M.B)}} = 10^6 \left(\frac{A' + B'(H_f - H_{in})}{C' + L} \right) \quad (6)$$

$$A' = 73.71 D_{\text{HE}}^{0.052} G'^{0.663} \{ 1.0 - 0.315 \exp(-11.34 D_{\text{HY}} G') \} \quad (7)$$

$$B' = 0.104 D_{\text{HE}}^{1.445} G'^{0.691} \quad (8)$$

$$C' = 45.44 D_{\text{HY}}^{0.0817} G'^{0.5866} \quad (9)$$

$$\text{DNB比} = q_{\text{DNB}} / q \quad (10)$$

2. 主要数値

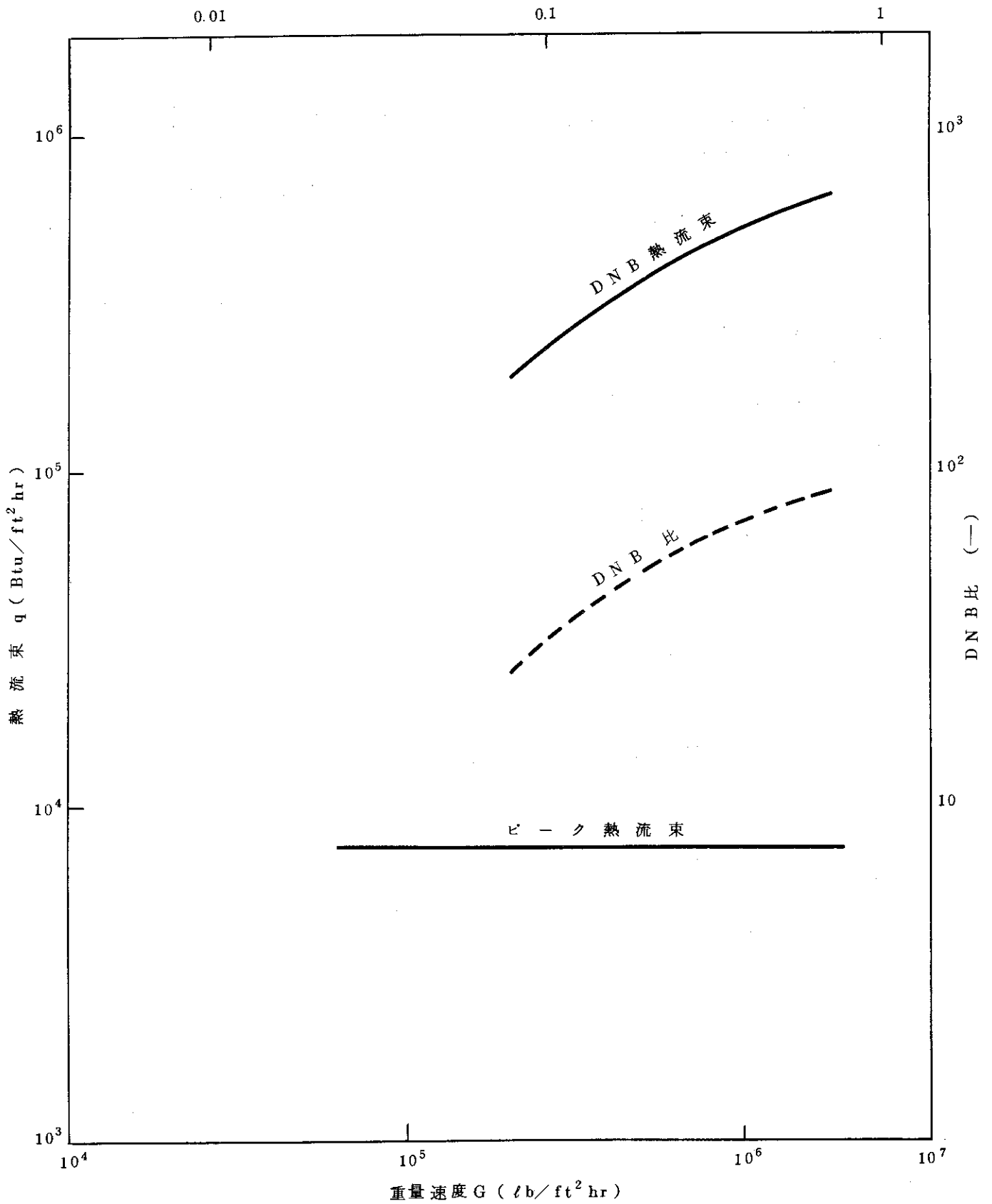
DNBチェックは炉心の中心位置について行なう。時刻は2 hr 時点とする。

炉心入口サブクーリング=0, 出力ピーキング=3.12

3. 結果 第A.3.1図

(安達)

重量流量比 (一)



第A.3.1図

A.4 炉心保有水が失なわれる時間

1. 仮 定

1. 初期条件として、炉心水位は炉心上端にあり、水位以下は飽和水で満たされている。ダウンカマ、SG内の水も飽和水。
2. コールドレグが水で満たされている時は、炉心とSGの水位が同じ高さにあるから、炉心およびそれと同じ高さのSG伝熱管内の水が炉心沸騰によって失なわれる時間を検討する。
3. コールドレグが水で満たされていない時は、炉心とダウンカマの水が炉心沸騰によって失なわれる時間を検討する。
4. キャリオーバーによる水の喪失は無視する。
5. 水位低下による炉心有効伝熱面積の変化は考えない。

2. 計 算 式

$$t = \frac{V \gamma r}{Q}, \quad V = \text{蒸発する水体積}, \quad r = \text{潜熱} \quad (1)$$

3. 主な数値

2 hr 時点の炉出力、系圧力で計算

4. 結 果

コールドレグが水で満たされている時

$$V = 19.5 + 10.4 = 29.9 \text{ m}^3$$

$$t = 1100 \text{ sec}$$

コールドレグが水で満たされていない時

$$V = 19.5 + 34.7 = 54.2 \text{ m}^3$$

$$t = 2000 \text{ sec}$$

(安達)

A.5 蒸気による燃料棒の冷却

1. 仮 定

1. 炉心の入口には、炉心中心面で飽和蒸気になるだけの飽和水流入がある。
2. 流れは層流 ($P = 500 \sim 1500 \text{ psi}$ で $Re = 1542 \sim 1630$)
3. バルク温度は飽和温度

2. 計 算 式

燃料棒表面温度は、

$$T = T_{sat} + \frac{q D_e}{k N u} \quad (1)$$

3. 主要数値

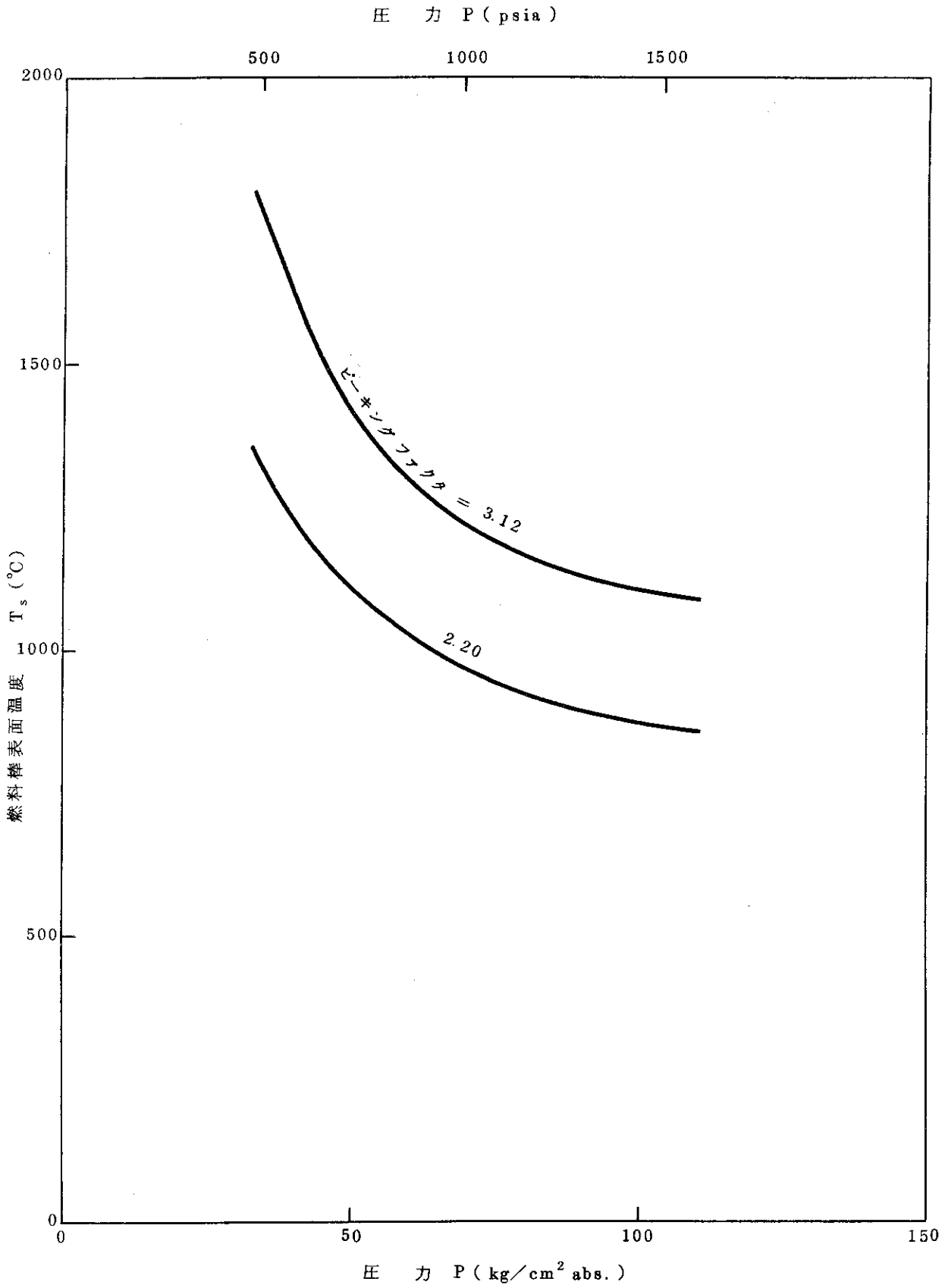
表面温度のチェックは炉心の中心の位置について行なう。時刻は 2 hr 時点とする。出力ピーキング = 3.12, 2.20, $Nu = 5$

4. 結 果

第 A.5.1 図

本計算は Nu 数自体に数十%の誤差が見込まれる上、蒸気が過熱蒸気になることによるバルク温度レベルの上昇も無視しているのだから、一応の目安を与えるものと理解すべきである。

(安達)



第A.5.1図

A.6 系圧力の変化によるボイド量の変化

1. 仮定

1. 圧力の変化前後で一次系の質量は変化しない(加圧器逃し系の元弁閉, HPI注入流量ゼロ)
2. 流体の状態変化は飽和関係にしたがう。

2. 計算式

$$V_T = W [v_{g1} x_1 + v_{f1} (1-x_1)] = W [v_{g2} x_2 + v_{f2} (1-x_2)] \quad (1)$$

ただし: W = 全重量, V_T = 一次系体積, V_g = 蒸気容積, V_f = 水容積, X = クオリティー,
 サフィックス 1, 2 は状態 1, 2 に対応する。

$$W = V_{g1} / v_{g1} + (V_T - V_{g1}) / v_{f1} \quad (2)$$

$$V_{g2} = \frac{V_T (v_{f1} - v_{f2}) v_{f2}}{(v_{g2} - v_{f2}) v_{f1}} + \frac{V_{g1} (v_{g1} - v_{f1}) v_{g2} v_{f2}}{(v_{g2} - v_{f2}) v_{g1} v_{f1}} \quad (3)$$

3. 主要数値

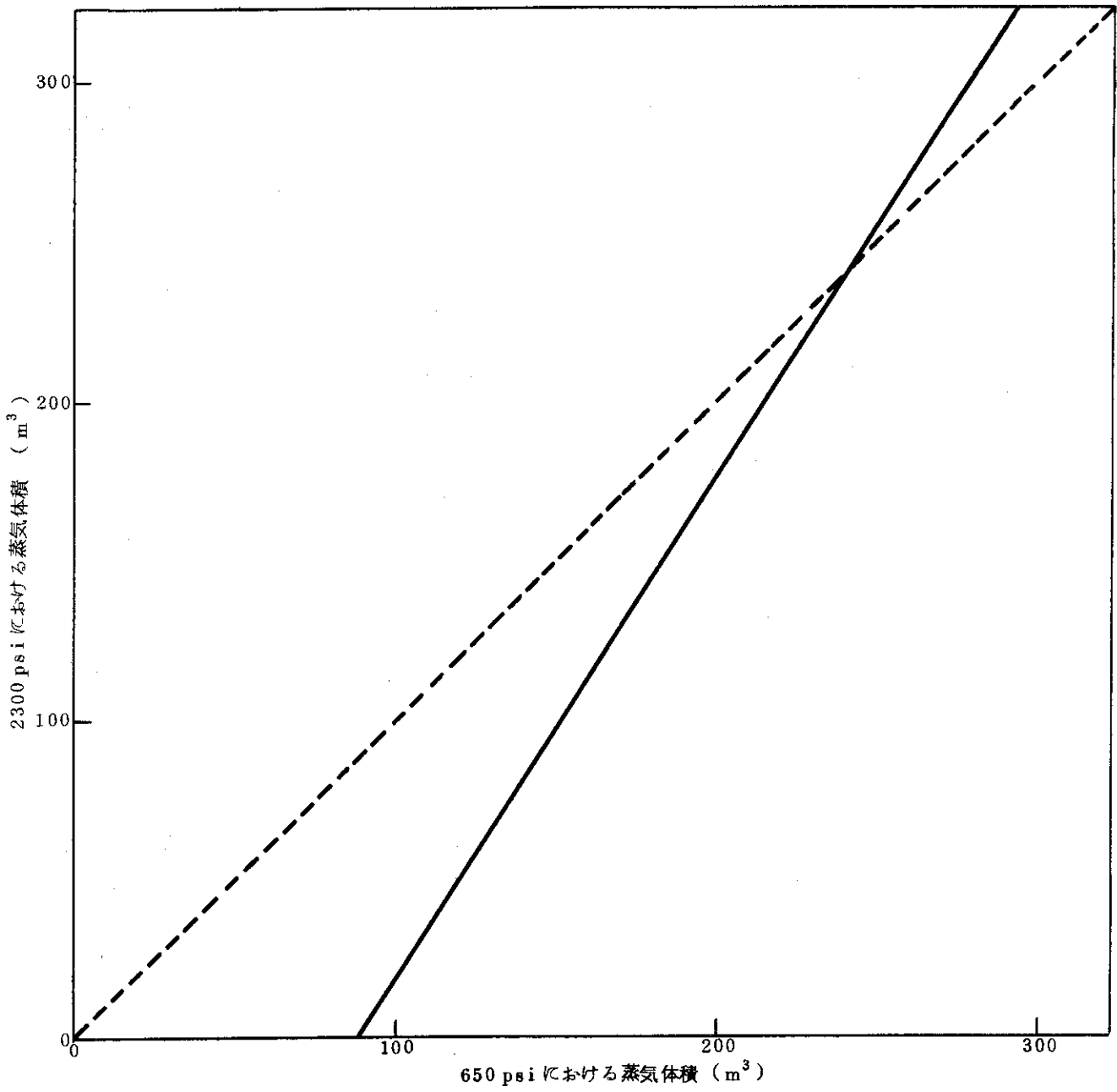
$V_T = 340 \text{ m}^3$, 650 psi (状態-1) \rightarrow 2300 psi (状態-2) の変化について計算。

4. 結果

第 A.6.1 図

650 psi で 240 m^3 以上のボイドがあれば, 2300 psi では水位が下降し, 逆に
 650 psi で 240 m^3 以下のボイドであれば, 2300 psi では水位が逆に上昇する。

(竹下)



第 A. 6. 1 図

A.7 SG除熱能力低下の推定(その1)

1. 仮定

1. 加圧器ヒーターの加熱を無視
2. 加圧器スプレーの影響を無視
3. 加圧器内蒸気は断熱変化
4. SG除熱能力低下は時間に対して直線的

2. 計算方法

二次系流量喪失から加圧器逃し弁開までの圧力上昇は、一次系流体の熱膨張による加圧器蒸気の断熱圧縮によると考えられる。加圧器蒸気スペースの減少 ΔV は、

$$\Delta V = V_0 - V_0 \left(\frac{P_0}{P} \right)^{1/k} \quad V_0 : \text{初期蒸気体積} \quad (1)$$

一次系平均温度上昇は、

$$\Delta T = \frac{\Delta V}{\beta V_T} \quad \beta : \text{体積膨張率}, \quad V_T = \text{一次系体積} \quad (2)$$

Δt 時間の平均加熱速度 ΔQ は、

$$\Delta Q = C_p \frac{V_T}{v} \Delta T / \Delta t \quad (3)$$

SG 除熱能力の低下速度は、仮定 4 により

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\Delta Q}{\Delta t} \times 2 \quad (4)$$

3. 主要数値

加圧器初期蒸気体積 = $700 \text{ ft}^3 = 19.82 \text{ m}^3$

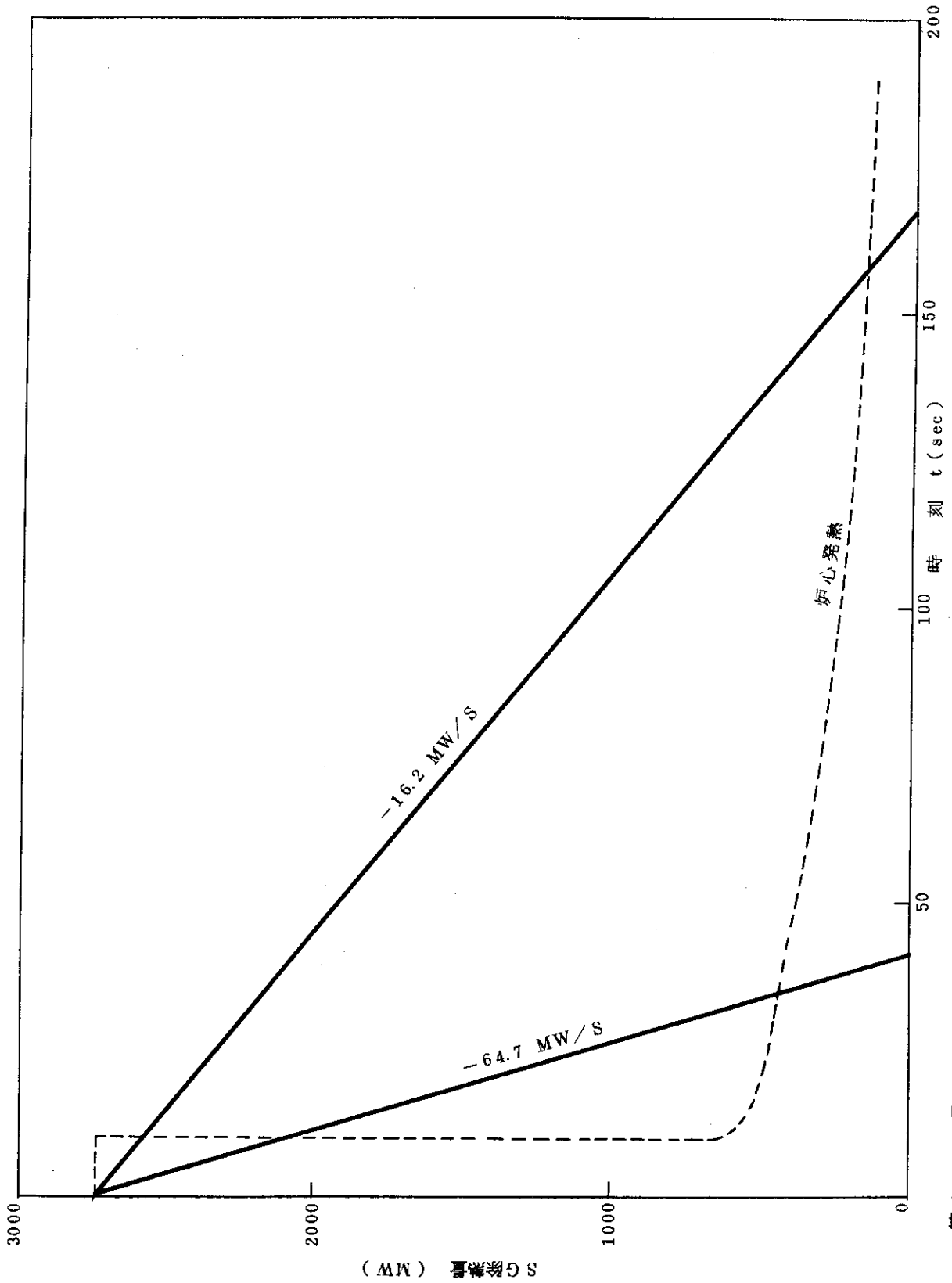
一次系体積 = $10,326 \text{ ft}^3 = 292.4 \text{ m}^3$

4. 結果

$$\frac{dQ}{dt} = 16.2 \sim 64.7 \text{ MW/sec}$$

第 A.7.1 図

(安達)



第A.7.1図

A.8 SG除熱能力低下の推定(その2)

1. 仮定

1. 事故発生後15 sec(炉スクラム後4.5 sec)は、炉心の伝熱量は事故直前の値が保たれている。
2. 一次系流体がSGを通過する間のSG除熱能力の低下は無視する。

2. 計算方法

定常運転時に、607.7°F(320°C)であったホットレグ温度が、15 secには611°F(322°C)まで上昇している。15 secにホットレグを通過した流体は、それよりも

$$T_{SG \rightarrow HL} = \frac{V_{CL} + V_P + V_{PV}}{W/\gamma} = 6.5 \text{ sec} \quad (1)$$

V_{CL} : コールドレグ体積, V_P : ポンプ体積, $V_{PV} = PV$ 体積, W = 流量
だけ前の8.5 secにSGを流出したものである。故に、

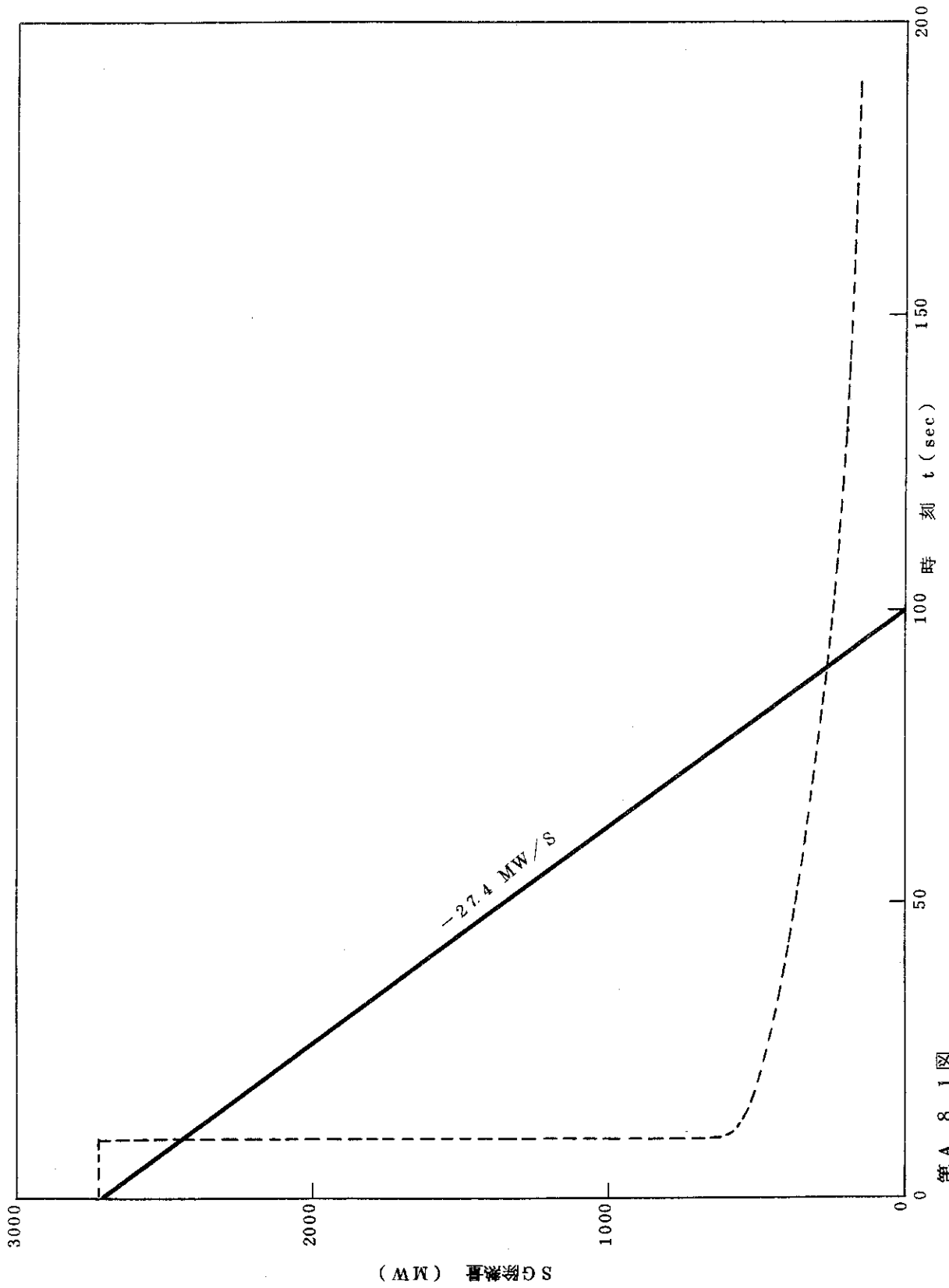
$$\frac{dQ}{dt} \times 8.5 / C_P W = 2^\circ\text{C} \quad (2)$$

3. 計算結果

$$\frac{dQ}{dt} = 27.4 \text{ MW/sec}$$

第A.8.1図

(安達)



第A.8.1图

A.9 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その1)

1. 仮定

1. 蒸気逃し弁は全開
2. 蒸気流出は臨界流局所圧力における飽和蒸気の音速流出
臨界圧力比 = 0.5, 音速 = 500 m/s
3. 水流出はオリフィス係数 = 1.0 の飽和水流出, 背圧 = 0 kg/cm² G

2. 計算式

$$A = \frac{W_s}{\gamma_{sC} C_s} \quad (1)$$

A = 流出面積, W_s = 蒸気流出流量, γ_{sC} = 臨界流における蒸気比重量,
 C_s = 蒸気中音速

$$W_w = A \sqrt{2g\gamma_w(P - P_b)} \quad (2)$$

W_w = 水流出流量, γ_w = 水比重量, P = 加圧器圧力, P_b = 背圧

3. 主要数値

全開時の蒸気流出流量 = 112000 lb/h (2255 psig の時) = 14.1 kg/sec
 (DOCKET 50320-76, Table 5.1.2 による)

4. 結果

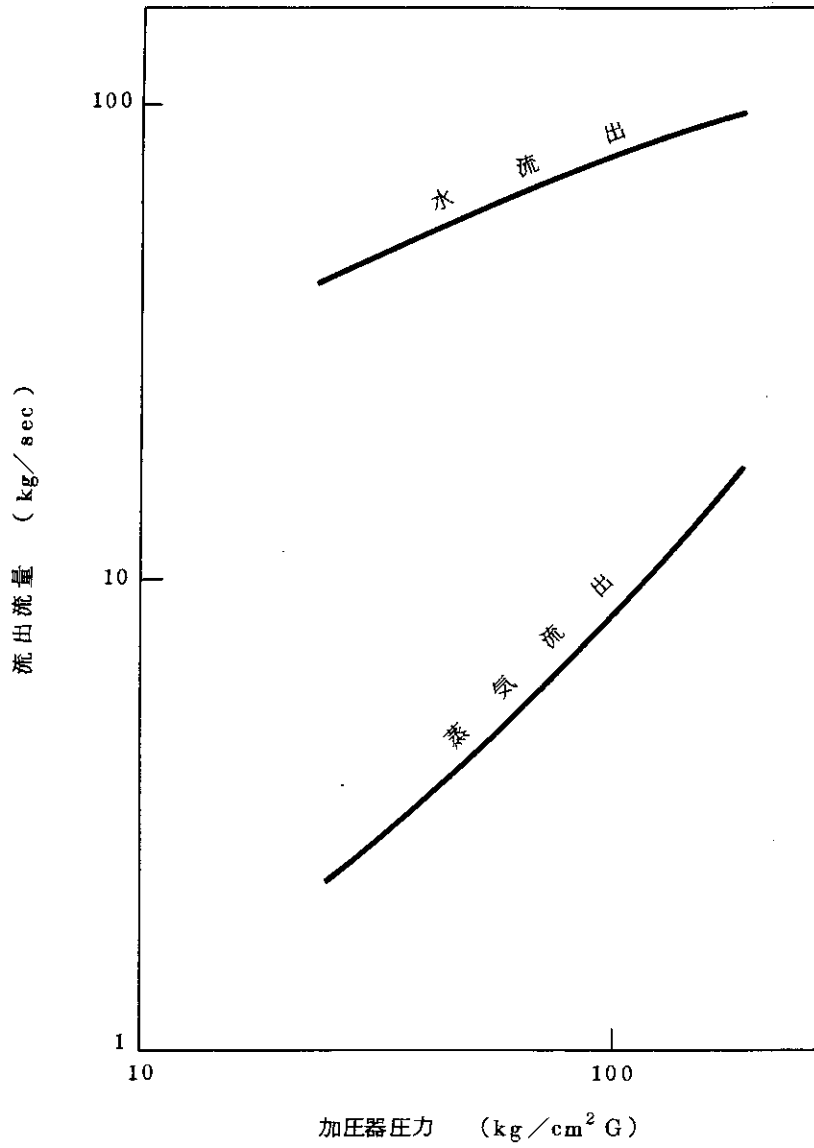
流出面積

$$A = \frac{0.02404 \times 14.1}{500} = 0.00068 \text{ m}^2 \text{ (29 mm } \phi \text{ 相当)}$$

流出流量

第 A.9.1 図

(安達)



第 A. 9. 1 図 加圧器逃し弁からの流出流量 (その 1)

A.10 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その2)

1. 仮定

1. 加圧器ヒーターの加熱を無視
2. 加圧器スプレーの影響を無視
3. 圧力変化は体積流入(出)流量に比例
4. 加圧器内蒸気は断熱変化

2. 計算方法

逃し弁開前後の圧力上昇速度の違いが、逃し弁からの体積流出流量に比例すると考える。ただし、加圧器内蒸気が断熱変化するという仮定の下に、逃し弁開以前の一次系からの流入体積は、

$$19.82 - 19.50 = 0.32 \text{ m}^3 \quad (1)$$

と算定されている。^(A-7)

また、圧力上昇の過程は、第A.10.1図に示す。

3. 結果

$$\frac{0.32}{4.5} \times \frac{1.56 - 1.18}{1.56} = 0.017 \text{ m}^3/\text{s}$$

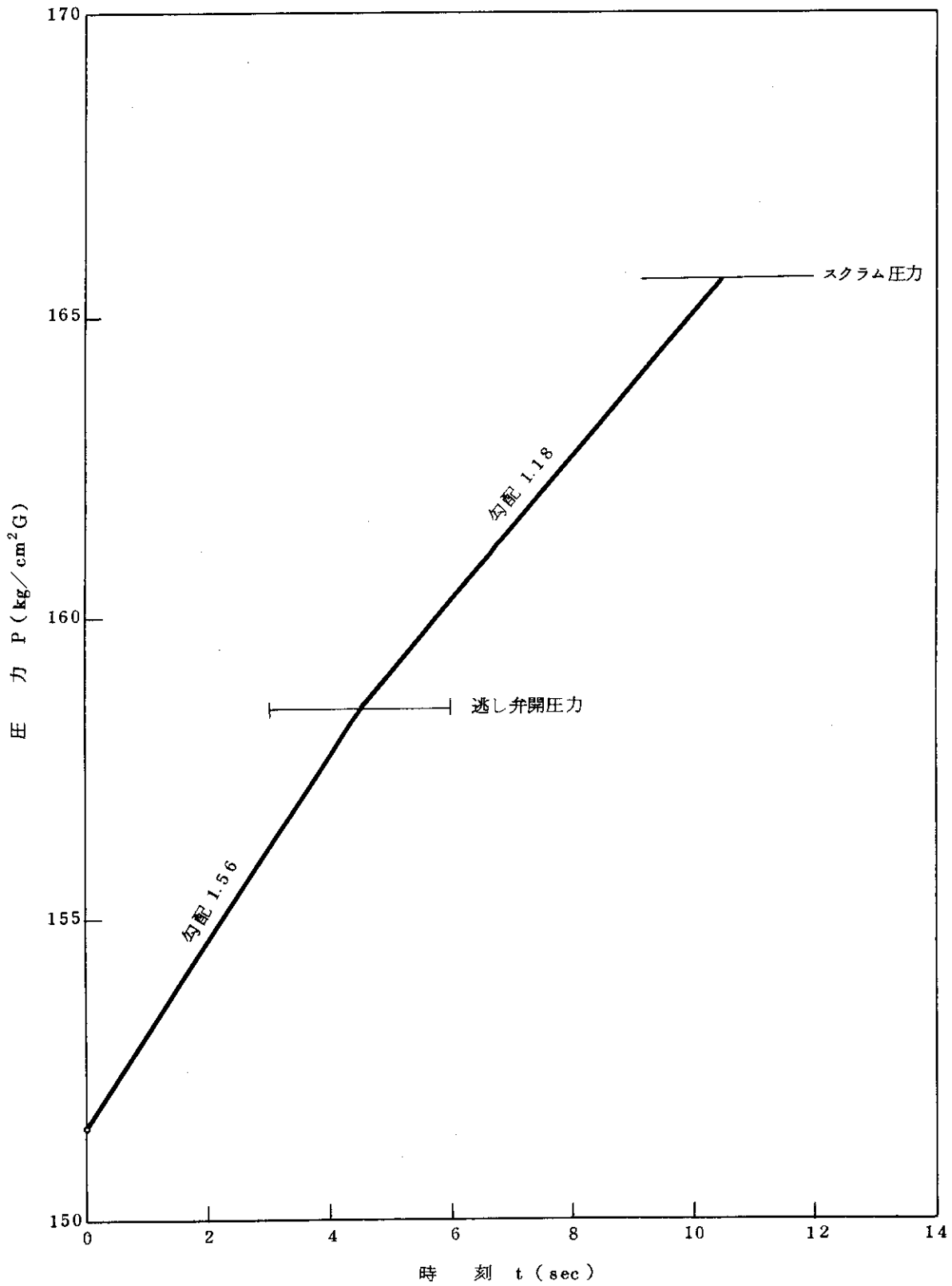
$$\frac{0.017}{0.00968} = 1.76 \text{ kg/sec}$$

$$A = \frac{0.02404 \times 1.76}{500} = 0.000085 \text{ m}^2 \text{ (10.4 mm} \phi \text{ 相当)}$$

この結果は、ごく初期の蒸気流出にのみ当てはめられる。ベースとした圧力挙動データの精度が悪いので、誤差は大きいと思われる。

なお、上記流出面積に対する水単相流出量は約1.6 kg/secとなる。

(安達)



第A.10.1図

A.11 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その3)

1. 仮定

1. クエンチタンク内 N_2 ガスは断熱圧縮
2. 加圧器からの流出蒸気は完全に凝縮
3. クエンチタンク内の水温上昇による密度変化は無視
4. オーバーフローラインの弁は閉とする。(A.12)

2. 計算方法

15 min (900 sec) 後にクエンチタンク圧力が 190 psig (13.36 kg/cm² G) で破裂している。この時までの流出量(凝縮後の体積)は、

$$V_o - V_o \left(\frac{P_o}{P} \right)^{1/k} \quad V_o : \text{初期 } N_2 \text{ 体積} \quad (1)$$

この間の平均流出流量は、

$$W = \gamma_w \left\{ V_o - \left(\frac{P_o}{P} \right)^{1/k} \right\} / t \quad (2)$$

3. 主要数値

$$\text{クエンチタンク体積} = 1000 \text{ ft}^3 = 28.32 \text{ m}^3$$

$$\text{クエンチタンク内ガス容積} = (1 - 0.8045) \times 28.32 = 5.537 \text{ m}^3 = V_o$$

$$P_o = 0 \text{ kg/cm}^2 \text{ G} \doteq 1 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$$

$$P = 190 \text{ psig} = 13.36 \text{ kg/cm}^2 \text{ G} \doteq 14.4 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs}$$

$$\gamma_w \doteq 1000 \text{ kg/m}^3$$

4. 結果

$$W = 5.23 \text{ kg/sec}$$

この結果は 15 min 間の平均流出流量であり、精度は比較的よいものと思われる。

(安達)

A.12 RCクエンチタンクからのオーバーフロー水量とタンク圧力の関係

1. 仮定

TMI-2事故時に、RCクエンチタンクのオーバーフローラインのバルブが開いていたと仮定し、そのラインからの流出量を検討する。オーバーフローラインの配管は4インチであり、この全長は、クエンチタンクから補助建屋までの距離を概算して100フィートとする。配管についているバルブは玉形弁1ヶとする。対象とする時間帯は加圧器逃し弁が開き始めた時刻から、クエンチタンクのラプチャーディスクが破裂する15分までとする。流出水は常温水とする。

2. 計算方法

クエンチタンク圧力と、末端のホールドアップタンク圧力との圧力差(ΔP)と、流量(Q)との関係は、

$$\Delta P = \left(\lambda \times \frac{\ell}{d} + \zeta \right) \times \frac{\gamma Q^2}{2gA^2}$$

3. 使用数値

λ : 円管内单相乱流の抵抗係数

$$\lambda = 0.0032 + 0.221 \times \text{Re}^{-0.237}$$

$$\equiv 0.0108 \quad (\text{流速 } 10 \text{ m/s と } 30 \text{ m/s 時の平均値})$$

$$\ell = 100 \text{ feet } (= 30.5 \text{ m})$$

$$d = 0.104 \text{ m } (\text{Sch. 20 の } 4 \text{ B 管})$$

$$\} \ell/d \cong 300$$

$$\zeta = 3.9 \quad (\text{玉型弁, 機械工学便覧})$$

$$\gamma = 10^3 \text{ kg/m}^3 \quad (\text{常温水})$$

$$A = \pi \times 0.104^2 / 4 = 8.5 \times 10^{-3} \text{ m}^2$$

$$\text{従って, } \Delta P = 7.1 \times \frac{1}{2gA^2} \gamma Q^2$$

4. 計算結果

$Q \sim \Delta P$ の関係を第 A.12.1 図に示す。

これをもとに、次のいくつかの試算を試みる。

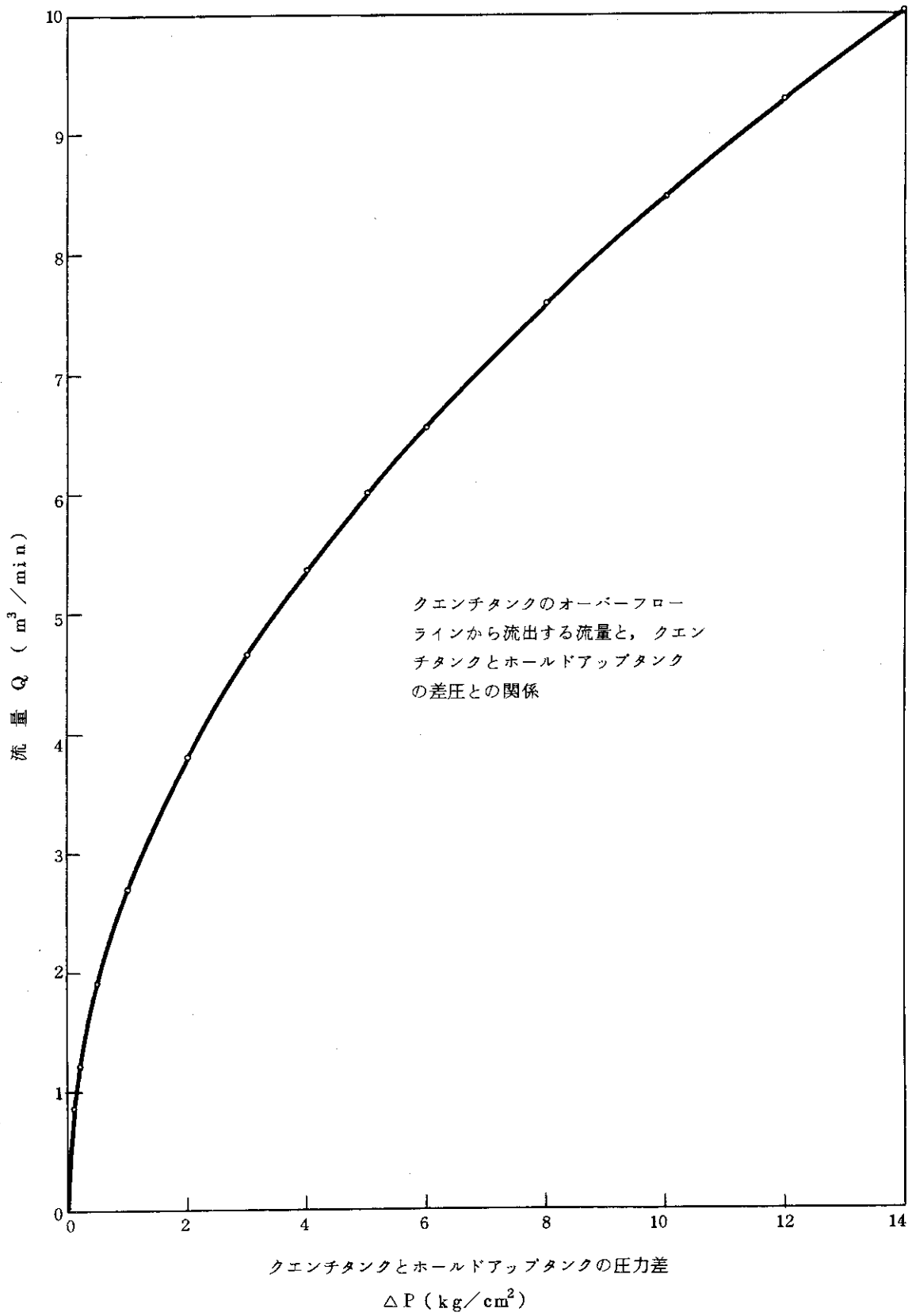
クエンチタンクの位置関係を第 A.12.2, 3 図に示す。

(1) $\Delta P = 1 \text{ kg/cm}^2$ の場合, $Q = 2.68 \text{ m}^3/\text{min} = 161 \text{ m}^3/\text{hour}$ この流量で15分間流れると総水量は 40.2 m^3 となる。

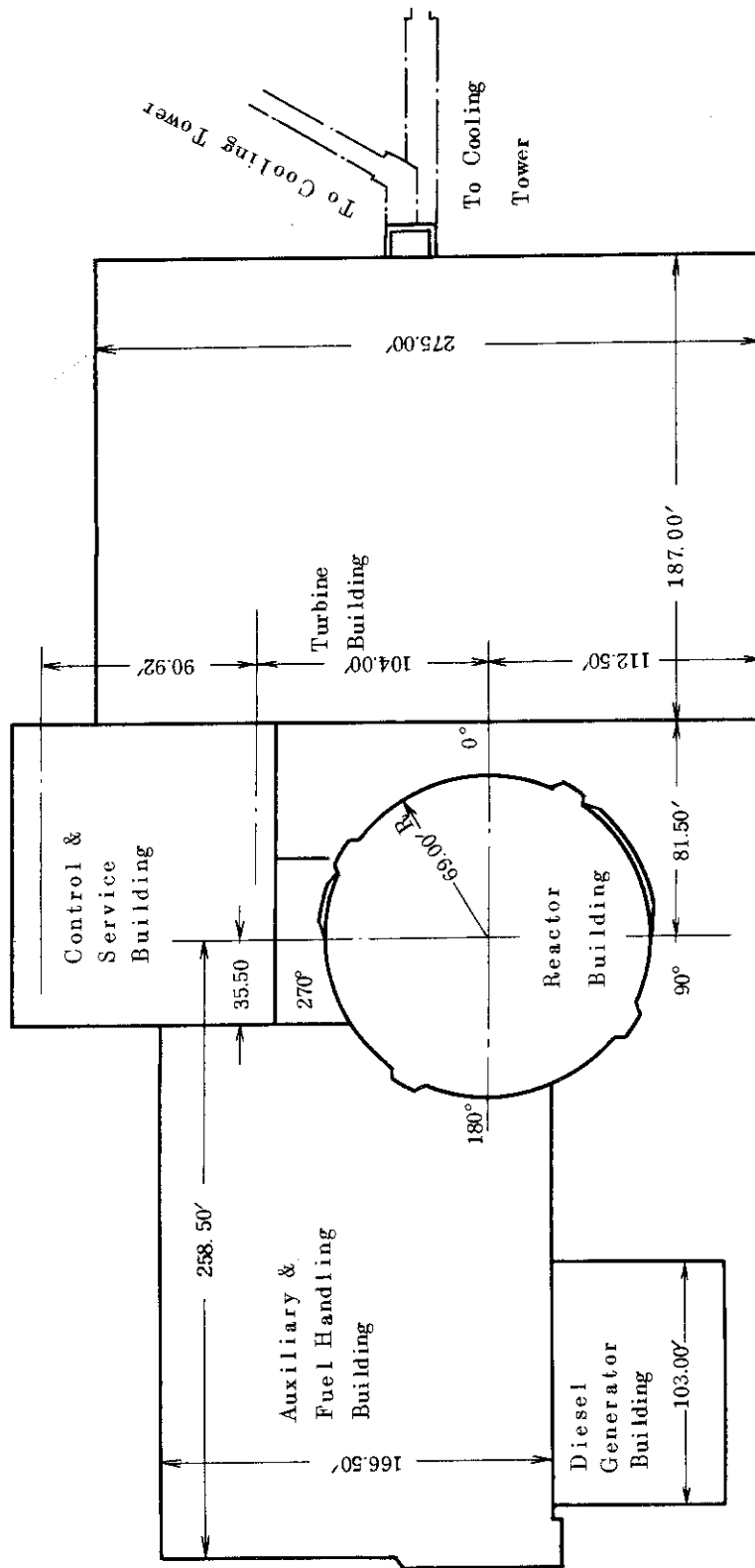
(2) ホールドアップタンクの圧力が大気圧に等しい場合には、クエンチタンクのゲージ圧力

が $4P$ に等しくなる。クエンチタンクが 15 分に 190 psiG ($13.4 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}$) に達し、ラブチャーディスクが破裂したという記述があるので、15 分間にクエンチタンク圧力が直線的に上がったとすると、15 分間に流出した総水量は、1 分毎の積算値から、およそ 92 m^3 となる。平均流出量は $368 \text{ m}^3/\text{hour}$ 。クエンチタンク内の圧力が上昇するためには、タンク内の保有水量が増加する必要があるから、加圧器逃し弁からクエンチタンクへ流入した水量はその平均流量よりは大きくなければならない。この場合には、加圧器からの流出量は $368 \text{ m}^3/\text{hour}$ より大きいという結果になる。

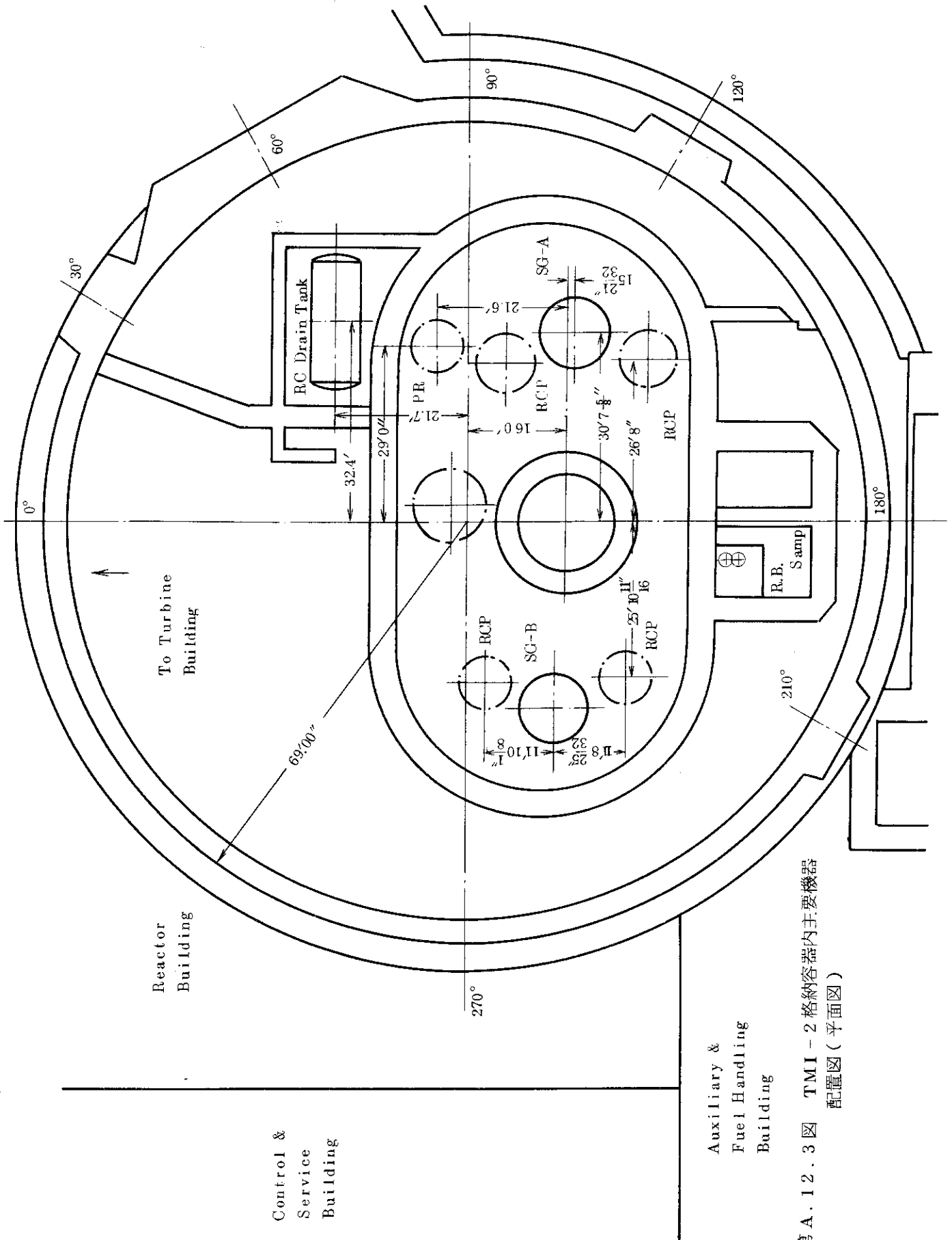
(鈴木)



第A.12.1図 クエンチタンクオーバーフローラインの流出量と圧力差の関係



第A.12.2図 TMI-2の主要施設平面図



第 A. 12. 3 图 TMI-2 格納容器内主要機器配置図 (平面図)

A.13 加圧器逃し弁からの流出流量の推定(その4)

1. 仮定

1. 1.5 hr までに、PV 上部ヘッド、上部プレナム、SG 上部プレナム、伝熱管の上半分およびホットレグの水が流出したと考える。
2. この間の加圧器水量の変化は無視する。
3. HPI の注入流量としては 2 min ~ 4.5 min (2 台) および 4.5 min ~ 10.5 min (1 台) のみを考える。(本文第 3.1.4 項参照)
4. レッドダウン系の作動を無視する。

2. 計算式

$$W = \frac{\Delta W}{\Delta t} \quad (1)$$

3. 主要数値

一次系水喪失体積	9 1.6 m ³
HPI 注入水量 (A-14)	5 3 7 5 gal = 2 0.3 m ³
$\Delta t = 5400 \text{ sec}$	

4. 結果

$$W = \frac{4.66 \times 10^4}{5400} = 8.6 \text{ kg/sec}$$

(なお、一次系水喪失重量は、系温度の変化に伴う残存水の比重量の変化を考慮して決定した。)

(安達)

A.14 高圧注入系 (HPI) の注入流量の推定

1. 仮定

- 高圧注入系のポンプを停止或いは起動した時には、時間おくれやポンプの過渡特性がなく、直ちに回転数零、或いは定格回転数になるとする。回転時は定格回転数とする。ポンプの Q-H 特性における H (total developed head) が Reactor Coolant Pressure に等しいとする。

2. 計算方法

3. 使用数値, 使用特性

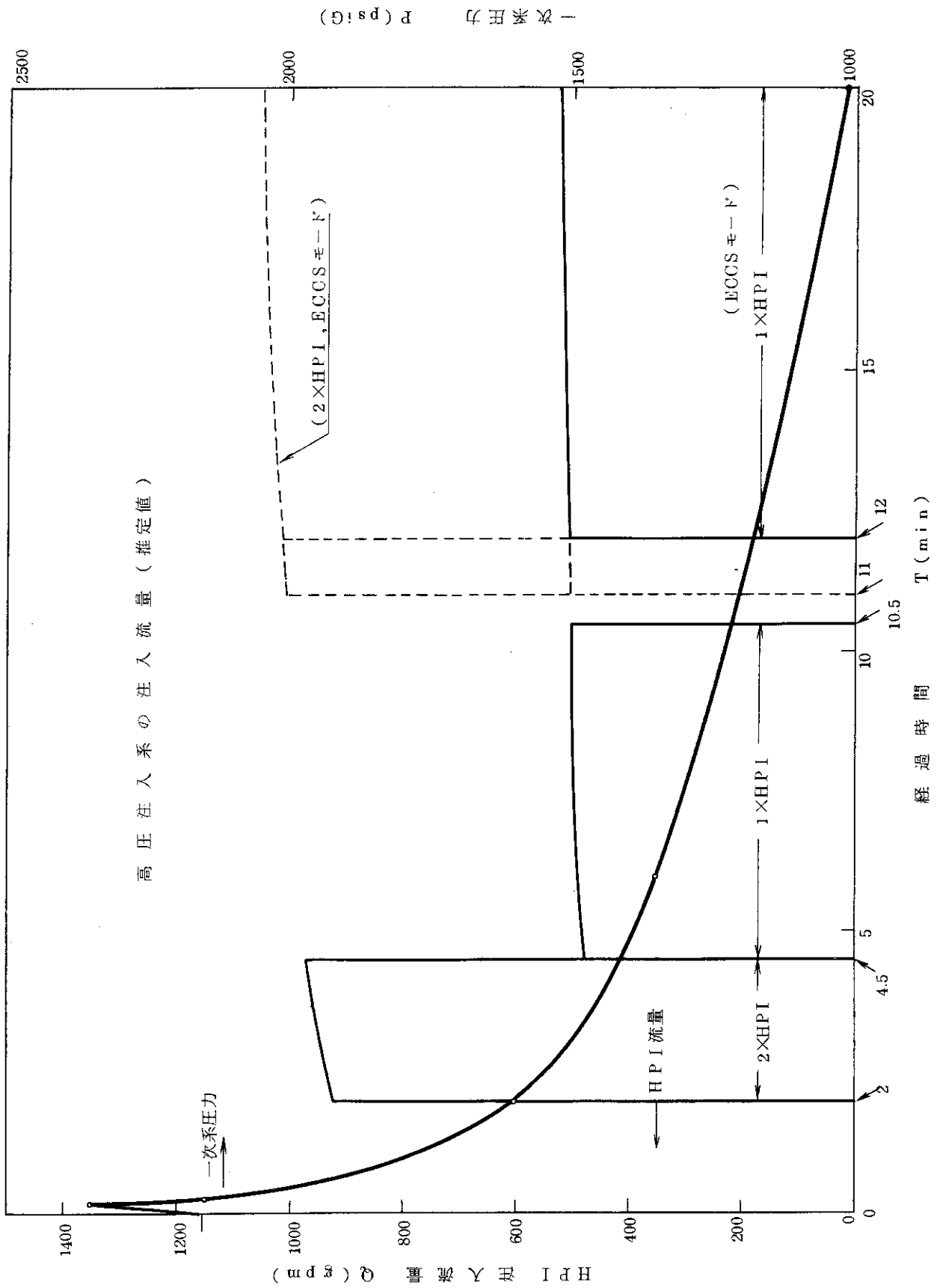
- 高圧注入系のポンプ特性 (Q-H 曲線) : DOCKET-50320-77. Fig. 6.3-2
- RC 圧力の変化 : 1979.4.5 USNRC 発表データ
- 高圧注入系の作動信号 : "
- 時刻

{	2分~4.5分	HPI	2系統
	4.5分~10.5分	HPI	1系統
	11又は12分~	HPI	1系統(2系統)
- 注入水温 : borated water storage tank の水温 (150°F)
水の比重量 964 kg/m³

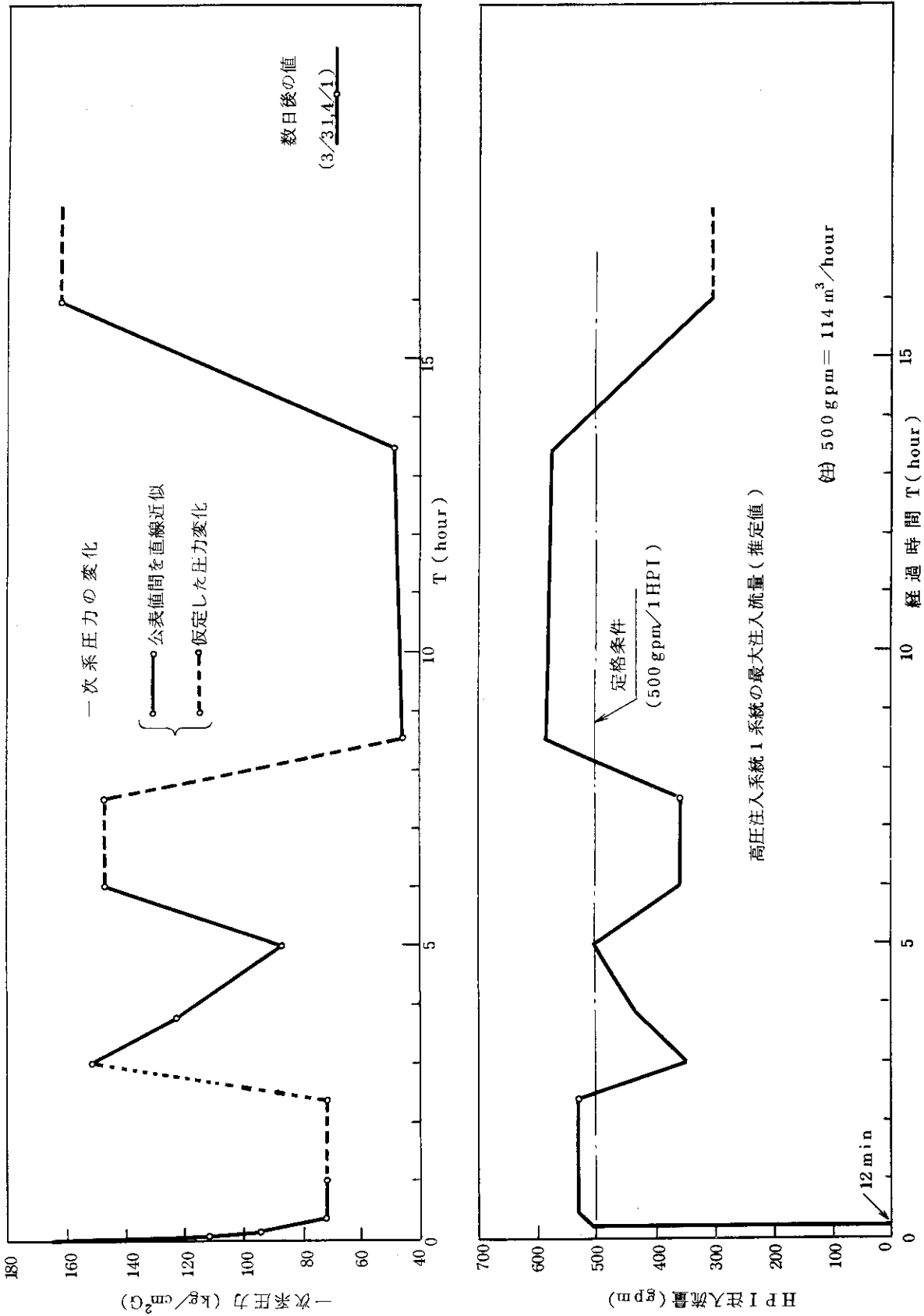
4. 計算結果

- (1) 第 A.14.1 図 事故後 20 分までの一次系圧力と高圧注入系流量推定値
- (2) 第 A.14.2 図 12 分から事故後 16 時間までの一次系圧力と高圧注入系流量推定値
- (3) 第 A.14.3 図 高圧注入系の配管系統図 (DOCKET-50320-77. Fig. 6.3-1 より引用)

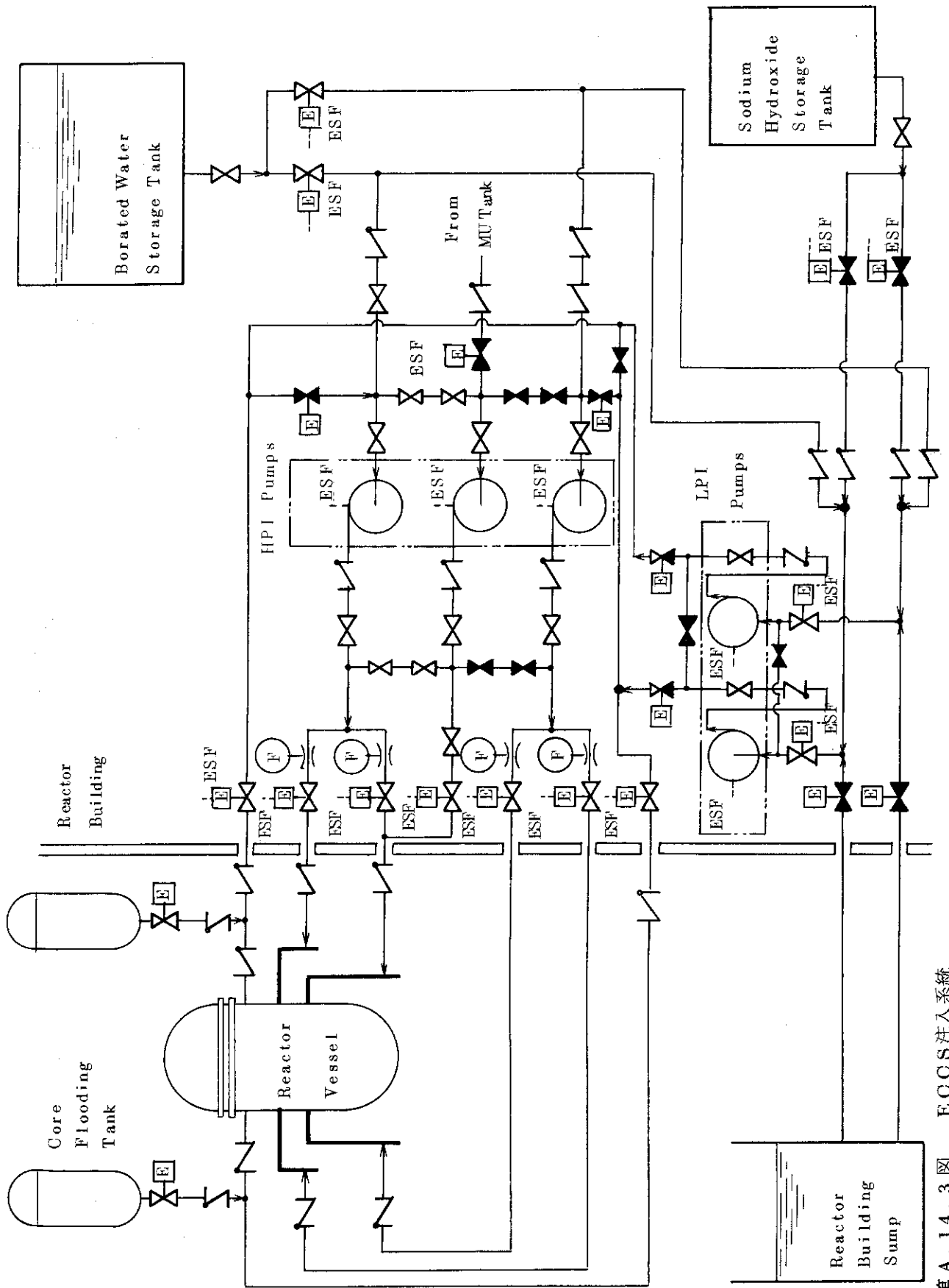
(鈴木)



第 A. 14. 1 図 事故後 20 分までの一次系圧力と推定高圧注入系注入流量



第 A. 14. 2 図 事故後 12 分から 16 時間までの一次系圧力と推定高圧注入系注入流量



第A.14.3図 ECCS注入系統

A.15 炉心および一次系の沸騰開始時刻

事故発生後1 minに、加圧器水位が急上昇しており、この時刻にPV上部プレナムで沸騰が開始したと思われる。その理由は下記の通りである。

- (1) 水位計はほぼ正常に作動していたと考えられる。
- (2) 加圧器内のフラッシングでは差圧に変化を生ずることはない。
- (3) HPIの注入は2 minからであり、この時点では一次系への水の注入はない。
- (4) 一次系流体の単なる熱膨張なら、事故発生時からあった筈であり、この時間ではむしろ一次系全体として“冷却”の過程にあった筈である。(本文第3.1.2項参照)
- (5) 沸騰するなら、死水域であり、高温になり易いPV上部プレナムであろう。すなわち、炉心は全体として水平方向にエンタルピ分布を持っており、周辺部の比較的低温の水がホットレグに流出し易い。一方、高温の中心部を出た水は直かに上部ヘッドに向かいPVトップに衝突した後、ドーム内壁にそってゆっくり下降して来る。このため、定常運転時においても、上部ヘッドとホットレグの間には温度差が生じ易い。とくに一次系全体として冷却の途上にある過渡状態を考えると、ホットレグ温度は大きな遅れ時間なしに追従するものと考えられるが、上部ヘッドの応答はきわめておそいため、両者間の温度差は拡大する傾向にあったであろう。
- (6) 炉心は発熱があるので一次系の他の部分よりは早く発泡するものと思われるが、この時間帯では十分な流量が確保されており、一方スクラム後で熱流束は低くなっているから、ここからバルク沸騰が開始したとは考えにくい。

次に、伝えられるクロノロジーでは、一次系のフラッシング開始は6 minとされている。この時のホットレグ温度は584°F(307℃)であり、15 sec時点の611°F(322℃)に較べてかなり低い。そのようになった理由は、

- (1) 炉心伝熱量の減少がSG除熱量の減少を上まわり、一次系全体として冷却された。
- (2) HPIの作動により一次系流体温度が低下した。

などの理由が挙げられよう。

(安達)

A.16 HPIの注入流量の検討

検討1. 質量バランス

計算式

$$\dot{M}_R = W_{HPI} - W_B \quad (1)$$

\dot{M}_R = 一次系質量, W_{HPI} = HPI注入流量, W_B = 流出流量

計算結果

第A.16.1図

検討2. 一次系蒸気量の減少条件

仮定

1. 系圧力は一定
2. SGの除熱効果は無視

計算式

$$W_{HPI} = \frac{Q}{h_{fsat} - h_{HPI}} \quad (2)$$

主要数値

2 hr 時点の圧力, 炉心発熱を用いる。すなわち

$$P = 60 \text{ kg/cm}^2 \text{ G}, \quad Q = 3.26 \text{ MW}$$

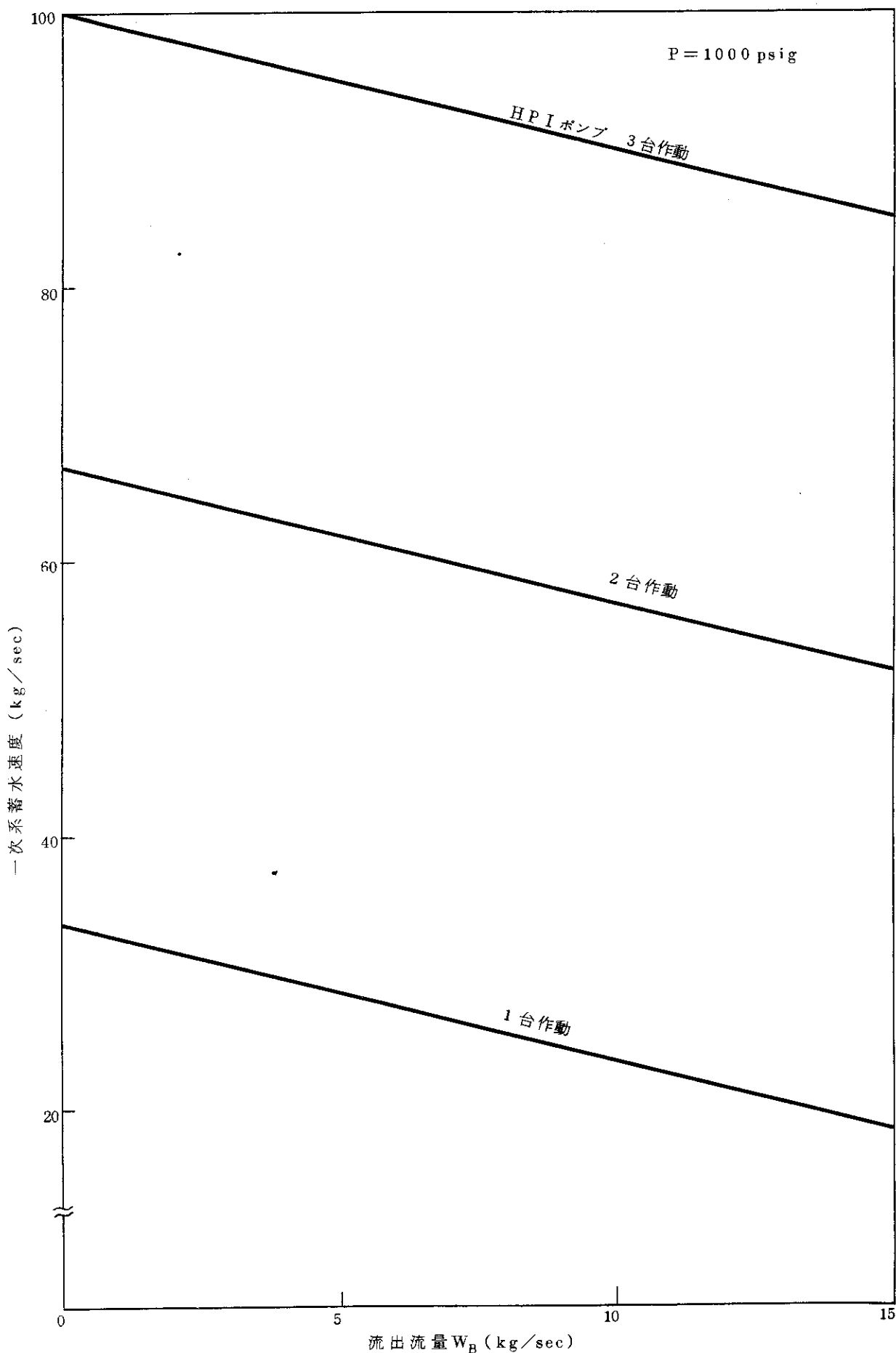
計算結果

第A.16.2図

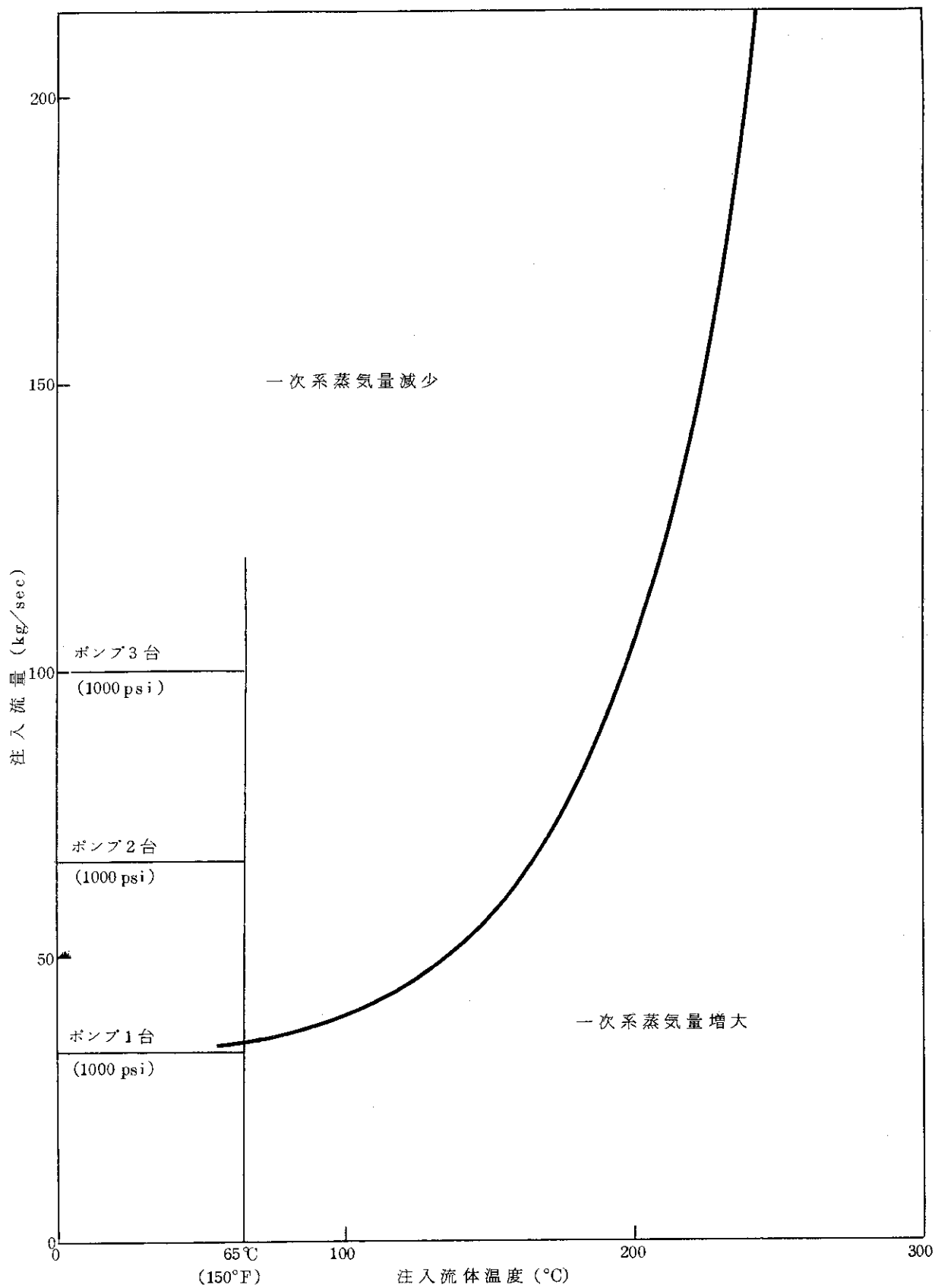
結論

HPIポンプが1台だけ作動しても16.7 kg/s (60 ton/hr) 程度の流出なら一次系は急速に満水になり, 2台作動したらSG除熱効果は無視しても一次系内の蒸気はたちまち凝縮されてしまう。

(安達)



第 A. 16. 1 図



第 A. 16. 2 図

A. 17 事故後2時間における一次系流体の質量バランス

1. 仮定

- 一次系内の初期保有水量と、2時間後における一次系内の推定保有水量、および2時間以内に一次系から流出した水量、一次系に注入した水量の関係を調べる。注入したHPI水としては、USNRC発表(4/5)に基づき、2分から4.5分まではHPI2系統、4.5分から10.5分まではHPI1系統から注入され、12分後に注入されたHPI水量は変数(零から最大HPI1系統分まで)とする。
- 2時間後の保有水としては、(A)、圧力容器上部プレナム、上部ヘッド以外は全て水(飽和水又は150°Fのサブクール水)で満たされている。(B)、圧力容器上部プレナム、上部ヘッドに加えて、高温側配管、蒸気発生器の上半分、及び炉心の上半分が水蒸気又はガスでおおわれ、他の部分は水(飽和水又は150°Fのサブクール水)で満たされていると仮定する。

2. 計算方法

初期保有水量を M_0 、2時間後の保有水量を M_2 、流出総量と注入総量をそれぞれ M_d 、 M_i とすると、質量バランスの式は、

$$M_2 = M_0 - M_d + M_i \quad (1)$$

$$\text{或いは、} M_d = M_0 + M_i - M_2 \quad (2)$$

3. 使用数値

(1) TMI-2 保有水量設計値 (DOCKET-50320-76, Table 4.4-4, Fig. 5.1-2)

(2) 初期保有水量

1次系全体の水容積 11126 ft³ (316m³)

平均比重量 713 kg/m³ { 平均温度 = (557+608)/2 = 582.5°F
平均圧力 = (2170+2239)/2 = 2204.5 psiG }

保有水重量 (M_0) : 2.25×10^5 kg

(3) 2時間後の保有水量

1次系内水容積 (A) 10542 ft³ (299m³)

(B) 7243 ft³ (206m³)

平均比重量 { 飽和水 (1015 psiG) : 739 kg/m³
HPI水 (1015 psiG, 150°F) : 983 kg/m³ }

保有水重量 (M_2) の範囲:

(A) 飽和水: 2.21×10^5 kg, HPI 水: 2.94×10^5 kg

(B) " : 1.52 " , " : 2.01 "

(4) HPI 注入量 (M_i)

2分から10.5分までのHPI水量は 2.01 m^3 (1.98×10^4 kg)。12分以降のHPI水量を M_i^* とすると,

$$M_i = 1.98 \times 10^4 + M_i^*, \quad (\text{HPI 1 系統作動なら, } M_i^* \leq 2.53 \times 10^5 \text{ kg})$$

(5) 流出流量 (M_d)

ドレーンタンクのオーバーフローラインが閉っていたとして, タンク内圧力が15分後に 190 psiG に上昇するに要する, 15分間の平均流出流量 (A.11) で2時間流出したとすると,

$$M_d = 5.23 \text{ kg/s} \times 7200 \text{ sec} = 3.77 \times 10^4 \text{ kg.}$$

4. 計算結果

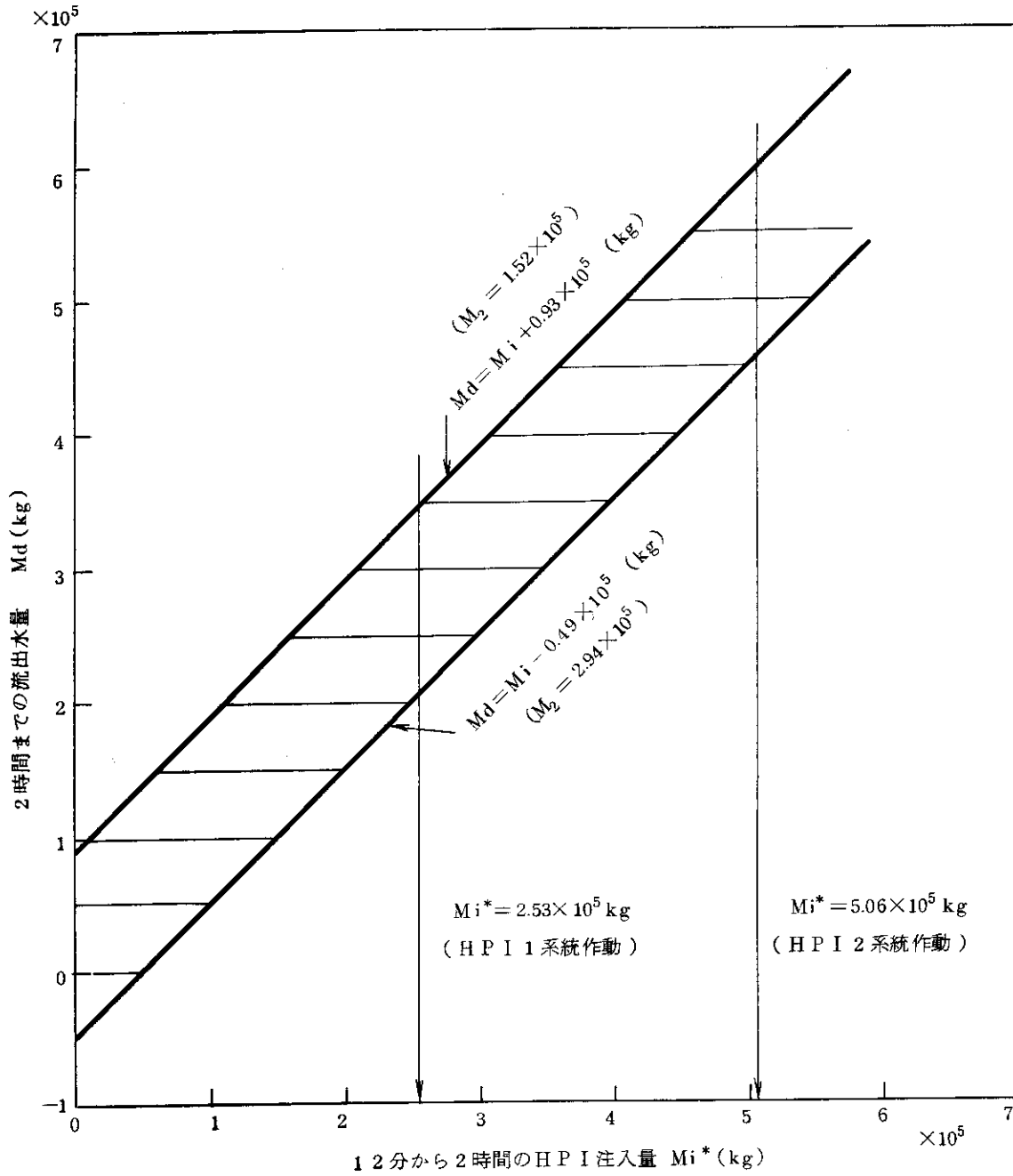
(1) 2の(1)式の左辺: $2.94 \times 10^5 \geq M_2 \geq 1.52 \times 10^5$ (kg)

$$\begin{aligned} \text{右辺: } M_0 - M_d + M_i &= 2.25 \times 10^5 - 3.77 \times 10^4 + (1.98 \times 10^4 \\ &+ M_i^*) \quad 2.53 \times 10^5 \geq M_i^* \geq 0 \text{ とすると, } 4.60 \times 10^5 \geq \text{右辺} \\ &\geq 2.07 \times 10^5 \end{aligned}$$

この両辺の比較から, もしHPI 1系統が12分以降注入されつづけていれば左辺 < 右辺となり, 流出量が過少評価であることになる。逆に, 流出量が正しければ, 12分以降の注入水量は $8.7 \times 10^4 \geq M_i^* \geq -5.5 \times 10^4$ (kg) となり, 負の値は2時間後の保有水量の過少評価となる。

(2) 保有水量 (M_0 と M_2) が正しく, 流出量 (M_d) と12分後のHPI水量 (M_i^*) が未知である時, 3の(2)式が成立つための M_d と M_i^* の関係を第A.17.1図に示す。 $M_i^* + 9.3 \times 10^4 \geq M_d \geq M_i^* - 4.9 \times 10^4$ (kg)

(鈴木)



第 A. 17.1 図 一次系保有水量が既知の場合の流出水量と HPI 注入水量の関係

$$\left(\begin{array}{l}
 \text{初期保有水量 } M_0 = 2.25 \times 10^5 \text{ kg} \\
 \text{2 時間後の保有水量 } 2.94 \times 10^5 > M_2 > 1.52 \times 10^5 \text{ (kg)} \\
 \text{HPI 注入水量 } M_i = 1.98 \times 10^4 + M_i^*
 \end{array} \right)$$

A.18 事故開始後発熱量の推定

1. 仮定

事故開始後の発熱源としては、次の4種を考える。

- (1) 遅発中性子による核分裂熱
- (2) 核分裂生成物 (FP) の崩壊熱
- (3) アクチニドの崩壊熱
- (4) ポンプでの発熱

2. 計算式

- (1) 遅発中性子による核分裂熱

遅発中性子発生核種の崩壊定数を $\lambda = 1/80 \text{ (sec}^{-1}\text{)}$ とし、通常停止状態での中性子増倍を考慮して計算 ($e^{-\lambda t}$ で減衰)

- (2) FPの崩壊熱

無限照射を仮定し、Shureの式で計算

- (3) アクチニドの崩壊熱

無限照射を仮定し、JAERI-M 6678の式で計算。初期値は0.3%と仮定

- (4) ポンプの発熱量

作動しているポンプは、事故開始後も定常時の発熱量と同じだけの熱量を与え続けると仮定すると、その値は4 MW/基

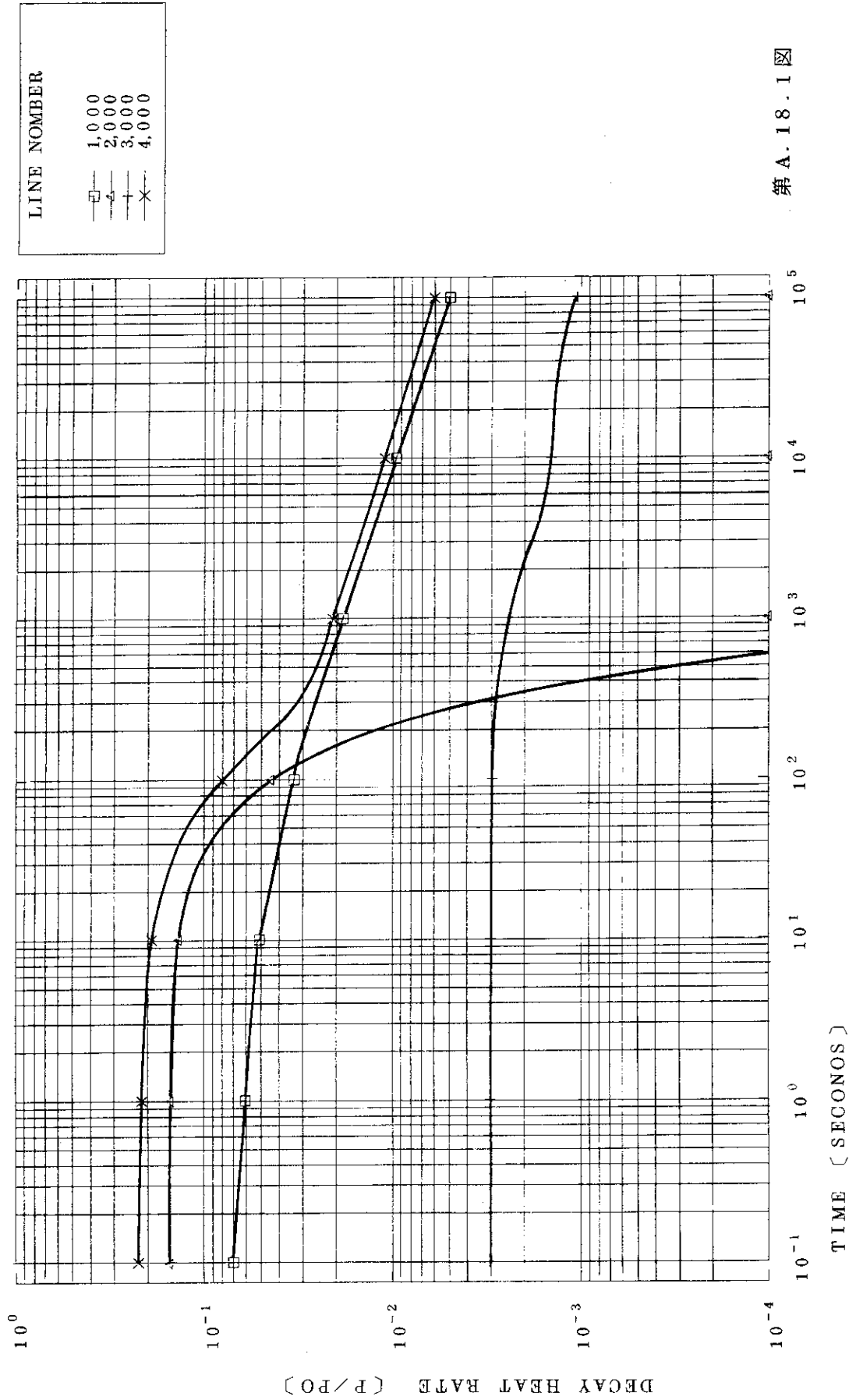
これは、定常時炉心発熱量2772 MWt に対し、0.14%/基

3. 計算結果

- (1), (2), (3)の計算結果を第A.18.1図に示す。

(泉, 阿部)

DECAY HEAT RATE
 LINE NUMBER 1 ANS STANOARO
 2 DELAYED NEUTRON
 3 ACTINIDES
 4 TOTAL



A.19 燃料棒内FPガス生成量，放出量およびHe量計算覚書

I. F.P. ガス生成量，および放出量

はじめに

F.P. ガスの計算ができるプログラムはFREG-4しか手持ちがないので，FREG-4による。しかし，Csの量の推定はできない。

TM1-2燃料棒F.P. ガス生成量，放出量を推定するため上記プログラムにより計算した。

1. インプットデータ

1) 寸法等

Cladding	I.D.	0.95758 cm	(0.377")
	O.D.	1.0922 cm	(0.430")
	(t)	0.13465/2 = 0.06731 cm	
	L	388.9375	(153.125")

Pellet	O.D.	0.9398 cm	(0.370")
--------	------	-----------	----------

Active length		365.76 cm	(144")
---------------	--	-----------	--------

Gap	d.g	0.01778 cm	(0.007")
-----	-----	------------	----------

* plenum length (23 cm)

(被覆全長と有効長より推定した)

* plenum volume (16.6 cm³)

2) 材料等

Cladding	Zircaloy-4
----------	------------

Pellet	UO ₂ 92.5% T.D.
--------	----------------------------

Dish-end, cylindrical

* Dish	0.7 φ × 0.05
--------	--------------

* prepressurized fuel rod

* pressure	30 atm
------------	--------

3) 流路等

Core coolant average velocity	5.0353125 (m/s) (16.52 f/s)
-------------------------------	-----------------------------

燃料棒上・下端における冷却水温度差	29.78 °C
-------------------	----------

* coolant passage equi.diameter	1.334 (cm)
---------------------------------	------------

* 推定の Input values

4) 出力履歴等

average power

2 7 7 2 MW(t)

fuel assembly 数 1 7 7 assem.

fuel rod 2 0 8 rods/assembly

Active length 3 6 5.7 6 cm

より,

$$\begin{aligned} \text{average L.H.G.R} &= \frac{2.772 \times 10^6 (\text{W})}{177 \times 208 \times 365.76 \text{ cm}} \\ &= 205.855 (\text{W/cm}) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{max L.H.G.R} &= 205.855 \times 3.03 \\ &= 623.74 (\text{W/cm}) \end{aligned}$$

*となるが98%出力で全期間運転されたと仮定する。

計算には下記の数値を使用した。

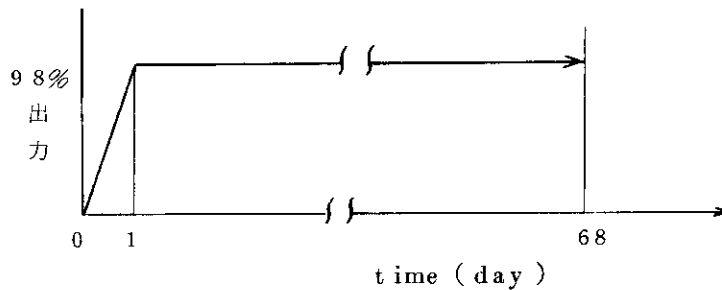
maximum power

$$623.74 (\text{W/cm}) \times 0.98 = 611 (\text{W/cm})$$

average power

$$205.855 (\text{W/cm}) \times 0.98 = 202 (\text{W/cm})$$

power history は下図の通りと仮定した。



axial power distribution Fig. 4.3-30(TMI Docket)より採用した。

2. 計算結果

max heat rate fuel rod (611W/cm) run No.1

average heat rate fuel rod (202W/cm) run No.2

について計算を行った。

その結果は第A.19.1表に示す通りである。また計算上、考慮されている元素のうちCi数として大きいものについて第A.19.1表に示す。

なおcore全体のradioisotope量はcore全体のfuel rod数(177×208=36816)を乗じて推定することが可能ならば、第A.19.1表の下端の横軸で読むことができる。

第 A. 19. 1 表

(単位: Ci)

	平均出力燃料棒		最大出力燃料棒	
	生成量	放出量	生成量	放出量
$^{85}\text{mKr} + ^{85}\text{Kr}$	8.132×10^2	1.0777×10	1.4684×10^3	2.1453×10^2
$^{133}\text{Xe} + ^{135}\text{mXe}$ $+ ^{135}\text{Xe}$	6.1288×10^3	7.8306×10	1.0484×10^4	1.4962×10^3
$^{131}\text{I} + ^{132}\text{I} +$ $^{133}\text{I} + ^{135}\text{I}$	1.2569×10^4	1.6657×10^2	2.1993×10^4	3.3188×10^3
燃料プレナムへの 放出率	$\approx 1.3\%$		$\approx 15\%$	

3. むすび

TMI core の F. P. (ガス関係) が平均出力燃料棒で代表されると考えるならば、
第 A. 19. 1 図から読めるように

Xe について生成量 2.26×10^8 Ci, 放出量 2.88×10^6 Ci

^{131}I について生成量 8×10^7 Ci, 放出量 9×10^5 Ci

となる。(原山)

II. He 量

1. 基本データ

前節でのべたものを含み、基本データは次のとおりである。

(1) プレナム体積 16.564 (cm^3)

(2) ギャップ部体積

$$\frac{\pi}{4} \times (0.95758^2 - 0.9398^2) \times 365.76 = 9.691 \text{ (cm}^3\text{)}$$

(3) ディッシュ部, チャンファー部体積 6.343 (cm^3)

(ベレット部の約 2.5%; $253.72 \times 0.025 = 6.343$ (cm^3))

(4) 燃料棒内空間 ((1)+(2)+(3)) 32.6 (cm^3)

($16.6 + 9.7 + 6.3 = 32.6$ (cm^3))

(5) 予備加圧 30 (atm)

(6) 燃料棒 1 本当たりの He 量 978 (cm^3 , STP)

(7) 炉心内燃料棒総数 36816 (本)

2. He 量

炉心全体のHeガス量は

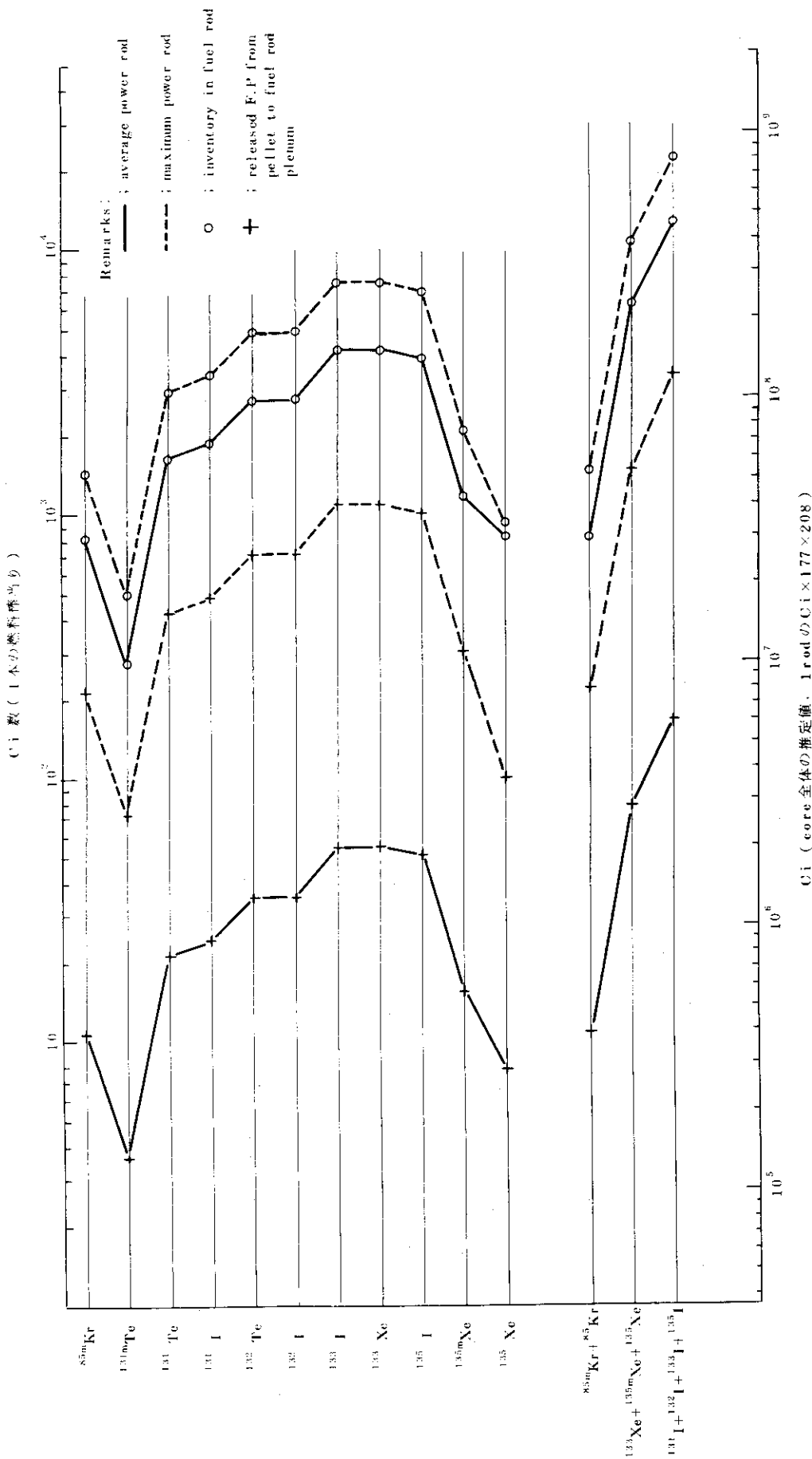
$$(9.78 \times 10^2) \times (3.6816 \times 10^4)$$

$$= 3.60 \times 10^7 \quad (\text{cm}^3, \text{STP})$$

$$= 36 \quad (\text{m}^3, \text{STP})$$

である。(市川)

以 上



第 A.19.1 図 TMI 燃料棒の蓄積 F.P. (gas 関係) および燃料プレンラムへの放出量

A.20 高温ペレット中のFPガスの拡散

1. 目的

UO₂ 燃料ペレットが均一高温状態下に存在するとき、ペレットより放出されるFPガスの放出比を拡散モデルにしたがってサーベイ計算する。

2. 方法

対象FPガスは沃素およびセシウムである。考えている燃料ペレット内では、沃素およびセシウムは単体として存在し、さらにこれらの拡散速度はキセノンのそれにほぼ等しいことが判っている。故に以下、キセノンのペレット内拡散を取り扱う。ペレット内でのXeの拡散についてはBoothモデルを適用することができる。このモデルではUO₂の不定形結晶粒をある半径をもった等価球と考え、この球内における拡散のみを扱っている。従って球対称拡散方程式を解くことによって高温ペレットから放出されるFPガスの拡散による放出比が求められる。

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{拡散方程式} \quad \dots\dots\dots \frac{\partial C}{\partial t} = \nabla^2 C \left[\equiv \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial C}{\partial r} \right) \right] \\ \text{解 (放出比)} \quad \dots\dots\dots F = 6 \sqrt{\frac{Dt}{\pi a^2}} \\ \text{拡散定数} \quad \dots\dots\dots D = D_0 \exp(-Q/RT) \end{array} \right.$$

C : 濃度 ; t : 時間 ; r : 位置 ; F : 放出比 ; a : 等価球半径 ;
 D, D₀ : 拡散定数 ; Q : 活性化エネルギー ; R : 気体定数 ; T : 温度

3. 計算結果

3.1 Xe 拡散データ

- 1) G. Long $D = 7.8 \times 10^{-6} \exp(-76,000/RT)$
 焼結ペレット, 粒径 26 μ, Xe¹³³ の拡散, 800 ~ 1800 °C
- 2) Booth & Rymer $D = 1.5 \times 10^{-8} \exp(-46,000/RT)$
 溶融ペレット, 粒径 28 μ, Xe¹³³ の拡散, 1000 ~ 1500 °C

3.2 結果

Fig. A.20.1 に G. Long の式による 5 h および Booth らの式による 1 h, 5 h, 10 h のそれぞれの計算値を示す。なお Parker の求めた沃素についての実験値も示した。

4. 結 論

高温ペレットからの拡散によるFPガス放出比(対数)は温度の逆数に比例して変化し、
 放置時間10 hr のとき

1100℃	約0.65%) Booth & Rymer
1800℃	約11%	

ぐらいの値である。拡散定数はBoothらの式によることが妥当であると考えられる。

(菊地)

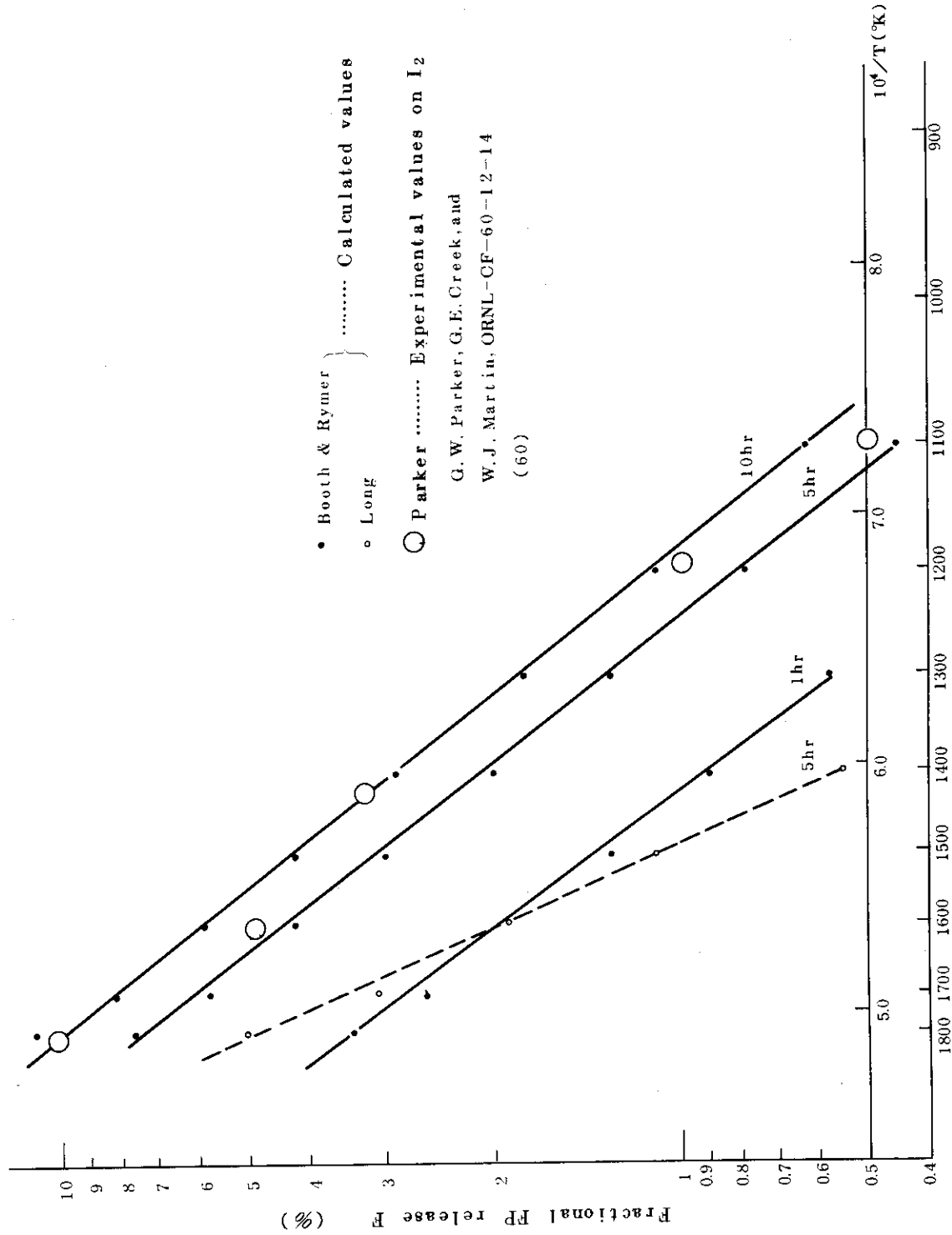


Fig. A.20.1 Fractional release of FP Xe¹³³ from UO₂ pellet
(Grain size 27 μm)

A.21 Zr-水反応からの水素発生

1. 目的

事故中にZr-水反応によって発生した水素量の推測および燃料棒がどれだけ露出し到達した温度は何度であろうかという予測をおこなう。

2. 仮定

事故時に発表された水素濃度を目安とするだけにして、その他については特別な仮定を含まない。

目安に使用した水素濃度は

(1) 圧力容器： 284℃, 70 kg/cm²・g で 30 m³

(2) 格納容器： 温度, 圧力とも不明のため, 標準状態(室温, 1気圧)とする。但し格納容器のためこの仮定はそれほど実際と変わらないと思われる。

格納容器 2%前後

である。

Zr-水反応計算に使用した反応速度式はJAERIで求められた値が1600℃まで外挿できるものとする。この値はORNLのものとはほぼ一致している。

即ち, 酸化による酸素増加量(W mg/cm²)は反応速度常数(K₀)と反応時間(t)との間に

$$W^2 = K_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \cdot t$$

$$\left(\begin{array}{l} K_0 : 0.468 \\ Q : 40.7 \text{ kcal/mole} \\ R : 1.986 \text{ cal/deg} \cdot \text{mole} \\ T : \text{°K} \end{array} \right)$$

で表わされる。

3. 計算方法

事故中に生じたZr-水反応の計算をおこなうに必要な諸元および諸々の計算を簡単に求められるようにした単位当りの諸量についてA.21.1表にまとめた。

この表および反応速度式を用いて以下の計算をおこなった。

3.1 圧力容器内での水素量算出

炉心ヒートアップと考えられる時間は事故後105分から120分までのおよそ15分間程度であり, この時間内で圧力容器内水素濃度30 m³ (284℃, 70 kg/cm²・g)に達するほどのZr-水反応が生ずるためには反応温度が1200℃以上と考えられる。そこで反応温度と反応時間の組合せで水素量を求め第A.21.1図に示す。

3.2 格納容器内での水素量算出

反応温度と時間の組合せでZry被覆肉厚の何%が反応したかを求め, 求められた反応量で炉心全体のZry被覆が反応した場合に発生する水素量を算出した。被覆肉厚の反応量を第A.21.2図に,

燃料棒露出高さ と 発生水素量の 関係を 第 A. 21. 3 図 に 示す。

4. 結 果

4.1 圧力容器内での水素量算出

反応温度を 2200°F (1204°C), 2550°F (1399°C), 2700°F (1482°C), 2900°F (1593°C) の 4 ケース を 選 び, 反 応 時 間 1200 秒 (20 分) ま だ の 反 応 Zr 量 お よ び 水 素 発 生 量 (284°C , $70 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$) を 第 A. 21. 1 図 に 示 す。な お 図 中 の 反 応 Zr 量 は 外 面 の み の 酸 化 で あ れ ば 左 側, 内 外 両 面 酸 化 (但 し, 内 面 も 外 面 と 同 一 酸 化) で あ れ ば 右 側 の 各 縦 軸 を 読 む も の と す る。

圧力容器内でのボイド発生は 30 m^3 に達したという報告もあり, 破損燃料棒から放出されたヘリウムガス, 水の放射性分解による水素発生, そして Zr-水反応からの水素発生が寄与していると思われる。He ガス (試算 10 m^3), 放射線分解などは各々の箇所を参照し, 各々の寄与分を差し引いた残りが Zr-水反応による水素発生であるが, 以下説明の都合上 30 m^3 という値を用いる。

図から 30 m^3 (284°C , $70 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$) の水素発生量が見込まれるのは全炉心の被覆管外面のみが 1200°C , 約 11 分酸化された場合, もし内外面ともなら約 5.5 分となる。また, 30 m^3 の水素発生をまかなうためには Zr は 1.5% の反応を起さなければならないことになり, 酸化温度が高くなるにつれて当然反応時間は短くなる。

この図は炉心内全燃料棒を対象に取扱っているから, もし燃料棒の $1/2$ しか 1200°C に達しなかったとすれば水素量は $1/2$ となるから図では逆に 60 m^3 の目盛で判断すればよいことになる。

もし, 反応時間を 15 分程度と考えれば燃料棒温度は 1400°C 以上となり, 事故発表の燃料棒温度 1400°C 以上という値と矛盾しない。

4.2 格納容器内での水素量算出

Zry 被覆肉厚の反応量と反応時間との関係を第 A. 21. 2 図に示す。反応温度は 4.1 同様に 1000°C 以上の反応が生じたものと考え, $1000 \sim 1600^{\circ}\text{C}$ までとした。反応量は被覆外面のみ酸化の場合は左側, 被覆内外面が同一酸化した場合は右側の各々目盛を読み取ることにする。この図で仮りに被覆が 1400°C , 2500 秒滞在したとすれば外面の酸化で肉厚の 50% が, 内外面の酸化が起ったならば肉厚の 100% が反応したことになる。この図でまず被覆の反応量を推定し, 第 A. 21. 3 図から燃料棒の露出高さ と 水素発生量を読み取ることになる。第 A. 21. 3 図は燃料棒の露出高さ と 炉心内 Zr 全量に対する反応量およびそのときの水素発生量との関係を第 A. 21. 2 図で求めた被覆肉厚の反応量をパラメータとして示す。なお, そのときの水素発生量が格納容器体積の何%に相当するかも同時に示してある。したがって, 第 A. 21. 2 図で反応量 50% と推定したとき, 露出高さが約 1 m なら, 反応 Zr 量は 13% となり, 水素発生量が 1200 m^3 (STP), そして格納容器体積の 2% に相当することが読み取れる。

(古田)

A. 21.1 表

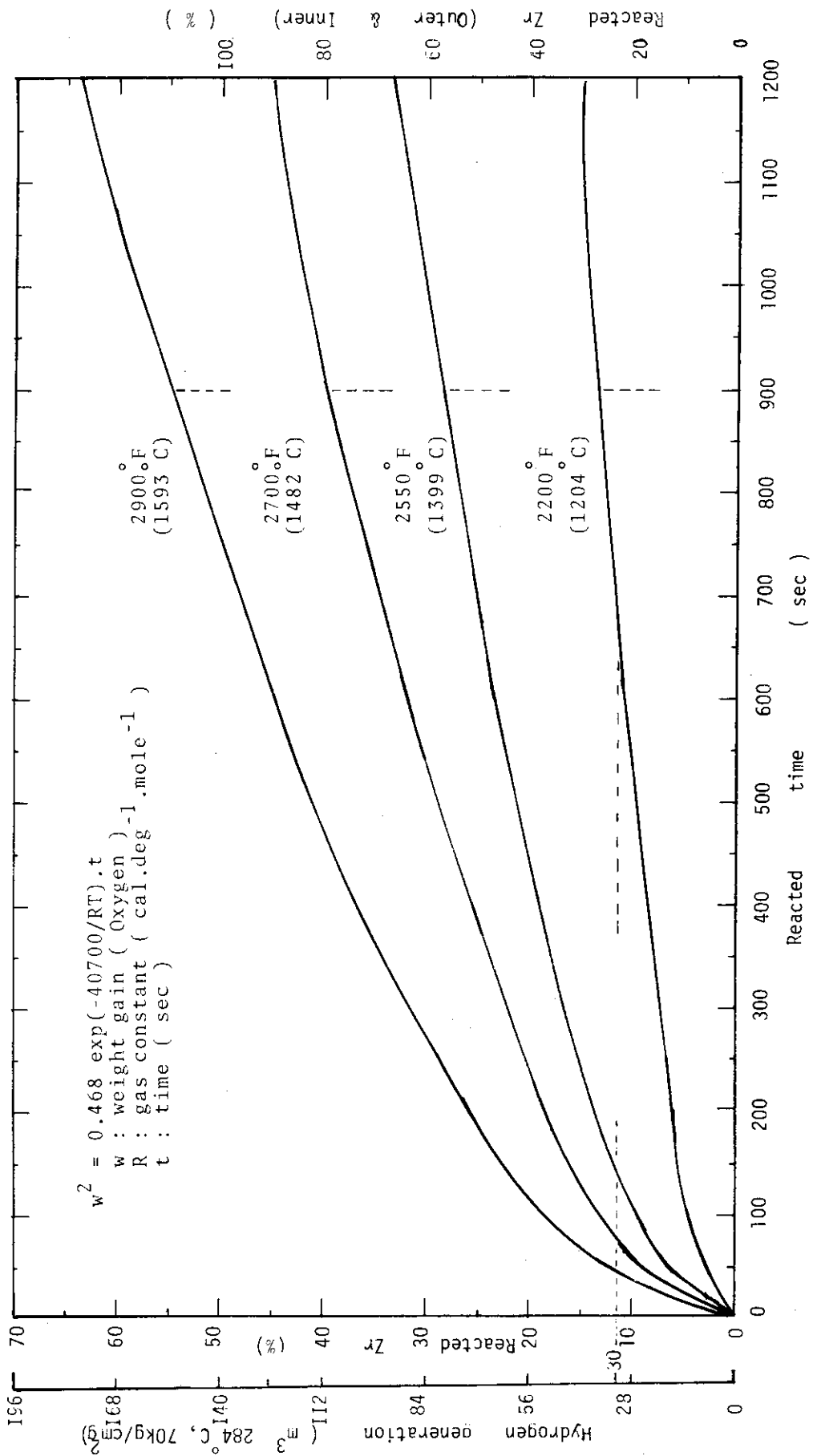
List of hydrogen generation calculation

- (1) Atomic weight of Zr : 91.22
- (2) Density of Zr : 6.50 g/cm³
- (3) Dimension of Zry cladding tube : 10.92^{0.D.}, 9.57^{I.D.}, 0.67^t (mm)
3889^Lmm
- (4) Weight of unit length : 1.40 g/cm (Zry cladding tube)
- (5) No. of assembly (TMI-2) : 177
- (6) No. of fuel rod (assembly) : 208
- (7) Total No. of fuel rod (core) : 36816
- (8) Weight of Zry (one fuel rod) : 544.5 kg
- (9) Weight of Zry (core) : 20.0 ton
- (10) Hydrogen generation : 4.9 x 10⁻¹ m³ / 1 kg Zr
- (11) Weight of Zry & Hydrogen generation (1cm/total fuel rod)
: 51.5 kg, 25.4 m³
- (12) Density of ZrO₂ : 5.7 g/cm³ (at 20 °C)
- (13) Volume of containment : 59,583 m³
- (14) Reaction rate of Zr - steam reaction :

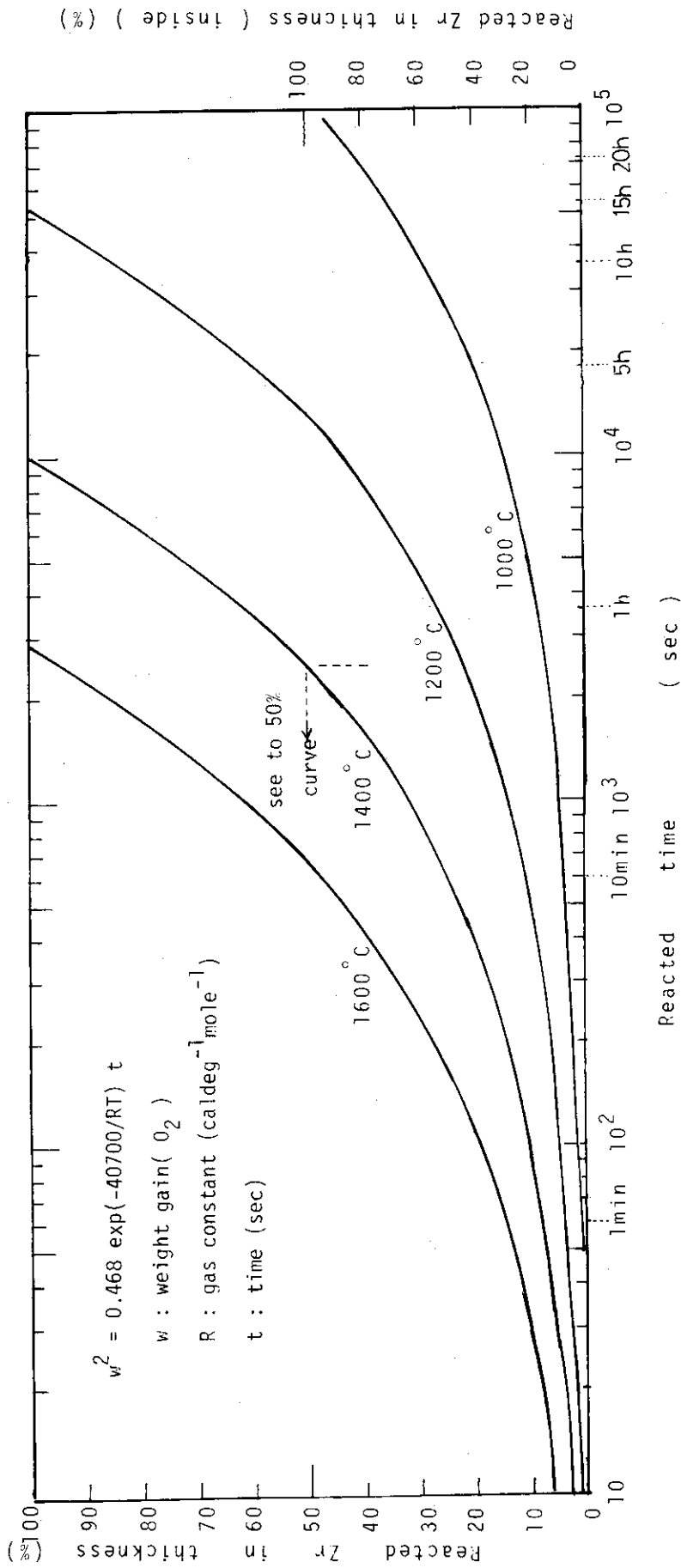
$$w^2 = k \exp(-Q/RT) t, \quad R: \text{gas constant (1.986 cal deg}^{-1} \text{ mole}^{-1} \text{)}$$

	B - J	JAERI	ORNL	
Q	45.5	40.7	39.9	(kcal/mole)
k	4.12	0.468	0.362	(g ² /cm ⁴ sec)

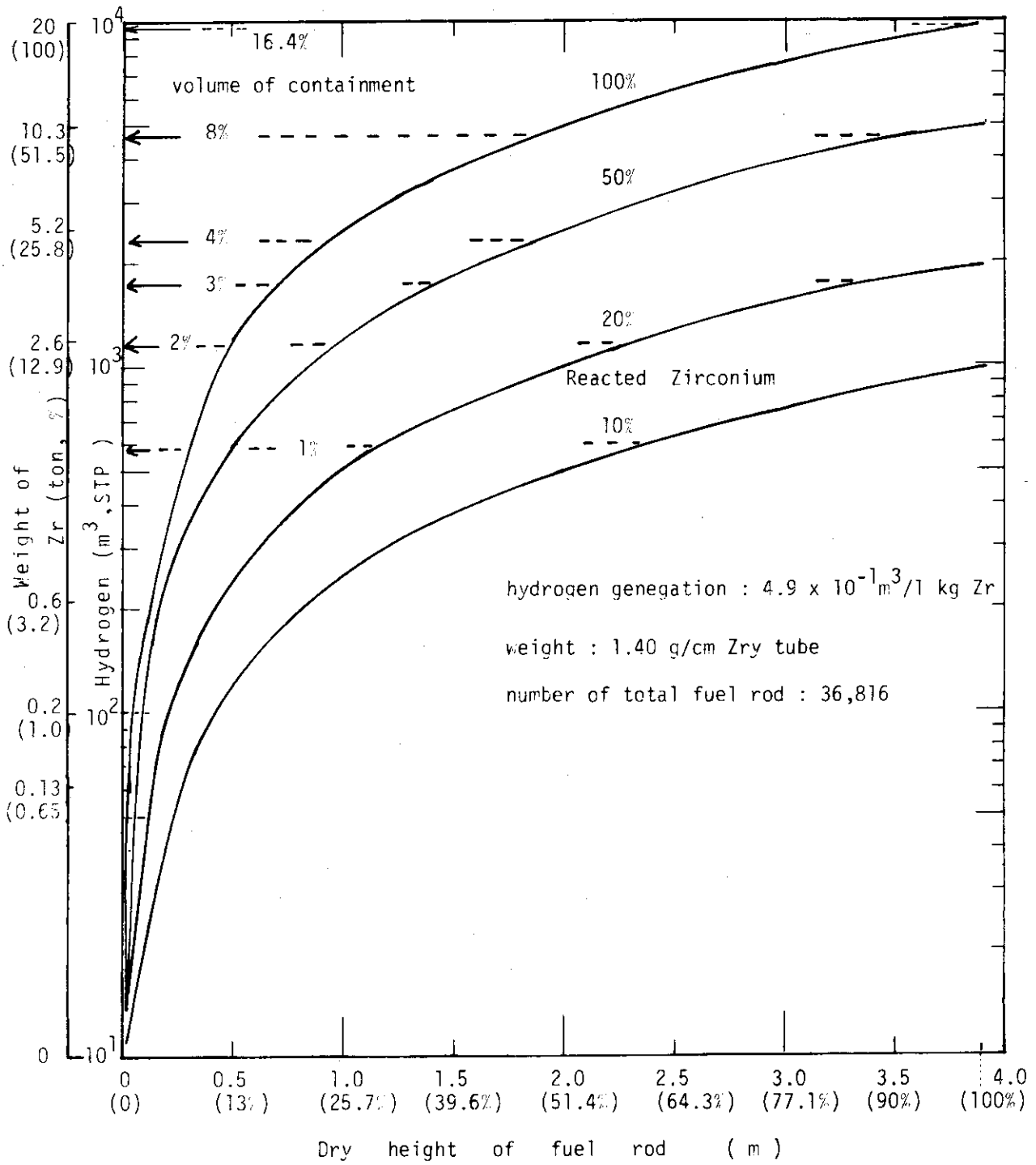
- (15) Weight of Zry cladding tube (unit area) : 6.5 x 10⁻⁴ g/cm²
(1μm in thickness)
- (16) Weight gain of Oxygen in (15) : 2.29 x 10⁻⁴ g/cm²
- (17) Weight gain of Oxygen in tube thickness : 0.153 g/cm²



第A.21.1图 Estimation of reacted Zr and hydrogen generation by JAERI'S data



第A.21.2 図 Estimation of reacted Zr in thickness
 if the oxidation at the inner surface occurs,
 see to the right.



第 A. 21.3 ㊦ Estimation of hydrogen generation

A.22 放射線による水素ガス生成

1. 目的

TMIの事故解析において、希ガスは直接格納容器へ放出して水素ガスの生成に寄与しないとしている。今回の事故では希ガスの大部分とその他のFPの一部はそのまま一次系に留まっている。ここでは、以上の観点から放射線による水素ガス生成を検討する。

2. 仮定

- (i) FP, Actinide 等の γ 線による水素ガス生成は TMI の解析値をそのまま使用する。
- (ii) 希ガスの一次系における挙動が明らかでないので、FP の 10 ~ 15 % が一次系に放出し、その β 線が直接水素生成に寄与したとする。
- (iii) β 線エネルギーは平均 0.4 MeV とし、その 100 % が水および水蒸気に吸収されるものとする。
- (iv) 運転中に貯積される放射能および停止後の放射能は Way & Wigner の式に従うものとする。
- (v) 一次系は事故後 3 時間および 6 時間の時点における数 10 分間を除くと沸騰状態にあったと考えられる。この状態は事故発生から SG による冷却が実施された 16 時間時まで継続していたとする。
- (vi) 沸騰状態における水素ガスの放射線生成率 $G(H_2)$ (分子数/100 eV) は初期生成率 ($G_{H_2} = 0.45$) になるとし、沸騰がない場合生成物の再結合が進むので、 $G(H_2) = 0$ とする。
- (vii) 水蒸気分解による水素ガス生成の G_{H_2} 値は水のそれに比べて小さいとされているが、ここでは水と同じ G_{H_2} 値 (= 0.45) を使用する。

3. 計算

- (i) Core 中の放射能

$$A(\text{Ci}) = 1.98 \times 2,772 \times 10^6 \times 0.98 \{ t^{-0.2} - (T+t)^{-0.2} \} \dots\dots\dots (1)$$

- (ii) β 線エネルギー

$$E^\beta (\text{eV/sec}) = 3.7 \times 10^{10} A \times 0.1 \times 0.4 \times 10^6 \dots\dots\dots (2)$$

- (iii) 水素ガス生成率

$$Q (\text{m}^3/\text{sec}) = \frac{224 \times 10^{-3} G_{H_2}^{\beta, \gamma} (E^\beta + E^\gamma)}{6.03 \times 10^{23} \times 100} \dots\dots\dots (3)$$

4. 引用数字等

- (i) 原子炉出力 ; 2772MWt,
- (ii) 放射線による
水素生成G値
(H₂分子数/100eV) ; $G^{\beta, \gamma}(\text{H}_2) = \begin{cases} G_{\text{H}_2} = 0.45 (0 < t < 16\text{h}) ; \text{沸騰状態} \\ 0 (t \geq 16\text{h}) ; \text{SG冷却} \end{cases}$
- (iii) アボガドロ数 ; 6.03×10^{23}
- (iv) 1モルの水素ガス容積 ; $22.4 \times 10^{-3} \text{ m}^3 / \text{モル}$

5. 結 果

(1)式と(3)式のβ線寄与の計算結果は次表で示される。

事故後の日数 (day)	0 (0.0007)	1	2	3	5	7	10
Core中の全放射能 (Ci)	2.1 $\times 10^{10}$	3.2 $\times 10^9$	2.5 $\times 10^9$	2 $\times 10^9$	1.7 $\times 10^9$	1.4 $\times 10^9$	1.2 $\times 10^9$
(全放射能×0.1)のβ線によるH ₂ 生成率 (m ³ /sec)	5.2 $\times 10^{-3}$	7.9 $\times 10^{-4}$	6.2 $\times 10^{-4}$	5.2 $\times 10^{-4}$	4.2 $\times 10^{-4}$	3.5 $\times 10^{-4}$	3.0 $\times 10^{-4}$

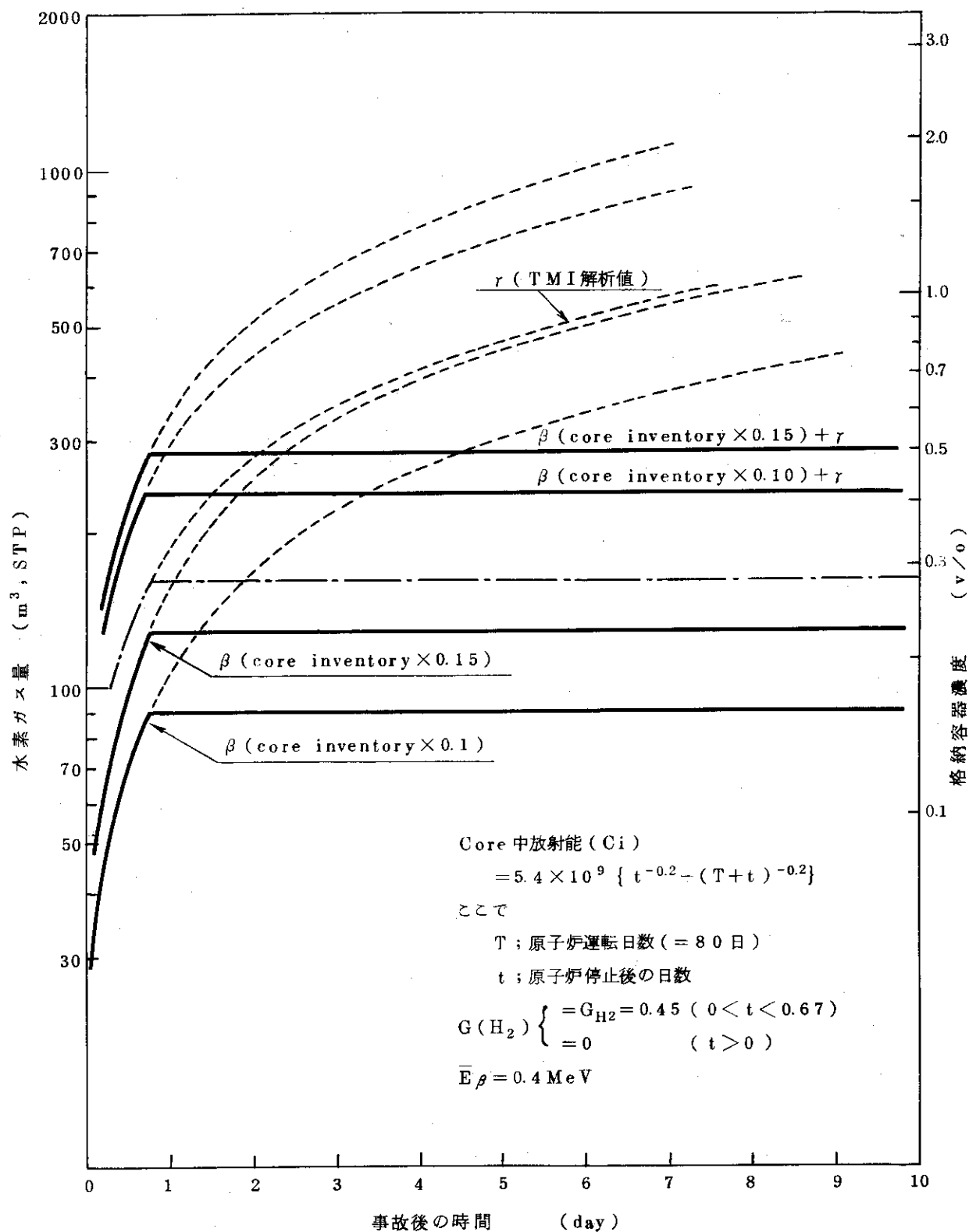
仮定(v)より, 0.67日(16時間)目以降の水素ガス生成率は“零”になる。

第A.22.1図は, 上表の結果とTMIのγ線による解析結果を併せて, 水素ガス生成量と時間の関係を示したものである。この図にはγ線(TMI解析値)による生成量も併せて示した。

以上の結果から次のことが明らかである。

- ① FP15%のβ線による水素ガス生成量は全γ線による生成量とほぼ同じである。
- ② 全放射線による水素ガス生成量は高々230~280m³と推定され, この量は0.4~0.5%格納容器濃度に相当する。
- ③ 放射線によって生成する水素ガスの濃度は事故後の時間経過に対して除々にしか増えない。

(成富, 元木)



第 A. 22. 1 図 放射線による水素ガス生成

A. 2.3 格納容器の圧力変化

1. 目的

事故発生より10時間後(格納容器スプレイ作動)位までの格納容器の圧力変化と、事故発生より5時間までの格納容器昇圧に要したエネルギー量を推算する。

2. 仮定

現状では、格納容器内への放出エネルギー量を長時間にわたって評価する事は困難である。従って、熱収支より格納器内の圧力を評価する事は無理である。しかしながら、格納容器内の圧力変化は加圧器逃し弁の開閉と非常に密接な関係をもっているはずであるから、加圧器逃し弁開放時の $t = 3.8$ 時間 (t は事故発生後の経過時間) および $t = 5$ 時間に計測された圧力より得られる昇圧速度 0.021 psi/min を加圧器逃し弁開放時の昇圧速度として、格納容器の圧力変化を推定する。但し、加圧器逃し弁閉止時には、格納容器の圧力変化は無いものとする。

また、 $t = 3.8$ 時間における R.C.クエンチタンクの圧力スパイク時に格納容器の圧力が 1 psig から 3 psig に上昇した点については、R.C.クエンチタンクと格納容器の容積が極めて異なる事から、両者の関連は特に無いものと考え、そして、格納容器圧力の 1 psig から 3 psig への上昇は圧力計の計器誤差と考え、格納容器圧力は事故発生と同時に徐々に上昇し、 $t = 3.8$ 時間で 3 psig に到達していたと仮定する。

3. 計算

3.1 格納容器の圧力変化

加圧器逃し弁開放時の格納容器の圧力変化は次式で表わされるものとする。

$$P = a(t - t_0) + P_0$$

ここで

P = 格納容器の圧力

P_0 = 時間 t_0 における圧力

t_0 = 基準の時間

a = 加圧器逃し弁開放時の昇圧速度

$$= 0.021 \text{ psi/min}$$

加圧器逃し弁閉止時は格納容器の圧力変化は無いものとする。即ち

$$dP/dt = 0$$

3.2 事故発生より5時間までの格納容器の昇圧に要したエネルギー量

格納容器気相部へ供給される水蒸気の質量速度は

$$m = V \times \frac{a}{P_i} \times r_s$$

ここで

$$V = \text{格納容器体積} = 2.16 \times 10^6 \text{ft}^3 = 6.11 \times 10^4 \text{m}^3$$

$$P_i = \text{格納容器の初期圧力 (大気圧)} = 14.7 \text{psi}$$

$$r_s = \text{水蒸気の比重量} = 0.104 \text{kg/m}^3 \text{ } ^{1)}$$

格納容器気相部へのエネルギーの供給速度 e は

$$e = m \times h''$$

ここで

$$h'' = \text{水蒸気のエンタルピー} = 621.23 \text{kcal/kg} \text{ } ^{1)}$$

事故後5時間までの積算値は、(そのうち0.7時間は加圧器逃し弁閉)

$$M_{5\text{hr}} = m \times 4.3 \text{ (hr)} \quad (\text{質量})$$

$$E_{5\text{hr}} = e \times 4.3 \text{ (hr)} \quad (\text{エネルギー})$$

4. 計算結果

4.1 格納容器の圧力変化

第A.23.1図に示す。図中には格納容器スプレイの効果も併せて示した。

4.2 事故発生より5時間までの格納容器の昇圧に要したエネルギー

$$\text{供給される水蒸気の質量速度} = 545 \text{kg/hr}$$

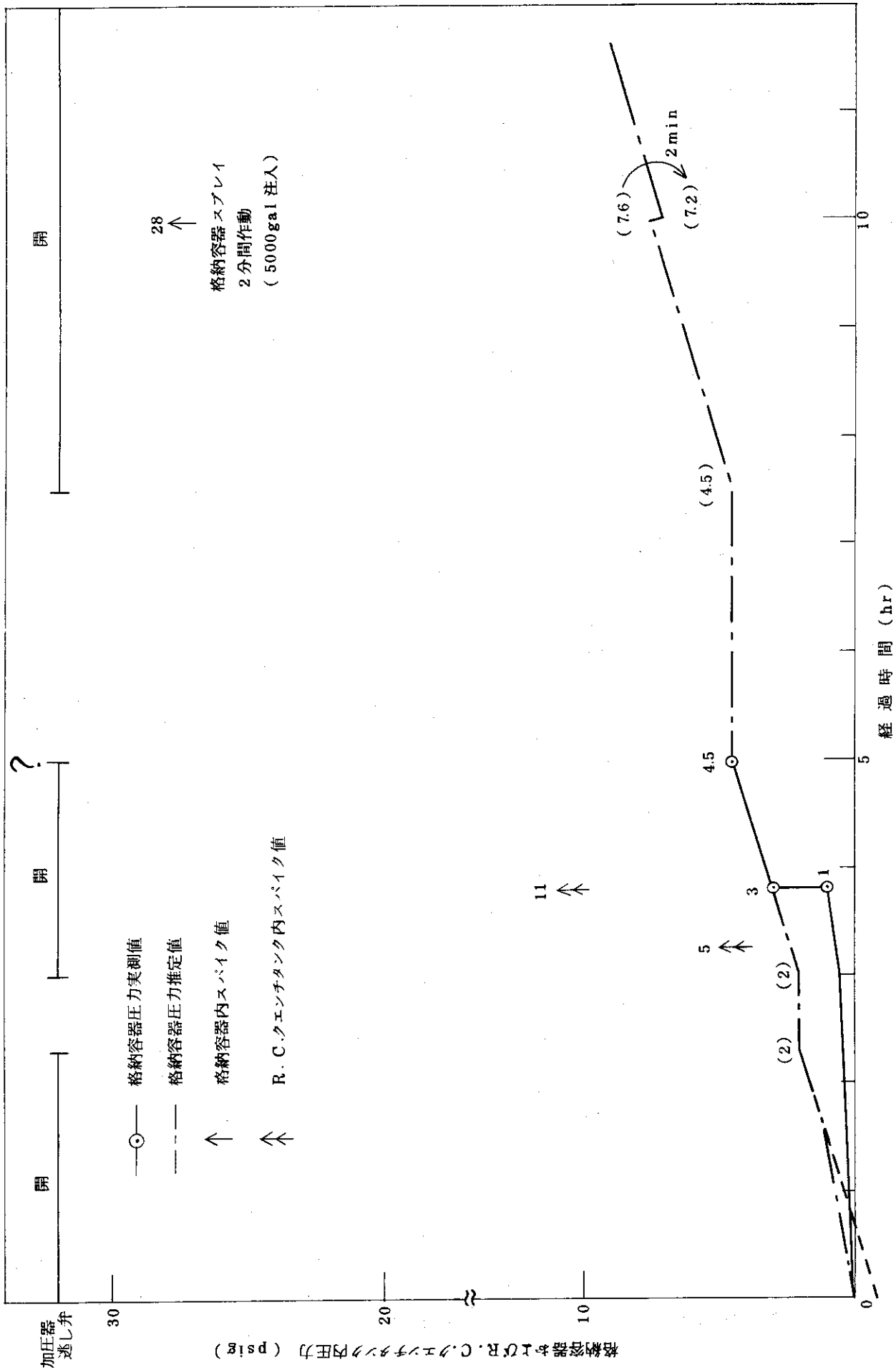
$$\text{エネルギーの供給速度} = 3.39 \times 10^5 \text{kcal/hr}$$

$$\text{事故後5時間までの水蒸気供給量の積算値} = 2.34 \text{ton}$$

$$\text{事故後5時間までのエネルギー供給量の積算値} = 1.46 \times 10^6 \text{kcal}$$

(田中, 藤城)

1) 事故発生後5時間までの平均的な値として、 $\frac{4.5}{2} \text{psig} = 0.16 \text{atg}$ (55℃に対応)における値を用いた。



第A.23.1図 格納容器およびR.C.クエンチタンク内圧力

A.24 水素ガス再結合器の能力

1. 目的

TM Iの水素ガス再結合器は、2基の原子炉兼用の触媒型再結合器であり、格納容器外にオプションで設置する構造となっている。したがって今回の事故の場合、その取付けに事故後5日間かかっている。格納容器内の水素ガス濃度の分析(ガスクロマトグラフィ)によると、再結合器の作動により0.5 v/o/day の速度で水素ガスが処理されていた。再結合器の作動後、9日目に触媒ヒータの焼き切れにより再結合器が故障したが約2日経過したのち再作動させた。ここでは、TM Iの水素ガス再結合器の能力と事故時の格納容器内の水素ガス濃度の変化を推算する。

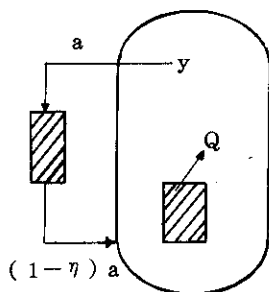
2. 仮定

計算の前提となった仮定を以下に示す。

- a) 格納容器内のガス混合は極めてよく水素ガスは均一に混合している。
- b) 再結合器の気体処理流量は2 m³/min で水素ガス結合の効率は95%と考える。
- c) 再結合器が作動するまでの5日間に水素ガス濃度は格納容器内で2.0 v/o に達し、その後再結合器が稼動した条件下でさらに1.0 v/o/week の速度で水素ガスが発生したと考える(第A.24.1図中の(A)参照)

3. 計算方法

今、体積V (m³) の格納容器内で事故の初期にy₀ (v/o) の水素ガスが発生し、なお連続的にQ (v/o/min) の速度で水素の発生が続いていると考える。再結合器の気体処理流量はa (m³/min) であり、水素結合の効率をη(-)とする。格納容器内の水素ガス濃度の変化を求める。



格納容器内の水素ガスに対する物質収支は

$$V dy = V Q d\tau - a y d\tau + a (1 - \eta) y d\tau \quad (1)$$

(1)式を $\tau = 0, y = y_0$ の初期条件で解けば格納容器内の水素ガス濃度y (v/o) は次式の通りである。

$$y = y_0 e^{-\frac{a\eta}{V}\tau} + \frac{QV}{a\eta} \left(1 - e^{-\frac{a\eta}{V}\tau} \right) \quad (2)$$

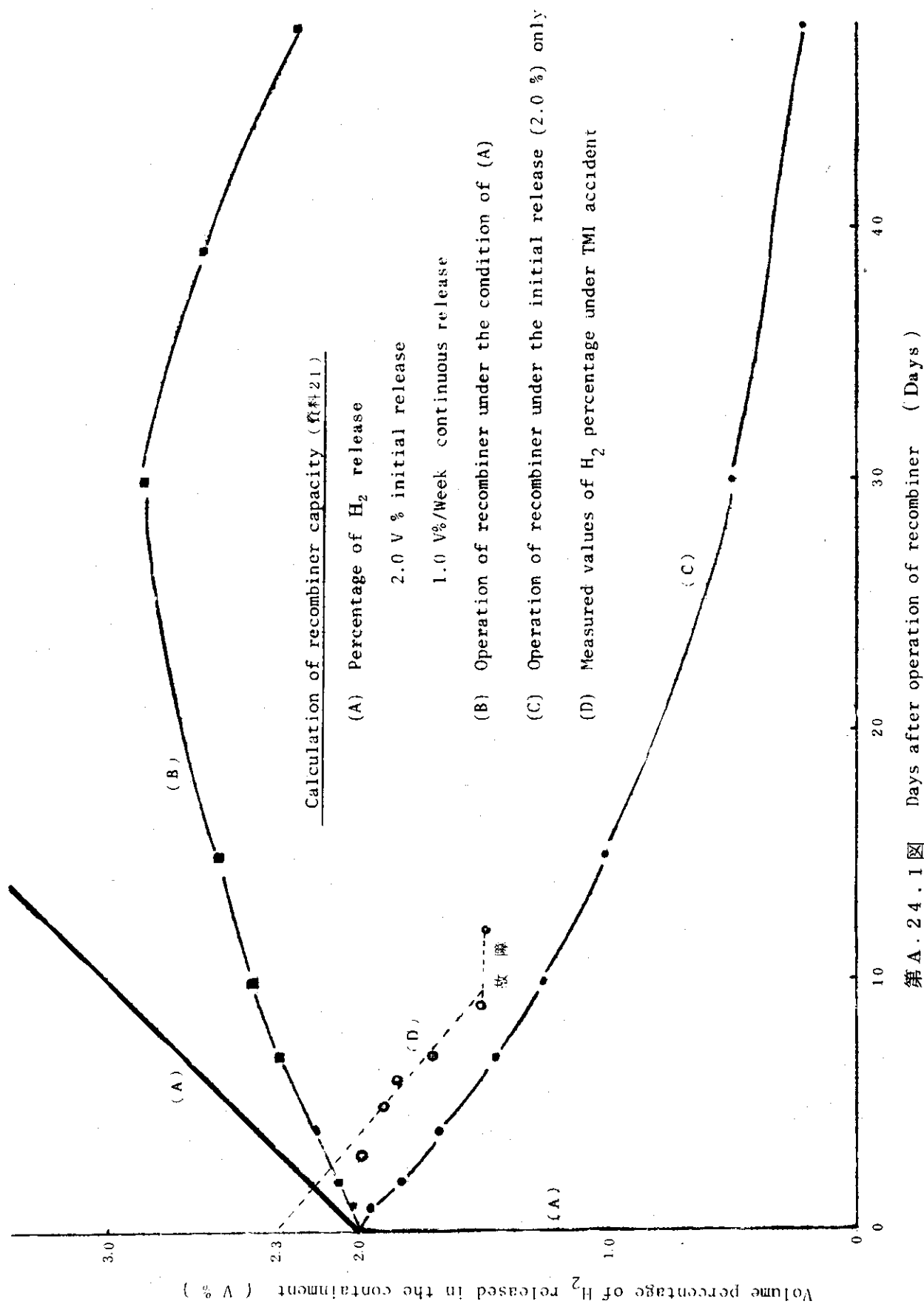
4. 引用数字

TMI格納容器体積	$V = 59,600 \text{ m}^3$
気体処理流量	$a = 2.0 \text{ m}^3/\text{min}$
初期水素ガス濃度	$y_0 = 2.0 \text{ v/o}$
水素ガス発生速度	$Q = 1.0 \text{ v/o/week}$
水素結合効率	$\eta = 0.95$

5. 結 果

A. 24.1図は、格納容器内の水素ガス濃度を水素再結合器の作動時間に対して示したものである。図中(A)は、水素ガスの発生を示したもので、事故から再結合器作動までの5日間に2.0 v/oの水素発生を、その後1.0 v/o/weekの速度で水素ガスの発生が続いていると仮定する。このような条件下で水素ガス再結合器が作動した場合の格納容器内の水素ガス濃度を(B)に示す。水素の連続発生を仮定した場合には、事故後1ヶ月経過した時点で水素濃度が減少の方向に向う。図中(C)は、水素ガスの初期発生を2.0 v/oとし、その後の追加発生が無い場合の水素ガスの減衰過程を示す。この場合には水素ガスの減衰半減期は15日である。図中(D)は、TMIで実測した(ガスクロマトグラフィ)格納容器内の水素濃度を示した。(C)-(D)の減衰半減期を比較すれば、計算と実測値の値は近い。その結果、TMI事故では水素ガスの発生は事故の初期に起り、追加発生は少なかったと考えられる。なお、再結合器作動前の格納容器内の水素ガス濃度は2.3~2.4 v/o程度である。

(西尾, 橋本)



A. 25 格納容器中の水素濃度測定結果にもとづくジルコニウム-水反応量の推算

1. 目的

本事故における水素の主要な発生源は1次冷却水の放射線分解と燃料被覆材のジルコニウムと水の反応である。水の放射線分解による発生は、原子炉の運転履歴等から概算することが可能であるが、ジルコニウム-水反応による発生は、燃料被覆材の温度履歴や燃料露出割合等が分らなければ計算ができない。そこで、格納容器中の水素濃度からジルコニウム-水反応量を逆算する。

2. 仮定

- 水素の発生源としては水の放射線分解とジルコニウム-水反応によるもののみとし

$$(\text{ジルコニウム-水反応による生成量}) = (\text{格納容器中の水素量}) + (\text{1次系に残存する水素量}) - (\text{測定時刻までの放射線分解による生成量})$$
 で概算する。
- 格納容器内の水素は均一であるとし、容積が大きいので、格納容器中に放出された水中の溶存水素量は無視する。
- 1次系中の冷却水中には、その時の圧力容器プレナム中のガス部の水素分圧に対応した飽和溶存量まで溶けているとする。
- 圧力容器プレナム中の水素ガス分圧は、系の圧から冷却水温度に対応する飽和蒸気圧を差引いたものとする。
- 放射線分解による発生には、 γ 線および放出FPによる β 線の寄与も考慮する。

3. 計算式

格納容器内水素量 = (格納容器空間部体積) × (水素濃度)

1次系に残存する水素量：圧力容器内ガス部体積と水素分圧とから別計算（計算 A. 26）により算定

放射線分解による水素量：別計算（計算 A. 22）により算定

4. 計算に使用した数値等

(1) 格納容器内水素濃度：PNO-79-67F~67Hより

3.6日後 (3/31) 1.7及び1.0% (計算では1.7%を使用)

4.8日後 (4/1) 2.3%

以上、水素再結合器運転前までのデータ

(2) 1次系圧力、温度

3/31 圧力 76 kg/cm²

4/2 圧力 70 kg/cm², 温度 138°C (飽和圧力 3.5 kg/cm²)

(3) 圧力容器内非凝縮性ガス体積

3/31 24.8及び17.6m³ at 6.15 kg/cm² (後の数値は再評価値)

4/2 23m³ より1.4m³ に急減

注) (2), (3)のデータに基づき圧力容器内の水素量の計算は

3.6日後 ガス体積 17.6m³, 水素分圧 6.15 kg/cm²

4.8日後 " 23m³, " 6.65 kg/cm²

として行った。

(4) 格納容器体積 : 5.95 × 10⁴ m³

(5) 1次系冷却水体積 : 300m³

(6) 放射線分解による水素生成 : 別資料(計算A.22)による。

γ線の寄与率 : 10%, 平均エネルギー 1 MeV

β線源の寄与率 : 10%, " 0.7 MeV

(7) 炉心内全ジルコニウム量 : 20.0 ton

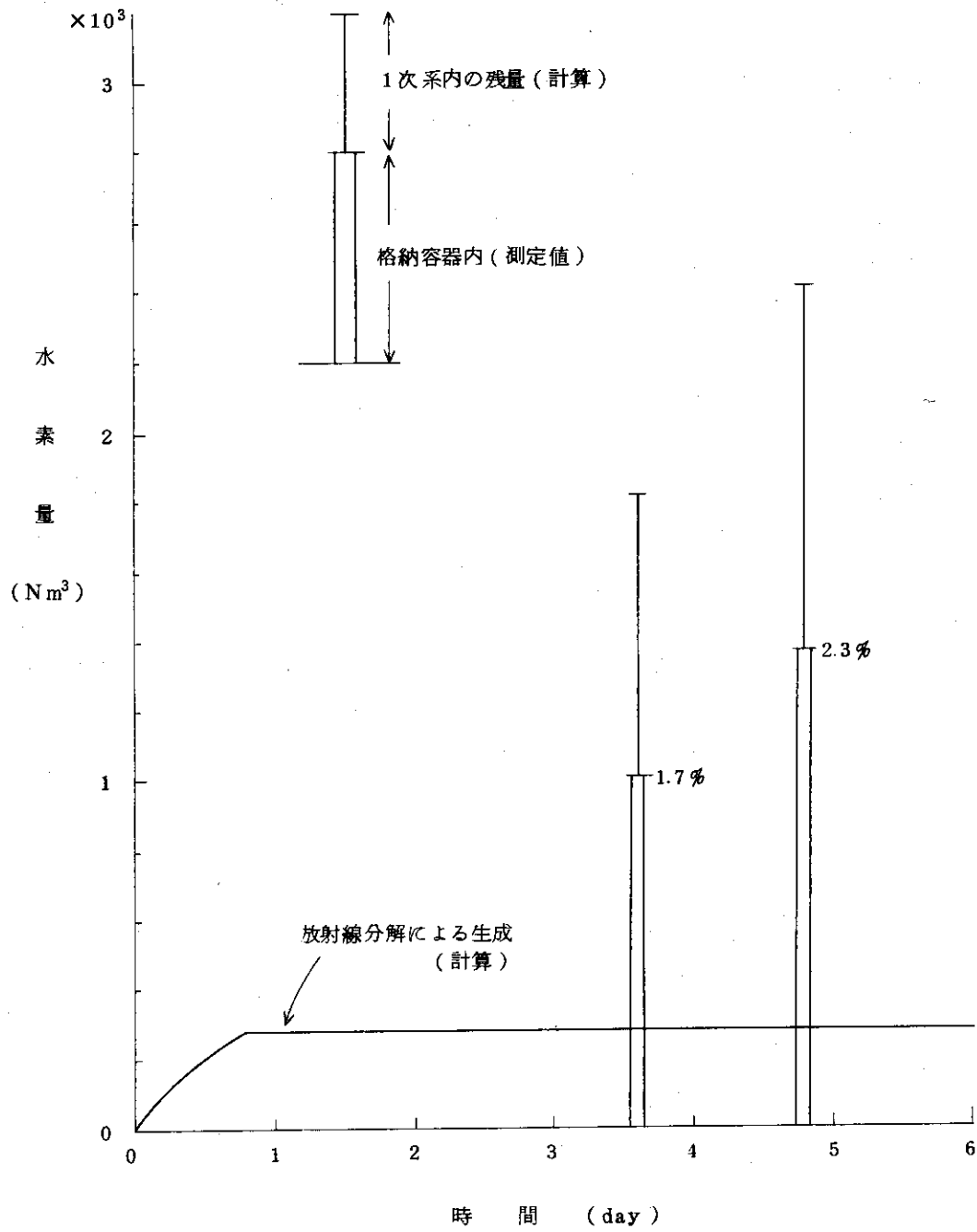
(8) ジルコニウム単位反応量当り水素発生量 : 4.9 × 10⁻¹ m³/kg·Zr

5. 計算結果

事故発生から5日後までの放射線分解による積算生成量及び格納容器内水素濃度測定時点での格納容器及び1次系内の水素量を示すと第A.25.1図のようになる。

この結果からジルコニウム水反応による水素発生量は1540~2130Nm³となり、炉心内のジルコニウム反応割合は16~22%程度と推定される。

(藤城)



第 A. 25. 1 図 水素の生成量の推算結果

A.26 圧力容器内の水素存在量と水素気泡体積の関係

1. 目的

圧力容器内で発生した水素は、一部は1次系の冷却水中に溶存し、一部は水素気泡として圧力容器上部プレナム等に溜る事になる。これまで発表されている圧力容器内の水素気泡体積に関する情報等から1次系内の水素の存在量を評価する資料として、気泡体積と存在量の関係を概算する。

2. 仮定

- 気体として存在する水素はボイル・シャルルの法則に従う。
- 水中への水素の溶解はヘンリーの法則に従う。
- 圧力容器上部プレナムの気泡内には水素以外に水蒸気、酸素（放射線分解による）、FPガス等が混在すると思われるが、本計算では水素のみに着目する。したがって、圧力は水素分圧となる。

3. 計算式

水素気泡の標準状態での体積： V_{PN} (Nm³)

$$V_{PN} = \frac{P}{P_N} \cdot \frac{T_N}{T} \cdot V_P$$

ただし、 P 、 T ：プレナム部圧力 (kg/cm²) 及び温度 (°K)

P_N 、 T_N ：標準圧力、温度、 $P_N = 1$ kg/cm²、 $T_N = 273$ °K

V_P ：プレナムの気泡体積 (m³)

水素の水への溶解量： V_s (Nm³)

$$V_s = V_c \cdot x(P, T)$$

$$x(P, T) = \frac{P}{P_0} x_s(P_0, T)$$

ただし、 V_c ：1次系の冷却水体積 (m³)

$x(P, T)$ ：1次系冷却水中の溶存量 (Nm³/m³H₂O)，圧力 P 及び温度 T の関数

$x_s(P_0, T)$ ：圧力 P_0 、温度 T のときの水素の飽和溶存量 (Nm³/m³)

P ：1次系圧力 (kg/cm²)

P_0 ：標準圧力 = 1 kg/cm²

4. 計算に使用した数値

1次系の水の体積： $V_c = 300\text{m}^3$

水素の飽和溶存量： $x_s(P_0, T) \doteq x_s(P_0) = 0.017\text{Nm}^3/\text{m}^3\text{H}_2\text{O}$

注) $x_s(P_0, T)$ については McGraw Hill "Chemical Engineers Handbook" より $1\text{kg}/\text{cm}^2$ に対して下の値が算出できる。

T (°C)	0	20	40	60	80	100
$x_s (\text{Nm}^3/\text{m}^3)$	0.022	0.018	0.016	0.016	0.017	0.017

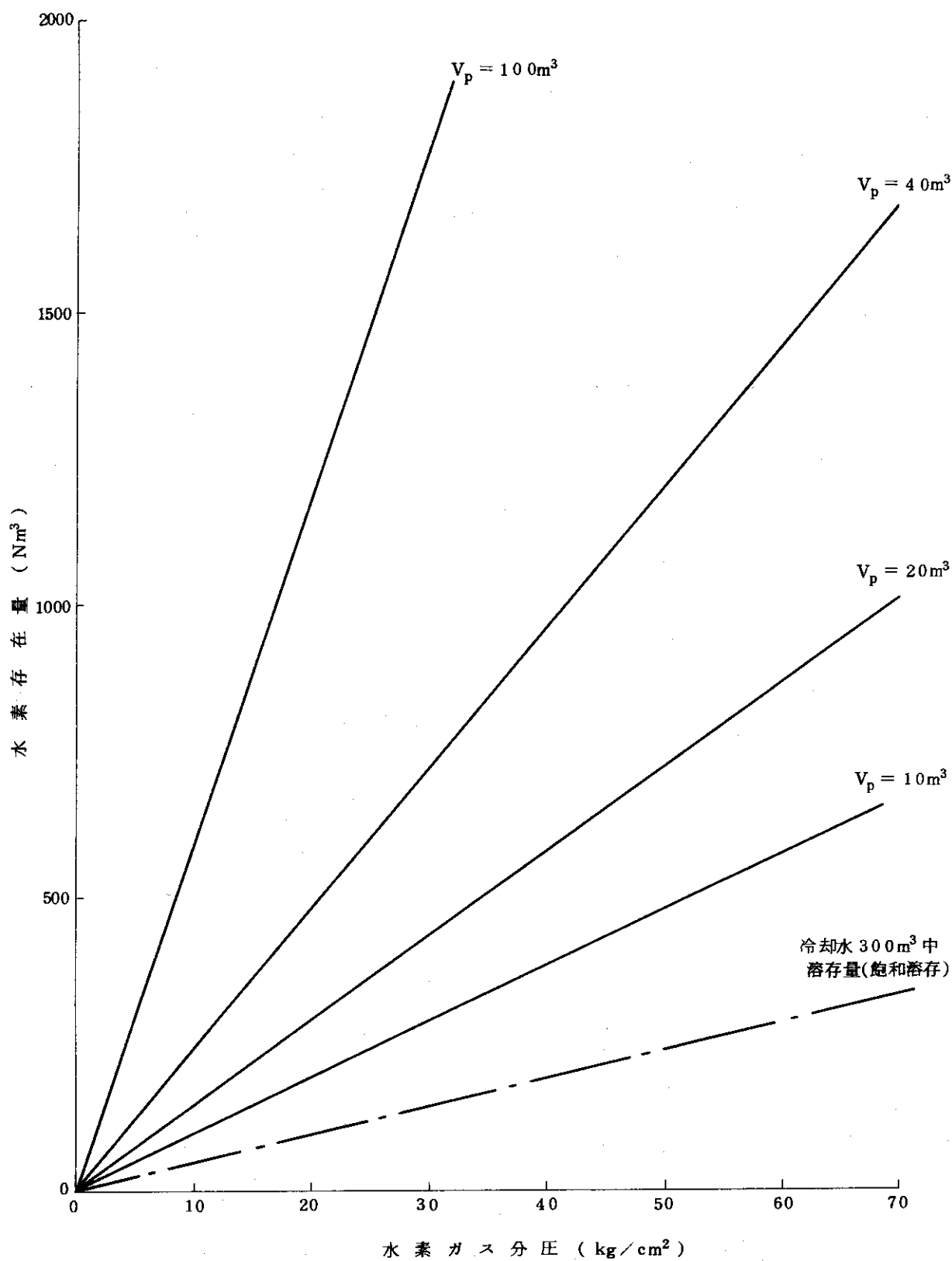
このデータに基づき、 x_s としては温度によらず上記の値を使用した。

5. 計算結果

1次系の温度 $T = 300^\circ\text{C}$ とし、気泡体積 V_p を $10\text{m}^3 \sim 100\text{m}^3$ とした場合の水素ガス分圧と水素溶存量の関係を第 A.26.1 図に示す。

この計算結果から、気泡体積が 10m^3 の場合には、溶存分が全水素量の約半分になり、又、圧力(分圧) $70\text{kg}/\text{cm}^2$ 位になると溶存水素だけで 300Nm^3 以上になる事等がわかる。

(藤城)



第A.26.1図 1次系内水素存在量と水素ガス分圧

A.27 水素爆発により生じる圧力スパイクの最大値及び立上り時間

1. 目的：クエンチタンク内及び格納容器内で、水素爆発によると思われる圧力スパイクが生じたが、この評価の参考のため、水素・空気混合気の爆発的な燃焼により生じる圧力スパイクの最大値及び立上り時間を計算する。
2. 仮定：(1) 圧力スパイク最大値の評価では、瞬時に燃焼し、燃焼熱の $\eta\%$ が混合気の加熱に使われるとする。
(2) 圧力立上り時間は混合気の燃焼時間に対応すると考え、燃焼時間は混合気部分の全長を火炎が伝播する時間とする。

3. 計算式：

$$\text{混合気温度上昇} \quad \Delta T = \frac{Q \cdot \eta}{C_v \cdot \rho}$$

$$\text{圧力上昇} \quad \Delta P = \frac{T_0 + \Delta T}{T_0} \times P_0 - P_0$$

ただし、 Q ：水素燃焼による単位体積当り発熱量 (kcal/m^3)

η ：燃焼効率 (%)

C_v ：混合気のアverage等積比熱 (kcal/kg)

ρ ：平均密度 (kg/m^3)

T_0, P_0 ：初期温度 ($^{\circ}\text{K}$)、圧力 (kg/cm^2 or psi)

$$\text{圧力立上り時間} \quad \tau = \frac{L}{a}$$

ただし、 L ：混合気塊の全長 (m)

a ：火炎伝播速度 (m/s)

4. 計算に使用した数値

混合気の燃焼熱： $\text{H}_2 + \frac{1}{2}\text{O}_2 = \text{H}_2\text{O} + \Delta H, \Delta H = 683174 \text{ kcal/mol}$

平均比熱： $C_v = 0.241 \text{ kcal}/\text{kg}^{\circ}\text{C}$

平均密度： $\rho = 1.026 \text{ kg}/\text{m}^3$

火炎伝播速度： $a = 12 \text{ m}/\text{s}$ (水素・空気混合気における最大速度)

混合気燃焼部長さ：クエンチタンクボイド部長さ $L_1 = 7 \text{ m}$

高さ $L_2 = 0.6 \text{ m}$

格納容器天井ドーム深さ $L_3 \approx 12 \text{ m}$

5. 計算結果

水素の体積率(%)をパラメータとし、燃焼効率を100%及び50%とした場合の圧力スパイクの最大値の計算結果を第A.27.1図に示す。

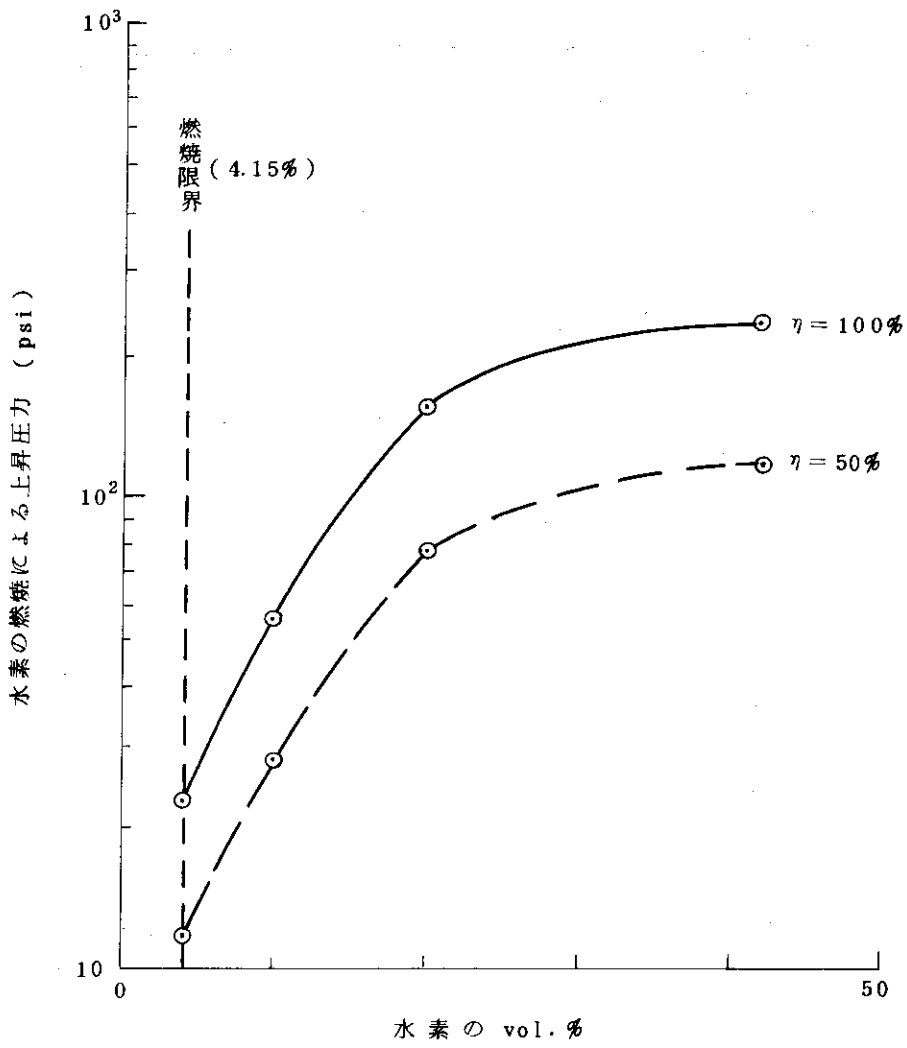
又、圧力の立上り時間は、上記 L_1 , L_2 , L_3 を使ってオーダーを評価すると

クエンチタンク内 : $L_2/a \sim L_1/a = 0.05 \sim 0.6 \text{ sec}$

格納容器内 : $L_3/a \approx 1 \text{ sec}$

となる。

(藤城, 田中)



第 A. 27.1 図 水素の燃焼にともなう圧力上昇の概算

A.28 格納容器スプレイの作動について

1. 目的

格納容器内の圧力スパイク (28 psig) により起動し、約2分間作動した格納容器スプレイ系の冷却効果とヨウ素除去効果を推算する。

2. 仮定

現状で入手し得る情報によれば「格納容器スプレイが約2分間作動して、5000 gal (500 gal と記したのものもある。)の NaOH が格納容器内に注入された」となっているが、DOCKET50-320の内容と併せて検討し、「格納容器スプレイが約2分間作動して、5000 gal の (1.3 wt. % H_3BO_3 + 3.4 wt. % $Na_2S_2O_3$) 水溶液が格納容器内に注入された」として、計算を行う。格納容器スプレイ系の主な仕様を第 A.28.1 表に示す。

3. 計算

3.1 冷却効果

スプレイによる除熱量 Q は

$$Q = F \times \gamma_w \times C_p \times \eta \times (T_g - T_o)$$

ここで

$$F = \text{スプレイ流量} = 5000 \text{ gal} = 18.9 \text{ m}^3$$

$$\gamma_w = \text{スプレイ液の比重} = 983 \text{ kg/m}^3$$

$$C_p = \text{スプレイ液の比熱} = 1.00 \text{ kcal/kg} \cdot ^\circ\text{C}$$

$$\eta = \text{スプレイの熱吸収率} = 1.00$$

$$T_g = \text{気相温度} = 77^\circ\text{C}^{1)}$$

$$T_o = \text{スプレイ液温度} = 43.3^\circ\text{C}$$

スプレイによる除熱量がすべてスプレイ液への水蒸気の凝縮によるものとすれば、水蒸気の凝縮量 m は

$$m = Q/r$$

ここで

$$r = \text{水の蒸発潜熱} = 553 \text{ kcal/kg}$$

スプレイにより降下する格納容器の圧力 ΔP_s は

$$\Delta P_s = m \times P_s / (V \times \gamma_s)$$

ここで

$$P_s = \text{水蒸気} \text{の分圧} = 0.43 \text{ at}^{1)}$$

$$V = \text{格納容器体積} = 2.16 \times 10^6 \text{ ft}^3 = 6.11 \times 10^4 \text{ m}^3$$

$$\gamma_s = \text{水蒸気} \text{の比重} = 0.261 \text{ kg/m}^3$$

実際に降下する格納容器の圧力 ΔP は、放出蒸気による昇圧分 ΔP_{up} を考慮して

$$\Delta P = \Delta P_s - \Delta P_{up}$$

ここで

$$\Delta P_{up} = \text{放出蒸気による昇圧量} = 0.042 \text{ psi}^{1)}$$

3.2 ヨウ素除去効果

スプレイによるヨウ素濃度減衰は

$$C_g / C_{g0} = \exp(-\lambda t)$$

ここで

C_g = t 時間後のヨウ素濃度

C_{g0} = 初期ヨウ素濃度

λ = ヨウ素除去速度 $\left\{ \begin{array}{l} \text{無機ヨウ素に対し, } 23.6 \text{ hr}^{-1} \text{ }^{2)} \\ \text{メチルヨウ素に対し, } 0.0597 \text{ hr}^{-1} \text{ }^{2)} \end{array} \right.$

t = スプレイ時間 = 2 分間

4. 計算結果 (2 分間の格納容器スプレイ作動に対して)

4.1 冷却効果

スプレイによる除熱量 = 6.27×10^5 kcal

水蒸気の凝縮量 = 1.13×10^3 kg

スプレイにより降下する格納容器の圧力 = $0.43 \text{ psi} = 0.030 \text{ at}$

放出蒸気による昇圧分を考慮した実際に降下する格納容器圧力 = 0.39 psi
 $= 0.027 \text{ at}$

4.2 ヨウ素除去効果

$$\text{無機ヨウ素の減衰率} = 1 - \frac{C_g}{C_{g0}} = 1 - 0.455 = 0.545 \Rightarrow 54.5\%$$

$$\text{メチルヨウ素の減衰率} = 1 - \frac{C_g}{C_{g0}} = 1 - 0.998 = 0.002 \Rightarrow 0.2\%$$

(田中)

1) A. 23 「格納容器の圧力変化」の節による。

2) 2 分間のスプレイ作動により 6000 gal 注入されるべきスプレイ液量が 5000 gal しか注入されていないので、DOCKET50-320 の Table 6B-3 のヨウ素除去速度を $\frac{5}{6}$ 倍した。

第A.28.1表¹⁾

Reactor Building Spray System Design Parameters

Parameter	Symbol	Value	
Flow Rate, gpm	F		
		²⁾ Number of Headers	²⁾ Number of Nozzles
1 Subsystem Operating		1500	4
2 Subsystems Operating		3000	8
Average Fall Height, ft	h	88.5	
Reactor Building Free Volume, ft ³	V	2,160,000	
Reactor Building Temp, F	T	Vapor Temperature Shown in Figure 6.2-5	
Reactor Building Pressure, psig	P	Saturation Pressure Corresponding to Temperature	
Mass Median Drop Diameter, μ	d	1080	
Standard Geometric Deviation of the Drop Size Distribution	σ	1.5	
Wetted Wall Area, ft ²	A	45,700	
Wall Flow/Total Flow Ratio	FR	0.074	
Solution		³⁾ (1.3wt.%H ₃ BO ₃ + 3.4wt.%Na ₂ S ₂ O ₃) solution ⁴⁾ (少量のNaOHを含む) ⁵⁾ pH 9.8	

1) Table 6B-2

2) Table 6.2-1 (p 6.2-52) ↓b

3) p 6B-2 ↓b

4) Fig. 6B-1 ↓b

5) Fig. 6B-2 ↓b

} DOCKET 50-320
↓b

A.29 ジルカロイ被覆の破裂

1. 目的

ジルカロイ被覆の破裂とそれまでの変形について予測を試みる。

2. 仮定

被覆の内圧は室温時に 30 kg/cm^2 、温度上昇によって理想気体の法則に従って増加するものとする。圧力容器内の圧力が運転圧力から 50 kg/cm^2 まで変化し、被覆の内外差圧の温度変化を求めた。また被覆の引張強度の温度変化をもとにして被覆にかかる圧力の温度変化を求めた。

3. 方法

内外差圧 P は内圧 $P_i (=RT)$ と外圧 P_o の差である。

被覆は薄肉管として

$$P = \frac{2t}{d} \cdot \sigma \quad (d: \text{内径}, t: \text{肉厚}, \sigma: \text{引張応力})$$

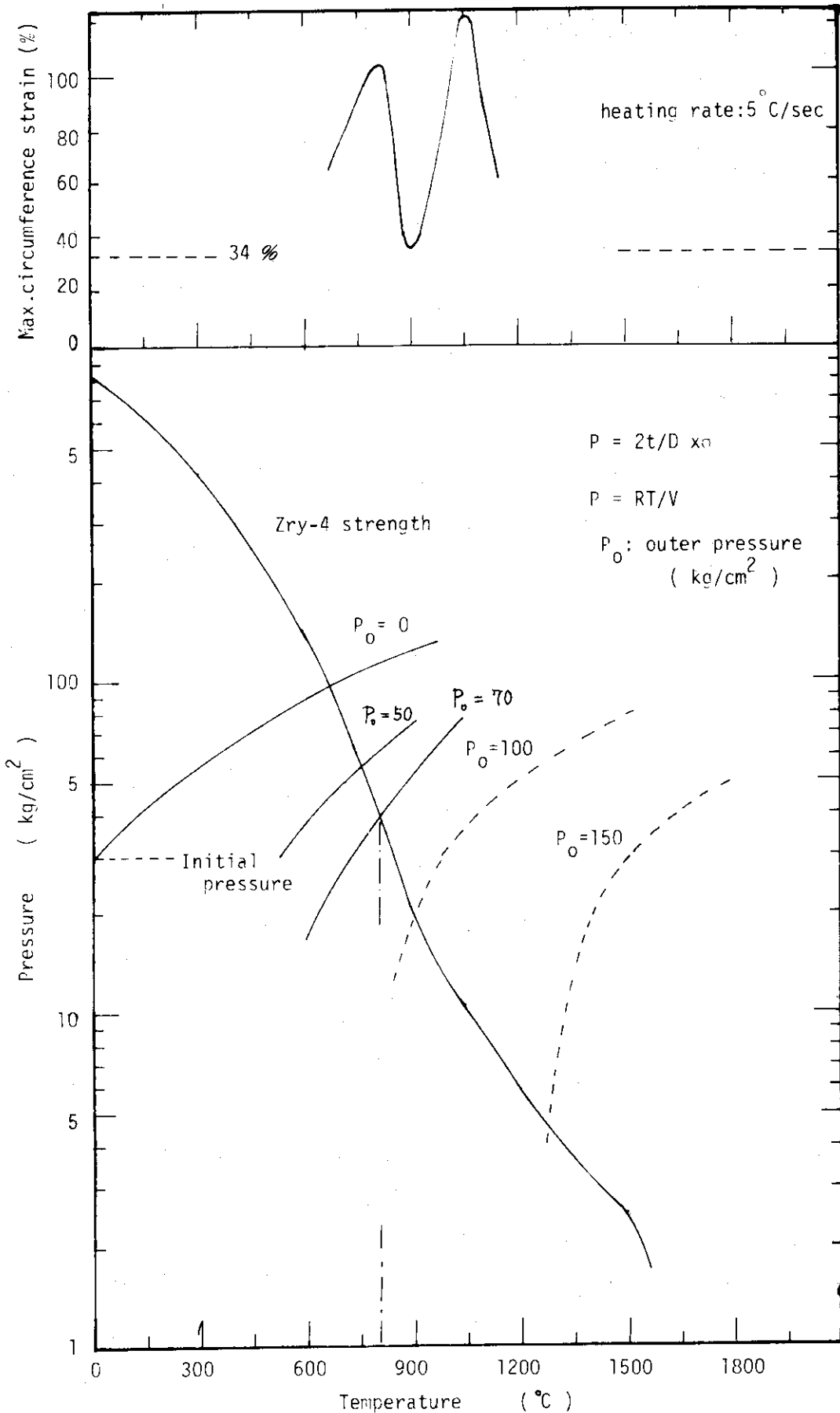
4. 結果

第A.29.1図に内外差圧および被覆にかかる圧力の温度依存性を示す。なお、同図には Zry-4 単管バースト試験から求められた周方向の最大変形量もあわせて掲げた。

この図から、ジルカロイ被覆は $800 \sim 900^\circ\text{C}$ の間で破裂し、それまでの変形量は $40 \sim 100\%$ 程度であったと思われる。

PWRの燃料棒ピッチは 34% 以上の変形が起ったとき完全に失なわれるから、燃料棒の破裂部近傍では 100% 近くの流路閉塞が起った可能性もある。なお、燃料集合体を用いた流路閉塞の測定試験において昇温速度 10°C/sec 以下で破裂温度が 800°C 付近の場合、約 80% にも及ぶ流路閉塞を起した事実も得られている。

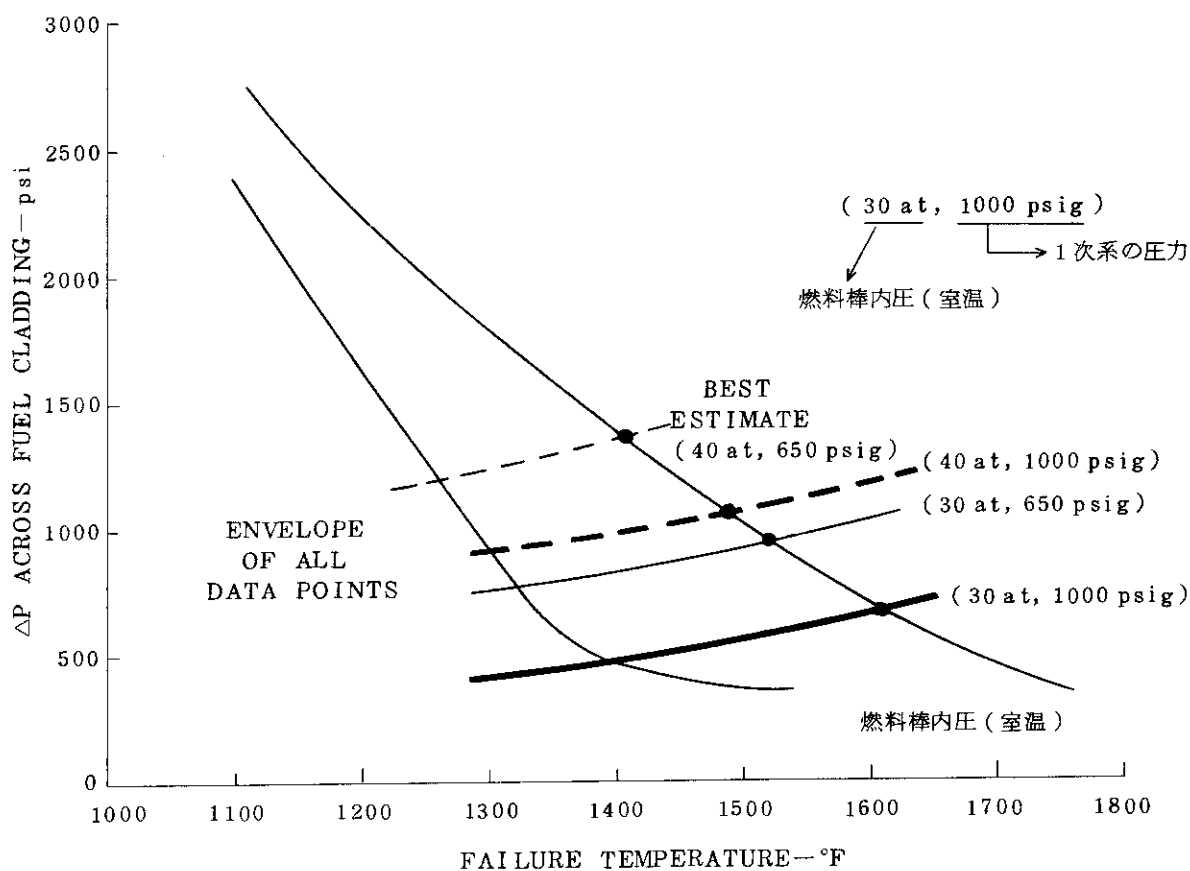
(古田)



第A.29.1 図

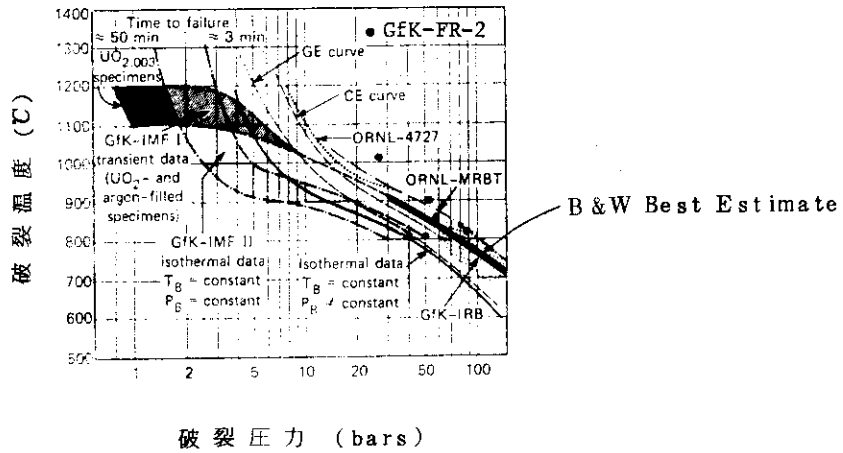
A.30 燃料棒ふくれ破裂時期の推定

1. 目的 水蒸気中に露出して昇温される燃料棒のふくれ破裂開始の時期を推定する。
2. 方法 内圧上昇によって、高温下の燃料棒を破裂させる内圧バースト試験及び、炉内ヒートアップ実験に基づいた破裂圧力と破裂温度の関係曲線から、破裂温度を推定する。



第A.30.1図 B&W社のふくれ破裂モデル

B&W社のLOCA解析でとられているモデルを第A.30.1図⁽¹⁾に、各種の実験(炉内実験も含む)との比較を第A.21.2図⁽²⁾に示す。B&W社のモデルは、他の実験の幅に入る⁽¹⁾ので、以下の議論はB&W社のBest Estimateカーブによる。



第A. 30.2図 ふくれ破裂実験データの比較
(炉内および炉外実験)

室温での内圧と，破裂時の外圧をパラメータにとって，破裂温度を4ケース求める。
結果は下表のとおり。

燃料棒内圧 (室温換算)	破 裂 時	
	外 圧	温 度
30 atm	650 psi	1520°F 826°C
	1000	1610 876
40	650	1410 765
	1000	1480 804

これから，800°C 近辺になった時，燃料棒は破裂したとみてよい。第A. 30.2図
によると実験値の上，下限の幅は，この破裂温度近辺で100°C位である。

次に燃料棒がヒートアップされて，800°C に到達するのに要する時間を推定する。
ヒートアップ開始時の燃料棒の発熱は，崩壊熱だけである。これを30MWとすると，
平均燃料棒出力は

$$30\text{MW/core} \times \frac{1}{177\text{assemblies/core} \times 208\text{rods/assembly} \times 365.76\text{cm/rod}}$$

$$= 2.2\text{w/cm} = 2.2\text{j/sec}\cdot\text{cm}$$

完全断熱として温度上昇速度は，

$$2.2 \frac{\text{j}}{\text{sec}\cdot\text{cm}} \times \frac{1}{\frac{\pi}{4} \times (0.94\text{cm})^2 \times 10.98\text{g/cm}^3 \times 0.925 \times 0.32\text{j/g}\cdot\text{K}} \div 1^\circ\text{K/sec}$$

従って、燃料棒のヒートアップ開始時の温度を、 $\sim 270^{\circ}\text{C}$ とすると、 800°C まで昇温するのに必要な時間は、530秒、約9分である。

実際には、蒸発と蒸気流による熱除去があるので、この時間よりはかなり長いであろう。

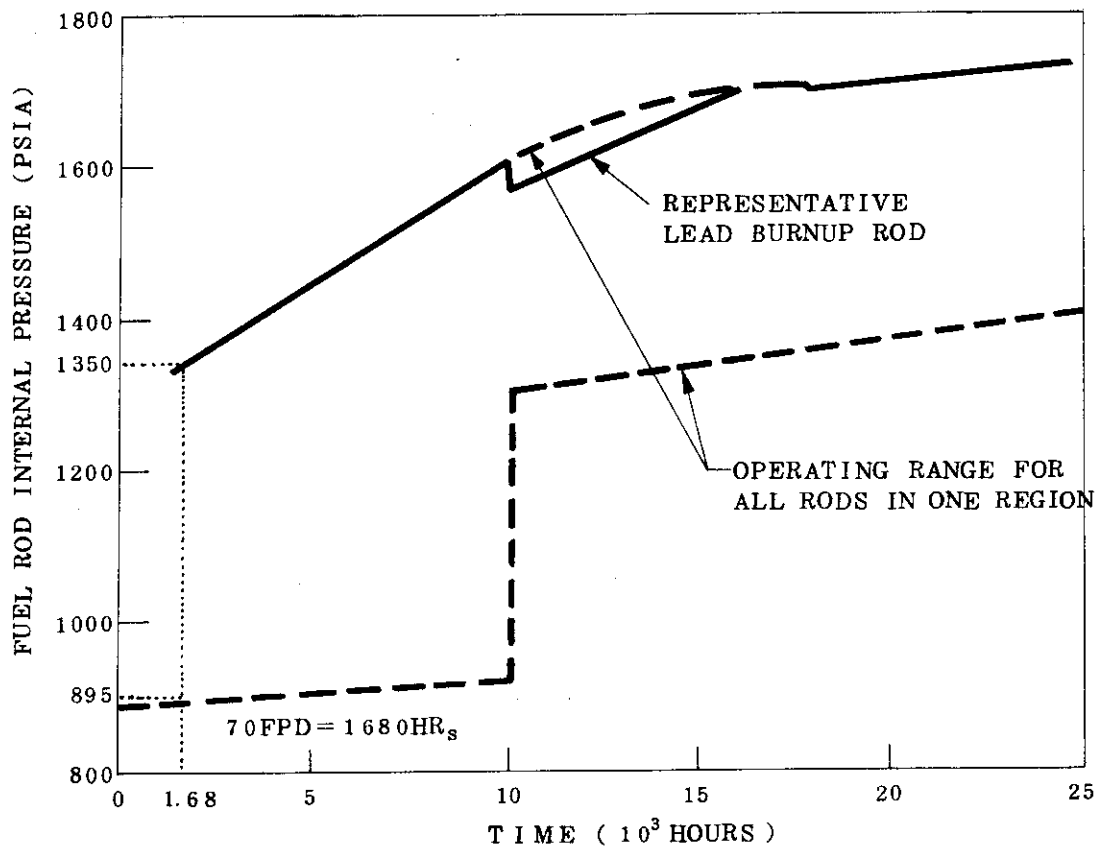
(飛岡)

4. 参考文献

- (1) DOCKET-50320-470, "THREE MILE ISLAND NUCLEAR STATION UNIT-2, Analysis of fuel performance during SLBA", 18Nov., 1977.
- (2) Fisher, M. et. al, : Nuclear Safety, 19(2), 176 (1978).

A.31 燃料棒内圧の推定

1. 目的 TMI-2炉の燃料棒は、事故開始前に70FPD程度の燃焼があったと考えられる。燃焼に伴って放出される核分裂生成物ガスによる燃料棒内圧上昇の程度を推定する。
2. 方法 B&W社の計算データがないので、運転条件及び初期内圧がほぼ等しいW社の計算を代用する。



3. 結果 上図より、その内圧は、運転条件下で895~1350 psia 程度である。

(飛岡)

4. 参考文献

- 1) DOCKET-STN-50572-2, Westinghouse Safety Analysis Report, RESAR-414, Vol. 2, 1976.

A.32 燃料棒から制御棒案内管への熱放射による案内管温度上昇速度の推定

1. 放射伝熱量の計算

BWRのLOCA時の燃料棒間放射熱伝達解析プログラムRADPACKを用い、以下の条件で制御棒案内管が受け取る単位時間単位長あたり放射伝熱量を計算する。

○計算体系

7×7燃料束を考え、中央の1本だけが案内管、残りは燃料棒とする。PWRを模擬するため、燃料束まわりのチャンネルボックスは完全反射体と考える。各部寸法はTMI-2炉のものを使い、燃料棒と案内管の放射率は0.8と仮定する。

○表面温度

燃料棒表面温度を800, 900, 1000, 1100, 1200, 1300℃の6通り選び、案内管温度は燃料棒温度より100, 200, 300℃低い場合を考える。

2. 制御棒温度上昇速度の計算

○案内管と制御棒の単位長当り熱容量

案内管(ジルカロイ4)	0.094 cal/cm℃		
制御棒被覆管(304SS)	0.215 "		
ポイズン(銀100%と仮定)	0.472 "	計	0.781 cal/cm℃

○温度上昇速度

$$\left[\begin{array}{c} \text{温度上昇速度} \\ \text{℃/sec} \end{array} \right] = \left[\begin{array}{c} \text{放射伝熱量} \\ \text{cal/cm sec} \end{array} \right] / \left[\begin{array}{c} \text{熱容量} \\ \text{cal/cm℃} \end{array} \right] \text{で計算できる。}$$

3. 計算結果

計算結果は以下のとおりである。ただし、上段は案内管への放射伝熱量(cal/cm·sec)、下段はそれによる温度上昇速度(℃/sec)である。

燃料棒温度 案内管温度	800℃	900℃	1000℃	1100℃	1200℃	1300℃
- 300℃	4.4	6.0	7.9	10.2	12.8	16.0
	5.7	7.7	10.1	13.0	16.4	20.4
- 200℃	3.4	5.6	5.9	7.6	9.5	11.7
	4.4	7.1	7.6	9.7	12.1	15.0
- 100℃	2.0	2.6	3.3	4.2	5.3	6.5
	2.5	3.3	4.3	5.4	6.7	8.3

(阿部)

A.33 燃料破損程度の推定

1. 目的 報じられた一次冷却系への放射能放出量から、燃料破損状況を推定する。
2. 方法 過去の燃料ヒートアップ実験（米国 TREAT 炉¹⁾、及び供試燃料棒破損実例（ハルデン HBWR²⁾）などから、放射能放出量と燃料破損状況を対比させ、その情報をもとに、TMI-2 炉の破損状況を推定する。

名 称	供試燃料集合体	破 損 状 況	放 射 能 放 出 量		
			FRF-1	FRF-2	
FRF-1	7本バンドル, BWRサイズ, 有効長 約70cm	燃料棒はふくれ破裂(全数),	¹³¹ I	0.19%	0.12%
FRF-2	中央の1本のみ パーンアップ燃料, He 水蒸気中のヒートアップ実験	ふくれは長さ約6.5cmにわたり, 36~60%程度	¹³⁷ Cs	0.06	0.28
(TREAT実験)			U	0.0002	1.6×10 ⁻⁷
			⁸⁵ Kr	0.09	0.09
			¹³³ Xe	0.14	0.14
IFA-6	UO ₂ ペレット燃料 5本バンドル	1本	¹³¹ I < 0.2%		
8	" "	1本	< 0.1		
19	" "	1本	3		
21	BWRサイズ 5本バンドル, PCMIによって4本破損した。	1本の燃料棒に長さ120, 10, 40, 70mmのクラック, 巾0.5~3mm	0.6		
25	UO ₂ ペレット燃料 6本バンドル	1本	1.0		
103	7本バンドル BWRサイズ, UO ₂ バイパック燃料	2本の燃料棒にリーク, 1本には, 3ヶ所に57~117mm長, 3~5mm巾のクラック	0.5		
130	UO ₂ バイパック燃料 2×6本	2~3本	1~0.6		
137	UO ₂ ペレット燃料 3×7本	18本	1		
122	BWRサイズ 2本, 有効長580mm, 燃料中心溶融実験中, 燃料棒曲りによるパーンアウト	長さ方向で2分, 分断部の一部がなくなっている。その上端50mm位の穴, 脆化	¹³¹ I 20%, ¹³³ Xe 40%		
145	BWRサイズ, 8本バンドル(2クラスター), 有効長540mm, 破損時パーンアップ1,700MWd/t UO ₂	1本の燃料棒が分断 燃料が一部喪失	4.0		
225	BWRサイズ, 8本バンドル(2クラスター), 有効長460~500mm, 局所水素化実験	1本の燃料棒の上部端栓の喪失	0.2		

これらの実験から

- 1) ヒートアップ中の破裂による水蒸気中への放出はギャップ放射能だけである。ふくれ破裂にとどまっていれば、蓄積量の1%以下
- 2) PCMIやhydride failure によるものは、いかにクラックが大きくても、放出量は蓄積量の1%以下

¹³¹Iの放出量が数%以上と高くなるのは

- 1) 燃料が熔融しているか、していなくても相当の高温となった時 (UO₂ペレット燃料にくらべると、バイバック燃料の方が放出は著しい)。
- 2) 被覆温度は、少なくとも1000℃以上の高温。
- 3) 燃料棒破損の程度は著しく、長さ方向に2つ以上に分断されている。
- 4) 一部UO₂ペレット燃料が喪失する程度に、燃料棒内が冷却水によってwash outされている。

3. 結論 4月12日付の「米国TMI原子力発電所事故調査派遣者報告」資料第2-3号に基づくと、炉心インベントリーの6~8%のI及びCsが一次冷却水へ放出されたとしている。この量は、今後時間経過と共に、さらに上昇するものと予想される。
- 上に述べた実験結果のまとめから、TMI-2の破損は
- 「炉心の相当部分(少なくとも25%以上)にわたって、燃料棒がいくつかに分断され、一部の被覆とペレットが行方不明になっている。そして、燃料ペレットが直接水に触れるようになって、FPがwash outされているのではないかと想定される。炉心の1/2以上がその様になっているとしても、それ程驚くにはあたらないといえよう。

(飛岡)

4. 参考文献

- 1) Lorentz, R. A., Hobson, D. O., Parker, G. W., Nucl. Tech. [11], (Aug. 1971), p502.
- 2) Ottersen, U., "Operational Experience with Failed Fuel Assemblies at HBWR", HPR 108, 1969.

A.34 放射線分解による水素ガス生成及び冷却水中への溶解特性

1. 目的

事故発生後炉心露出が想定されるまでの比較的短時間の水素発生量及び冷却水への溶解状態を推定する。

2. 仮定

水素発生は放射線分解によるもののみとし、燃料破損が無いので γ 線の寄与のみとする。なお γ 線の有効率を10%とする。

水素の水中への溶解はヘンリー則に従うものとする。

3. 計算式

水素生成率を次式で求める。

$$H = \frac{C_i}{W} \times W \times F_r \times 3.7 \times 10^{10} \times E \times G \times 10^6 \times \frac{1}{6.023 \times 10^{23}} \times \frac{22.4}{100.0} \\ \times 3600 \times 24 \\ C_i = 1.98 [t^{-0.2} - (T+t)^{-0.2}] \cdot W$$

ただし

H: 水素の生成率 (m^3/day) (STP)

C_i : キュリー数

W: 原子炉熱出力 (Watt)

F_r : 全キュリー中の γ 線寄与率 (= 0.5 とする)

E: 有効率 (= 0.1 とする)

G: G値 (= 0.5 分子/100 eV とする)

T: 運転日数 (days)

t: 停止後の冷却期間 (days)

水素の飽和溶存量を次式で求める。

$$x = \frac{P}{P_0} \cdot x_0$$

ただし

P, P_0 : 圧力 (atm)

x, x_0 : 圧力 P, P_0 のときの飽和溶存量 ($\text{Nm}^3/\text{m}^3\text{H}_2\text{O}$)

4. 計算に使用した数値

水素生成率に関し

$$T = 80 \text{ 日}, W = 2770 \text{ MWt}$$

$$F_r = 0.5$$

$$E = 0.1$$

$$G = 0.5 \text{ 分子} / 100 \text{ eV}$$

溶存量に関し

$$P_0 = 1 \text{ atm}$$

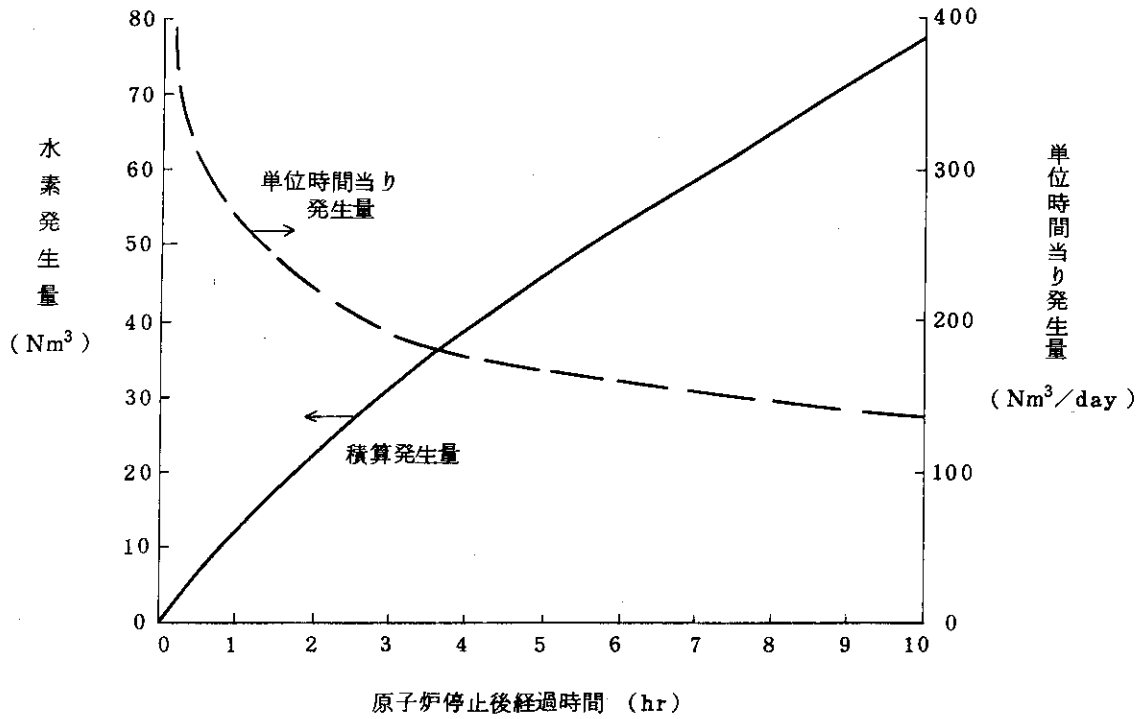
$$x_0 = 0.017 \text{ Nm}^3 / \text{m}^3 \text{H}_2\text{O} \quad (\text{温度による変化は少ないので温度によらず一定値と近似する})$$

5. 計算結果

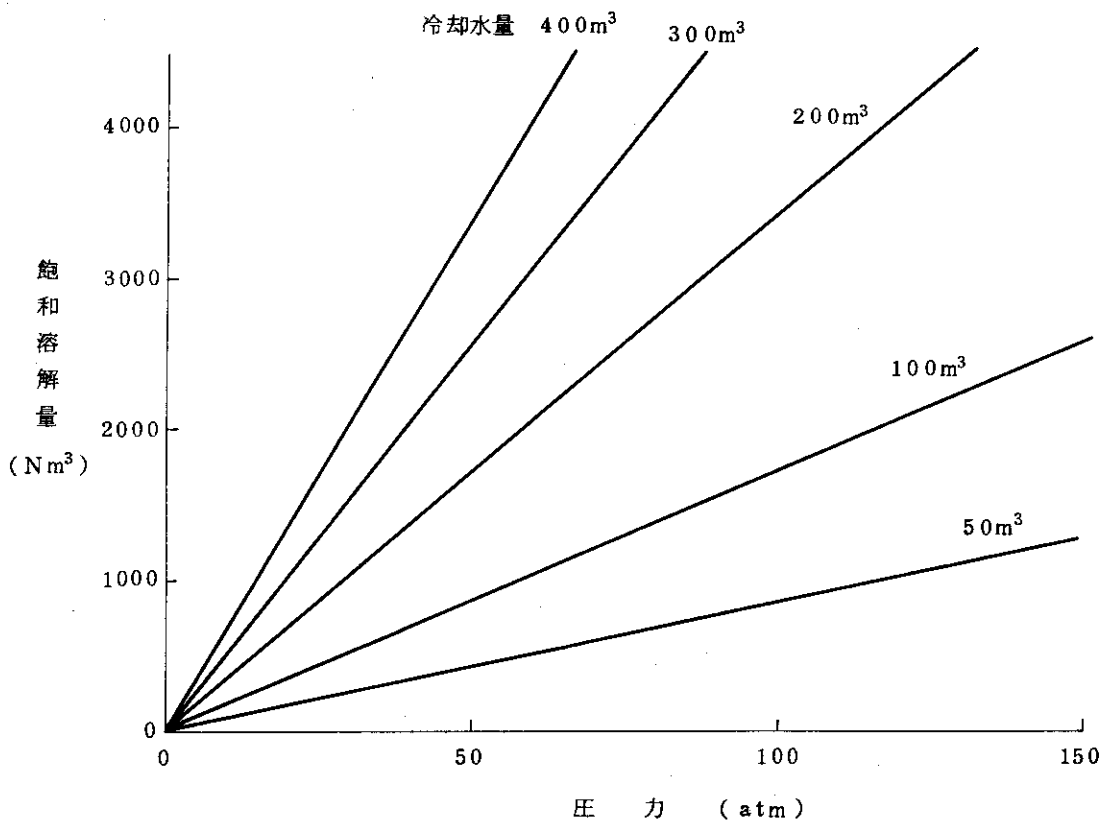
放射線分解による水素発生量について、上記の計算式による10時間後までの計算結果を第A.34.1図に示す。

また、冷却水体積を50, 100, 200, 300, 400 m^3 としたときの、圧力と飽和溶存量との関係を第A.34.2図に示す。

(藤城)



第 A . 3 4 . 1 図 放射線分解による水素発生量の推算結果



第 A . 3 4 . 2 図 冷却水中への水素の飽和溶解量と圧力の関係