

本資料は 年 月 日付けで登録区分、
変更する。

2003. 7. 31

[技術情報室]

海外出張報告書

第4回国際原子力構造力学会議他

昭和53年3月

動力炉・核燃料開発事業団

この資料は動燃事業団の開発業務を進めるため限られた関係者だけに配布

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

1978年3月



第4回国際原子力構造力学会議他

海外出張報告書

要 旨

本報告書は1977年8月15日より5日間、米国サンフランシスコにおいて開催された第4回国際原子力構造力学会議(SMiRT)及びSMiRT後続セミナーの概要について主に報告したものであるが、更に会議後訪問した米国内各種研究機関での見学、討論の内容についてもあわせて報告したものである。

FBR開発本部	岩田耕司
FBR開発本部	持尾隆士(編責)
大洗蒸気発生器開発部	広井博

目 次

1. 概 要	1
2. 海外出張日程表	2
3. 第4回国際原子力構造力学会議	3
3.1 全 般	5
3.2 主な論文の紹介	7
4. SMiRT 会議後続セミナー	95
4.1 全 般	97
4.2 高速炉の閉じ込め	97
4.3 高温における非弾性解析と寿命予測	123
5. APRICOT 計画会議	137
6. オドンネル社訪問	169
7. アルゴンヌ国立研究所（耐衝撃関係）訪問	173
8. ナトリウム-水反応関係施設の訪問	181

1 概 要

本報告書は、1977年8月15日～19日に米国サンフランシスコ・ヒルトンホテルにおいて開催された第4回国際原子力構造力学会議(4th SMiRT)及びSMiRT後続セミナー(Post Conference Seminars)の概要紹介、更に会議後訪問した国立、民間の研究機関等の概要について述べたものである。

SMiRT会議では約700編の論文発表が行なわれ、著者らも岩田がエルボの応力解析結果について、また広井がナトリウム-水反応実験に関する論文を発表するとともに、関連セッションに出席し、最新の研究成果の吸収をはかった。SMiRT会議後、専門家間のより密度の濃い技術討論の場を提供することを目的に開かれたPost Conferenceでは、持尾が耐衝撃構造試験関係の論文を発表し、情報交換を行なうとともに技術討論にも参加した。

会議後、岩田はオドンネル社を訪問し最近の米国の高温構造設計解析関係の動向調査を行なうとともに動燃との契約に基づく専門的コンサルテーションを受けた。また持尾はアルゴンヌ国立研究所(ANL)を訪問し、耐衝撃関係の技術討論を行なった。一方広井は、ゼネラルエレクトリック社(GE)、LMEC、ANL等のナトリウム-水反応関係施設の訪問を行ないナトリウム-水反応に関する多くの有益な情報を得ることができた。

2. 海外出張日程表

会議および訪問機関	期 日	場 所	出席者 (PNC)
○第4回 SMiRT 会議	8月15～19日	サンフランシスコ	岩田, 持尾, 広井
○“高温における非弾性解析と寿命予測”に関するセミナー	8月22～23日	サンフランシスコ	岩田
○オドンネル社	8月25日	ピッツバーグ	岩田
○APRICOT計画会議	8月15日	サンフランシスコ	持尾
○“高速炉の閉じ込め”に関するセミナー	8月22～23日	サンフランシスコ	持尾
○ANL	8月25日	アルゴンヌ	持尾
○GE	8月22日	サンノゼ	広井
○LMEC	8月24日	カノーガパーク	広井
○ANL	8月26日	アルゴンヌ	広井

3. 第 4 回国際原子力構造力学会議

3. 第4回国際原子力構造力学会議

3.1 全 般

第4回国際原子力構造力学会議(4th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 4th SMiRT)はサンフランシスコ・ヒルトンホテルにて1977年8月15日から19日まで開催された。第1, 2回はベルリン, 3回目はロンドンであったが, 今回は欧州を飛びだしてサンフランシスコという様にますます国際性を帯びるようになってきている。本会議の主催はSMiRT国際協会, EC委員会であるが, Bechtel Power Corp., BAM, EPRI, FURL, MIT, Northwestern 大学, NUSの協賛, 更にANL, ASCE, ASME, SES及び米国, 英国, 日本, カナダの各原子力学会の後援のもとで開催された。

会議には約1,000名が出席し, 発表論文数も約700件(表3.1-1を参照)という膨大なものであったため, パラレルセッション形式が採用され, 次の11セッションが同時に進行した。

(A: 特別講演)

B: 熱解析と流体/構造動的解析

C: 原子炉燃料と被覆管の構造解析

D: 原子炉燃料要素の構造解析

E: 高速炉事故解析における構造力学

F: 炉心と冷却系構造物の構造解析

G: 鋼製原子炉圧力容器の構造解析

H: プレストレスト原子炉圧力容器の構造工学

J: 原子炉格納容器の荷重条件と構造解析

K: 原子力発電所の地震応答解析

L: 金属構造物の非弾性解析

M: 構造解析手法

日本からはPNCの3名をはじめ, 大学, メーカー関係約40名程度が出席し, このうち東大の安藤良夫, 柴田碧両教授は, 会議の学術面での中心となる国際学術委員会のメンバーとして活躍されていた。

筆者らは本会議に出席するとともに, 岩田が「F1/5; 直管付きエルボの応力分布につい

て」の論文を、また広井が「E 5/6 ; もんじゅ S G のナトリウム-水反応時の初期スパイク
 圧とその伝播」の論文をそれぞれ発表した。発表論文の前刷集は各セッション毎に出版され
 ており、全冊PNCも入手済みである。

以下には筆者らに関係ある分野の論文のうち、興味あるものについてその概要を示す。

なお、概要紹介の分担は次の通りである。

岩田 ; F1/3, L1/1, L2/2, L2/5, L3/2, L3/5, M4/3, M4/8, M6/4,
 持尾 ; E1/2, E1/6, E1/7, E1/9, E2/1, E2/4, E2/5, E4/1, E4/5,
 K1/1 ~ K9/7
 広井 ; B1/7, B2/6, B2/7, B2/8, E4/3, E4/7, E5/6, M7/2

表 3.1 - 1 国別およびセッション別発表論文数

国名 \ セッション	B	C	D	E	F	G	H	J	K	L	M	合計
アメリカ	25	25	24	31	28	29	8	48	77	44	42	381
ドイツ	6	6	8	5	5	7	17	23	9	3	1	90
フランス	3	1	1	2	8	7		6	3	7	2	40
日本		2	3	3	3	1	3	2	13	2	6	38
イタリア	3		1	6	4	6	4	3	3	3	4	37
イギリス		2	1	3	5	5	6	2	2	3	3	32
カナダ	1	1	3		4	1		3	3	2		18
スイス			1		2	3	1	2	2		1	12
ベルギー		1	1				1	3	3			9
スウェーデン		1	1			1	2	2			1	8
オランダ	1				1	4				1		7
インド		1			1				2	1	2	7
ポーランド								1		4	1	6
ソ連										5		5
ノルウェー	1					1	1	1				4
デンマーク			1			1	1					3
オーストラリア	1	1	1									3
チェコスロバキア			1									1
フィンランド			1									1
合計	41	41	48	50	61	66	44	96	117	75	63	702

3.2 主な論文の紹介

- (1) B1/7 PTA-1 Computer Program for Treating Pressure Transients
in Hydraulic Networks Including the Effect of Pipe Plasticity
(C. K. Youngdahl, C. A. Kot)

(概要)

配管の塑性変形を考慮した圧力波伝播解析コードについて述べたものである。

解析方法は、(1)1次元の特性曲線法による。(2)配管の影響は音速で考慮する。

$$(\text{音速})^2 = \frac{K/\rho}{1 + \frac{KD}{EH}} \quad (\text{弾性域})$$

$$\frac{K/\rho}{1 + \frac{KD}{H \left(\frac{d\sigma}{d\varepsilon} - 2\sigma \right)}} \quad (\text{塑性域})$$

K : 体積弾性率
 ρ : 流体密度
 D : 管径
 E : ヤング率
 P : 圧力
 H : 管壁厚さ
 ε : 歪
 σ : 応力

圧力の計算結果を図1に示す。同図から、配管の塑性変形が圧力変化に与える影響の大きいことが分る。また、PTA-1の計算結果と実験結果はよく一致した。

歪量についての計算結果を図2に示したが、実験結果とよく一致した。

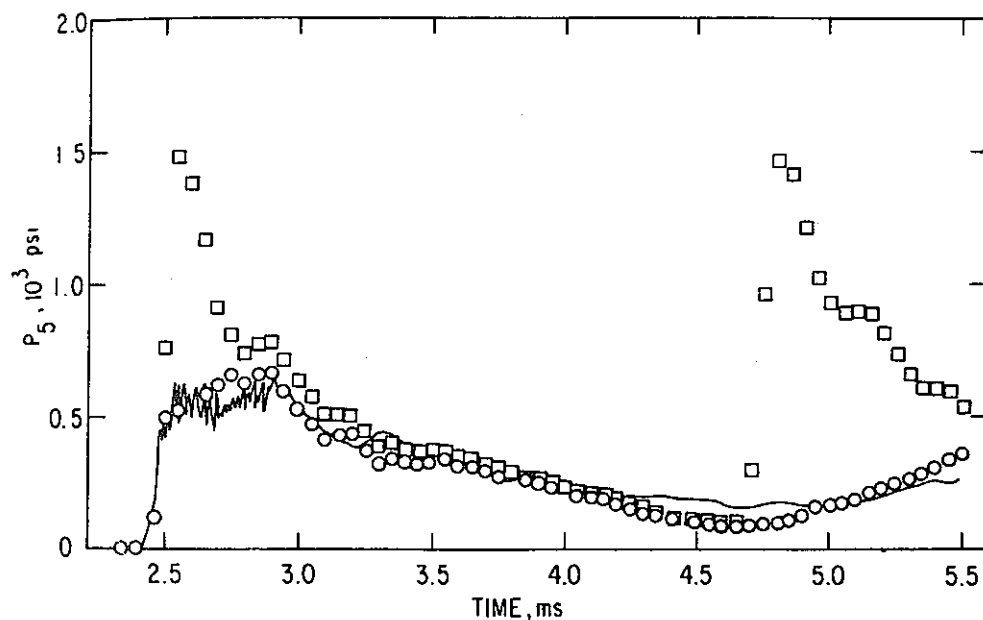


Figure 1 Experimental and computed pressure histories at gauge 5

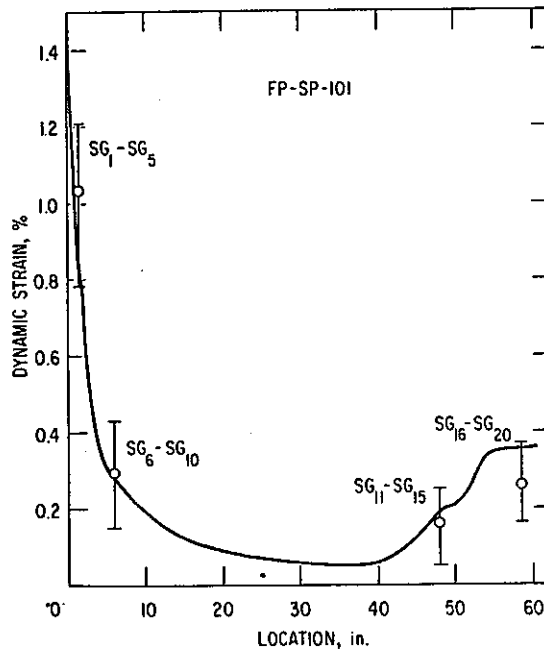


Figure 2 Measured and computed permanent plastic strain profiles

〔筆者注〕 本計算コードは ANL で開発中の大リーク・Na-水反応解析コード

「SWAAM-I」の圧力波伝播解析用モジュールである。B2/6のキャビテーションを考慮した圧力波伝播解析といっしょに使用される。また、本計算結果と比較した実験については、E4/3を参照のこと。

(2) B2/6 Transient Cavitation in Fluid Piping Systems

(C. A. Kot, C. K. Youngdahl)

(概要)

キャビテーションを考慮した圧力波伝播解析について述べたものである。

解析方法は、(1)1次元特性曲線法による。

(2)キャビテーションは、 $P_j' \leq P_{vap}$ で発生。(P_j' : $t + \Delta t$ での圧力, P_{vap} : 液体の飽和圧力) (3)キャビティが発生すると、その左右の界面速度を U_j' , W_j' とおく。(4)キャビティの大きさは $S_j' = S_j + AL(\bar{W}_j - \bar{U}_j)\Delta t$

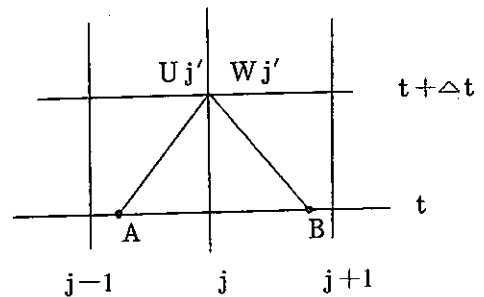
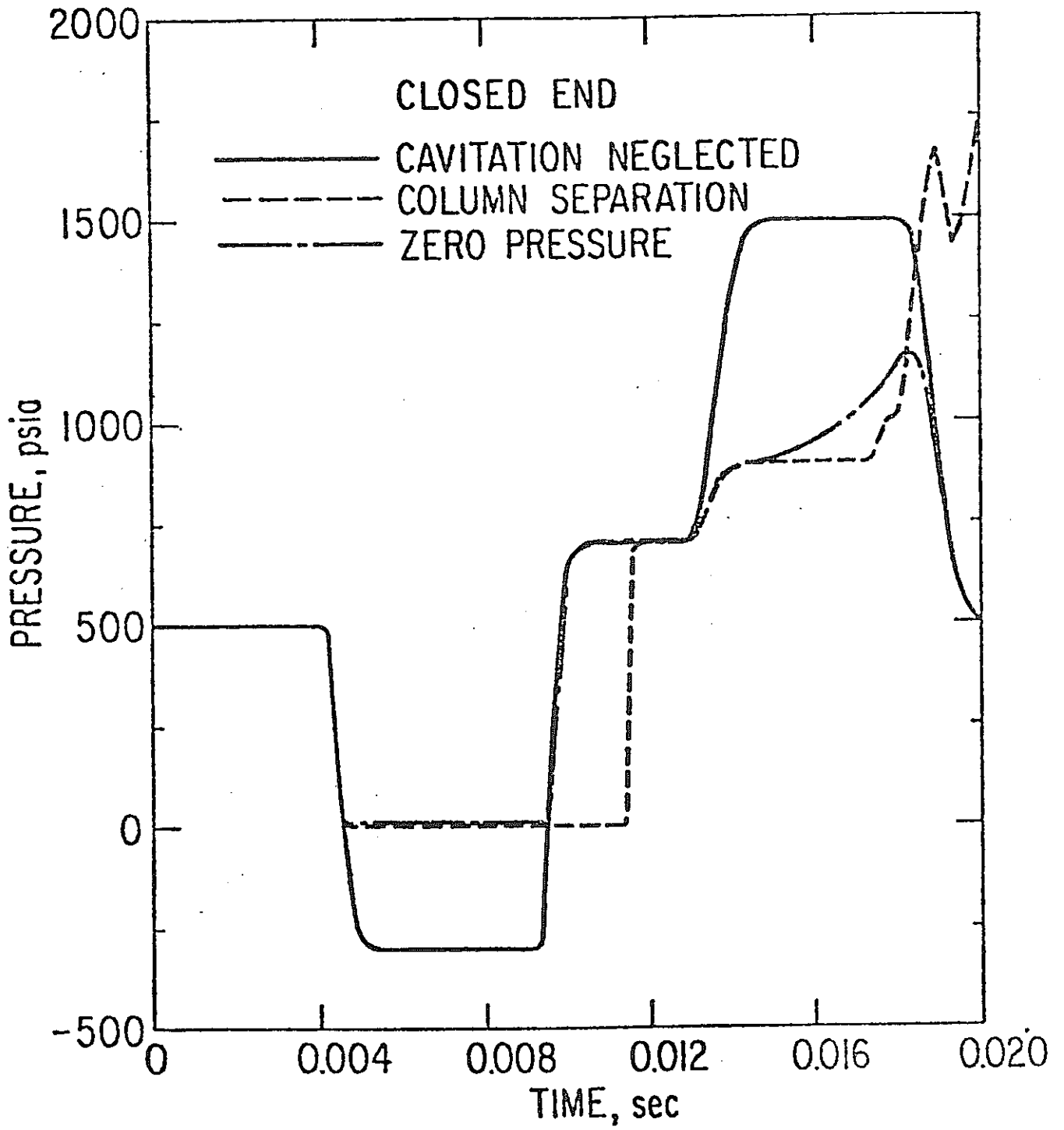


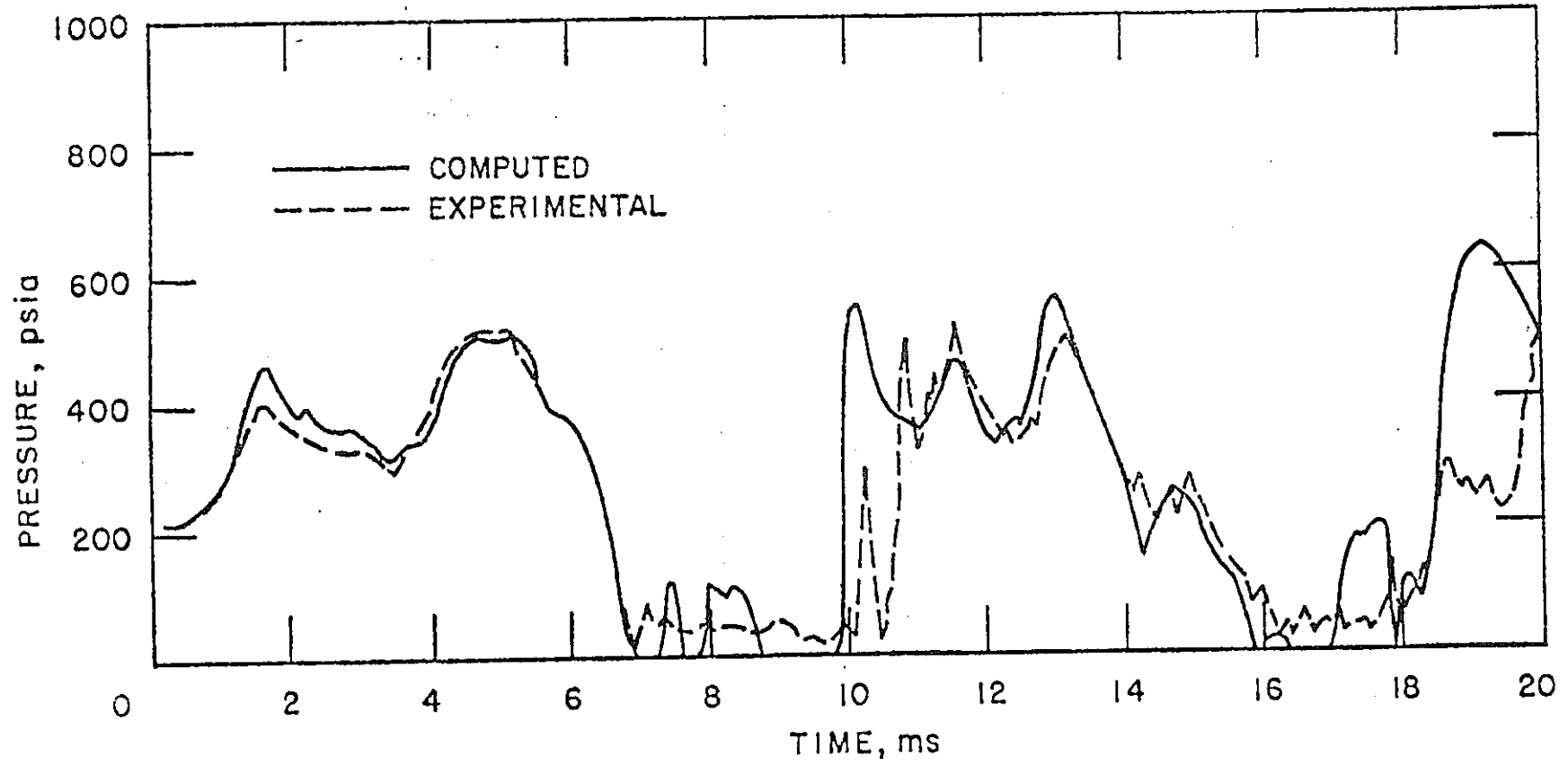
図1に単純な体系での計算結果を示す。実線はキャビテーションを無視したもの、破線は本解析結果、一点鎖線は負圧が発生した場合、その点での圧力を単に0とおいた計算結果で

ある。このことからキャビテーションが圧力変化に与える影響の大きいことが分る。図2には実験結果との比較を示すがよく一致している。しかし、キャビティの再崩壊の取扱いは修正が必要である。

〔筆者注〕 本計算コードは、ANLで開発中の大リーク・Na-水反応解析コード「SWAAM-I」の圧力波伝播解析用モジュールである。Proceeding には、全文が収録されていないが、ANL訪問時に入手した。



⊠ 1



⊗ 2

(3) B2/7 Finite-Element Analysis of Two-Phase Flows

(F. Hatt, P. V. Marcal)

(概要)

本論文は、ブローダウン現象を流力方程式を使用せずに有限要素法で解析した結果を述べたものである。この試みははじめてのものである。

解析方法は、(1)減圧過程を“direct stiffness approach”に基づいて有限要素法でモデル化する。(2)計算には MARC Non-linear Finite Element Analysis Program を使用。(3)要素としては、“straight linear truss element”を使用。

(4)基礎式は次の2式

$$\begin{aligned} [M]\{\ddot{u}\} + [C]\{\dot{u}\} + [K(u)]\{u\} &= \{P(t)\} \\ \{\Delta\sigma\} &= [D]\{\Delta\varepsilon\} \end{aligned}$$

ここで $[M]$: mass matrix (“lumped” formulation を使用)

$[C]$: damping matrix (ここでは0)

$[K(u)]$: stiffness matrix

$\{P(t)\}$: time-dependent loading

$\{\dot{u}\}$: nodal velocity

$\{\ddot{u}\}$: nodal acceleration

$\Delta\sigma$ の代わりに ΔP , $\Delta\varepsilon$ の代わりに $\Delta V/V_0$ を使用

D は歪-応力曲線の傾きを表わすが、ここでは蒸気表から求めた。

(5)これらは Newmark-Beta 法で積分された。

計算は、この種の現象での典型的な実験例である “Standard Problem No.1” (計算体系は B2/8 図1 参照) について行なわれた。計算結果は図1に示す。

(1) MARC Analysis I

熱平衡を仮定した。つまり初期温度に対応した飽和圧で沸騰が開始されるとしたものである。しかし、図1から分るようにプラトーになる圧力が高めの結果となっている。ただし、Aerojet Nuclear RELAP 3 の計算結果とは一致している。

(2) MARC Analysis II

Analysis I で実験と一致しなかったので、熱的非平衡を考慮した。つまり液相と気液二相間に温度差のあるモデルで、その温度差は Jens and Lottes の式

$\Delta t_{\text{sat}} = \phi 8^{0.25} \exp(P/62)$ に従うとしたものである。

(ϕ : 液相と気液=相間での熱流束, P : 圧力)

その結果, 実験とよく一致した。

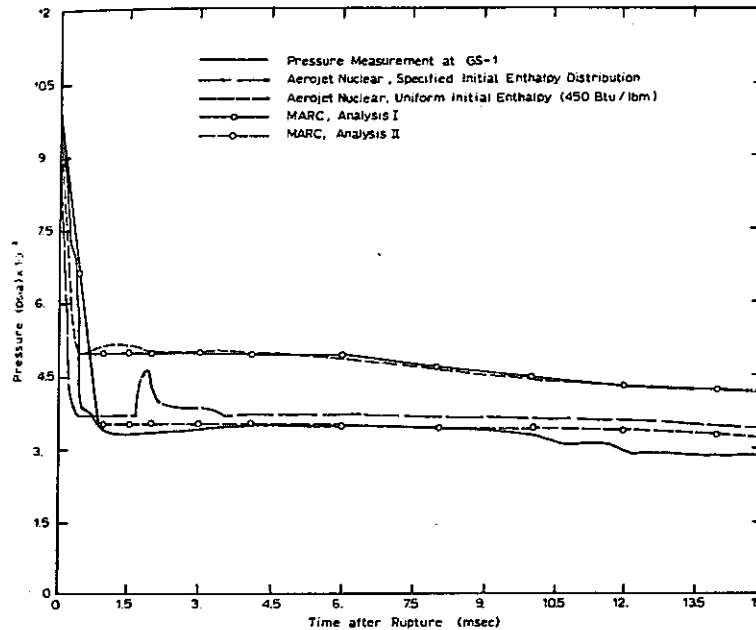


Figure 1 -- Pressure-Time Diagram at GS-1 for Analyses I and II

[筆者注] Jens and Lottes の実験では, Δt_{sat} は (壁温 - 飽和温度) であるから, この式を使用することには問題があると思う。

ただ, ブローダウン現象のように大変形, 大歪の伴なう解析を有限要素法を用いて解いたことは興味深い。

(4) B2/8 Pressure Transient Analysis in Single and Two-Phase Water by Finite Difference Methods

(G. F. Berry, J. G. Daley)

(概 要)

差分法によってブローダウン現象の初期に注目した解析法について述べたものである。解析方法は, (1) 1次元の homogeneous flow を仮定, (2) "second order Lax-Wendroff scheme" を使って mass, momentum, energy の保存式を解く, (3) ただし, 境界では特性曲線法を使用している (図 1 参照)。(4) 水の物性値は Keenan's "funda-

mental equation of state” をもとにして “transfinite interpolation” 法で算出している。

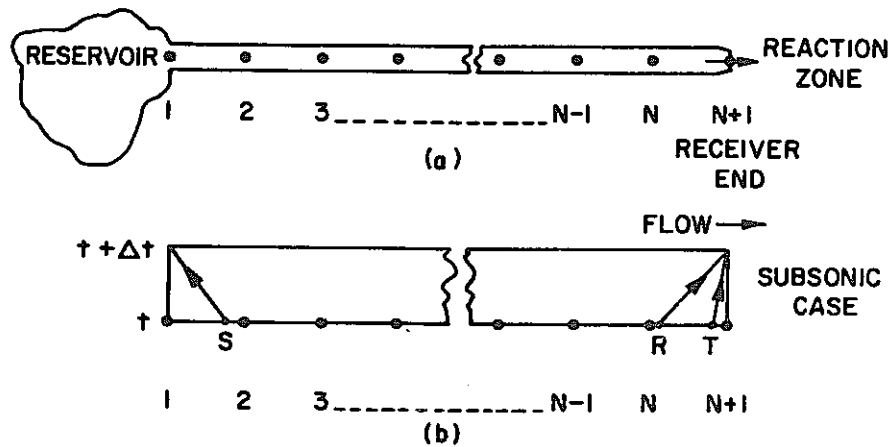


図 1 Finite difference model
 a) Pipe divided into N equal parts
 b) Model showing characteristic points in boundary cells

計算結果は次の 3 種類について行なっている。

- (1) この種の現象での典型的な実験例である “Standard Problem No. 1” との比較。単管にサブクール水が詰まっている状態から、一端が急開口した場合の実験である。図 2 にその計測点を示し、図 3 に各点での圧力変化の計算結果と実験結果を示した。この図から両者がよく一致していることが分る。

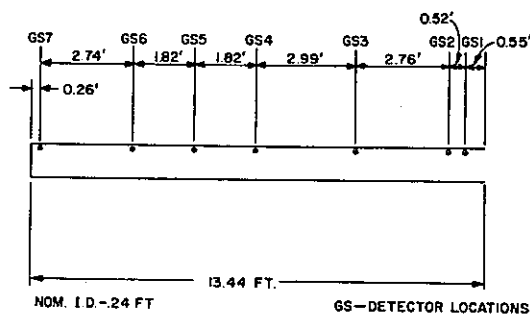


図 2 Pressure histories for standard problem number one

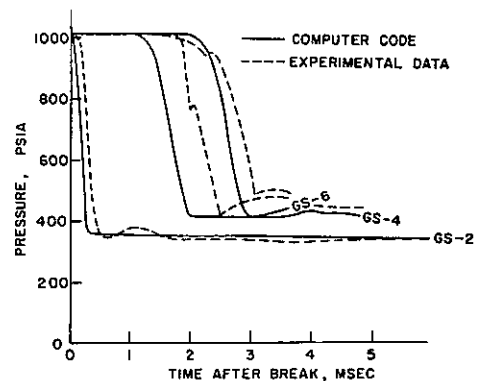


図 3 General dimensions for standard problem number one

- (2) 次に 2 相流状態でのブローダウンを計算し、ブローダウンがほぼ定常に達する時点での計算結果と 2 相臨界流の実験式である Moody の臨界流の計算とを比較した。

その結果では、本計算結果の噴出流量の方が 15.6% 低めになっている。両者の比較を表 1 に、噴出流量の時間変化を図 4 に示した。

表 1 Comparison - Code Prediction vs. Moody

	Present Calc.	Moody's Crit. Flow	% Diff.
Inlet Stag. Enthalpy (Btu/lbm)	782.35	782.35	0
Exit Stag. Enthalpy (Btu/lbm)	740.50	782.35	8.7
Inlet Pressure (psia)	1740	1560	10.2
Exit Pressure (psia)	1100	1600	31.2
Exit Quality (%)	22	28	21.4
Max. Discharge Rate (lbm/sec·ft ²)	8440	10,000	15.6

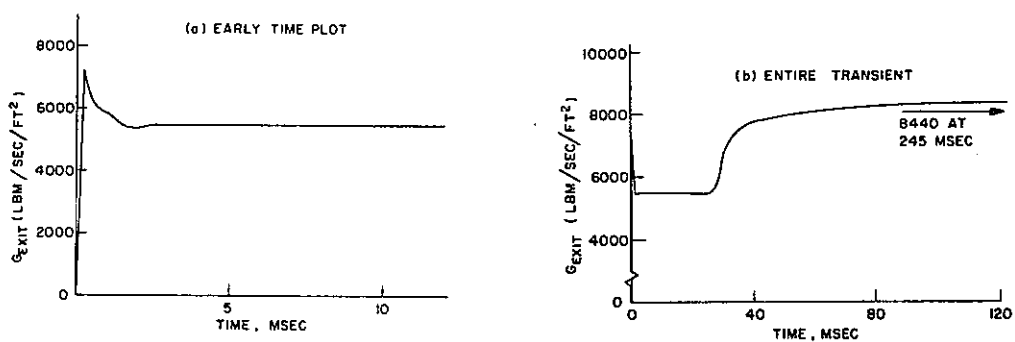


図 4 Transient mass flow rate for two-phase blowdown

(3) 仮想的な問題として出口端で

chocking が生じている場合の影響を調べた。図 5 にその比較を示したが、出口端では両者に差があるものの上流側では、ほとんど影響のないことが分る。

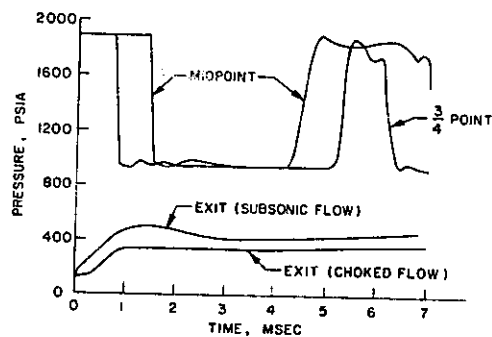


図 5 Pressure transients comparing choked and unchoked flow

〔筆者注〕 本計算コードは ANL で開発されているもので、大リーク・ナトリウム-水反応解析コード「SWAAM-I」の水リーク率計算用モジュールである。これに対応した動燃所有の計算コードは SWAC-11 であるが解法が異なる。

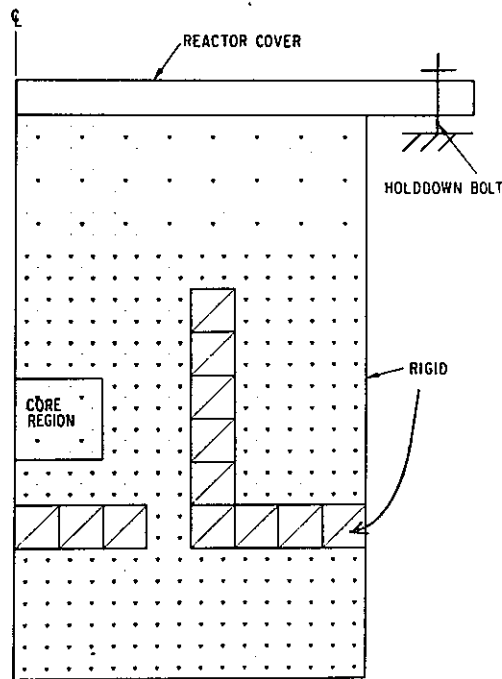
(1) E1/2 Analysis of LMFBR Containment Response to an HCDA
Using a Multifield Eulerian Code

(H. Y. Chu, Y. W. Chang)

(概要)

最近ANLで開発されたMICE (Multifield Implicit Continuous-fluid Eulerian Containment Code) コードの概要説明及び2例題の計算結果の報告である。

従来の耐衝撃解析では炉心部は同一の状態方程式を持つ均一な領域として計算されていたが、本コードは、燃料の冷却材への混合等多領域の問題まで考慮した計算が可能である。



炉心支持板穴あきの問題
(構造材は剛)

Fig. 1. Initial Configuration (Example 1)

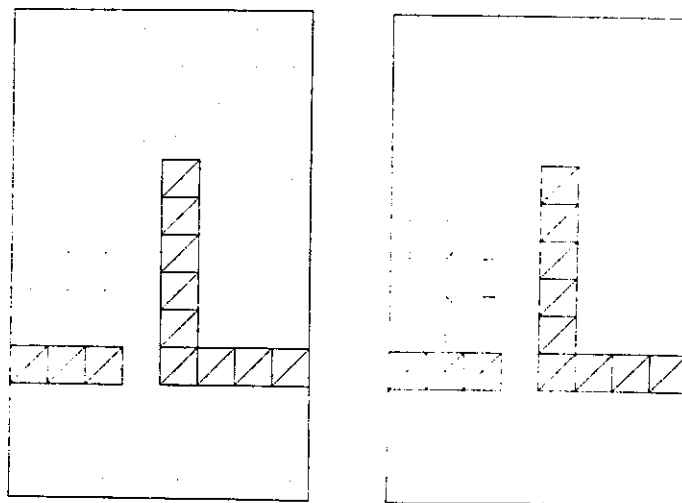
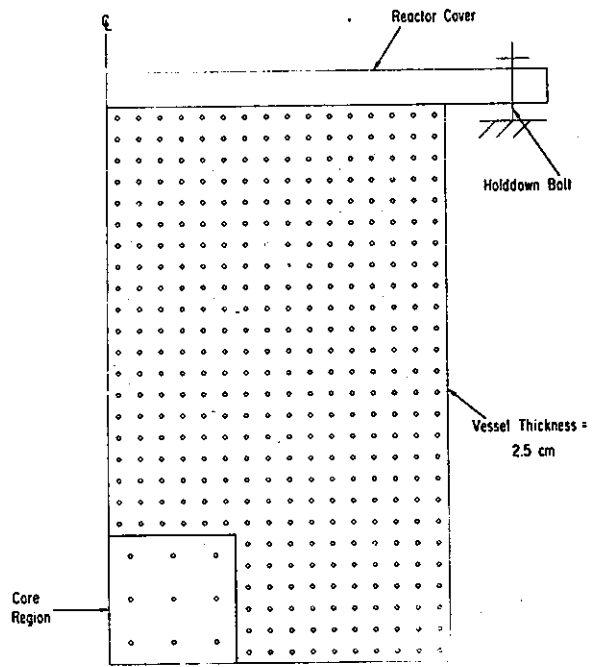


Fig. 2. Velocity-vector Plots at Beginning of Excursion (Example 1)

(a) Field-1 type Material

(b) Field-2 type Material



容器柔構造の問題

Fig. 4. Initial Configuration (Example 2)

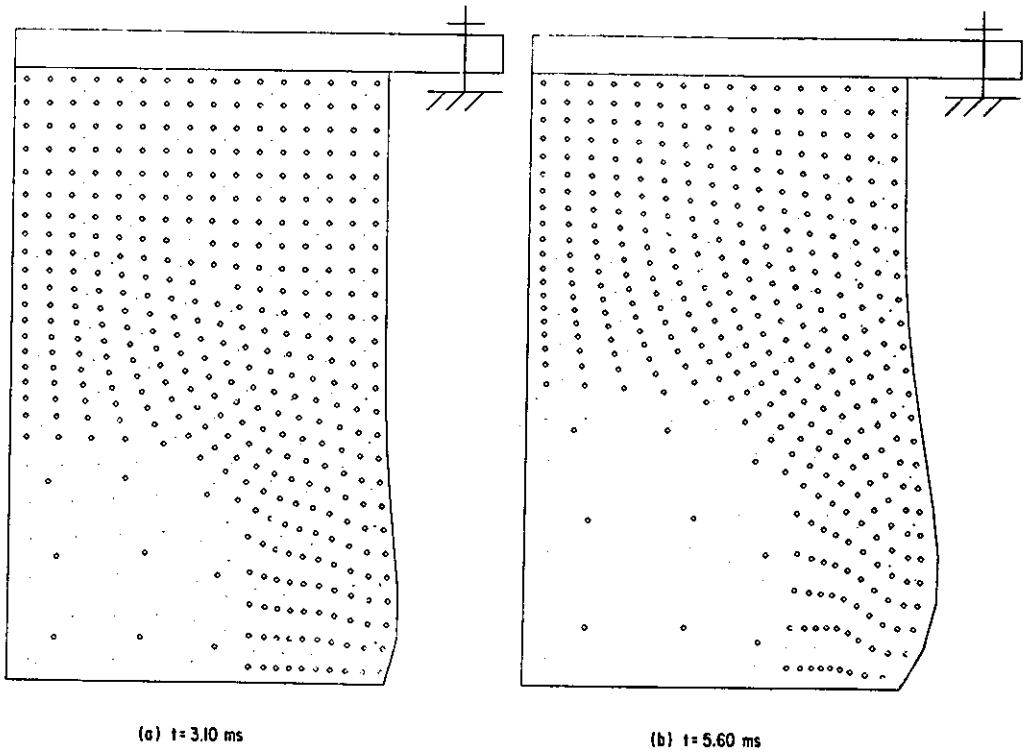


Fig. 5. Reactor Configurations at Two Distinct Instants (Example 2)

- (2) E1/6 Detailed Non-Linear Analysis of the Response of the Deck of a Fast Breeder Reactor under Accidental Sodium Impact
(M. L. Guern, J. Dubois, M. Gerij)

(概要)

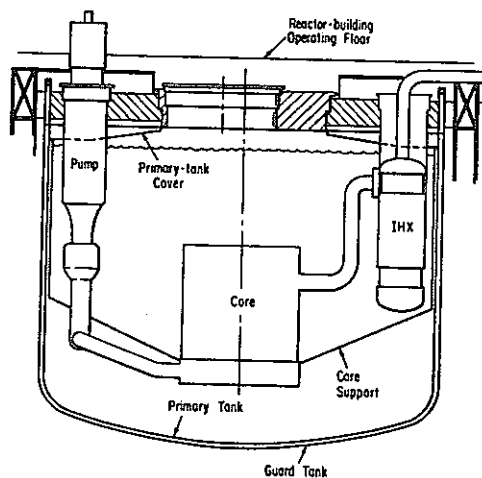
スラグインパクト時のスーパーフェニックス回転プラグの挙動を3次元FEMコードPAMNEPDにより解析した。

弾塑性解析の結果、従来とくらべ最大応力は減少することがわかった。

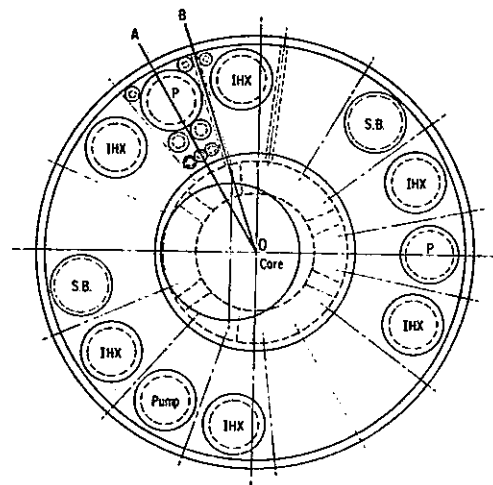
- (3) E1/7 On Structural Response of Large LMFBR Head Closures to Hypothetical Core Disruptive Accidents
(R. F. Kulak, T. J. Marciniak, T. B. Belytschko)

(概要)

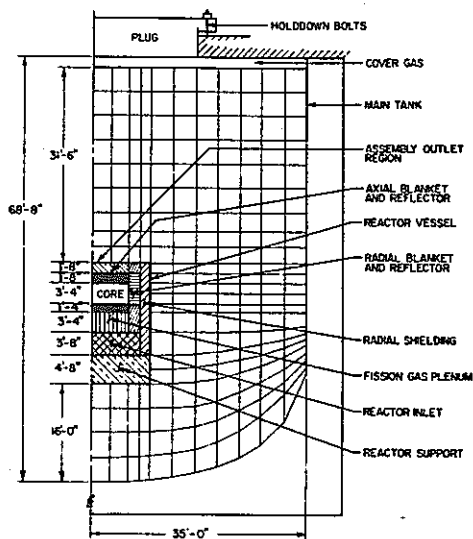
プールタイプの LMFBR は容器径がループタイプに比較して大きいため H C D A 時のスラグインパクトに対するシールド等は重要な問題である。ここでは F B R - II タイプの炉に対する解析結果について述べている。解析は REXCO-HEP により head closure 部の圧力を求め、これを入力条件として3次元FEMコードSADCATにより head closure の弾塑性解析を行なった。その結果 head closure は破損することなくシールドも充分であることがわかった。



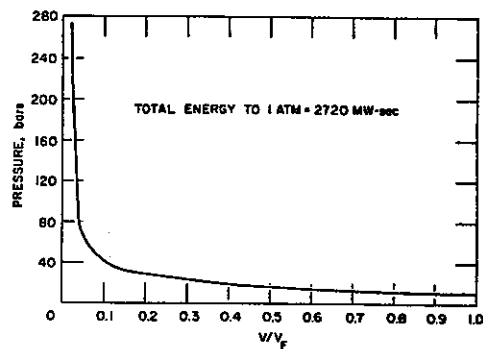
1. Schematic Elevation View of Pool-Type LMFBR Based on Cold-Pool (EBR-II) Design



2. Schematic Plan View of Pool-Type LMFBR



3. Mathematical Model of Reference Reactor for Containment Calculations



4. Normalized Core Pressure-Volume Curve for 4800°K Average Core Temperature

REXCO-HEPコードにおける計算モデル

(4) E1/9 Hydrodynamic and Elastoplastic Structural Analysis of Fast Breeder Reactor Core Accident

(J. F. Chedmail, J. Dubois, A. L. Rouvray, M. Fortunato)

(概要)

H C D A時の構造応答解析のために開発された2次元ラグランジュアンコード HEMP-ESI の原理の説明と例題計算結果の報告である。

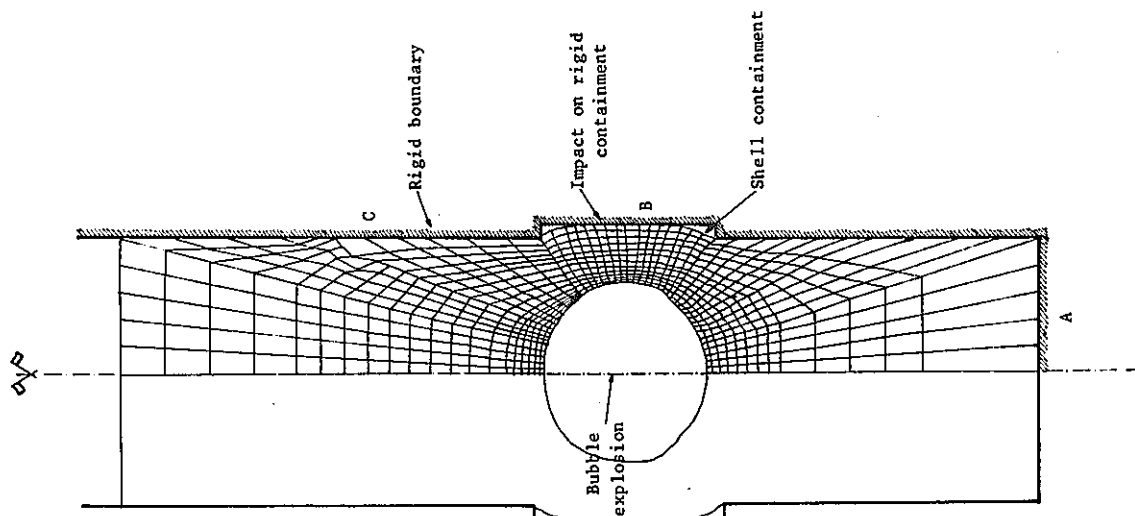


FIGURE 5 : EXPLOSION IN A POOL TYPE REACTOR AT 15 ms

(5) E2/1 Charge Development and Analysis of Recent UK Experiments
in the COVA Model Test Programme

(I.G. Cameron, N.E. Hoskin, M.J. Lancefield)

(概要)

耐衝撃解析コードの検証を目的として現在 UK と JRC-Ispra が共同で COVA (Code Validation) プログラムと呼ばれる耐衝撃試験を実施中であり、その試験の紹介及び爆発領域の模擬としての火薬の開発について述べている。

本試験の解析には UK が開発した 2 次元ラグランジュアンコード ASTARTE-3 及び UK と JRC-Ispra の共同開発による 2 次元オイリアンコード SEURBNUK-2 を用いている。

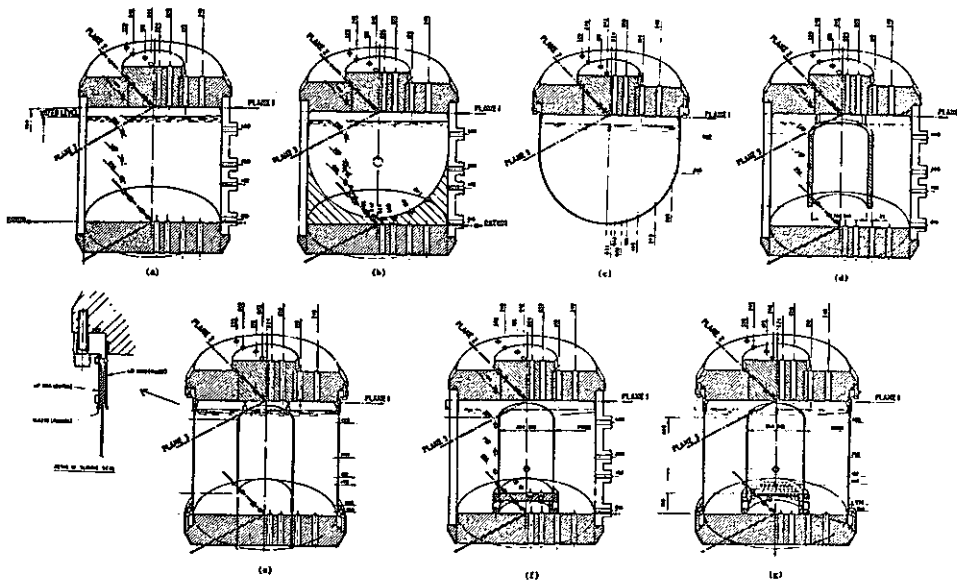


FIGURE 1 CONFIGURATIONS OF VARIOUS
COVA SHORT TANK EXPERIMENTS

(6) E2/4 Response of Simple, Scale Model Reactor Vessels to a Simulated HCDA Loading

(D. J. Cagliostro, C.M. Romander, A.L. Florence)

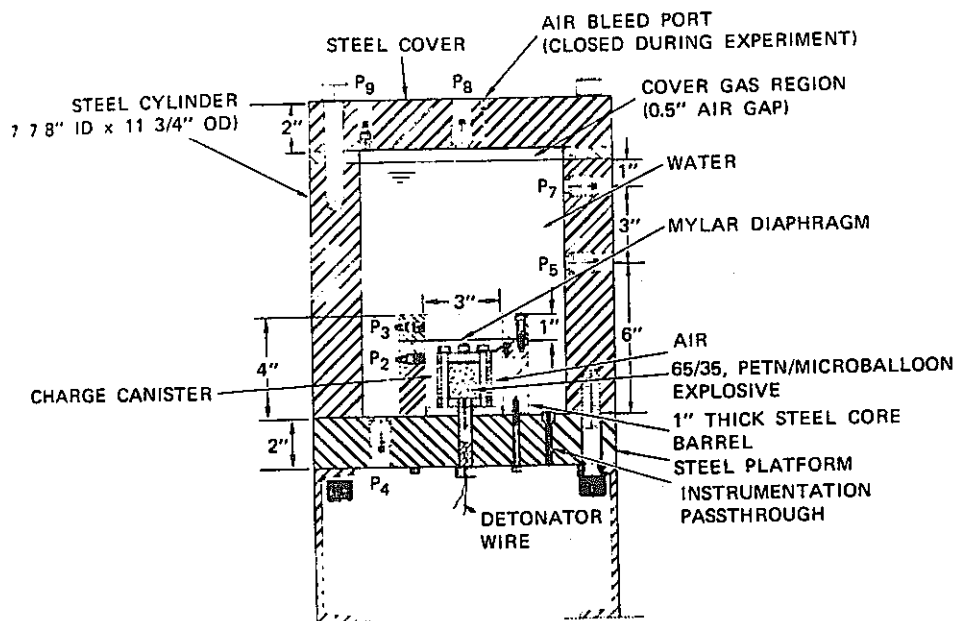
(概要)

耐衝撃解析法の妥当性を評価するために実施された衝撃試験結果の概要についての報告である。

試験は概念的には CRBR の 1/30 程度のモデルを想定した。

試験項目は次の3種である。

- (No. 1) 炉容器, 炉心バレルとも剛
- (No. 2) 炉容器, 炉心バレルとも変形可
- (No. 3) 炉容器は変形可, 炉心バレルは剛



MA-1960-231A

Figure 1. Rigid Vessel with Instrumentation

(No. 1 の試験)

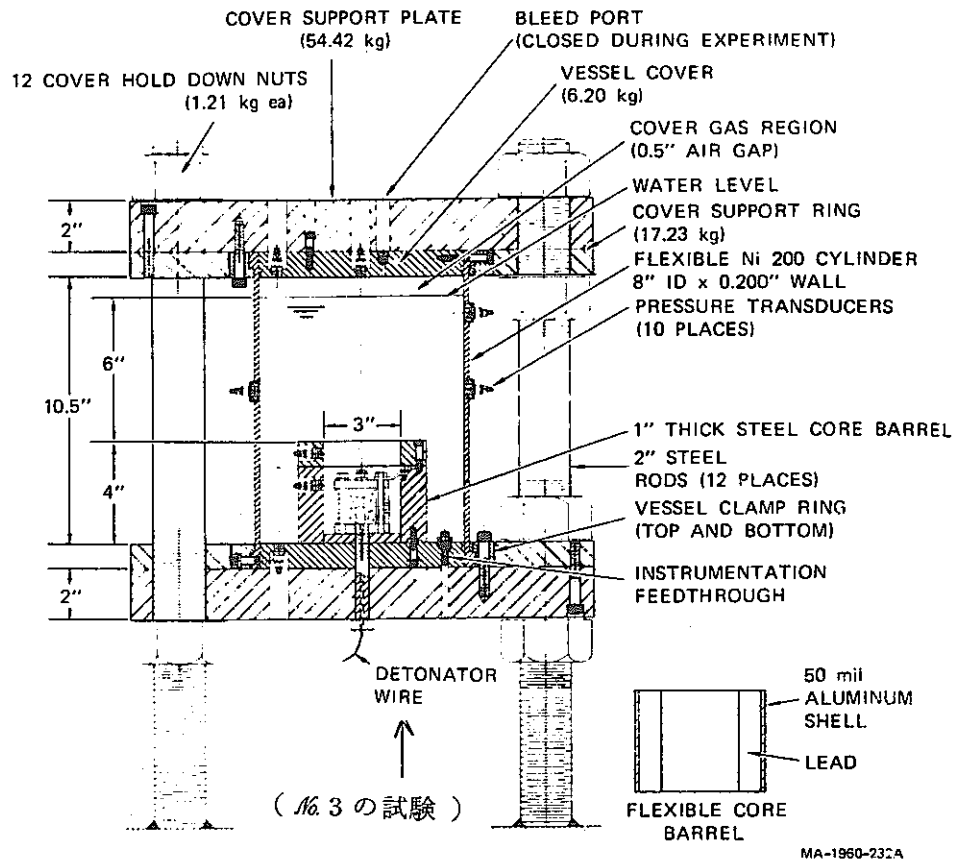


Figure 2. Flexible Vessel Assembly

(No. 2 の試験)

[筆者注] 本実験データは APRICOT 計画 (5.参照) の第 2 フェーズで解析コードとの比較用として採用されている。

(7) E2/5 Simulation of LMFBR Excursion Models by Means of ICECO
(A.H. Marchertas, C.Y. Wang, S.H. Fistedis)

(概要)

耐衝撃解析の一環として行なわれた SNR-300 1/13 モデル試験データを用いて、解析コードの妥当性の検討が行なわれた。

利用した試験は次の通り。

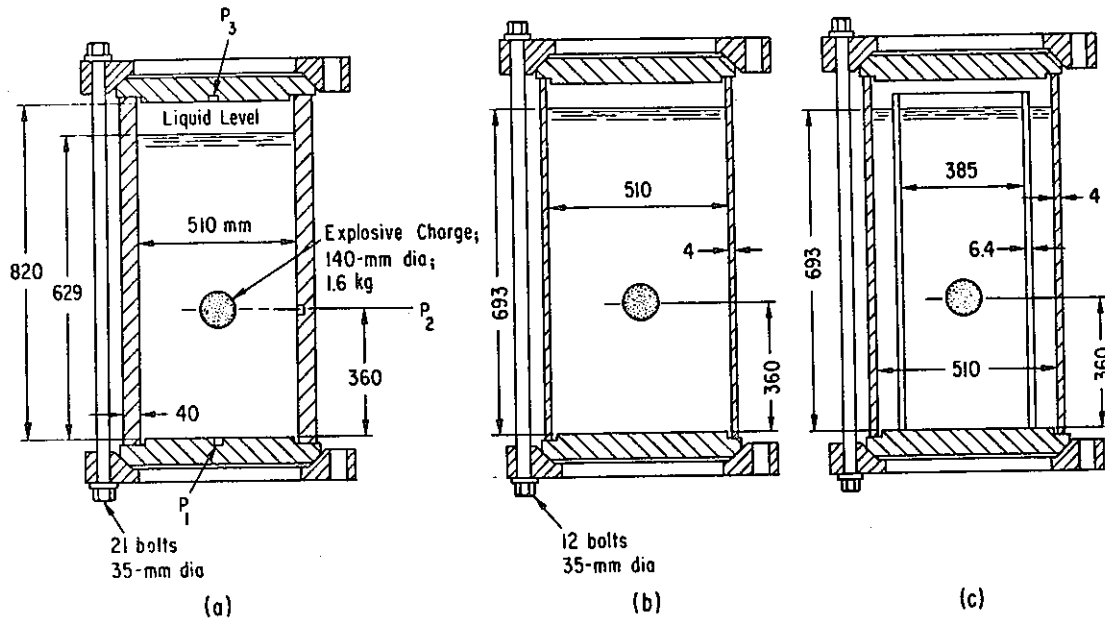


Fig. 1. Test Configurations used in Containment Studies

(a), (b)の解析は、ICECOにより行なわれ、(c)の解析は爆発初期はREXCOにより主に構
造材の変形が、また後半はICECOにより流体挙動の解析が行なわれた。

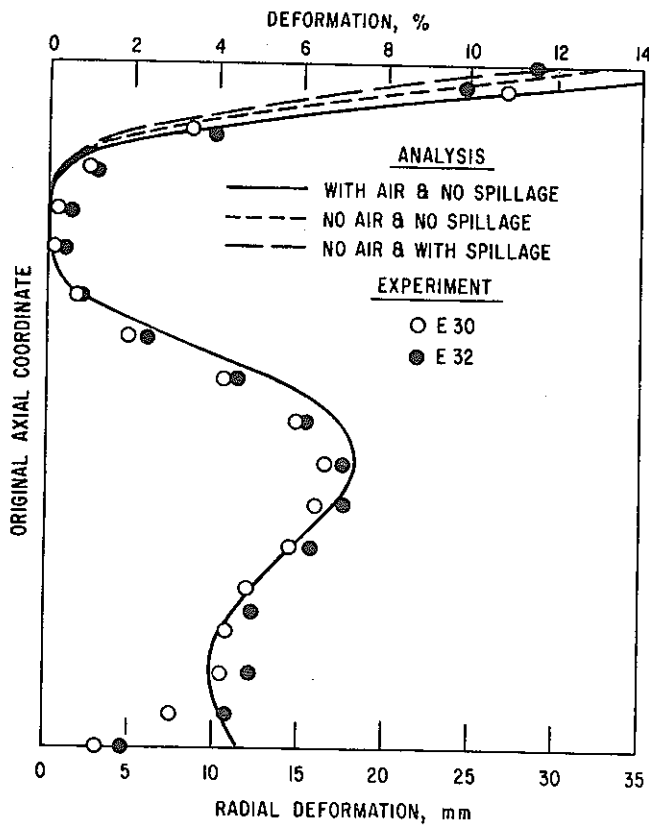


Fig. 5. Comparison of Permanent Thin-Vessel Deformation

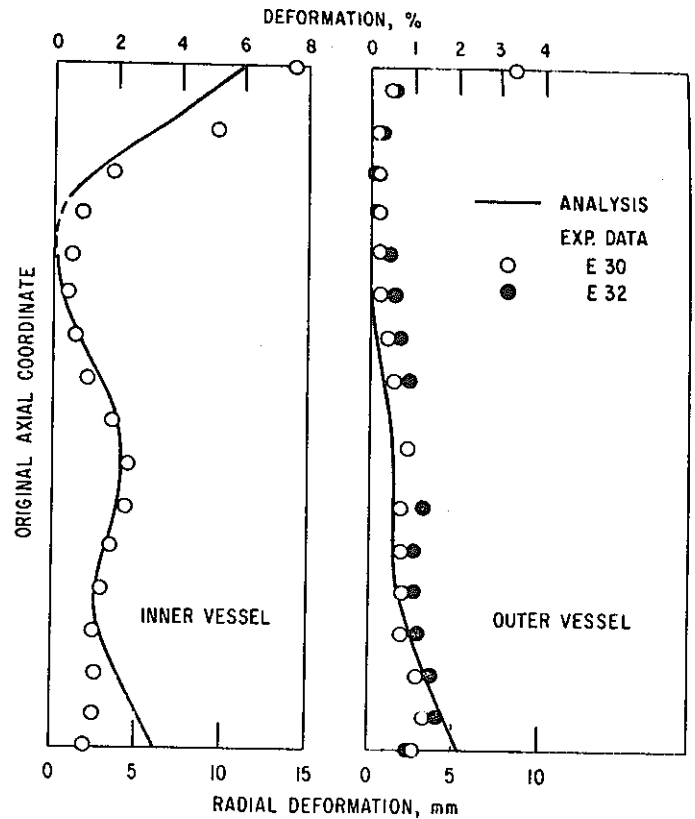


Fig. 6. Comparison of Double-Vessel Deformations

(b)の実験と解析の比較

(c)の実験と解析の比較

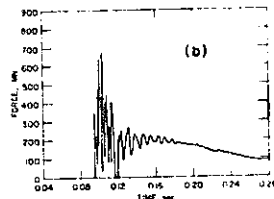
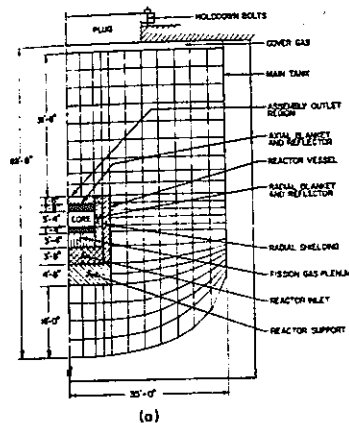
(8) E4/1 Extension of HCDA Safety Analysis to Large PCRV
Containment Structures

(A. H. Marchertas, S. H. Fistedis, A. P. Bazant, T. Belytschko)

(概要)

プレストレストコンクリート容器(PCRV)をFBRに使用する時、HCDAに対する健全性をループタイプ、プールタイプのモデルについて検討したものである。解析結果では head 及び head と側壁の結合部付近がもっとも厳しくなるが、一応本モデルに対しては十分な耐衝撃性があると報告している。

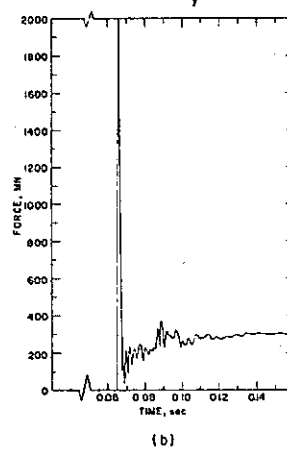
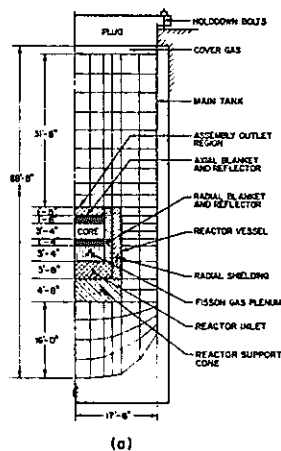
解析法は、最初 REXCO により PCRV に加わる衝撃荷重を求め、次にそれを入力として、FEMコード WHAM により解析する。



1. Mathematical Model and Plug-Force Loading History of the 70 ft-dia. Pool-Type Reactor

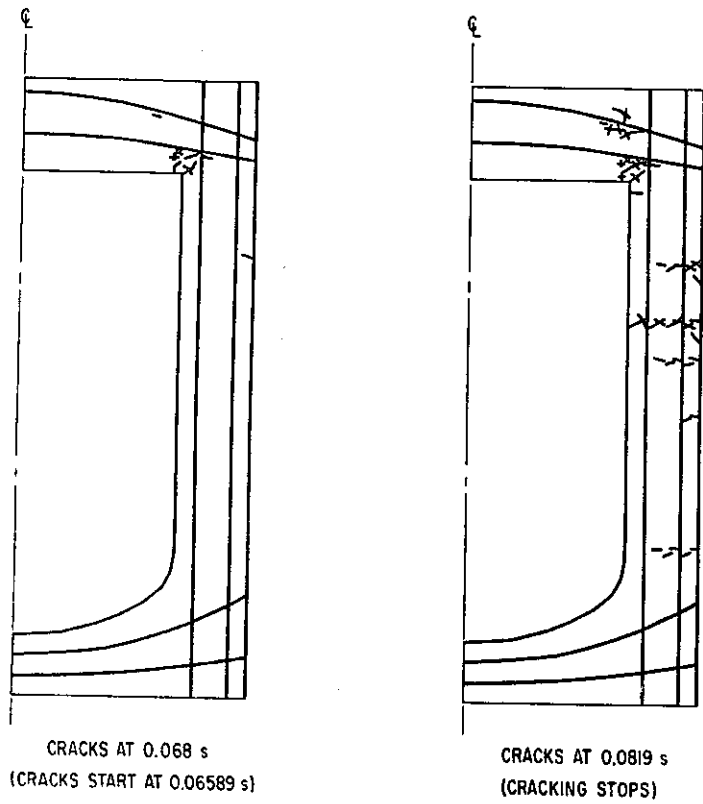
プールタイプ容器の計算モデル

プラグにかかる力の時刻歴



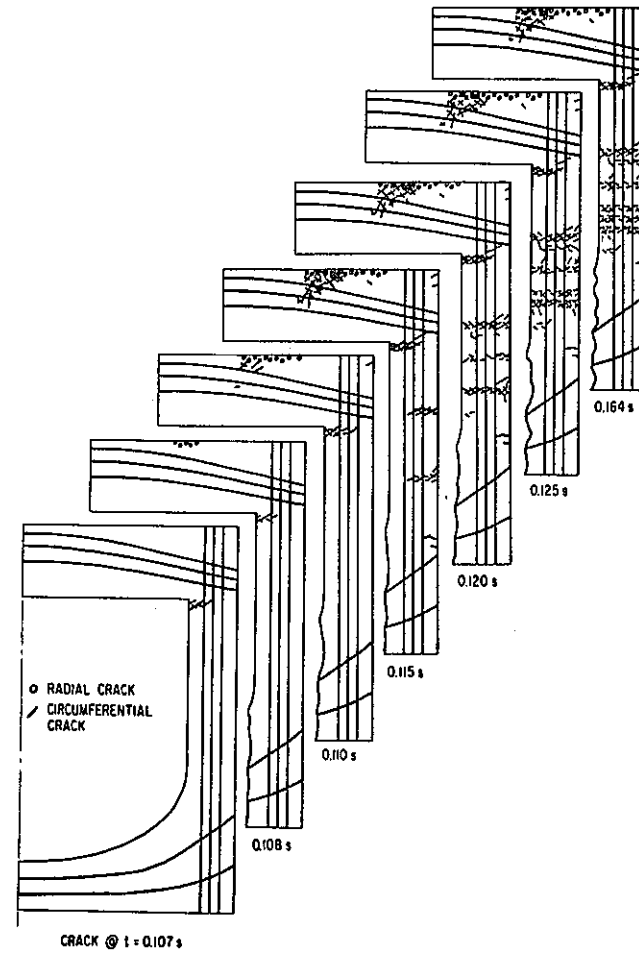
2. Mathematical Model and Plug-Force Loading History of the 35-ft-dia. Loop-Type Reactor

ループタイプ容器の計算モデル



9. Sequence of Crack Patterns for the Loop-Type Model

ループタイプ容器のクラックの進行



10. Sequence of Crack Patterns for the Pool-Type Model

プールタイプ容器のクラックの進行

(9) E4/3 On the Computer Simulation of LMFBR Piping Systems

(M. T. A-Moneim, Y.-W. Wang, S.H. Fistedis)

(概要)

流体と構造物を結合した二次元の配管系圧力波伝播解析について述べたものである。

解析方法は、(1)流動解析にはICE法を、構造解析には有限要素法を適用。(2)エルボ、バルブ、レデューサー、エキスパンション、IHX、ティーなどの機器がモデル化され、それらが直管モデルと結合される。(3)外壁は軸対称シェルとして取扱われ、コンヴェクティブ座標系が採用。(4)内部に設けられた壁は剛とし、半径方向あるいは軸方向のメッシュ境界に限定されたもののみ考慮。(5)IHX内の管部は流路断面積の減少、抗力の効果を模擬した一様な構造物で近似。(6)流動解析からは構造物に負荷される圧力が計算され、構造物は流動解析の境界条件として取扱われる。

計算は図1と図3に示す2通りについて行なわれ、それぞれの結果を図2、図4に示した。入力圧力波形はそれぞれ図1、図3に示されているが、それとの比較から圧力源に比して複雑な圧力挙動を示しており、持続時間も長くなっていることが分る。

また管部は圧力波伝播現象に対してあまり影響を及ぼさないことが分った。

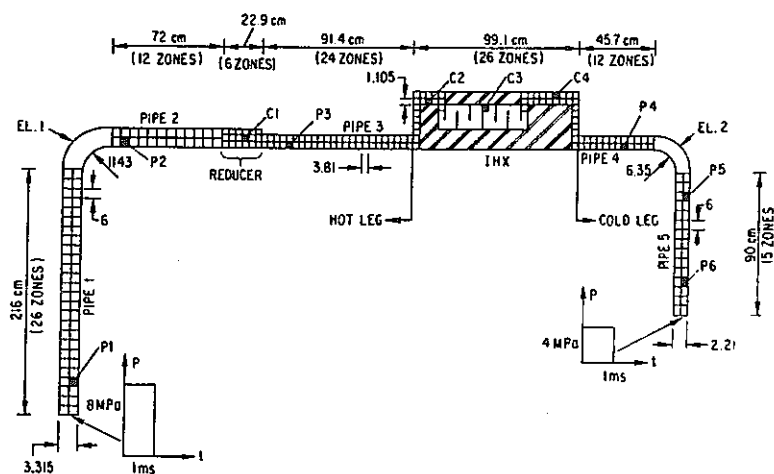


Fig. 1. Mathematical model of the 1/10 scale IHX within a simplified primary heat transport system.

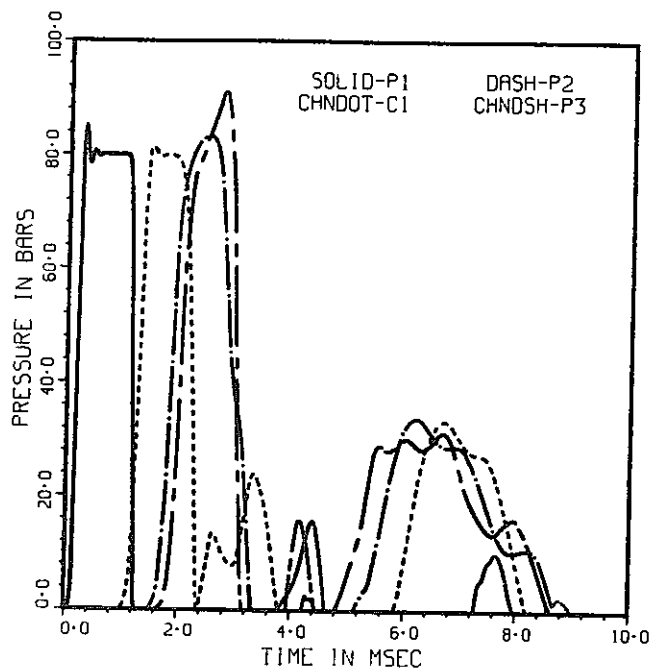


Fig. 2 Pressure histories at locations P1, P2, C2 and P3.

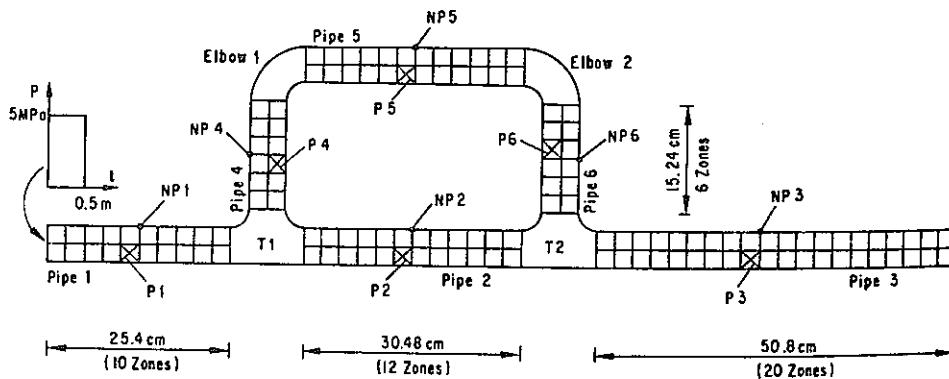


Fig. 3 Mathematical model of the closed-loop branch of problem 2.

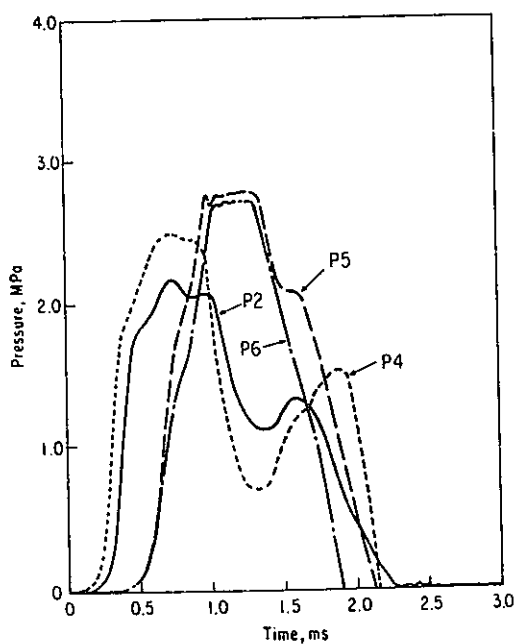


Fig. 4 Pressure histories at locations P2, P4, P5, and P6 of pipes 2, 4, 5 and 6.

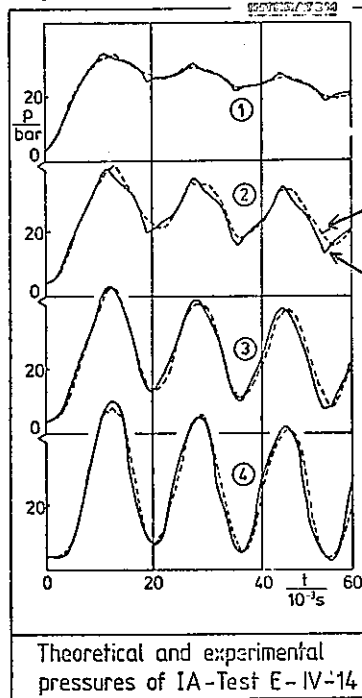
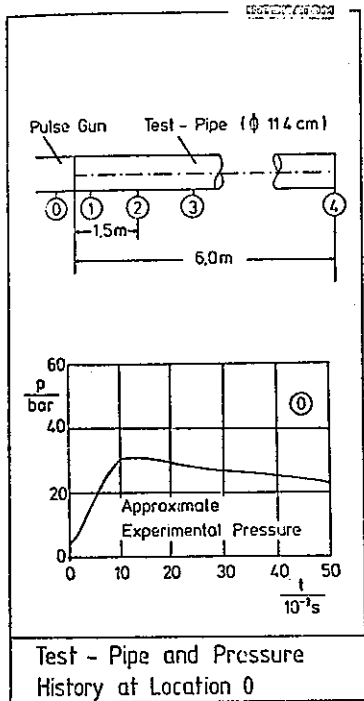
(10) E4/5 Analysis of Mechanical HCDA Consequences in the Coolant Loops for Demonstration of Primary Containment Integrity in SNR 300

(B. Giese, R. Pollak)

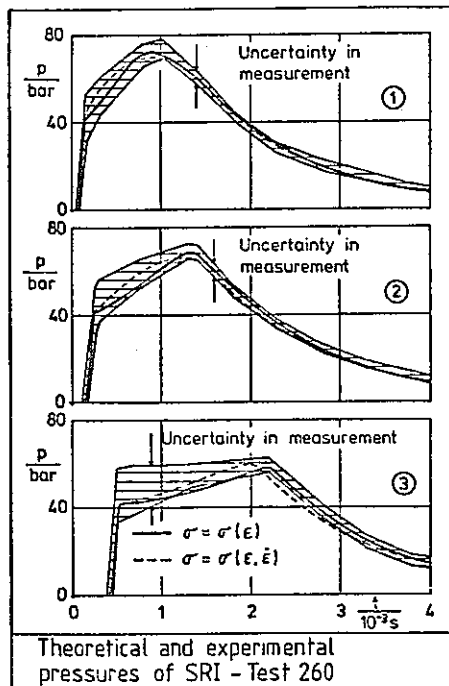
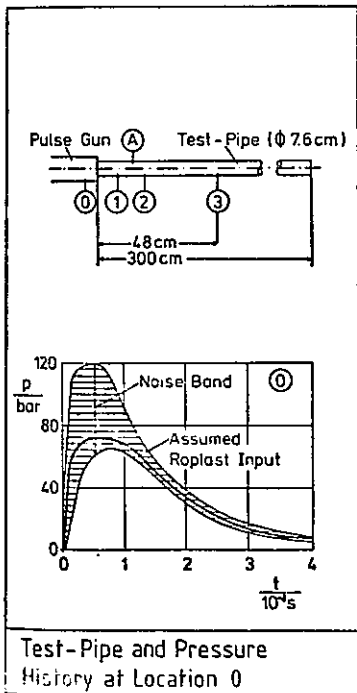
(概要)

仮想事故時における SNR-300 1次冷却系の健全性を評価するための解析手法の検証を目的に実験の実施、解析との比較が行なわれた。本報告はその概説である。

使用計算コード ROPLAST は圧縮性 1次元流れであるが配管の塑性変形を考慮できる。



実験 Interatomでの実験
解析 変形は弾性範囲内



SRI での実験
変形は塑性領域まで

(11) E4/7 The Response of Water-Filled Pipes to Pressure Pulses

(C.M. Romander, D. J. Cagliostro, A. L. Florence, J. K. Gran)

(概要)

配管内の圧力波伝播に関する塑性変形，エルボの影響を明らかにするための実験について述べたものである。

実験方法は，(1)直管のみの試験とエルボを伴う配管での試験の2通りである(図1参照)。(2)圧力波伝播媒質には水を使用。(3)圧力発生源にはパルスガンを用い，入力波は約2200 psi，立上り0.125 msec程度。(4)塑性変形を生じさせる配管部材にはNi 200 ($3'' \phi_{OD} \times 0.065''$)を使用。

実験結果はANLで開発されている計算コードと比較される。また実験結果から得られた結論は次の3点。(1)剛なパイプでの高圧はNi配管部の入口から6D(D:配管径)の領域内で塑性変形のため降伏圧力まで減衰する。(2)従来の解析と反するが，エルボ部で15%の圧力低下が認められた。(3)エルボから1.5インチ離れた下流では一次元的である。

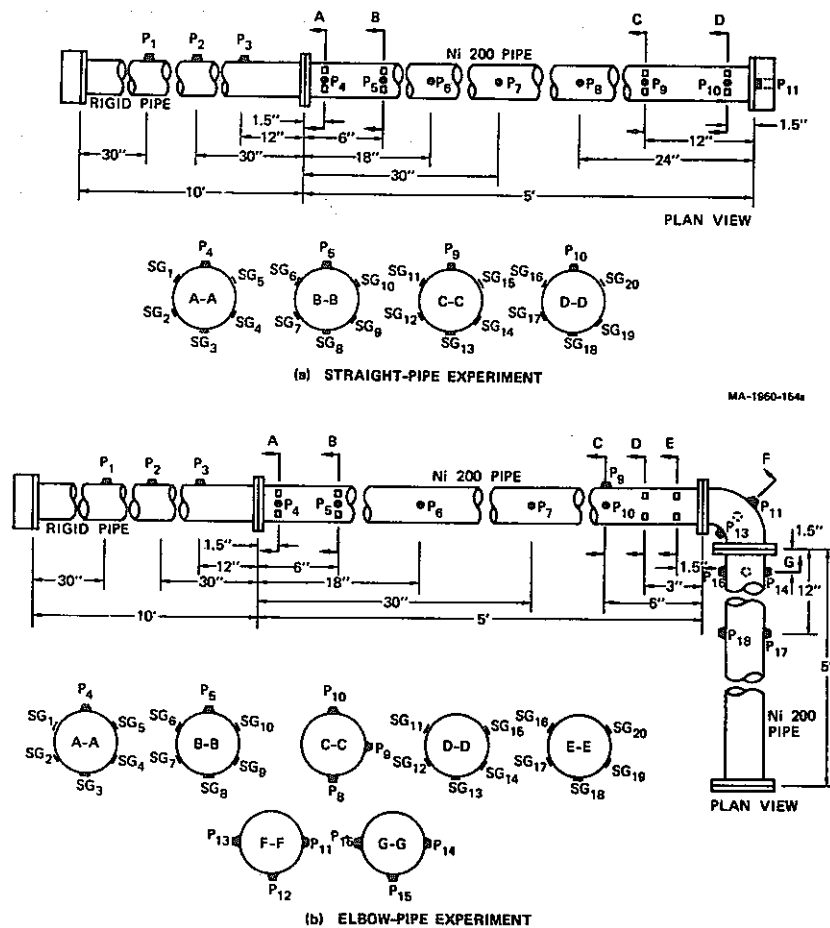


FIGURE 1 INSTRUMENTATION LAYOUT FOR FLEXIBLE PIPE EXPERIMENTS

(12) E5/6 Initial Pressure Spike and Its Propagation Phenomena in
Sodium Water Reaction Tests for MONJU Steam Generators
(M. Sato, H. Hiroi, N. Tanaka, M. Hori)

(概要)

出張者広井(大洗, SG安全性試験室)の発表論文である。

大洗工学センター, SG安全性試験室の大リーク・ナトリウム-水反応試験装置(SWAT-1)および蒸気発生器安全性総合試験装置(SWAT-3)の試験結果のうち, 初期スパイク圧とその二次系への伝播に関してまとめたものである。

初期スパイク圧に関しては, ①その波高値が初期注水状態に依存すること, ②容器径(D)の異なる体系では無次元解析を行ない, q_{st}/D^2 で整理できること(q_{st} : 定常注水率)を示した。

圧力波伝播に関しては①実験結果と計算コード SWAC-5K との比較を行ない, ②第1パルスに関しては SWAC-5Kで予測できること, ③その後はキャビテーションが発生していると考えられる, ことを示した。

発表後の質問は SWAC-5Kに関するもので, ①配管の塑性変形が考慮されているのか, ②配管系は movable であるがその取扱いがどうなっているのか, の2点であった。

なお, 本発表に関連した内容は原子力学会「51年秋, C50」, 「52年秋, E20」で発表されている。また発表論文は動燃レポート「PNC SN941 77-60」になっている。

(1) F1/3 Stress Distributions of an Elbow with Straight Pipes

(T.Kano, K.Iwata, J.Asakura and H.Takeda)

(概 要)

本論文は面内曲げ、および面外曲げモーメントを受ける直管付きエルボの弾性応力分布を詳細に解析したものである。有限要素法による数値解法の発達によって、複雑な負荷条件下での複雑な構造物の非弾性解析が行なわれるようになってきた。最近では配管系全体の非弾性解析を行なった例も珍しいものではなくなってきた。しかしながらエルボ自体についていえば、弾性解析に限定したとしても、必ずしも基本的な挙動が完全に明らかにされているとはいえないのが現状である。例えば、エルボと直管の相互作用を考慮した場合、たわみ係数や応力指数はどうなるのか、エルボの肉厚の不均一性の効果はどうか、エルボの不整が応力と変形にどう影響するのか、あるいは溶接部はどう評価すればよいかなど数多くの課題が残されている。

そこで本論文は、まず両端に直管の付いたエルボに面内曲げおよび面外曲げモーメントが作用した場合の応力分布の全体像を詳細に把握することを目的とした。解析には三つのタイプの有限要素モデル化を行ない、正確な解を追求する一方、相互比較によりそれぞれの解の妥当性と傾向に関する知見を得ることとした。三つのモデル化と使用プログラムは次の通りであった。

- 四辺形平板要素 (ANSYS プログラム)
- 高次六面体要素 (ASKA プログラム)
- エルボ要素と梁要素 (MARC プログラム)

また、本論文ではポスト、プロセッサを作成し直管付きエルボの全体的応力分布を理解するための二次元表示を試みた。

上記解析結果から次のことが明らかとなった。

- 1) 四辺形平板要素による解は、高次六面体要素の解とかなり良好な一致を示した。
- 2) エルボ要素を使用する場合は、エルボー直管接合部近辺で偏平化を過大評価するほか面外荷重に対してねじりおよびせん断応力を考慮できないという問題がある。しかし、全体的応力分布を見る限りでは適当であるといえる。
- 3) エルボー直管接合部では複雑な応力分布が生じるが、最大応力はエルボの中央近辺で発生するのが一般的であり、エルボと直管の相互作用を考慮に入れられない近似方法で応力を評価しても安全であるといえる。

- 4) エルボ-直管接合部は連続的であるように見えるが、ここでは不連続的な応力が発生しているので、その部分の詳細な解析には細かい分割が必要である。
- 5) 応力分布の二次元的表示は直管付きエルボの応力分布の全体像を示すのに有効であった。

本論文に関連する質問として、計算時間に関するものがあつた。目安として、筆者の側よりシェル要素による解析の場合、約20分(CDC6600)を要した旨が述べられた。また、エルボ要素と梁要素の結合(tying)はどうするのかとの質疑応答があつた。その他、ASMEの撓性係数との比較をしてはどうかとか、これと同様な問題の解析をAdiniがInt. J. Computers & Structures に発表しているので比較してみてもどうかなどのコメントがあつた。

(1) K1/1 The Determination of Seismic Design Criteria

(P. C. Jennings)

(概要)

原子力プラントの耐震設計 criteria を見直す時、今後もっとも重要な因子となると考えられる次の4つに関して著者の私見を述べたものである。

- 1) マグニチュード
- 2) 設計用応答スペクトルの形状及びレベル
- 3) 確率統計論的手法の役割
- 4) 耐震設計 criteria に存在する conservatism について

(2) K1/2 Measures Taken in the Member Countries of the European Communities for Anti-Seismic Design Compared to Actual US Practice

(W. Vinck, H. A. Maurer)

(概要)

EC加盟のほとんどの国における耐震設計 criteria は米国に準じているが、一般に欧州にとっては厳しすぎるものである。

また米国では0.33～6secの波全般について考えているのに対し欧州では0.3sec付近の波を基準にしている。更に水平、垂直加速度の比がかなり米国と違っている等のため、耐震設計 criteria の見直しが始まっているが、そのためには多くの地震記録が必要であり、特に原子力プラントには計測器類が積極的に設置される様になっている。

(3) K1/3 Seismic Risk Maps of Switzerland

(R. Sägesser, B. Rast, H. Merz)

(概要)

SFD (Swiss Federal Division on Nuclear Safety) の協賛のもとに行なわれた、スイスの地震に対するリスクマップ作成の概要について述べたものである。

作成はスイスを中心に隣接国までも含む3000にも及ぶ事象を参考にMITでCornellらが開発した確率論的手法を用いて行なわれた。本リスクマップは将来スイスの原子力プラント建設時に参考とされるばかりでなく、他の化学プラントのサイト決定時にも有効なデー

タとなると述べている。

(4) K1/4 Development of Ground Response Spectra from Site Mercalli Intensities

(S. D. Werner, H. S. Tsao)

(概要)

米国におけるかなりの地震記録はMM震度階により整理されているので、また設計に対する入力地震波もMM階の関数とするのが良い。すなわち従来の平均応答スペクトルはあくまでも平均的なものであるが、これに対して地震強さに依存する応答スペクトルが必要であると主張している。

186のデータ解析の結果、上記主張は妥当であるが、MMVII以上についてはデータが少ないため今後とも検討を重ねる必要があると報告している。

(5) K1/5 Significance of Seismic Response Spectrum Normalization in Nuclear Power Plant Design

(J. S. Dalal, P. R. Perumalswami)

(概要)

耐震設計で使用されている応答スペクトルは一般に加速度最大値で規準化したスペクトルの平均値であるが、規準化は加速度最大値によるもの以外に

- 1) 速度最大値
- 2) 変位最大値
- 3) 加速度-速度-変位最大値同時考慮
- 4) スペクトル強さ
- 5) 加速度 r.m.s.

等多くの方法がある。著者は、これら規準化による応答スペクトルへの影響について解析した結果、原子力プラントで対象とする周波数領域については、特に応答スペクトルの形状については規準化の違いによる影響はほとんどなく、従来の加速度最大値による規準化で十分であると述べている。

(6) K1/6 Comments on Earthquake Response Spectra

(B. Mohraz)

(概 要)

耐震設計の入力となる応答スペクトルは沖積層上の加速度記録が基礎となっているが、平均応答スペクトルが採用されるため、地盤条件、地形変化、継続時間長等の平均応答スペクトルへの影響は考慮されていない。そこで本論文はこれらの影響を54の地震波形について解析検討したものである。

(7) K1/7 Cyclic Characteristics of Earthquake Time Histories

(J. R. Hall, Jr., D. K. Shukla, J. F. Kissenpfennig)

(概 要)

疲労解析に必要となる地震波の等価疲労サイクル決定の一方法について述べたものである。方法は次の通り。

- 1) 地震波をFFTにより振幅と位相差に分解する。
- 2) 時間的に変化する振幅と位相を有する回転ベクトルの軌跡が地震波と考える。
- 3) 2)を仮定できるなら、回転スペクトルの回転数が等価疲労サイクル数となる。

(8) K1/8 [論文なし]

(9) K1/9 Simulated Earthquake Ground Motions

(E. H. Vanmarcke, D. A. Gasparini)

(概 要)

最近の擬似地震波創成手法のレビューである。

さらに例題として擬似地震波作成プログラムSIMQKEによる地震波を創成する。

SIMQKEの基礎はもっとも標準的手法である。すなわち

$$Z(t) = I(t) \sum_n A_n \sin(\omega_n t + \phi_n)$$

$I(t)$ はエンベロープ関数で任意に与えられ、 A_n は所要のスペクトルより求められる。

(10) K1/10 Automated Generation of Spectrum Compatible Artificial
Time Histories

(G. Kost, H. Kamil, A. Gantayat, T. Tellkamp, F. Weber)

(概要)

与えられたスペクトルを満足する人工地震波の創成法について述べたものである。

手法は次の通り。

- 1) 定常確率過程の発生及びエンベロープ関数の決定
- 2) 上記地震波のフーリエ変換により振幅と位相を求め所要のものと比較
- 3) 特に局部的に異なる個所がある時再度シミュレート
- 4) 3)の中でも特に最大応答が発生しそうな周波数領域についてはよく一致させる。

以上1)～4)を反復法により要求されるスペクトルに一致するまで行なう。

上記手法を用いたコンピュータコード EDAC/SEQGEN により解析したところ、R G 1.60 で与えられているスペクトルと5～7%のみの相違であり非常によく一致していると述べている。

(11) K1/11 Criteria for the Generation of Spectra Consistent Time
Histories

(C. W. Lin)

(概要)

人工地震波を作成する時、自然地震波にくらべるとかなり高周波成分が含まれることが多い。また継続時間長についても、これは特に疲労評価に影響を及ぼすのでどの程度の時間長を想定するか重要な問題である。

本論文は、人工地震波作成時の基本的思想について述べたものである。

(12) K1/12 Application of Method of Characteristics in Seismic
Analysis

(W. Huang, D. C. Gupta, P. K. Agrawal)

(概要)

地震時における地盤の挙動は、元来地盤特性が非線形であるため解析は非線形解析となることが多い。その場合、現在、等価線形化法がしばしば使われているが、特に強震動で高周

波数領域に対する応答計算の場合には等価線形化法では不都合の生じることが多く、本来の非線形解析が必要であると述べている。

本論文では特性曲線法により地盤振動の解析を行ない、前記等価線形化法と比較した結果、等価線形化法では剪断応力、加速度値とも過大評価になると報告している。

(13) K1/13 Strong Ground Motion Spectra for Layered Media

(A. Askar, A. S. Cakmak, H. Engin)

(概 要)

地盤の非線形性のため、地震時挙動解析はしばしば非線形解析となるが、その手法は色々開発されている。

ここでは層状地盤に対する解析を、特に基盤に強震動がはいった時の地震波振幅の地盤応答スペクトルに及ぼす影響という点に重点をおき行なっている。

解析は、応力-歪関係を Ramberg-Osgood の関係の近似形で代表させ、ポアンカレ法を拡張した摂動法を用いて実施した。

(14) K1/14 An Improved Algorithm for Non-Linear Soil Amplification

(E. Kausel, J. T. Christian, F. J. Laplante)

(概 要)

非線形地盤振動の解析法の一つとして反復法により等価的なヤング率、減衰を求め線形系として近似的に解析する、いわゆる等価線形化法があるが、コンピュータコード SHAKE もその一種である。

本論文は計算時間短縮のために SHAKE のアルゴリズムが改良されたが、その改良点の概略の説明である。

(15) K1/15 Shear Stress Distribution due to Shear and Rayleigh
Wave Propagation at Deep Soil Sites

(J. R. Hall, Jr., D. K. Shukla, J. F. Kissenpfennig)

(概 要)

本論文は地盤の剪断歪を地表面からの深さの関数として波動論的に求めたものである。

その結果によれば、地盤の剪断歪分布は、地表面での地震波主成分が剪断波であるか、レ

一レー波であるかにより大きく影響を受け、レーレー波による剪断歪は剪断波によるもの
に比べて、地表面近傍では大きな値を示すが、深さが増加するにつれ、急速に小さくなって
いくと述べている。

(16) K2/1 Soil-Structure Interaction Analysis by Finite Element
Methods - State of the Art

(H. B. Seed, J. Lysmer)

(概要)

本論文は、最近の建家と地盤の相互作用に関する研究の概要をまとめたものである。著者
によれば従来の建物の様に基礎部のうめ込みが少ないものについては、相互作用を考慮する
必要はないが、高層ビルや原子力プラントの様にかなりのうめ込み深さを有するものにつ
いては、十分な相互作用の検討を行なう必要があると述べている。

現在使用されている主な解析モデルは次の様である。

(1) 広領域地盤内に1つの軸対称建物が存在

(2) 小領域地盤内に "

ただし外の地盤との transmitting boundary を考慮

(3) transmitting boundary を考慮した波動論による平面応力解析

(4) 複数の建物を考慮した3次元モデル解析

ただし波動逸散効果を transmitting and viscous boundary にて考慮

(5) 小領域地盤に複数の建物がある3次元モデルに対する確率論手法による解析

ただし、外の地盤との transmitting boundary を考慮

ただし、上記いずれの解析においても、実際には垂直方向の波動伝播があるが、それらは
小さいので水平方向の波動伝播のみを考えている。

上記解析モデルによるコンピュータを用いた解析は、設計に多大の貢献をしているが、精
密なモデルであればあるだけ計算時間、計算費用の増加をまねいており、できるだけモデル
を簡略化—ただし真の振動特性を見失わない程度で— する必要があるが、そのためには、
最終的には工学的判断が重要となると述べている。

(17) K2/2 Comparative Aseismic Response Study of Different Analytical Models of Nuclear Power Plant

(T. Takemori, Y. Ogiwara, T. Kawakatsu, Y. Abe, K. Kitade)

(概要)

耐震設計における原子力プラント基礎部のモデル化には、バネマス系置換型と F.E.M によるメッシュ分割の 2 通りある。本論文では両者を比較し、バネマス系では十分な基礎部のモデル化ができず、F.E.M では計算時間の増加があり、一長一短であるため修正バネマス系を提案し、その有用性を述べている。

(18) K2/3 Finite Element Random Vibration Method for Soil-Structure Interaction Analysis

(M. P. Romo-Organista, J. Lysmer, H. B. Seed)

(概要)

建家-地盤相互作用を考慮した地震応答解析は現在ほとんど決定論的に求められるが、これはあくまでも対象とした入力地震波のみに対しての評価であり、他の地震波に対してはどのような挙動をとるか保証できない。この欠点に対処するには確率論的な不規則振動解析を行なわねばならない。

そこで筆者らは FEM を基盤とする不規則振動解析コード PLUSH を開発し、従来のコードと比較した結果よい一致を示したと述べている。

(19) K2/4 Numerical Analysis of Soil-Structure Systems of Unbounded Geometry

(R. J. Melosh, O. Buyukozturk)

(概要)

建家と地盤の相互作用解析において、地質的に地盤の境界が十分に建家から離れている時工学的にそれは半無限媒質と考えられるが、数値計算上は無限遠までの計算は不可能であるから何らかの近似的取扱いが必要となる。本論文もその近似解法の一つであり、実際の境界条件を十分に満たす様な仮想境界を設定し、反復法により非線形振動解析を行なうものであ

る。

(20) K2/5 Nonlinear Seismic Soil-Structure Interaction Analysis
of Nuclear Power Plant Structures

(J. K. Khanna, A. V. Setlur, D. V. Pathak)

(概要)

非線形性まで考慮できる3次元建家-地盤相互作用解析コードの概要の説明である。基礎理論はライスマー等により開発された手法であり、LUSHあるいはFLUSHコードと似ているが、本コードの特徴は地盤の質量マトリックス、剛性マトリックスより構成される

「eigen element」と呼ばれる仮想的要素を設定し、他の地盤のF.E.M要素と連成させることにより非線形問題を解く所にある。

本理論によるコードで計算した結果は、従来の方法によるものと良い一致を示したと述べている。

(21) K2/6 Dynamic Analysis of Embedded Structures

(E. Kausel, R. V. Whitman, F. Elsabee, J. P. Morray)

(概要)

建家-地盤相互作用の解析は、一般にF.E.Mで行なわれるため計算時間が多くかかる。このため各種の簡略化手法が考案されており、本論文もその一解法の説明である。基本的な理論は次の通り。

(1) 建家を massless (境界のみを規定)として地盤のみの地震応答解析

(2) 建家を囲む基礎部の周波数依存型剛性の決定

この段階がいわゆる「soil spring」の評価である。

(3) (2)で求められた soil springにより支持された建家が(1)で求められた基礎部の変位を受けたものと考えて建家の応答を計算。この時の応答値が建家-地盤相互作用を考慮した地震応答解析結果になっている。

(22) K2/7 Earthquake Response of Nuclear Reactor Building Deeply
Embedded in Soil

(T. Masao, M. Hirasawa, S. Yamamoto, Y. Koori)

(概要)

原子力プラント建家の埋め込み深さが地震時挙動に与える影響を実験と解析の両面から研究したものである。

解析モデルとしては

(1) 質点系モデル

(2) 波動論モデル

(3) F. E. M.モデル

を考え、各々のモデルの特徴についても論じている。

解析及び実験の結果、埋め込み深さが大きいものは、波動逸散減衰が大きく、固有振動数も高い。また100%埋め込みしたものについてもスウェイよりロッキングモードの方が大きいことが明らかとなった。

(23) K2/8 Earthquake Analysis of Structures Including Structure -
Soil Interaction by a Substructure Method

(A. K. Chopra, J. A. Guttierrez)

(概要)

建家と地盤の相互作用の解析を行なう時、計算時間短縮等の理由からしばしば substructure 法が用いられるが、本論文は、その一般論の説明と例題計算結果の報告である。

(24) K2/9 On Linear Soil - Structure Interaction : A Review

(J. E. Luco)

[論文なし]

(25) K2/10 Experimental and Analytical Investigations in Nonlinear
Dynamic Soil - Structure

(C. Chan, G. E. Howard, P. Ibanez, C. B. Smith)

(概要)

建家と地盤の相互作用解析における非線形性考慮の必要性について述べたものであり、非線形性を考慮することがきわめて重要であることを明示するため、著者らは、実験及び解析計画を立て、現在実施中であるが、その概要についても述べている。

(26) K2/11 Monodimensional Schematization of Soil for Seismic
Response Analysis

(D. Costes)

(概要)

建家と地盤の相互作用解析では通常質点系モデルとF.E.Mモデルの2通りが用いられるが、それぞれ一長一短がある。

質点モデルの限界は

- i) 減衰、地盤効果を厳密には考慮できない。
- ii) 基礎部インピーダンスの評価が十分にできない。
- iii) 地盤に存在する非線形性を考慮できない。

一方、F.E.Mでも次の様な限界がある。

- i) 解析モデルにおける基盤での逸散減衰を考慮することは困難である。
- ii) 要素数が多く計算時間が大

そこで著者は、上記モデルの欠点をカバーする新しい解析モデルを考案した。当モデルは次の様な特徴を持ち、

- i) 埋め込み、減衰を考慮できる。
- ii) 少ない有限要素で3次元の挙動の効果を評価できる。
- iii) 逸散減衰効果を考慮できる。

具体的には、半球状基礎部を持ち地盤を半円殻で展開する。

本モデルを使用した原子炉建家の応答解析結果は従来の方法のものと良い一致を示したと報告している。

- (27) K2/12 The Effects of Soil-Structure Interaction Modeling
Techniques on In-Structure Response Spectra
(J. J. Johnson, D. A. Wesley, I. T. Almajan)

(概要)

一般に建家内の応答曲線を作成するには、最初建家-地盤相互作用の解析を行ない、次に建家内の応答を求めるが、かなり手数がかかる。そこで著者は簡略モデルを考案し、HTGRのRCB, PCRVを対象として3次元解析を実施した。その結果、簡略モデルは水平動に対する応答スペクトルの作成には有効であるが、垂直動に対する応答スペクトルは過大評価しすぎることが明らかとなった。

- (28) K2/13 Effective Seismic Input through Rigid Foundation
Filtering
(D. Ray, D. P. Jhaveri)

(概要)

建家と地盤相互作用解析における簡易計算法の紹介である。簡易法ではあるが地盤の波動逸散効果を考慮できる。モデルとしては建家と地盤の中間部にあたる基礎部を一種のフィルターと考えエネルギーの受渡しを行うことにより、相互作用の解析を可能にしている。

- (29) K2/14 Assessment of Seismic Wave Effects on Soil-Structure
Interaction
(D. L. Bernreuter)

(概要)

建家と地盤の相互作用解析用モデルの1つとして、基礎部を剛とし、バネ系に支えられた質点系モデルを考えることが多いが、この場合基礎部はどの点も同一の波により一様に動くことが仮定されており、波動伝播経路の相違による地震挙動へ及ぼす影響は考慮されていない。そこで著者は質点系モデルへの入力としての波動をその伝播経路について考察し、その重要性について報告している。

(30) K2/15 Base Response Arising from Free-Field Motions

(J. R. Whitley, J. R. Morgan, W. J. Hall, N. M. Newmark)

(概要)

建家と地盤の相互作用解析において、質点系モデルを用い、自由境界のデータより建家の応答スペクトルを推定する方法を提案している。モデルは建家のロッキング、ねじりを考慮しており、計算結果と実験データを比較した結果、両者は良い一致を示したと報告している。

(31) K2/16 Seismic Response Analysis of Nuclear Reactor Buildings under Consideration of Soil-Structure Interaction with Torsional Behaviour

(N. Mizuno, T. Iida, Y. Tsushima, T. Araki, O. Nojima)

(概要)

建家と地盤の相互作用を考慮した建家の地震応答解析において、建家モデルを曲げ-剪断連成型かつねじりまで考慮すると解析は3次元解析となり複雑になる。そこで著者らは、比較的簡単に解析できる手法を開発し実験値と比較した結果、良い一致を示し本手法の妥当性を確認できたと述べている。

(なお著者らが対象としたモデルは浜岡原子力発電所である)

(32) K2/17 The Multiple Structure-Soil Interaction Problem

(J. V. Parker, K. M. Ahmed, A. S. Ranshi)

(概要)

従来、建家と地盤の相互作用解析においては、ただ一個の剛体としての建家基礎部を考えているのみであったが、実際には異なる基礎部を有する建物が1つのプラント内にいくつかあり、それが他の建物の振動挙動へ影響を及ぼしている。

著者らは建物が2つある場合の効果について検討した結果、次の点が明らかとなった。

- i) 硬地盤 (S波速度 2000 m/sec) の時には2建物間の連成効果はほとんどない。
- ii) 軟地盤 (S波速度 500 m/sec) の時には、連成効果を考慮するか否かにより特に床応答スペクトルのピーク値に大きな影響を及ぼし、この現象は2建物間の距離が減

少するほど顕著である。

- (33) K2/18 A Modified Rigid Base Approach for the Seismic
Analysis of Nuclear Power Plants
(S. K. Chakraborty, A. N. Mukherjee)

(概要)

建家と地盤の相互作用解析において、より厳密に解こうとすれば広領域の地盤まで考慮したF.E.Mとなり計算時間及び費用の増大となる。このため多くの簡易計算法が提案されており、本論文もその一つである。解析モデルとしては、水平挙動に対してスウェイ、ロッキングばねを考慮し、垂直挙動に対しては上下方向に作用するばねを考慮している。また地盤の減衰として

$$\text{水平方向減衰定数} = 0.05 \left\{ 1 + \left(\frac{3 \times 10^6}{E_{\text{soil}}} \right) \frac{1}{100} \right\}$$

$$\text{垂直方向減衰定数} = 0.05 \times \frac{0.150}{\rho} \times \frac{\nu}{0.30}$$

を仮定して解析を行なった結果、前記F.E.Mにより求められた値とかなり良い一致を示したと報告している。

- (34) K3/1 Experimental Data for Dynamic Modeling of Structures,
Systems and Components
(C. B. Smith)

[論文なし]

- (35) K3/2 Seismic Analysis of Structures by Simulation
(C. Sundararajan, A. C. Gangadharan)

(概要)

本論文はモンテカルロ法による確率論的地震応答解析を実施する時の一般論について主に述べたものであり、内容は主に次の3点に分かれている。

- i) 人工地震波創成の観点から見たモンテカルロシミュレーション手法
- ii) パワスペクトル解析上における上記手法の長所と欠点
- iii) ハイブリッドタイプのモンテカルローパワスペクトル法の開発

(36) K3/3 A Probabilistic Model for Seismic Analysis of Nuclear
Plant Structures

(A. K. Singh, S. Singh)

(概要)

耐震設計を行なう時、材料の不確定性のため安全率を考慮する結果、設計は conservative になりすぎる傾向がある。そこで著者らは、その影響を評価するため、材料の質量、ヤング率、寸法及び減衰がガウス分布する様な確率モデルを考案し、検討した結果、従来の応答スペクトルのピーク値は20～50%も過大評価であったと述べている。

なお本確率モデルの妥当性を評価するため、モンテカルロ法による統計処理結果と比較したところ、2～10%の相違のみであったことが報告されている。

(37) K3/4 Seismic Structural Response Analysis Using Consistent
Mass Matrices Having Dynamic Coupling

(D. E. Shaw)

(概要)

従来耐震設計においては質量マトリックスとしては、いわゆる lumped-mass マトリックスが使用されてきたが、最近では consistent-mass タイプのものも採用される様になっている。consistent-mass マトリックスを用いるということは非対角要素の存在による慣性力の付加を意味し、いわゆる dynamic coupling の問題が起こる。本論文は consistent-mass マトリックスを用いる場合の効果的な計算手法について提案したものであり、数種の例題計算の結果、非対角要素を無視すると、実際より小さな励振係数を示すことが明らかになったと報告している。

(38) K3/5 Response Spectrum Analysis of Coupled Structural
Response to a Three Component Seismic Disturbance

(J. A. M. Boulet, T. G. Carley)

(概要)

三次元入力に対する建家の応答スペクトルを評価する際、しばしば用いられる次の五つの

手法について

- (i) モーダル応答の絶対値の和
- (ii) 二乗和の平方根値
- (iii) 相関法
- (iv) ニグループ分割して(ii)の手法を適用
- (v) リンの方法

比較計算を行なった所、最大変位ベクトルに関して言えば、(i)(iv)(v)は過大評価となる傾向が強く、逆に(ii)(iii)は過少評価となることが明らかとなった。

(39) K3/6 A Finite Element Method for Seismic Response Analysis

(I. W. Yu)

(概要)

建家の地震応答解析を行なう際、基礎部の挙動としては、入力波のねじり成分が小さいということで、しばしばねじり振動が無視されるが、この仮定が常に妥当であるか否かを F.E.M.を用いて検討したものが本論文である。解析はねじりを考慮するためねじりに対する慣性項の取扱いが重要となるが、これはねじりを無視したモデルについて Naval Research Laboratory が開発したモーダル質量誘導法を応用している。

(40) K3/7 Post-Earthquake Evaluation of Nuclear Piping Systems

(V. C. Matzen, H. D. Mcniven, R. L. Mayes)

(概要)

本論文は、地震時原子力プラントの一次及び二次冷却系の破損程度を厳密に検討するための配管系数学モデルについて考察したものである。

モデルとしては Ramberg-Osgood タイプの特性を持つ単純フレームについて主に論じている。

- (41) K3/8 New Beam and Plate Bending Elements in Finite Element Analysis
(T. Kawai)

(概要)

F.E.M解析において使用される梁及板の曲び要素の取扱いに関して新しい手法を提案したものであり、この方法によると曲げ要素の数は梁の場合1/2, 板については1/3に低減でき計算時間の節約になることを強調している。本理論は実験結果とも比較され良い一致を示している。

- (42) K3/9 Dynamic Interaction of Components, Structure, and Foundation of Nuclear Power Facilities
(J. Pajuhesh, A.H. Hadjian)

(概要)

原子力プラントの耐震設計を行なう際、しばしば解析モデルとしては次の様な2段階を考えることが多い。

- i) 建家と地盤の相互作用
- ii) 機器配管系

この場合、i)とii)のモデルの間には相互作用はないという仮定が含まれる。しかし、より厳密な解析を必要とする時には、地盤-建家-機器配管系を同時にモデル化する必要がある。この際、質量及剛性マトリックスの作成に関しては、次元が大きくなるが困難さはない。しかし減衰マトリックスに関しては従来、建家-地盤と機器配管の連成効果を考慮しなかったため相互作用時の減衰の評価には確定した方法がない。そこで著者らは地盤-建家-機器連成系における新しい減衰マトリックスの評価法を提案し、その有用性を例題により示している。

- (43) K3/10 A Simplified Procedure for Evaluating Modal Damping Factors in Structures with Widely Varying Damping Capacities

(L. Brusa, R. Ciacci, F. Restelli)

(概要)

地震応答解析において、減衰を考慮した運動方程式をモーダルアナリシスにより解析する時、厳密解を求めようとすれば一般に減衰マトリックスのために複素固有値解析となり、計算時間の大巾な増加になる。このため近似的に減衰マトリックスの直交性を仮定して実固有値解析にもっていくことがしばしば使われる手法である。しかし、その様な仮定があまり成立しない場合、しかも計算時間はあまり大巾に増加させたくない時には、なんらかの他の仮定を導入して新手法を開発せねばならない。本論文もその一つであり、手法としては非減衰運動方程式より得られたモードの線形結合で、減衰を考慮した場合の複素モードが表わされるという仮定を設けている。

厳密解との比較の結果、線形結合次数はたかだか5～7次程度まで考慮すれば十分に厳密解と一致することが述べられている。

(44) K3/11 Constructing Mathematical Models of Cable Tray and Support Systems to Determine Seismic Response in Nuclear Plants

(F. A. Thulin)

(概要)

原子力発電所の cable tray/support システムの耐震解析を行なうに際して、まずその数学モデルが必要となるが、本論文はモデル決定のため実施された振動試験の概要及び結果について述べたものである。

(45) K3/12 Modeling of Slabs in Seismic Analysis of Nuclear Power Plant Buildings

(P. R. Perumalswami, J. S. Dalal)

(概要)

従来の耐震設計用建家モデルでは床板は十分に剛としたモデルが使用されてきたが、上下動の動的挙動を把握する場合や、床板がそれほど剛とみなせない時には床板の変形も考慮す

る必要がある。厳密には3次元 F E M で求めれば良いが計算時間が膨大となるためあまり実用的ではない。そこで著者らは床板を一本の梁で近似したモデルを考案して解析を実施した所、従来の床板剛のモデルでは特に側壁の地震荷重分布を過少評価することになる。また長スパン、薄肉床板になるにつれ、実際の現象からはずれて来る等が明らかになったと報告している。

(46) K3/13 The Effect of Rotatory Inertia on the Dynamic Response
of Cantilever Structures

(Y. J. Lin, A. H. Hadjian)

(概 要)

耐震設計で建家のねじり成分まで考慮する場合、床の回転慣性が全体の振動挙動に及ぼす影響について、カンチレバータイプの構造物を対象として考察したものであり、解析の結果、床の回転慣性は振動数及び上下方向応答値に大きな影響を与えることが明らかとなった。

(47) K3/14 Model of Cyclic Inelastic Flexural Behavior of Reinforced
Concrete Members

(E. P. Popov, V. V. Bertero, S. M. Ma)

(概 要)

原子力プラントには多くの場所に R C 構造物が存在し、シールド、支持構造等として用いられている。本論文は、この R C 構造物が強震動の様なくり返し荷重によりヒステリシス挙動を示す時、その挙動解明のために採用される数学モデルについて検討したものである。

(48) K4/1 Inelastic Design of Nuclear Reactor Structures and Its
Implications on Design of Critical Equipment

(N. M. Newmark)

(概 要)

本論文は、原子力発電所の耐震設計について特に弾塑性解析を設計上いかに反映していく

かに注目しながら、耐震設計の現状についてレビューしたものであり、次の5項目について主に論じている。

- (i) 設計震度 (SSE, OBE)
- (ii) 地震動
- (iii) 建家と地盤の相互作用解析
- (iv) 減衰効果
- (v) 動的解析手法

(49) K4/2 An Evaluation of Seismic-Resistant Design Methods for Inelastic Structures

(S. A. Mahin, V. V. Bertero)

(概要)

原子力発電所の耐震設計において、弾塑性解析まで考慮する場合の限界設計荷重決定に関する検討を行なっている。

本論文において用いられた手法は、Newmarkらにより提案された ductility factor を用いた一自由度系に対して求められる線形応答を修正した非弾性応答スペクトルに基づいている。

(50) K4/3 Inelastic Seismic Response of Turbine Buildings

(F. J. Hsiu, R. D. Hanson)

(概要)

原子力発電所のタービン建家について SSE に対する耐震設計を行なう際、より経済的な建家とするには非弾性解析を実施する必要がある。しかし厳密な弾塑性解析を行なうには膨大な計算時間となるため各種の簡易評価法が提案されており、本論文もその一つである。基礎理論は Newmark 等により提案された非弾性スペクトル修正法を利用している。

(51) K4/4 Inelastic Seismic Studies of Buildings

(J. Gauvain, M. Livolant, A. Hoffmann)

(概要)

原子力発電所建家の破損強度を精度よく評価するためには、非弾性解析を行なわねばならない。本論文は詳細な非弾性解析を実施する前に梁タイプのシンプルなモデルに対して非弾性解析を行ない、応答スペクトルに与える影響を概略的に検討したものである。

(52) K4/5 Effective Duration of Accelerogram to Produce Response

Maxima

(W. Y. L. Wang)

(概要)

時刻歴応答解析により最大応答値を求めようとする際、一般に地震波全継続時間長に対する計算を行なうため計算費も増大する。そこで本論文は、計算費節約のための最大応答値簡易推定法を提案している。

手法は大別して次の2段階よりなっている。

(i) 最大応答発生時刻の推定

(ii) 最適継続時間長の推定

本手法の妥当性を評価するため、3ケースの多自由度系（基本周期0.21～3.40秒のもの）について従来の方法と比較計算を行なった所、両者の差は5%以下で非常に良い一致を示したと報告している。

(53) K4/6 Comparison between Time-Step-Integration and

Probabilistic Methods in Seismic Analysis of

a Linear Structure

(B. Schneeberger, R. Breuleux)

(概要)

一般に応答スペクトルを求めるには直接積分による時刻歴応答解析が行なわれるが、入力としての地震波が定常確率過程とみなせ、かつシステムが線形系である時には、パワスペク

トル法により確率統計論的にも容易に応答スペクトルを推定できる。しかし地震波が定常確率過程とする仮定は常に成立するものではなく、そのために推定上の誤差も発生する。著者らは両者の方法を NRC の応答スペクトルを用い、床応答スペクトルの概念の上で比較検討している。時刻歴応答解析は 2 ケースのみしか計算を行なわなかったが、その範囲では全体的に両者はよい一致を示した。

(54) K4/7 Analytical Procedure in Aseismic Design of Eccentric Structure Using Response Spectrum

(T. Takemori, Y. Kuwabara, A. Suwabe, S. Mitsunobu)

(概要)

耐震設計を行なう時に、時刻歴応答解析のかわりに R.M.S. (Root Mean Square) 法がしばしば用いられるが、これを入力地震波と直角方向及びねじり振動の評価にも採用しようとするれば、一般に過大評価となる。これは特に多自由度系では一入力問題を考えた時、それと直角方向及びねじり成分については卓越した励振モードとはならないためである。著者らは特にねじり振動成分について上記問題が発生しやすい偏心構造物に対する、新しい応答スペクトル解析法を提案している。

(55) K4/8 Dynamic Analysis of a Reactor Building on Alluvial Soil

(A. S. Arya, A. R. Chandrasekaran, D. K. Paul,
A. S. Warudkar)

(概要)

本論文は建家と地盤の相互作用解析であるが、特に建家内の internal containment, cellular grid slab, calandria vault 等を考慮しており、それらの振動挙動へ及ぼす影響について考察したものである。

主たる結論は次の通り。

- (i) internal containment や calandria vault の flexibility を考慮しても低次振動モードにはほとんど影響を及ぼさない。
- (ii) 1 次振動モードは建家のロッキングが卓越し、2 次はスウェイ、3 次以上で建家自

身の変形モードが卓越する。

- (iii) 垂直地震動に対しては、1次モードは地盤変形が卓越し、2次は cellular grid slab の振動が、また3次については建家自身の振動が卓越する。

- (56) K4/9 An Extensive Study on a Simple Method Estimating Response Spectrum Based on a Simulated Spectrum
(H. Sato, M. Komazaki, M. Ohori)

(概要)

本論文は不規則振動理論にもとづき、与えられた標準スペクトルより応答スペクトルを求めるための簡易計算法について述べたものである。

本手法の妥当性確認のため、一自由度及多自由度系に対する従来の手法との比較を行なった結果、両者は良い一致を示したことが報告されている。

- (57) K4/10 Direct Evaluation of Floor Response Spectra from a Given Ground Response Spectrum
(D. Schmitz, K. Peters)

(概要)

本論文は与えられた地盤の応答スペクトルより不規則振動論に基づいて床応答スペクトルを推定する方法について述べたものである。

従来の求め方は、まず対象とする床の時刻歴を求めた上で応答スペクトルを次に計算するものであったが、本手法は最初から対象とする床に1質点系が付加されたものとして、モーダルアナリシスにより解析するものである。

- (58) K4/11 The Problem of Resonance in the Evaluation of Floor Response Spectra
(K. Peters, D. Schmitz, U. Wagner)

(概要)

本論文は前記 K4/10 と関連したものであり、K4/10 の手法により床応答スペクトルを求めようとする場合、特に機器系の固有振動数が建家系に近接して共振状態にある時の解を精度よく求めるための修正した手法について述べたものである。

(59) K4/12 Floor Response Spectra from Spectrum Compatible Motions
(C. G. Duff, J. K. Biswas)

(概要)

ある入力地震波より時刻歴応答解析によって床応答スペクトルを求める場合、材料特性の不確定性及び振動モデルのとり方により床応答スペクトルは影響を受ける。本論文は CANDU 炉を想定した 5 質点系モデルにより、その sensitivity を評価したものであり、その結果床応答スペクトル値はかなりの影響を受けるので、不確定性等を考慮して床応答スペクトルはスムーズ化及びピーク付近の形状を広げたものを採用すべきであると主張している。

(60) K4/13 Development of Compatible Secondary Spectra without
Time Histories
(R. H. Scanlan, K. Sachs)

(概要)

本論文は、応答スペクトルを求める時、直接積分による時刻歴応答解析により応答スペクトルを求めるのではなく解析的にスペクトルを得ようとするための手法について述べたものである。

解析は、入力地震波 $Z(t)$ を

$$Z(t) = \sum_{n=1}^N Z_n \cos\left(\frac{2\pi n t}{T} + \phi_n\right)$$

の形で表わし、Caughey らにより導かれた一質点系応答における展開形を参考にしたものである。

(61) K4/14 Comparison of Artificial and Natural Earthquake Time History Functions with Regard to Their Floor Response Spectra

(K. A. Busch, U. Wagner)

(概要)

本論文は人工地震波の創成を床応答スペクトルの推定という点で評価検討したものである。人工地震波を創成する時、対象となるパラメータは数多くあるが、本論文では特に次の4項目について

- (i) 減衰
- (ii) 継続時間長
- (iii) 周波数特性
- (iv) 位相差

二自由度系を用いた sensitivity study を実施した所、上記パラメータについては、床応答スペクトル値にそれほど大きな影響を与えるものではないことが明らかになったと報告している。

(62) K4/15 Standardized Seismic Design Spectra for Nuclear Plant Equipment

(N. C. Tsai, W. S. Tseng)

(概要)

床応答スペクトルを設定する上でもっとも重要な次の4つのパラメータ

- (i) 低周波数領域の形状
- (ii) 高周波数領域の形状
- (iii) 主ピークの発生する周波数
- (iv) 主ピーク値

を評価対象としながら、床応答スペクトル規準化について一般論を述べたものである。

(63) K4/16 A Probabilistic Seismic Analysis of Containment Liner Integrity

(M. N. Fardis, C. A. Cornell, J. E. Meyer)

(概要)

原子炉プラント格納容器内側にとりつけてあるライナーは、コンクリート製容器がクラックの発生等によりシールド効力がなくなる時、それにかわるシールド壁として働くことがライナーの重要な役目の一つである。

本論文は、地震時のライナー強度を統計的に評価されたクラックの数、大きさ等との関連の上に論じている。

(64) K4/17 Seismic Analysis of a Floating Nuclear Plant

(J. S. Shulman, R. S. Orr)

(概要)

本論文はフローティングタイプの原子力発電所の、特に重要な垂直地震動に対する実験的及び解析的耐震性の評価について述べたものである。フローティングタイプは一般に地震に対して有利であると言われているが、これは水平動に関してであり、垂直動に対しては、海底とプラントのプラットフォーム底との間に存在する水のため、陸上の垂直動に対するものと比較してもそれほど有利とはならないことが予想される。著者らは2次元及び3次元F.E.Mを流体の動的挙動解析に用いながらプラットフォーム上建家の応答スペクトルに注目して垂直動に対する考察を行なっている。

(65) K5/1 Seismic Response of Flexible Cylindrical Tanks

(R. W. Clough, D. P. Clough)

(概要)

高さの低い薄肉タンクの地震時挙動を実験的に解析したものであり、実験結果は従来の理論ともかなり良い一致を示しているが、実験時に見られた円形断面のねじりについては、今後検討する必要があると述べている。

(66) K5/2 Seismic Response of Flexible Cylindrical Liquid Storage Tanks

(D. D. Kana)

(概要)

本論文は、液体貯槽円筒タンクの耐震設計に関するものであり、直径62.87 cm, 76.2 cm, 厚さ0.51 mmのアルミニウム模型を使用して水平、垂直同時加振実験を行なった。実験結果を従来提案されている単純モデルによる理論解析と比較した所、パラメータの選択の仕方によっては従来の単純モデルでは不十分なことが明らかとなった。

(67) K5/3 Seismic Response of Flexible Liquid Containers

(O. E. Lev, B. P. Jain)

(概要)

液体貯槽タンクの耐震解析は、従来 Housner の方法により行なわれてきたが、Housner 理論では側壁の変形を考慮できない。そこで本論文ではその改良としてタンク側壁の変形を級数解で近似し、反復法によって液体の仮想質量を求めることにより、より精度の高い解が得られると述べている。

(68) K5/4 Approximate Seismic Response Analysis of Self-Supported Thin Cylindrical Liquid Storage Tanks

(K. Fujita, K. Shiraki)

(概要)

液体貯槽タンクの解析としては、TID-7024 が有名であるが、解析上側壁の変形及び液体のスロッシングに関しては十分な取扱いがなされていない。そこで本論文では、それら両者を考慮した応答スペクトルを利用した、モーダルアナリシスを提案しており、実験と解析の結果は良い一致を示したと報告している。

(69) K5/5 Effect of Hydroelastic Coupling on the Response of a Nuclear Reactor to Ground Acceleration

(M. K. Au-Yang, D. A. Skinner)

(概要)

本論文は原子力プラントにおける流体関連振動の概要について述べたものであり、その例としてPWR炉心の地震時挙動をとりあげている。解析は炉心構造をビームモードとシェルモードについてそれぞれ著者らが提案する手法で行なったところ、ビームモードについては流体弾性効果は小さいが、シェルモードについてはかなり大きいことがわかった。

(70) K6/1 Seismic Analysis-What Goal?

(S. Tagart)

[論文なし]

(71) K6/2 Analysis of Uncertainty in Seismic Response of Secondary Appendage System

(K. Suzuki)

(概要)

本論文は原子力プラント機器配管系の最大応答値の推定時におこるバラツキに対する評価を行なったものであり、解析は、二自由度系(建家の固有周期 T_s , 機器系 T_a)モデルについてパラメータスタディを行なっている。その結果、次の様な形で定義される、

$$FRAF(ha) = \frac{Ta-Ts \text{ envelope spectrum}(ha)}{5\% \text{ damping response spectrum}}$$

FRAF (Floor Response Amplification Factor)なる概念を導入して整理すれば最大応答値をより精度よく求めることができると述べている。なお上式中 ha は機器系の減衰定数である。

- (72) K6/3 Seismic Response Analysis of the Substructure System for
a Nuclear Power Plant

(Z. T. Shi, E. Odar)

[論文なし]

- (73) K6/4 Buried Pipes under Earthquake Excitation

(K. Sachs)

(概 要)

本論文は埋設管の地震時挙動を推定するための理論解法について述べたものである。本理論においては埋設管とそのまわりの地盤との相互作用はなく、地盤の挙動より一意的に埋設管の運動は決定されるという仮定を置いている。本論文で導びかれた式は水平一方向入力に対するものであるが、重ね合わせ法により、さらに複雑なケースにも応用できると述べている。

- (74) K6/5 Dynamic Analysis of Electric Equipment for Nuclear
Power Stations under Seismic Loads

(K. E. Buck, U. Bodisco, K. Winkler)

(概 要)

原子力発電所の電気計装の耐震解析について述べたものであり、F. E. Mにより固有振動数、モードを求め、応答スペクトル法を利用して動的応答に対する評価を行なっている。

- (75) K6/6 Seismic Analysis of a Dry Spent Fuel Cask Handling System

(N. F. Morris, G. A. Harstead, O. Sööt)

(概 要)

最近、新しく使用済燃料キャスクハンドリング装置が開発されたが、これは従来のものとはかなり異なるため、その耐震性能についても十分検討しておく必要があり、本論文はそのた

めに行なわれた F. E. M を用いた動的解析について述べたものである。

(76) K6/7 Seismic Analysis of Spent Fuel Racks

(R. Longo, F. W. Martsen, P. A. Perrotti, E. C. Bair)

(概要)

本論文は使用済燃料ラックの耐震解析を直接積分による時刻歴応答解析により行なったものである。使用した計算コード (CESHOCK) は lumped mass タイプのモデルに対して、ギャップ衝突、摩擦、流体との連成まで考慮できる非線形解析コードである。

検討の結果、非線形性を考慮しない従来の応答スペクトル法により得られた最大応答値と本手法によるものとの比は 0.5 ~ 4.3 までのバラツキがあり、非線形性考慮の必要があると主張している。

(77) K6/8 Seismic Analysis and Design of Electrical Cable Trays
and Support Systems

(R. M. Shahin, R. Manuelyan, C. M. Jan)

(概要)

各種モニター、制御装置類は安全上重要な機器類であるが、すべて電気製品であり、このため電源供給のための電源ケーブル tray とその支持機構もまた耐震上重要な機器である。

本論文は加振実験によりそれらの耐震性能を検討したものであり、結果として固有振動数が建家と近接する可能性もあるため、できるだけ剛構造にする必要があると主張している。

(78) K6/9 Seismic Analysis of Category I Overhead Cranes
Considering Structural Non-Linearities

(M. Braccio, G. Rigamonti)

(概要)

現在上下動に対する動的検討は原子力プラントと言えどもほとんどなされていない。本論文は上下動を考慮した場合に問題となりそうなカテゴリー 1 に属する天井クレーンの耐震設

計に関する論文である。

動的に上下動を受ける時、クレーンはガタありの非線形振動となり、計算時間の増加につながる。このため本論文では、多自由度系の等価1自由度系への変換手法、非線形要素の取扱い手法について述べ、従来の応答スペクトルを用いた弾性解析結果と比較している。

(79) K6/10 [論文なし]

(80) K6/11 Response of a Reactor Coolant Pump to Time History
Seismic Displacements
(A. P. Villasor, Jr.)

(概要)

本論文はウェスティング社製タイプ63と呼ばれるPWR一次冷却系にとりつけられるポンプ(RCP)の耐震設計に関するものである。

解析は時刻歴応答解析コードSCEWECANを用いた非線形動的応答計算が行なわれ、その結果、SSEに対しても安全でかつコストダウン化されたポンプを作ることができたと報告している。

(81) K6/12 A Seismic Analysis of Nuclear Power Plant Components
Subjected to Multi-Excitations of Earthquakes
(T. Ichiki, T. Matsumoto, K. Gunyasu)

(概要)

原子力発電所の機器系の耐震解析を行なう時、格納容器や炉容器に付属した機器系については、それらが格納容器等に与える動的相互作用効果は小さいとして建家系と機器系を分離して解析する手法を開発し例題計算を行なっている。

本論文で提案された手法により得られた結果を、従来の建家-機器連成系モデルにより計算された結果と比較した所、よい一致を示し、本手法の妥当性を確認したと報告している。

(82) K6/13 Modal Dynamic Analysis of Linear Elastic Systems with Specified Displacement Time Histories

(A. W. Chan)

(概要)

機器-配管系の耐震設計は一般に床応答スペクトルを用いて行なわれるが、配管系は多入力支持となることが多く1入力と見なせない場合も多い。一方、使用される入力としては加速度波がもっとも多く、したがって古い計算コードの中には変位波入力ができないものもある。

本論文は、上記の様な計算コードでも、そのソフトウェアを大巾に修正することなく、変位波入力を考慮でき、かつ多入力の問題を解析できる計算アルゴリズムについて報告したものである。

(83) K6/14 Seismic Response Analysis of Structural System to Multiple Support Excitations

(R. W. Wu, F. A. Hussain, L. K. Liu)

(概要)

原子力発電所の機器配管系、特に配管系は多点支持となっているため、その耐震性評価については充分注意する必要がある。

現在、機器配管系の耐震設計手法としては

(i) 一自由度応答スペクトル法

(ii) 時刻歴応答解析

(iii) 多自由度応答スペクトル法

の3種類があるが、取扱いの複雑さ、応答値の精度、計算時間等に関して一長一短がある。そこで著者らはBWRの配管系を対象に比較計算を行なった所、全体的に見て(iii)の手法がもっとも有利であるとの結論に達したと報告している。

(84) K6/15 Analysis of High Frequency and Multiple-Support Excitation Problems with KWUROHR

(K. R. Leimbach)

(概要)

本論文は、地震時や飛行機落下事故に際しての原子力発電所配管系の動的応答を計算するために開発された KWUROHR コードのソフトウェア及び周辺ハードウェアの概説である。

(85) K6/16 Seismic Design for Steam Generators -A Multiple System Approach

(C. G. Duff, G. J. K. Asmis)

(概要)

原子力発電所 SG は一般に複数個存在するが、地震時の挙動は各々モードの相違、支持機構製作時のバラツキ等により異なる振動状態を示すことが多く、このためにその耐震設計も 1 個のみの推定で充分であるか否か疑問である。そこで著者らは、CANDU 炉の 4 基の SG を例として、特に SG の質量比をパラメータとするモーダル解析を実施し、モデル化における問題点の検討を行なった。

(86) K6/17 Preliminary Seismic Design of Dynamically Coupled Structural Systems

(N. Pal, A. W. Dalcher, R. Gluck)

(概要)

原子力発電所も含め、一般に構造物の地震応答解析を行なう時、連成効果の取扱いは重要であるが、本論文は、モデル化に際しての連成効果の取扱い及び一般基準について述べたものである。

さらに著者らは、応答スペクトルを用いた簡易計算法を開発し、その適用例についても報告している。

(87) K6/18 Dynamic Structural Analysis of Uncoupled Subsystems

(L. D. Gerdes)

(概要)

原子力発電所の配管系は多くの個所で支持されており，耐震解析は多入力問題となり，また連成系となりやすいため解析は複雑化し計算時間も増加する。

そこで著者は，非連成多入力解析法を開発し，従来の連成系多入力解析結果と比較した所良い一致を示し本手法の妥当性を確認できたと述べている。

- (88) K6/19 Determination of Support Spacing Tables Used in the
Design of Safety Class Nuclear Plant Piping
(L. A. Bergman, J. D. Stevenson)

(概要)

原子力発電所配管系の耐震設計において動的解析を実施すればかなり計算費もかかるため計算費低減のため著者らは簡易解析として等価静荷重法を提案している。本手法によれば計算時間は動的解析の10～20%程度であり，結果も比較的良い一致を示すと報告している。

- (89) K7/1 Seismic Behavior of Reactor Internals
(G. J. Bohm)

(概要)

本論文は原子力発電所の耐震設計において建家と原子炉，炉内構造物及び冷却系の連成を考慮した非線形動的解析法の取扱いに関する一般論について主に述べたものである。

- (90) K7/2 OSCIL and OSCVERT: Computer Codes to Evaluate the
Non-Linear Seismic Response of an HTGR Core

(概要)

本論文はHTGR炉心の非線形耐震解析コードOSCILとOSCVERTについての概要紹介である。

- (91) K7/3 Effect of Clearance and Distribution of Mass on the
Dynamic Response of an HTGR Core
(M. Reich, B. Koplik)

(概要)

HTGR黒鉛炉心は積み重ね式になっているため、その耐震設計はきわめて複雑なものとなる。このため計算モデルの作成には十分に注意する必要があり、いかに自由度を低減させるかが問題となる。そこで本論文では、解析コード OSCIL を用い、グラファイトコア間のギャップ及び質量数の全体の挙動へ与える影響について考察し、モデル化に際しての提言を行なっている。

- (92) K7/4 Subharmonic Excitation in an HTGR Core
(P. Bezler, J. R. Curreri)

(概要)

HTGR炉心では燃料間のギャップのため地震時、非線形振動となり、このため分数調波振動が発生して、線形系による解析よりも応答が大きくなる可能性がある。このためHTGR炉心の耐震解析では分数調波振動に対して検討しておく必要があると主張している。

- (93) K7/5 Study of Fuel Block Collision in HTGR Core
(F. K. Tzung)

(概要)

本論文はHTGR炉心の燃料ブロックの衝突振動を、F.E.M.を利用して時刻歴応答解析により求めたものである。

本解析ではメッシュ及びタイムステップはかなりあらいものであったが、Hertz理論と比較してもかなり良い一致を示し、手法の妥当性を確認できたと述べている。

- (94) K7/6 Seismic Response of a Stacked HTGR Fuel Column
Interacting with a Control Rod

(T. H. Lee, D. A. Wesley)

(概要)

本論文はHTGR炉心の耐震解析であるが、特に制御棒の影響について考察したものである。モデルは燃料を剛体ブロックの種み重ねとし制御棒をチェーン形状として取扱っている。解析の結果、制御棒を完全に挿入した時に地震応答はもっとも小さくなり、制御棒は一種のダンパーとなると報告している。

(95) K7/7 Measuring the Seismic Response of an HTGR Core Model

(J. E. Rakowski, B. E. Olsen)

(概要)

本論文はHTGR黒鉛炉心の模型耐震実験を行なう時の計測法及び計測時に発生するエラーについて、特にGE社で実施された1/5スケールモデル実験を例にとり考察したものである。

(96) K7/8 Two-Dimensional Vibration Test and Simulation Analysis
for a Vertical Slice Model of HTGR Core

(K. Muto, K. Uchida, H. Takase, Y. Kasai, T. Kuroda,
H. Murakami)

(概要)

本論文はHTGR黒鉛炉心の地震時における挙動を実験及び解析により考察したものである。実験は1/5スケールの鉛直2次元モデルについて、水平垂直同時加振振動台を用いて実施された。一方解析はシミュレーションコードCOLLAN2-Vを用いて行なわれたが、実験結果と良い一致を示し、解析手法及びモデル化の妥当性の評価ができたと報告している。

(97) K7/9 Basic Study on Seismic Response of HTR Core

(H. Ishizuka, A. Ide, H. Hayakawa, K. Shingai, I. Hanamiya)

(概要)

現在原研では多目的高温ガス炉の開発が進められているが、その耐震性評価について実施された実験的、解析的研究の概要紹介が本論文である。

実験は 1/5 スケールモデルを用い、水平 2 次元振動試験、垂直コラム試験、衝突試験等が行なわれ、解析ではシミュレーション計算が行なわれている。

(98) K7/10 Seismic Model Test of GCFR Core Support Structure

(L. E. Penzes, D. R. Buttemer, R. L. Bedore)

(概要)

本論文は 300 MW(e) GCFR 原子力発電所炉心の耐震設計のための実験解析に関するものである。

実験は 1/6.7 スケールモデルを用いて燃料集合体、ブランケット集合体、炉心-格子板結合モデル等について行なわれた。実験結果を従来の解析理論により得られる値と比較した所誤差はいずれも 10% 以下であったと述べている。

(99) K8/1 Seismic Qualification of Systems, Structures, Equipment and Components

(E. G. Fischer)

(概要)

本論文は米国原子力発電所の耐震設計に関連して、品質管理を行なう時どの様な規制と関係しているかについて概説したものである。プラントの各コンポーネントは次の様な規制と関連している。

i) システム

10 CFR 100 (NRC-RG); N18.4 (ANSI), RG 1.60 (NRC-1973)

ii) 主冷却系

10 CFR 50 (NRC), RG 1.48 (NRC-1973)

RG 1.90 (NRC-1976); RG 1.61 (NRC-1973)

iii) 補助建屋

RG 1.122 (NRC-1976)

iv) 機器コンポーネント

STD323 (IEEE-1974), STD344 (IEEE-1975)

10 CFR 50 (NRC-RG)

(100) K8/2 Dynamic Behavior of a Nuclear Reactor Building

(M. Hirasawa, S. Okajima, K. Satoh)

(概要)

本論文はNSRRにおいて行なわれた建家と地盤の相互作用解析のための振動実験結果について述べたものである。実験は煙突-地盤-建家の相互作用効果を対象として行なわれ、実験結果はF.E.Mによる解析とも良い一致を示したと述べている。

(101) K8/3 In-Situ Testing for Seismic Evaluation of Humboldt Bay Nuclear Power Plant for Pacific Gas and Electric Company

(P. Ibanez, R. Keowen, H. Minkowski, B. Kacyra, N. Chauhan)

(概要)

NRCの耐震設計に関する規制が変わったことにより、Pacific Gas & Electric CompanyではHumboldt Bay原子力発電所の耐震に関して再検討がなされたが、本論文はその一環として実施された現地振動実験結果に関する報告である。

(102) K8/4 In Situ Dynamic Tests and Seismic Records on the RHR System Building ENEL IV Nuclear Plant Caorso (Italy)

(A. Castoldi, M. Casirati, F. L. Scotto)

(概要)

原子力発電所の耐震性の検討を行なう時、現地振動試験の必要性を主張した論文である。内容は、Caorso原子力発電所で実施した加振実験、地震応答記録のデータ処理結果について述べられており、今回採用した加振実験方法は、高次モードまでかなり精度よく求め

られたとも報告している。

- (103) K8/5 Objectives of Seismic Tests in the HDR Safeguards
Research Program
(W. Müller-Dietsche, P. Jehlicka, H. Steinhilber)

(概要)

本論文はHDR (Heißdampfreaktor) の耐震健全性を評価するために考えられた、振動実験計画の概要について述べたものであり、実験は次の 2 phase よりなっている。

- i) Phase 1 ……低加振レベルによる線形範囲内の挙動解析
- ii) Phase 2 ……高加振レベルによる非線形挙動解析

- (104) K8/6 A Comparison of Vibration Tests and Analysis on Nuclear
Power Plant Structures and Piping
(W. E. Gundy, G. E. Howard, P. Ibanez, R. S. Keowen,
C. B. Smith, R. B. Spencer, G. B. Taylor, W. B. Walton)

(概要)

本論文はHDRの耐震設計として行なわれた実験及び解析の概要と比較について述べられたものである。実験は構造物及び配管系について常時微動計測、加振実験、自由振動試験、爆発試験等が実施された。

また解析については、2次元 F. E. M, 3次元バネーマス系、軸対象シェルモデルを用いて行なわれたが、3次元バネーマス系がもっとも良い一致を示した。

解析と実験の比較では両者の誤差は、固有振動数については23%以下、モードについては20%以下であったことが報告されている。

- (105) K8/7 In Situ Measurement of Dynamic Characteristics of Atomic
Power Plant Equipment
(A. S. Arya, S. P. Gupta, S. K. Shrivastava)

(概要)

本論文はK8/4と同様、耐震健全性の評価のためには現地振動試験が是非必要であるこ

とを主張したものである。

内容は原子力プラントの各コンポーネントについて、それぞれ固有振動数、減衰定数を求めたものであるが、特に減衰に関しては、低入力レベルでも値が設計で考えられていたものより大きく十分な検討が必要であると述べている。

(106) K8/8 On Proving Test of Earthquake Resistant Piping and Active Components

(H. Shibata)

(概要)

本論文は香川県多度津に計画されている原子力工学センターの世界最大級大型振動台の設計フィロソフィーについて述べたものであり、同時に振動台を使用して行なわれる原子力プラントの耐震信頼性実証試験の意義についても述べている。

(107) K8/9 Effect of Damping on the Response of a Non-Linear System with Multiple Sine Wave Excitation

(J. R. Curreri, P. Bezler)

(概要)

たとえばHTGR炉心では、黒鉛ブロック間のギャップの存在のため、地震時非線形振動状態となる。この様な非線形系に多周波数成分を含む強制入力があると、分数調波共振のため単独正弦波入力による応答の重ね合わせよりはるかに大きな応答値となる。

本論文は、上記現象を、減衰をパラメータとして次の様な非線形系を例にとり解析したものである。

$$m\ddot{x} + C\dot{x} + \alpha x + \beta x^3 = F_1 \cos(\omega_1 t + \phi_1) + F_2 \cos(\omega_2 t + \phi_2)$$

(108) K8/10 Seismic Qualification of Safety Related Electrical Equipment-Latest Methods that Meet IEEE-344-75

(S. J. Jarecki, B. J. Coslow)

(概要)

原子力発電所電気計装の耐震設計に際して、耐震信頼性実証試験に用いる入力データの取り扱いについては、national code IEEE-344 に規定がある。IEEE-344-71 では3次元入力であるが、各々独立にしかも正弦波である。これに対して IEEE-344-75 では多周波数成分よりなる3次元同時入力となっており、その評価法も複雑化している。

本論文では、前記の点を考慮して、IEEE-344 による応答スペクトルを包絡する様な応答評価法について考察しており、理論解析と実験の比較を行なっている。

(109) K8/11 Instantaneous Response Spectrum in Seismic Testing of
Nuclear Power Plant Equipment

(A. Morrone)

(概要)

原子力発電所電気計装の耐震設計は、IEEE Std. 344-1975 に規定されている通り、試験より得られるいわゆる test response spectrum (TRS) は、設計で決められている required response spectrum (RRS) を包絡するものでなければならない。しかし電気計装の応答計算は機器・配管系同様に二乗和平方根が用いられるのが一般的であるため、ピーク値算出時の時間の情報が含まれていない。

そこで著者は、時間の情報を含んだ instantaneous response spectrum なる概念を導入し、instantaneous required response spectrum (IRRS) と instantaneous test response spectrum (ITRS) を比較することにより時間の情報量が応答スペクトルに及ぼす影響について考察した。

その結果、波形によっては TRS は RRS を包絡しても ITRS は IRRS を包絡しない場合もあり、現在の IEEE Std. 344-1975 は不完全であることを指摘している。

(110) K8/12 Experimental Test Results and Theoretical Dynamic
Analysis of the PEC Fast Reactor Shutdown System
During a S.S.E.

(C. De Sogus, R. Di Sapia, P. G. Di Lorenzo, G. Maresca,

A. Palamidessi)

(概要)

本論文は PECFBR の shutdown 系の耐震設計を行なうにあたり、地震時非線形振動となるため解析のみでは正当な評価を行なえないため是非実験を実施するべきであることを主張したものである。試験は原尺モデルを用いイタリア Bergamo にある ISMES 耐震実験施設にて行なわれた。また比較のためモーダル解析及び時刻歴応答解析の計算も行なわれた。

- (111) K8/13 Seismic Instrumentation for NPP - An Interpretative
Review of Current Practice and the Related Standard
in Germany
(M. Bork, H. J. Kaestle)

(概要)

ドイツの原子力安全基準 KTA 2201 「原子力発電所の耐震設計」は次の6節よりなっている。

- i) 基本思想
- ii) 入力データの特徴
- iii) 構造物の設計
- iv) 機器及び電気計装類の設計
- v) 地震計測システム
- vi) 地震後運転

本論文は、KTA 2201 の概論であり、特に v) については NRC の R.G. 1.12 及び IAEA の要求事項と比較しながら詳述している。

- (112) K9/1 The Economic Affect of Increased Seismic Load on Nuclear
Power Plant Design and Construction Costs
(J. D. Stevenson)

(概要)

原子力発電所の耐震設計を行なう時、それがプラントの建設コストに及ぼす影響について検討しておくことはきわめて重要である。広い意味で建設コストとは次の様に分類される。

- i) サイトの準備及び基本コスト
- ii) プラントレイアウトを含む建家系建設コスト
- iii) 容器, 熱交換器, ポンプ, バルブ, ファン及びその他の mechanical component に対するコスト
- iv) 発電機, 制御盤, スイッチギヤ, モータ及びその他の電気計装に係るコスト
- v) 配管系, ventilation duct, electrical conduit, raceways を含む機械的, 電氣的配給系統に係るコスト

そこで本論文では、特に O B E に注目し、入力加速度レベルの変動による原子力プラント建設コストへの影響を検討し、耐震設計を経済性の面から、評価したものである。

(113) K9/2 Aseismic Foundation System for Nuclear Power Stations
(F. Jolivet, M. Richli)

(概要)

本論文は強震動を受ける可能性のある地域に原子力発電所を建設する時、高い耐震信頼性を有する様、新たに考案された基礎部構造について述べたものである。本構造は基礎部に reinforced neoprene pad を設けることにより、強震時には弱震時と異なる建物の振動性状を誘起し制限するようになっている。本基礎部構造の有用性は、El Centro 波を用いたシミュレーション解析により示されている。また本構造の原理はフランス及び南アフリカ当局にも認められており、KOEBERG 原子力発電所に採用されることになっている。

(114) K9/3 Seismic Risk Analysis for Canadian Nuclear Power Plants
(T. S. Aziz, R. G. Charlwood)

(概要)

本論文はカナダの原子力発電所に対して行なわれている seismic risk 評価の概要について述べたものであり、さらに sensitivity study を行なうことにより risk 評価にもっとも影響を与えるパラメータについても考察している。

(115) K9/4 On Design Errors and System Degradation in Seismic Safety

(T.M.Hsieh, D.Okrent)

(概要)

最近、原子炉安全性研究における耐震評価について確率論的手法が用いられることが多くなっているが、しかし設計エラーやプラント寿命期間の system degradation まで考慮した検討はおこなわれていない。そこで本論文では、それらを近似的に考慮した seismic safety を確率論的に解析し、その及ぼす影響について考察している。

(116) K9/5 Dynamic Response of Nuclear Power Plant due to Earthquake Ground Motion and Aircraft Impact

(J.V.Parker, K.M.Ahmed, A.S.Ranshi)

(概要)

本論文は航空機の墜落により誘起される衝撃的な振動と地震による振動との比較を原子力発電所について行なったものである。入力としては次のものを考えている。

(a) 航空機

- i) 速度 103m/sec の Boeing 707-320
- ii) 速度 215m/sec の Multi Role Combat Aircraft (MRCA)
- iii) ii) とほぼ同様、ただし力の時刻歴の形状が異なる

(b) 地震動

- i) El Centro, 1940, NS
- ii) Parkfield 5, 1966, N5W
- iii) Temblor, 1966, S25W

比較は床応答スペクトルを用いて行なわれた。航空機墜落時には局所的にエネルギー吸収があり、このため建家を励振するエネルギーは若干減少するはずであるが、今回の計算ではそれが考慮されていない。このため航空機墜落による原子力プラントの振動は一般に大きくなるこことが考えられ、事実 Boeing の場合には地震による振動よりかなり大きくなった。しかし MRCA のケースでは墜落による吸収エネルギーを考慮していないにもかかわらず、地震動応答スペクトルよりも小さくなるという注目すべき結果が得られている。

(117) K9/6 Gapped Guide-Type Restraints Used as Piping Seismic Restraints

(S. E. Rich, G. Rigamonti)

(概要)

原子力発電所配管系の支持機構としては、熱応力に対して拘束せず地震時には逆に拘束することが要求され、このために両条件を満たすスナップが現在多く使用され、また開発されている。スナップにはオイルスナップとメカニカルスナップがあるが、前者にはシール破損によるオイル漏れの事故があり、後者にはロックによる熱応力拘束の可能性が残されており今後とも高い信頼性の確保に努力していく必要がある。大口径配管系の支持機構としては、一般にその重要度から考えて、現状ではスナップ以外には考えられないが、一方、重要度の低い小口径配管系の支持としては経済的な面も考慮してレストレイントが代用されることが多い。しかしリジッドレストレイントでは熱応力を拘束するため gapped guide タイプのレストレイントが開発されており、本論文はその動的特性を、ギャップ間隔をパラメータとしてスナップ及びリジッドレストレイントと比較検討した結果について述べたものである。

(118) K9/7 A Rational and Economical Seismic Design of Beam Columns in Steel Frames

(A. K. Gupta, S. J. Fang, S. L. Chu)

(概要)

鋼製フレームのビームの3次元入力に対する耐震設計を行なう時、他の機器系同様 S R S S (square root of the sum of the squares) 法等の応答スペクトル法によることが多いが、この場合、各成分毎に独立に応答評価することになるため、かなり conservative な設計となってしまう。これを改善できる合理的かつ経済的な手法が著者らにより開発されたが、本論文はその概要を説明し、例題計算により手法の妥当性の確認を行なったものである。

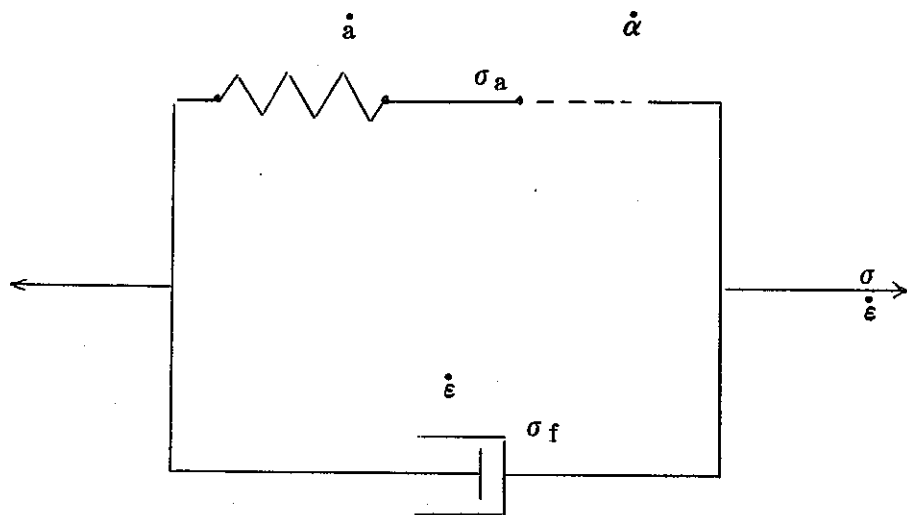
(1) L1/1 Constitutive Relations for Non-elastic Deformation

(E.W.Hart)

(概要)

本論文の著者の提案した、変形の状態変数（内部変数）を用いた非弾性構成方程式理論（Hartの理論とよばれる）の基礎を述べ、構成方程式を組み立てるための実験方法と必要な材料データ、計算手順、および照射環境下での材料挙動の記述の見通しについて述べている。

Hartの理論のモデルは下図により表わされる。



非弾性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ および応力 Q は次のように表わされるとする。

$$\dot{\epsilon} = \dot{a} + \dot{\alpha} \quad , \quad Q = Q_a + Q_f$$

ここで \dot{a} は回復可能な擬弾性ひずみ速度 (anelastic strain), $\dot{\alpha}$ は回復不可能な塑性ひずみ速度である。 Q_a は $\dot{\alpha}$ と a に関する内部応力 (internal stress), Q_f は転位すべりに対する摩擦応力を表わす。

ただし \sim 印はテンソル量を意味している。等方性材料を仮定し、テンソルの第2不変量、たとえば

$$\dot{\epsilon} \equiv \sqrt{\dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}}$$

を導入すると、次の関係式が得られる。

$$\dot{\epsilon} = (\dot{\epsilon} / \sigma_f) Q_f \quad , \quad \dot{\alpha} = (\dot{\alpha} / \sigma_a) Q_a \quad , \quad a = (a / \sigma_a) Q_a$$

一方、各テンソル不変量と、“硬さ (hardness)” とよばれる状態変数 σ^* および温度 T との関係式は次のように表わされる。

$$\ln(\sigma^*/\sigma_a) = (\dot{\epsilon}^*/\dot{\alpha})^\lambda$$

$$\dot{\epsilon}^* \equiv (\sigma^*/G)^m f \exp(-Q/RT)$$

$$\frac{d}{dt} \ln \sigma^* = \dot{\alpha} \Gamma(\sigma^*, \sigma_a) - R(\sigma^*, T)$$

$$\sigma_a = Ma$$

$$\dot{\epsilon} = \dot{\alpha}^*(T) (\sigma_f/M)^M$$

ここで

Q : 活性化エネルギー

R : ガス定数

G : 剛性率

M, m, λ, f : 材料定数

$\dot{\alpha}^*(T), \Gamma, R$: 実験より定める関係形

σ^* : “硬さ”といわれる状態変数で等方ひずみ硬化を表わす

上記関係式の妥当性は、いくつかの実験により実証されているが、 Γ, R 等の関数表示についてはまだ今後の研究が残されている。

実際の構造解析への適用に際しては、以上の式が増分形で表示されているので容易であるとし、他の研究者によりすでに適用された例が示された。しかし現実の解析で材料特性を与える際、予ひずみ等の初期値の設定に難しい問題があることを注意している。

Hart は照射効果を状態変数の理論で説明することを提案しているが、これは照射効果が時効や冶金学的組織変化の効果と大きな相違がないという考えによる。すなわち照射の影響は時効と同じく σ^* と $\dot{\epsilon}^*$ の変化に表われることになり、その他のパラメータは影響を受けない。これに対しては、炉内クリープ試験や照射後リラクセーション試験によるいくつかの確証がある。この表示が実験的に裏付けされれば、炉外の試験結果で炉内の挙動が予測できることになる。

(2) L2/2 A Stable Computational Scheme for Stiff Time-dependent Constitutive Equations

(C.F. Shih, H.G. Delorenzi, A.K. Miller)

(概要)

高温構造要素の変形挙動を解析するための有限要素コードに粘塑性やクリープタイプの構成方程式(unified theory)が段々取り入れられてきている。ひとつの代表的な定式化を示すと

$$\begin{aligned}\dot{\epsilon}_p &= f(\sigma, T, X) \\ \dot{X} &= h(\sigma, T, X)\dot{\epsilon} - r(\sigma, T, X) \\ \dot{\sigma} &= (\dot{\epsilon}^T - \dot{\epsilon}^P) E\end{aligned}$$

ここで $\dot{\epsilon}^P$, σ , T , X はそれぞれ非弾性ひずみ速度, 応力, 温度, 状態変数 (硬化, 回復を表わす) であり, h は加工硬化関数, r は回復関数を表わす。

この種の方程式は数学的な意味でしばしば剛 (stiff) な性質を示すので, 計算の時間ステップを小さくする必要があり, 計算費用が高いものとなる。方程式が剛となる原因のひとつは, $\dot{\epsilon}^P$ が σ と X の強い関数であり, σ , X の僅かな変化で $\dot{\epsilon}^P$ が大きく変化することにある。他のひとつの原因は, X の進展が硬化速度 $h\dot{\epsilon}$ と回復速度 r の差で与えられており, 定常に近い状態では \dot{X} はほとんど等しい量 ($h\dot{\epsilon}$ と r) の差となり, $\dot{\epsilon}^P, h, r$ が少し変化するだけで \dot{X} がかなり大きく変化する事実に起因している。

本論文はこのような剛な領域の変形を取扱う計算スキームを提案している。上式を次のような常微分方程式で表わして, 3つの積分スキームを論じる

$$\dot{y} = f(y, t)$$

- Euler の前進積分スキーム (explicit)

$$y_{n+1} = y_n + \Delta t f_n$$

- 台形スキーム (implicit)

$$y_{n+1} = y_n + \frac{\Delta t}{2} [f_n + f_{n+1}]$$

- 著者の提案するスキーム (explicit)

$$y_{n+1} = y_n + \frac{\Delta t}{2} (2f_n + J_n \Delta y_{n+1})$$

Euler の前進積分は条件付き安定な方法である。

台形スキームは無条件安定であり, Newton法を用いると強い収束性を示すが, 回復のため計算時間は explicit な方法の5倍程度となる。著者の提案するスキームでは Taylor 展開して次式の形を用いる。

$$\left[I - \frac{\Delta t}{2} J_n \right] \Delta y_{n+1} = \Delta t f_n$$

ここで, I は単位マトリックス, J_n は時間 t_n での Jacobian matrix $\left(\frac{\partial f}{\partial y} \right)$, $\Delta y_{n+1} = y_{n+1} - y_n$ である。

また、上記構成方程式の積分スキームを有限要素プログラムに取り入れた解法手順を示し、適用例を述べている。

適用例では、計算スキームの安定性と精度を調べるため一連の計算を単軸試験片および機械荷重と熱荷重を受ける厚肉円筒に対して実施している。

単軸試験の例では、応力-ひずみ関係としてNorton 則とMATMOD式 (Miller の提案した式) を用い上記3つのスキームの結果を比較したが、他のスキームの結果が発散したり、振動したりすることがあったのに対して本論文で提案したスキームは最も良好であった。また厚肉円筒の問題でも同様な結論が得られている。本論文のスキームは安定性と精度の点で良好な結果をもたらしているが、計算時間の点からどの程度実用性のあるものか検討が必要であるように思われる。

(3) L2/5 Evaluation of State Determination Calculations in Nonlinear Analysis

(D.P.Mondkar and G.H.Powell)

(概 要)

非線形応力解析は計算上、線形化、方程式解法、状態決定の三つの phase を含んでいるが、本論文は今まで比較的注目されることの少なかった状態決定の計算法の考察を行なったものである。

有限要素法による状態決定の計算は、節点変位増分から応力とひずみの増分を計算する過程で行なわれる。ひずみ増分は単に運動学的関係から求められるので、与えられたひずみ増分から応力増分を計算する過程だけが問題となる。弾性や超弾性 (hyperelastic) の材料では、応力とひずみは1対1の関係が成り立つので取扱いは簡単であるが、弾塑性のような亜弾性 (hypoelastic) 材料では応力とひずみが増形履歴に依存して定まるので、状態の決定は一層複雑な問題となる。

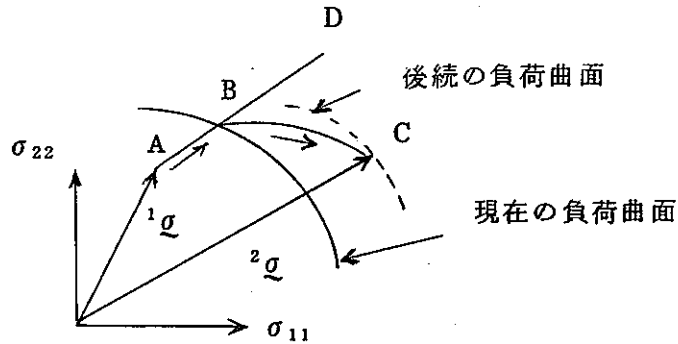
ここでは負荷関数が次式で表わされる塑性モデルを考える。

$$f(\sigma_{ij}, \epsilon_{ij}^P, H) = 0$$

状態決定で重要となるのは、状態が弾性から塑性へ移る遷移領域と、塑性を継続する負荷領域である。下図のように現時点の応力状態¹σ (点A)は負荷曲面内、すなわち弾性状態であり、一方、新しい応力状態²σ (点C)は負荷曲面外にあるものとする

$$f({}^1\sigma_{ij} + D_{ijkl}d\epsilon_{kl}, {}^1\epsilon_{ij}^P) > 0$$

ここで D_{ijkl} は弾性テンソルである。



この場合、まず点Aから点Cに至る途中の状態、現在の負荷曲面上にある点Bに達するようひずみ増分の比率 r を次式から近似的に計算する必要がある。

$$f({}^1\sigma_{ij} + r D_{ijkl} d\epsilon_{kl}, {}^1\epsilon_{ij}^P) = 0 \quad 0 \leq r \leq 1$$

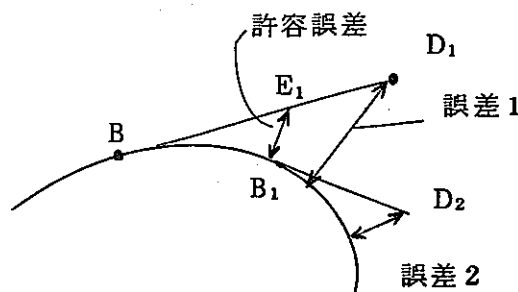
たとえば、Mises タイプの負荷関数では r は2次方程式の解となる。

次に、残ったひずみ増分 $(1-r)d\epsilon$ に対する応力増分は塑性負荷の場合として取り扱うことができる。

このひずみは次の積分から計算される。

$$d\sigma_{ij} = \int_0^{(1-r)d\epsilon_{kl}} C_{ijkl}(\sigma_{ij}, \epsilon_{ij}^P) d\epsilon_{kl}$$

ここで C_{ijkl} は応力ひずみ関係の接線係数であり、積分経路に沿って変化する。ひずみ硬化のない材料の負荷関数の場合、本論文は下図のように積分する方法を提示している。



点Bにおける C_{ijkl} の値を用いて、Euler 積分により D_1 点での応力を予測する。このとき誤差は D_1 点から負荷曲面までの距離で表わされる。この誤差が許容範囲内におさまるようひずみ増分の量を調整して、点 D_1 を点 E_1 に移すことが近似的に可能である。点 E_1 において応力値を降伏曲面上の B_1 点に乗せるように調整する。こうして新しい C_{ijkl} が定まり、完全なひずみ増分が求まるまでこの手順を繰り返すことになる。

ひずみ硬化を示す材料の場合には、上記の点 E_1 から B_1 への修正は矛盾を含むことになる。つまり、このような材料の負荷曲面は塑性ひずみに伴って変化するので、修正したひず

みとは対応しなくなるためである。しかしこの種の矛盾は、一般には小さく無視してよいと結論づけている。

(4) L3/2 Instability Analysis of Elbows in the Plastic Range

(L.H.Sobel and S.Z.Newman)

(概要)

本論文は典型的な LMFBR エルボ ($r/t = 20 \sim 50$) の面内曲げ塑性不安定解析を行なったものである。

この解析では“閉じ”および“開き”の面内曲げモーメントを受けるエルボを扱っているが、弾塑性による非線形効果のほか、幾何学的非線形効果を考慮しており、その意味でより完全な不安定解析を行なっている。この問題では一般にエルボの軸方向にも周方向にも変位、応力等が変化するため、塑性座屈解析は非常に費用のかかるものとなる。そのためここでは MARC パイプバンド要素による簡易法を採用している。この要素は応力ひずみ等の軸方向変化やエルボ断面の偏平化の軸方向変化を考慮できないが、この近似は本目的のためには大きな制限とならない。

特徴ある結果として、エルボの全体的挙動を表わす荷重-変位曲線を図 1 に示す。微小変位理論では、“閉じ”モーメントおよび“開き”モーメントの両ケースの結果は同一となり曲線は単調増加の傾向を示す。これに対して幾何学的非線形性の考慮により、両ケースの結果は大きく異なり、“開き”モーメントのケースが剛な挙動を示す。

以下、主要な結論を記す。

1. 幾何学的非線形(大変形)効果は大きい。
2. この効果を解析に考慮すると周方向偏平化モードの座屈が起り、極限座屈荷重 M_b が得られる。ここでは“閉じ”モーメントのケースに対して M_b が求められた。しかし“開き”モーメントのケースでは、 $M_{max} = 1.4 M_b$ までに座屈荷重は得られなかった。したがって実際的にはエルボの面内荷重では“閉じ”モーメントがクリティカルとなる。
3. 幾何学的非線形効果は無視した解析では、荷重は変位とともに単調増加する。この解析によると、ひずみ硬化材料では明確な座屈荷重は得られない。
4. Griffin らにならって、ASME コードの方法、2倍角法、および接線法によって塑性崩壊荷重の計算を行ない、幾何学的非線形効果を考慮した本論文の結果と比較して図 2 に示している。

崩壊荷重を比較すると以下のようになる。

	大変形理論 (閉じモーメント)	微小変形理論		
		接線法	2倍角法	ASME Codeの方法
$M \times 10^{-6}$.92	1.02	.95	.58
%	—	10.9	3.3	-37.0

ここで扱った特定のエルボでは、ASME Codeの方法は十分余裕があると考えられるが、他の方法は M_b とほぼ一致した崩壊荷重を与えている。

5. 材料および幾何学の両方の非線形性を考慮した計算機プログラムにおいては、幾何学的非線形性を考慮することによる計算コストの増加分（材料非線形性の考慮に加えて）は大きくないので、幾何学的非線形性を無視することの正当性はあまりないと思われる。

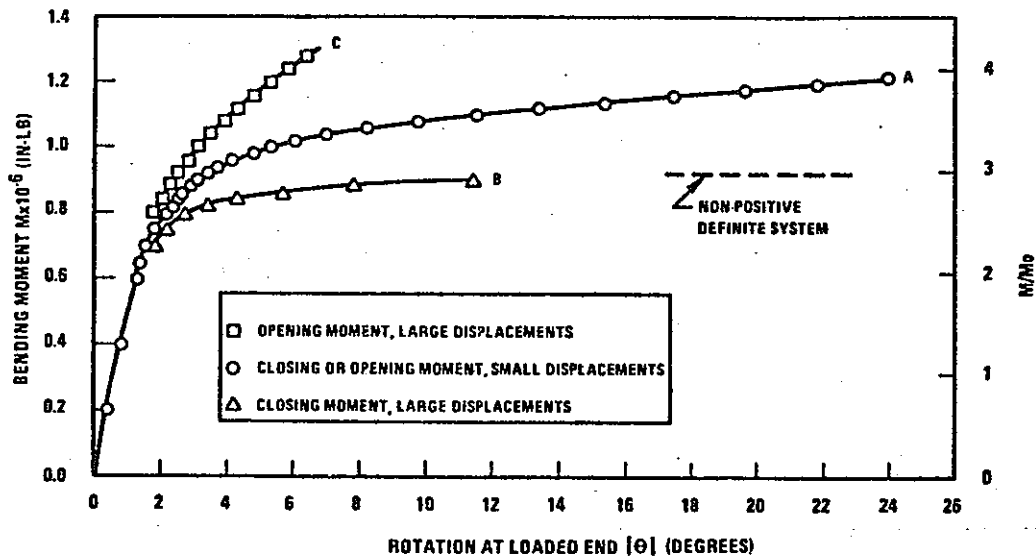


図1. モーメント一回転角曲線，大変形の効果と荷重の方向

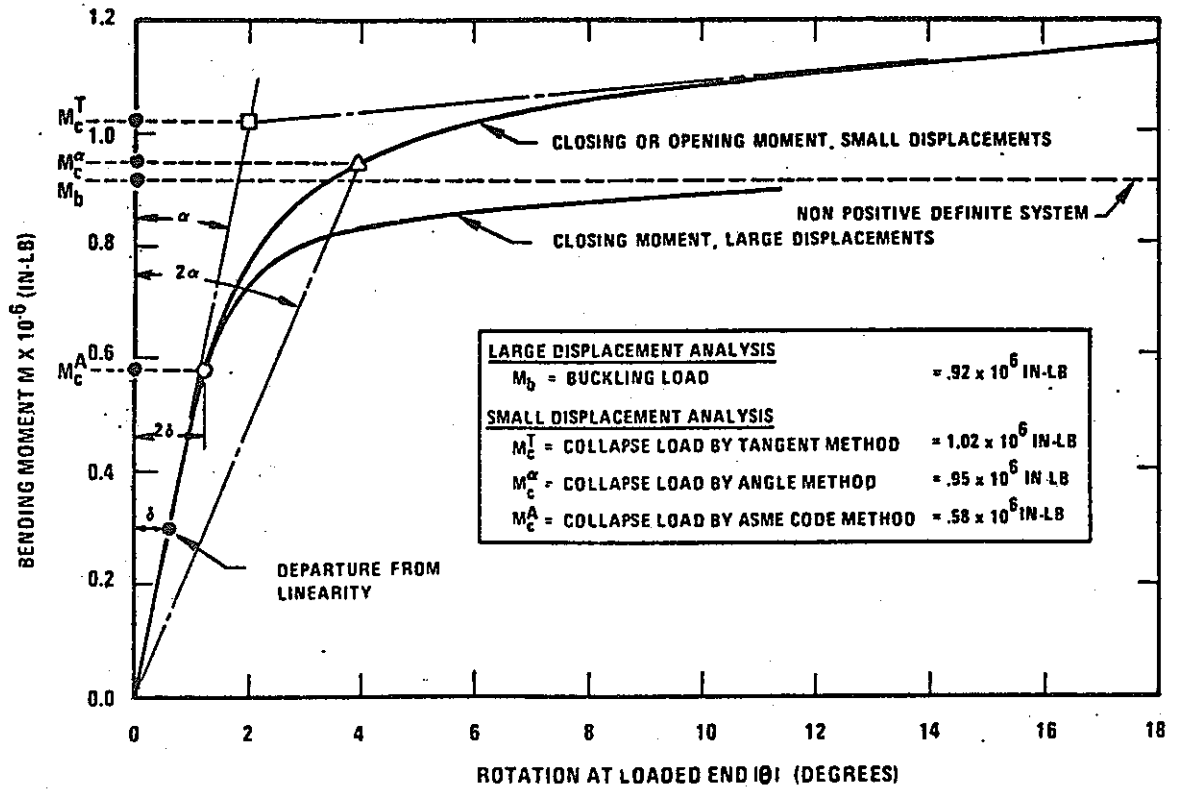


図2. 不安定荷重の計算の比較

(5) L3/5 Creep Analysis by the Path Function Method
(J.E.Akin and R.M.Pardue)

(概要)

有限要素法による構造物のクリープ解析で、従来からよく使用されている定応力法 (Constant stress approach) に較べて有効な経路関数による方法 (Path function approach) を提案している。定応力法では時間増分 Δt の間で応力は一定に保たれるとし、 Δt を経過した時点で瞬間的に弾性の応力再分布が起こると仮定する。そのためこの方法は、大きな時間ステップで実際の応力挙動を表わすためには粗すぎる方法であるといえる。

そこで、この論文では、相当応力—相当クリープひずみ ($\sigma_e - \epsilon^c$) 空間における真の経路をより正確に近似する方法、すなわち経路関数 $\sigma = P(\epsilon^c)$ を用いる方法を提案している。図1は定応力近似と直線経路近似の方法 ($\sigma = P(\epsilon^c) = A + B\epsilon^c$) との比較を示している。

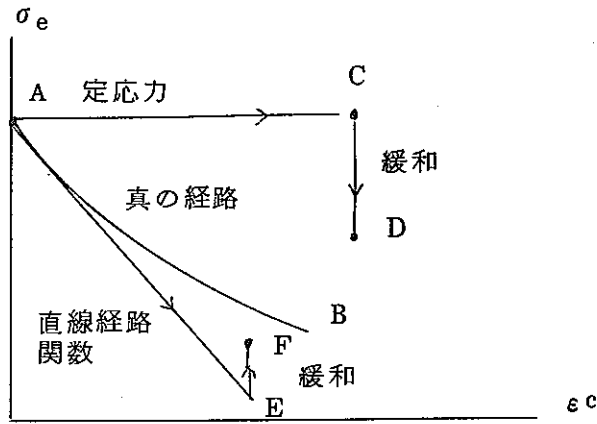


図1. 定応力近似と直線経路近似

解を求める手順を図示すると図2および図3に示す通りとなる。先ず瞬時的負荷により点Aが求められる。定応力で微小の時間増分を経過させ、試験的に点Bおよび点Cを求め経路の初期勾配を求める。次に予定通りの時間増分を与えて点Dを求める。そこで、弾性の応力再分布により第1次解の点Eが得られる。

次の時間ステップは点Eから、前のステップの勾配を近似的に用いて出発する。これにより点F、ついで弾性の応力再分布の解として点Gが求まることになる。この解はさらに図3に示すような反復計算により所望の精度に改良することができる。

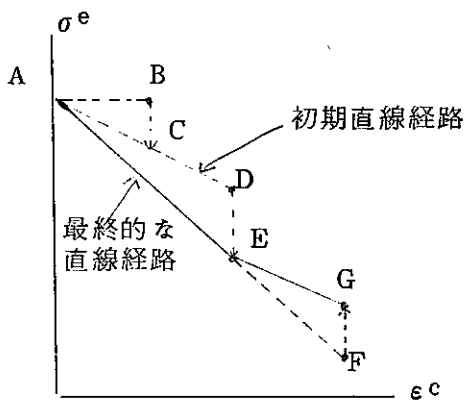


図2 最初の二つの直線増分

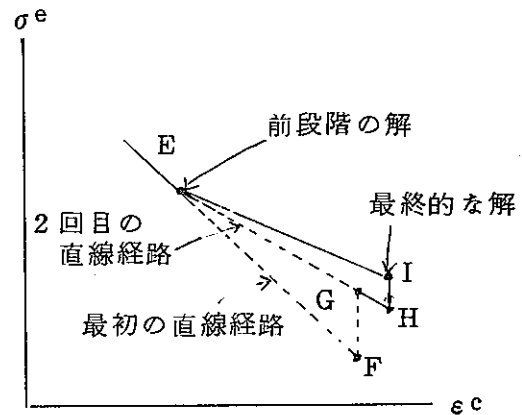


図3 反復手順

直線経路による方法の有効性を示すために、1要素でのリラクゼーション解析および内圧を受ける厚肉円筒のクリープ解析の二例が取り上げられた。その結果、この方法によれば、定応力法による場合の時間増分の4～5倍の時間増分を用いても、同程度の精度の解が得ら

れることが分かった。この方法を採用するにはプログラムを追加する必要があるが、解を求めるのに要する時間はあまり変わらない。例えば、この方法で200ステップの実行時間は、定応方法のその5%程度しか増えない。従って、与えられた精度で解を求めるためには、この方法は本質的に時間を節約できるものであるといえる。

(1) M4/3 Effective Nonlinear Analysis by Factored Matrix
Modification

(R.C. Young)

(概要)

通常の有限要素解析では計算の大部分が全体系の方程式を寄せ集めることと分解することに費される。材料挙動や境界条件の急激な変化によって非線形性が顕著になる問題では、全体系の方程式の修正が必要となる。本論文はこのような非線形の修正を前段階で分解されたマトリックスに直接取り入れることによって計算費を $1/B$ （ここで B はバンド幅）に減少させる方法を提示している。

解析は、初期のマトリックス $[A]$ が LDL^T 分解されているとして始める。すなわち

$$[A] = [L][D][L]^T$$

ここで $[L]$ は下三角マトリックス、 $[D]$ は対角マトリックスである。

非線形性により新しいマトリックス $[a]$ は、元のマトリックス $[A]$ と修正分を加えて次のように表示されたとする。

$$[a] = [L][D][L]^T + C\{H\}\{H\}^T$$

新しいマトリックス $[a]$ の分解を $[\ell][d][\ell]^T$ とすると、マトリックス $[a]$ を作ったり分解したりすることなく直接 $[\ell]$ と $[d]$ を計算する方法が提案されている。

計算のアルゴリズムは $[L]$ を用いて $\{H\}$ の前進消去するのと類似した方法で進める。 $[L]$ の各項が $\{H\}$ に作用するので $[\ell]$ の各項は1回の掛け算で計算できる。この過程で、 $[L]$ を分解する場合に較べて大幅に演算量を減少させることができる。 $[\ell]$ の i 行が決定されると、対角成分は $d_{ii} = D_{ii} + cH_iH_i$ によって計算できる。 $[A]$ の分解に必要な計算時間 T_f と、既に得られた分解を修正して $[a]$ の分解を求めるのに必要な計算時間 T_m はそれぞれ次式で表わされる。

$$T_f = C_f B^2 N$$

$$T_m = C_m BN$$

ここで C_f, C_m は計算機による係数、 B はバンド幅、 N は方程式の次元である。

例として $B = N/2$ として、 $C_f = 2.7 \times 10^{-6}$,

$C_m = 6.6 \times 10^{-6}$ であるとすると

$$T_m/T_f = 2.4/B$$

$B = 500$ の三次元問題に対しては係数を修正する方法は分解する方法に較べて $1/208$

の計算時間で済むことになる。

本方法で重要な点は、局所的非線形挙動をどのようにして $\{a\} = [A] + C\{H\}\{H\}^T$ の形に表わすかということになる。代表的な応用例として、弾性床との接触問題、材料の弾塑性遷移状態を含む問題、クラック進転問題、過渡温度解析の問題が取り上げられ、具体的表示を議論している。このアルゴリズムによれば大規模3次元問題でこの種の非線形解析の計算時間は大幅に減少することができる。

- (2) M4/8 Elastic-Plastic Analysis of Complex Structures using Finite Element Method with Lagrange Multipliers
(G.Yagawa, Y.Ando, H.Takeda and T.Watanabe)

(概要)

原子力プラント機器等に見られる複雑な構造物の非弾性解析では、計算時間が大きな問題となってくる。本論文は、Lagrange multiplier を利用してタイプの異なる要素の結合をすることによって、複雑な構造物をより少ない自由度でモデル化し、計算時間の節約を計る方法を提案したものである。

この Lagrange multiplier は構造物の二つの領域 V_1, V_2 の接触面 $S^{(12)}$ 上の結合変位と共役な力に相当する物理量を意味する。この方法は接触面における V_1 側の変位と V_2 側の変位をある制約条件に従って、結合する方法よりも結合条件を緩めることになる。

一つの例題では片持はりを取り上げ、固定端側をはり要素、自由端側を solid 要素でモデル化して、通常のはり理論の解とよく一致した解を得ている。

応用例としてテーパ付き直管に内圧、せん断力、曲げモーメントが作用する弾塑性問題をはり要素と三次元 solid 要素でモデル化して解き、別途実施された実験と比較して満足すべき結果を得ている。

この方法によれば、詳細化を要する応力やひずみの集中する領域では高次の三次元要素を用い、他の部分にはそれより近似度の低い、低次要素、あるいは二次元や一次元要素を用いることができ、計算費を節約するうえで有望な方法であるといえよう。

- (3) M6/4 Numerical Integration of Some New Unified Plasticity - Creep Formulations
(R.D. Krieg)

(概要)

高温金属の構成方程式は通常時間依存のクリープと時間に独立な塑性の成分に分けて論じ

られることが多い。一方、非弾性ひずみを、塑性とクリープの区別をしないでまとまった量として定式化するアプローチを主張する研究者（金属学者に多い）も何人かいる。この論文は文献などで報告されている8つのクリープ—塑性統一モデル（unified creep-plasticity model）を取り上げ、これらをひとつの基本的な骨格モデルに当てはめて、それぞれの性質を論じている。骨格モデルは次のような定式化である。

$$\begin{aligned}\dot{\underline{e}}_P &= F \underline{\xi} \\ \dot{\underline{\sigma}} &= \underline{C} (\dot{\underline{e}} - \dot{\underline{e}}_P) \\ \dot{\underline{\alpha}} &= A\alpha \dot{\underline{e}}_P - \alpha f \\ \dot{R} &= A_R | \dot{\underline{e}}_P | - (R-R_0)g\end{aligned}$$

ここで

$\underline{\sigma}$: 外部応力 (external stress)

$\underline{\alpha}$: 戻し応力 (back stress, 移動硬化塑性理論の降伏曲面の中心)

R : drag stress (等方硬化塑性理論の降伏曲面の半径)

$\underline{\xi}$: 内部応力 (internal stress, $\underline{\sigma}-\underline{\alpha}$ の偏差成分)

$\dot{\underline{e}}$: 外部ひずみ速度 (external strain rate)

$\dot{\underline{e}}_P$: 非弾性ひずみ速度 (塑性とクリープを含む)

$F, A\alpha, f, g$ は $\underline{\sigma}, \underline{\alpha}, R$ のスカラー関数

Table I は、8つのモデル表示式をそれぞれ上式に対応させた場合の各変数の表示式を表わしている。クリープ—塑性統一モデルの定式化に共通の難しい問題は、各モデルの定数や関数を決定する材料試験の問題、および構造解析における数値積分の精度と安定性の問題である。論文では、数値積分の問題に焦点を当てた議論を行なっている。

安定性と精度の両方を満足させる自動的な時間ステップの決定は必然的に費用のかかるものとなる。精度の確保を条件とする領域では、方程式は直接積分法によるのがよく、ここでは Euler の前進予測子と台形修正子を用いている。一方、安定性の確保を条件とする領域では、数学的な意味で剛 (stiff) な方程式に適した陰な積分子 (implicit integrator) を使う必要があり、ここでは Euler の後退積分に Newton-Raphson 反復を伴った方法を採用している。本論文は研究の途中段階での報告であって、このような方法が完全に証明されているわけではない。またこの方法を取り入れた有限要素法のプログラムによって解がうまく収束するとは限らないことを断っている。しかし、クリープ—塑性統一モデルの理論は金属学者から受け入れられつつあるので、この定式化を構造解析に取り入れた場合に生じると考えられる問題点を論じた試みとして注目に値する。

TABLE I

Basic Model	\underline{f}	$\frac{A}{\alpha}$	\underline{f}	$\frac{A_R}{R}$	\underline{g}
Bodner-Partom	$C_1 \left\{ J^{-1} \exp \left[- \left(\frac{n+1}{n} \right) \left(\frac{z^2}{3J} \right)^n \right] \right\}^{0.5}$ where: $z = C_3 + C_4 \exp(-R/C_5)$	N.A.	N.A.	$C_2 J$	0
Hart	$C_1 \underline{f} ^n$	C_2	$C_3 \sigma^{*m} \left\{ \ln \frac{\sigma^*}{ \underline{\alpha} } \right\}^{C_4} / \underline{\alpha} $ where $\ln \sigma^* = C_3 D(\sigma^*, \alpha) - E(\sigma^*, T)$	N.A.	N.A.
Krieg	$C_1 \underline{f}/R ^n$	$C_2 + C_3 \exp(-\underline{f} \cdot \underline{\alpha} / C_3)$	$C_4 \underline{\alpha} ^2$	C_5	$C_6 (R - R_0)^2$
Extended Lagneborg	$C_1 \underline{f} ^n$	$C_2 \left\{ \frac{1}{\underline{f}} - \frac{\underline{\alpha} \otimes \underline{\alpha}}{2 \underline{\alpha} \cdot \underline{\alpha}} \right\} / \underline{\alpha} $	$C_3 \underline{\alpha} ^2$	N.A.	N.A.
Miller	$C_1 \left\{ \sinh \left[\underline{f} ^{1.5} (R+V)^{0.75} \right] \right\}^n / \underline{f} $ where: $V = C_{10} + C_{11} \log \left(C_{12} \left \frac{\dot{\underline{e}}}{\underline{p}} \right \right) + \sum_{i=1}^m C_{13}^i \exp \left[- \left(\log C_{14}^i \left \frac{\dot{\underline{e}}}{\underline{p}} \right \right)^2 \right]$	C_2	$C_3 \left[\sinh(C_4 \underline{\alpha}) \right]^n / \underline{\alpha} $	$\frac{C_8 \left[\sinh(C_9 R^3) \right]^n}{R - R_0}$	$C_5 (C_6 + \underline{\alpha} - C_7 R^3)$
Extended Pasley-Wells	$C_1 e^{C_2 \underline{f} } A(\underline{\sigma}) / \underline{f} $	$\frac{C_1 m^2}{ \underline{\alpha} } \left(\frac{1}{\underline{f}} - \frac{\underline{\alpha} \otimes \underline{\alpha}}{2 \underline{\alpha} \cdot \underline{\alpha}} \right)$	$\frac{m^2 A(\underline{\alpha})}{\underline{\alpha} \cdot \underline{\alpha}}$	N.A.	N.A.

TABLE I continued

<u>Basic Model</u>	<u>F</u>	<u>A_α</u>	<u>f</u>	<u>A_R</u>	<u>g</u>
Ponter-Leckie Isotropic*	$A(\underline{s} - R)/ \underline{s} , \underline{s} = R$ $0, \underline{s} \leq R$	N.A.	N.A.	A _R (R)	g(R)
Ponter-Leckie Kinematic*	$A(\underline{\xi} - R_0)/ \underline{\xi} , \underline{\xi} = R_0$ $0, \underline{\xi} \leq R_0$	A _α (α)	f(α)	N.A.	N.A.
Robinson-Pugh- Corum	$C_1(\underline{\xi} \cdot \underline{\xi} - R_0^2)^n$	C ₂ / α	C ₃ α ³	N.A.	N.A.

Notation:

C₁, . . . C₁₄ -- denotes constants

A(·), B(·), . . . E(·) -- denotes functions

*There is some question about whether these are the inequalities intended by the authors.

(4) M7/2 Dynamic Instability Analysis of Axisymmetric Shells by
Finite Element Method with Convected Coordinates
(B-J. Hsieh)

(概要)

浅い球形殻の動的バックリング荷重が球形殻の支持条件によりどんな影響をうけるかを、有限要素法で解析した。解析方法は、(1)コンベクティブ座標系を使用。(2)基礎式は

$$[M]\{\ddot{d}\} = \{F^e\} - \{F^i\}$$

$[M]$: global mass matrix (lumped mass matrixを使用)

$\{F^e\}, \{F^i\}$: generalized nodal force vector

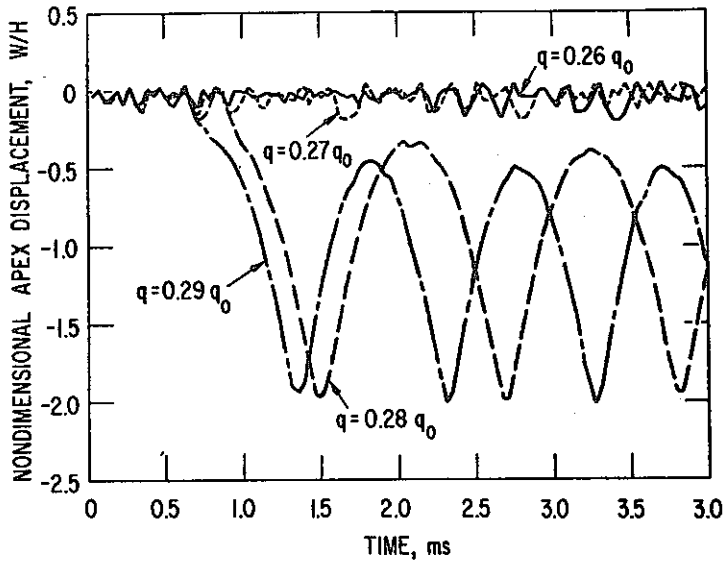
(3)差分には central difference formula を使用。

解析は次の4通りの支持条件について行なわれた。

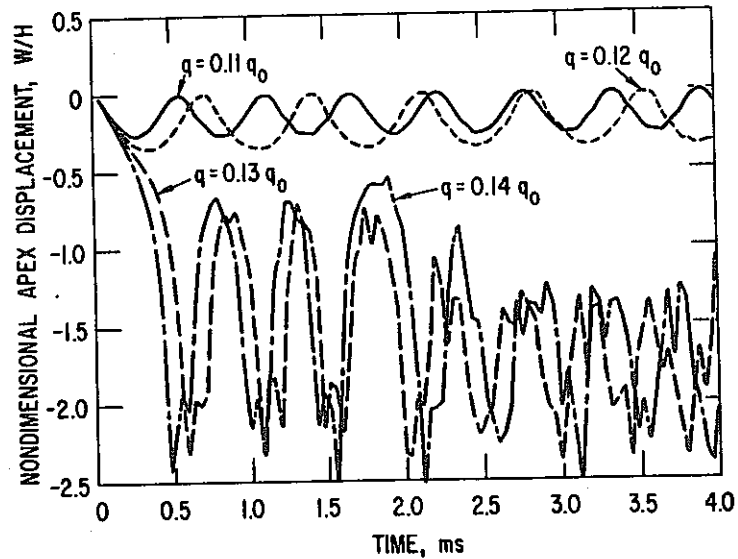
(a) fixed edge ……変位と回転を拘束 (b) hinged edge ……変位のみ拘束 (c) roller edge ……垂直方向の変位のみ拘束 (d) free edge

これらの計算結果を図1～図4に示す。図中の q_0 は完全に球形なシェルの古典的な静的バックリング荷重である。

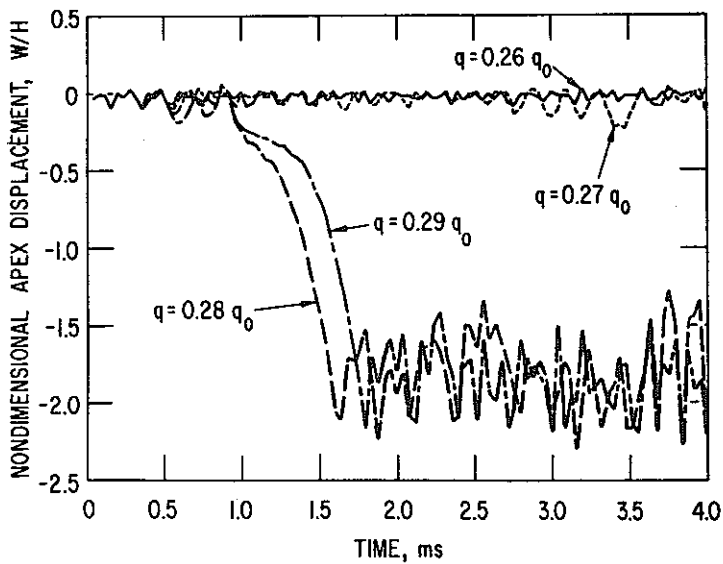
これらの結果から次の結論が得られた。(1)動的バックリング荷重は静的バックリング荷重と較べて低下する。(2)fixed edge と hinged edge では、ほぼ同様なバックリング荷重である。(3)水平方向の拘束はバックリング荷重に大きく影響する。(4)垂直方向の拘束をゆるめると、キャップの安定性は増加する。



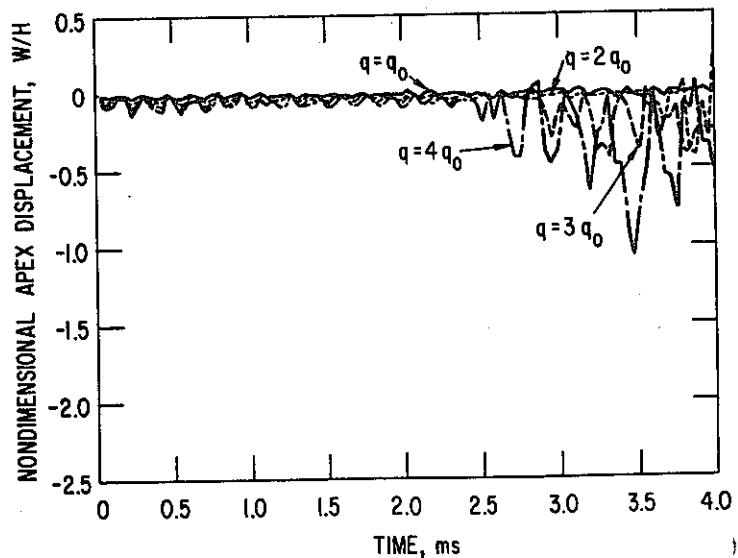
1 Nondimensional apex displacements of a cap with fixed edge under various magnitudes of uniformly distributed step loads: w = apex displacement; H = apex height.



3 Nondimensional apex displacements of a cap with roller edge under various magnitudes of uniformly distributed loads: w = apex displacement; H = apex height.



2 Nondimensional apex displacements of a cap with hinged edge under various magnitudes of uniformly distributed step loads: w = apex displacement; H = apex height.



4 Nondimensional relative apex displacement of a cap with free edge under various magnitudes of uniformly distributed loads: w = apex displacement-edge displacement; H = apex height.

〔筆者注〕 本解析コードは、ANLで開発中の大リーク・Na-水反応解析コード

「SWAAM-I」のラブチャ板解析用モジュールとして使用される。バックリング型ラブチャ板の破裂圧の解析が可能である。

4. SMiRT 会議 後 続 セ ミ ナ ー

4. SMiRT 会議後続セミナー

4.1 全 般

SMiRT 会議 (8/15～8/19) 閉会后、専門家間のより密度の濃い技術討論の場を提供することを目的に Post Conference セミナーが8月22, 23の両日サンフランシスコ(1部門のみロングビーチ)ヒルトンホテルにて開催された。

本セミナーは次の6部門よりなっているが、

- (1) 燃料要素のモデル化
- (2) 高速炉の閉じ込め
- (3) 原子力プラント施設の確率のおよび極限荷重設計
- (4) 高温における非弾性解析と寿命予測
- (5) 原子力プラントの燃料集合体及びコンポーネントの構造信頼性
- (6) 有限要素法の計算手法

これらのうち、筆者らは(2)及び(4)に出席したので、以下その概要について報告する。

4.2 高速炉の閉じ込め

(持 尾)

- (1) 開催年月日 1977年8月22日(月), 23日(火)
- (2) 開催場所 米国カリフォルニア州サンフランシスコ・ヒルトンホテル
- (3) 概 要

CONFABRE (Containment of Fast Breeder Reactors) は特に高速炉における仮想事故の発生より事故後崩壊熱除去, Na火災までの一連の事故解析に関する次の4つのセッションより構成されたセミナーであり、密接な技術討論ができる様にとの配慮により参加者は75名に制限され、日本からは筆名1名のみの参加であった。

- (セッション1) 起因事故と炉心崩壊
- (セッション2) 機器及びシステム応答に対する解析コード
- (セッション3) 模擬実験とコードの検証
- (セッション4) 二次的容器と事故後崩壊熱除去

また各国別の論文発表数は表4.2-1の通りであるが、米国の論文のうち1/3はANL(アルゴンヌ国立研究所)のものであり、また参加者の中にもかなりANLの研究者がいて研究体制の層の厚さを感じさせられた。

PROGRAM

International Seminar on:

CONTAINMENT OF FAST BREEDER REACTORS
"CONFABRE"

Dolores Parlor
The San Francisco Hilton Hotel, San Francisco, California, U.S.A.
August 22-23, 1977

held in conjunction with the

Fourth International Conference on
Structural Mechanics in Reactor Technology

CONFABRE Organizer and Technical Chairman:
Dr. Stanley H. Fistedis
Reactor Analysis and Safety Division
Argonne National Laboratory
Argonne, Illinois 60439 U.S.A.

Monday, August 22, 1977, 8:45 - 12:00

Session I: Accident Initiation and Energetics

Chairman: Robert Avery, Reactor Analysis and Safety Division
Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois U.S.A.

- The Role of Reliability and Risk Assessment in LMFBR Design: Implementation of Reliability in LMFBR Design, John Graham* and P. P. Zemanick, Nuclear Safety, Advanced Reactors Division, Westinghouse Electric Corporation, Madison, Pennsylvania, U.S.A.
- Overview of Core Disruptive Accidents, John Marchaterre, Reactor Analysis and Safety Division, Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, U.S.A.
- Analysis of Accident Energetics in LMFBR Core-Disruptive Accidents, Hans Fauske, Reactor Analysis and Safety Division, Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, U.S.A.
- Disassembly Energy Release for Mechanical Damage Evaluation, James Jackson* and J. E. Boudreau, Los Alamos Scientific Laboratory, Los Alamos, New Mexico, U.S.A.

BREAK

- Panel Discussion by Session Lecturers and Exchange of Experience among Seminar Participants.

Monday, August 22, 1977, 13:45 - 17:00

Session II. Analyses and Codes for Components and Systems Response

Chairman: Nicholas E. Hoskin, Ministry of Defence, Atomic Weapons Research Establishment, Aldermaston, U.K.

- Methods and Programs for Analysis of Fluid-Structure Systems, Ted Belytschko, Department of Materials Engineering, University of Illinois at Chicago Circle, Chicago, Illinois, U.S.A.
- Application of Containment Codes to LMFBRs in the United States, Yao W. Chang, Reactor Analysis and Safety Division, Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, U.S.A.
- Application of a Coupled Euler-Lagrange Computer Program to the Structural Response of an LMFBR, Steven L. Hancock, Physics International Company, San Leandro, California, U.S.A.

BREAK

- Panel Discussion by Session Lecturers and Exchange of Experience among Seminar Participants.

*Indicates speaker when a paper has more than one author.

Monday, August 22, 1977, 18:30 - 20:00

-- Hosted Cocktail Party - San Francisco Hilton

Tuesday, August 23, 1977, 8:45 - 12:00

Session III: Experimental Simulation and Code Verification

Chairman: Harry Alter, Reactor Development and Demonstration Division
U.S. Energy Research & Development Administration, Washington,
D.C., U.S.A.

- Testing Philosophy and Simulation Techniques, Helmut Holtbecker, EURATOM Joint Nuclear Research Center, Ispra, Italy.
- Tests in Support of LMFBR, George Abrahamson*, D. J. Cagliostro and A. L. Florence, Poulter Laboratory, Stanford Research Institute, Menlo Park, California, U.S.A.
- Experimental Study on Dynamic Response of Reactor Vessel to an HCDA, Y. Ando and S. Kondo, Department of Nuclear Engineering, University of Tokyo, Bunkyo, Japan, H. Yoshizawa, Mechanical Engineering Laboratory, R & D Center, Toshiba, Kawasaki, Japan, S. Sasanuma, Advanced Reactor Engineering Department, Atomic Power Division, Toshiba, Tokyo, Japan, O. Kawaguchi* and T. Mochio, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation, Tokyo, Japan.
- Nuclear Accident Simulation in a 1/6 Scale Model of the SNR-300 Fast Breeder Reactor, M. Eglème, J. P. Fabry*, H. Lamotte, Belgonucleaire, Brussels, Belgium, H. Holtbecker and P. Actis-Dato, Euratom-J.R.C., Ispra (Italy)

BREAK

- Panel Discussion by Session Lecturers and Exchange of Experience among Seminar Participants.

Tuesday, August 23, 1977, 12:15 - 13:30

-- CONFABRE Participants Luncheon - San Francisco Hilton

Tuesday, August 23, 1977, 13:45 - 17:00

Session IV: Secondary Containment and Postaccident Heat Removal

Chairman: Stanley H. Pistedis, Reactor Analysis and Safety Division
Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, U.S.A.

- Experiments on Sodium Fires and Their Aerosols, Harry Morewitz*, R. P. Johnson and C. T. Nelson, Atomic International Division, Rockwell International, Canoga Park, California, U.S.A.
- Core Debris Behavior and Interactions with Concrete, Louis Baker, Jr., Reactor Analysis and Safety Division, Argonne National Laboratory, Argonne, Illinois, U.S.A.
- Transient Containment Response and Inherent Retention Capability, E. L. Gluekler*, A. Dayan, F. Hayes and C. T. Kline, General Electric Company, Sunnyvale, California, U.S.A.
- Response of a Liquid Metal Fast Breeder Reactor Containment to a Hypothetical Core Meltdown Accident, R. D. Peak, D. E. Simpson* and D. D. Stepnewski, Hanford Engineering Development Laboratory, Richland, Washington, U.S.A.

BREAK

- Panel Discussion by Session Lecturers and Exchange of Experience among Seminar Participants.

表 4.2-1

	米 国	日 本	イタリヤ	ベルギー
セッション1	4	—	—	—
セッション2	3	—	—	—
セッション3	1	1	1	1
セッション4	4	—	—	—
合 計	12	1	1	1

次に各セッションの内容を簡単に紹介すると、セッション(1)は高速炉における仮想事故の発生及び炉容器応答解析の入力となる放出エネルギーに関するものであり、また本セッションでFBRの設計上の問題点についても論じられた。セッション(2)では仮想事故時の炉容器応答解析に使用される計算コードの解析例を変えた一般論が討論され、セッション(3)でこれら計算コードの検証のため各国で行なわれた実験及び解析との比較が報告された。そしてセッション(4)は事故後崩壊熱除去及びNa火災、エアロゾル等の事故後環境問題に関する論文であった。

本会議のセッション(3)において筆者は「仮想事故時の炉容器動的応答に関する実験的研究」と題した、PNCにおいて昭和49年度実施された耐衝撃試験（成果報告書SJ214 75-01）及びその後の計算コードによる解析（成果報告書SJ201 77-01）の概要について論文発表を行なった。

以上の各セッションにおける講演形式は約40分ずつの論文発表の後、講演者がパネリストとなり1時間弱のパネルディスカッションを行なうという形のものであったが、午前午後のコーヒーブレイクにも各所で活発な討論や情報交換が行なわれていた。また会議2日目の昼には参加者全員による食卓の場もたれ、研究者相互の友好を深めることができた。

なお CONFABRE で発表された論文はすべて Nuclear Engineering and Design (North-Holland Publishing Company) vol. 42 (1977) №1 に掲載済である。

(4) 内 容

(セッション1)

L/1 The Role of Reliability and Risk Assessment in LMFBR Design

10 CFR 50.34 では公衆の健康と安全に対するリスク評価を目的とした安全解析を行なう様要求されている。

元来リスク評価は質的なものであるが、最近では基本的判断の上でもリスク評価をより量的なものとして使用したいという傾向にある。

そこで本論文では LMFBR の設計にも反映されるリスク評価のためのクライテリアの概要を紹介したものである。

I/2 Overview of Core Disruptive Accidents

炉心崩壊事故にともなう一連の事故解析（起因事故→事故後崩壊熱除去）に関する概説であり、特に最近の炉心崩壊フェイズの考え方についても述べている。

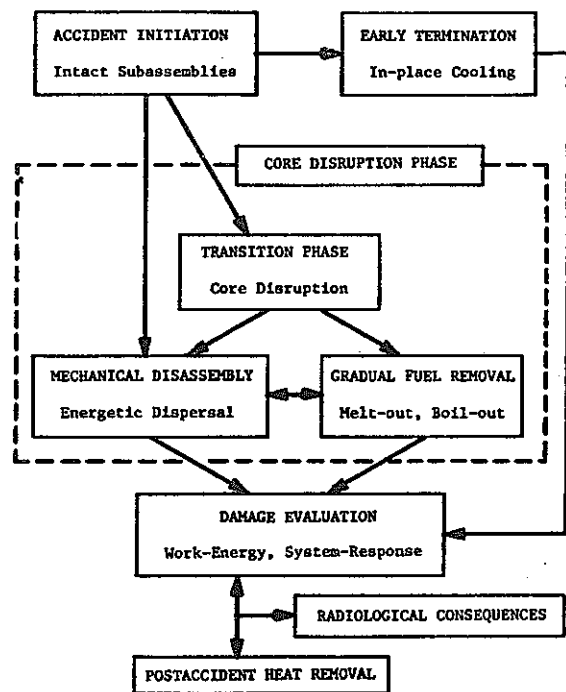


Fig. 1. Comprehensive Mechanistic Accident Analysis Path Structure (Ref. 10)

I/3 Assessment of Accident Energetics in LMFBR Core-Disruptive Accidents

LMFBR の炉心崩壊事故について、特に再臨界、ECIとの関係に重点をおいて概説したものである。

また酸化燃料系に対する一般挙動原理の応用により炉心崩壊事故は、仮想的炉心溶融事故につづいてきわめて起りにくい現象であると提唱している。

I/4 Disassembly Energy Release for Mechanical Damage Evaluation

高速炉の即発臨界核暴走時における放出エネルギー決定法についてのレビューであり、後の構造応答解析の入力となる圧力源モデル及び核暴走時の有効エネルギーについても言及している。

— 討 論 —

Q : I/3 実験の目的は？

A : 設計に対して基礎的定性的な知見を得るためのものであり、今後の大規模な実験に対する予備実験である。

Q : F S I 領域の状態方程式の信頼性は？

A : F S I 領域の状態方程式については色々のものが発表されているが、F S I の解析自体がまだ研究段階であるため精度も不十分であり、今後の重要な問題である。

Q : I/3 の実験を REXCO 等により解析する場合、実験と解析はどの程度一致すると考えられるか。

A : F S I 領域の状態方程式が現在まだ不明確であり、また REXCO タイプのコードで解析する時には、 $p-v$ 曲線入力形式であるため F S I 領域とまわりの流体との物理的相互作用を考慮できず、現時点での比較は困難である。

(セッション 2)

II/1 Methods and Programs for Analysis of Fluid-Structure Systems

流体-構造材の動的応答、特に原子炉安全性解析に関連した計算アルゴリズムに関するレビューである。流体動的応答アルゴリズムは時間積分法、メッシュ分割、圧縮性か否かにより分類され、構造応答アルゴリズムは、特に時間積分法と非線形性により分類されるが、これらの流体と構造材との coupling 手法は相当に困難であり、まだ完成されたものではなく今後十分な研究開発が必要であると述べている。

Table 1. Fluid Analysis Programs

Ref.	Mesh	Discretization Type	Time Integration	Flow Type	Rezone	Slide-line	Structure
GALE [6]	quasi-Euler	f. dif.	implicit	inc.	continuous	no	no
HEMP [7]	Lagrange	f. dif.	explicit	comp.	yes	yes	no
HONDO [8]	Lagrange	f. ele.	explicit	comp.	no	no	no
ICECO [9]	Euler	f. dif.	implicit	comp.	no	no	yes, (WHAM)
PISCES [10] (ELK)	Lagrange (Euler)	f. dif.	explicit	comp.	yes	yes	no
REXCO [1]	Lagrange	f. dif.	explicit	comp.	yes	no	yes
SOLA [11]	Euler	f. dif.	implicit	inc.	no	no	no
SOLA-ICE [12]	Euler	f. dif.	implicit	comp.	no	no	no
STEALTH [13]	Lagrange	f. dif.	explicit	comp.	yes	yes	yes, (WHAM)
TOODY [14]	Lagrange	f. dif.	explicit	comp.	yes	yes	no
WHAM II [2] (STRAW)	Lagrange	f. ele.	explicit/or implicit	comp.	no	limited	
YAQUI [5]	quasi-Euler	f. dif.	explicit	comp.	continuous	no	no

Table 2. Transient Structural Analysis Programs

	Geometry	Geometric Nonlinearity	Discretization	Time Integration	Difference Formula
DYNAPLAS [27]	axi. shell, arb. load	yes, moderate rotations	f. ele.	implicit	Houbolt
NONSAP [28]	2D and 3D axi. continuum	yes	f. ele.	implicit	Newmark or Wilson
PETROS/ REPSIL [29,30]	arb. shell	yes	f. dif.	explicit	cent. dif.
SHORE [31]	axi. shell, arb. load	yes, moderate rotations	f. dif.	explicit	cent. dif.
STAGS [32]	arb. shell	yes, moderate rotations	f. dif. (f. ele.)	implicit	stiffly stable
WHAM II [33]	axi. shell, beams	yes	f. ele.	explicit or implicit	cent. dif. or trapezoidal
SADCAT [34]	arb. shell	yes	f. ele.	explicit	cent. dif.

II/2 Application of Containment Codes to LMFBRs in the United States

F B R の H C D A に対する炉容器動的応答解析コードのうち、米国、特にANLで使用されているものを紹介し、次の5つのサンプル計算について述べたものである。

- 1) 炉容器、バレル等の応答
- 2) 容器 lower plenum への冷却材の流入
- 3) 冷却材スラグインパクト
- 4) 配管系の応答
- 5) 回転プラグの解析

A N L で主に使用されているコードとその特徴は次の通り

i) REXCO-HEP

- 2次元 lagrangian コード
- 主に現在まで本解析コードで取り扱われたもの
 - ・ 炉容器内圧力波伝播
 - ・ 炉構造応答
 - ・ スラグインパクト
 - ・ 炉容器変形量

ii) ICECO

- 2次元 implicit eulerian コード
- 炉容器コアバレル、炉心支持板は thin shell structure として F. E. M で解析
- プラグ部、支持板の opening 問題取り扱い可
- 現在までの解析例
 - ・ 炉心ガス膨張
 - ・ Na 噴出量の解析
 - ・ 炉心支持板の穴における Na 流動

iii) MICE

- ICECO の拡張
- ICECO では eulerian 領域が1つに限定されているがMICEでは多元（現在は5領域） eulerian 領域考慮可

米国で主に使用されている耐衝撃解析コード

Table 1 Compilation of Containment Codes

Name Origin (Ref)	Problem Solves	Unique Capabilities	Discretization Fluid Structure	Integration Method
REXCO-HEP ANL [1]	2D + Shell	Sliding lines for fluid/ solid meshes and fluid/ shell interfaces Rezonng by REZONE code	FD (Lagrangian)	Explicit
ICECO ANL [2]	2D + Shell	Coupled Eulerian/Lagrangian Can handle extended fluid motion (e.g. Bubble motion and Na spill)	FD FE (Euler.) (Lagran.)	Implicit
MICE ANL [3]	2D + Shell	Multifields Allowing interpenetrations	FD FE (Euler.) (Lagran.)	Implicit
ICEPEL ANL [4]	2D + Shell	Extensive models for piping component - Can handle ex- tended fluid motion	FD FE (Euler.) (Lagran.)	Implicit
PISCES-2DL PI [9]	2D	Sliding lines for fluid/ solid meshes - Rezone and static option - Auto. coordinate generator	FD (Lagrangian)	Explicit
PISCES-2DELK PI [19]	2D + Shell	Coupled Eulerian/Lagrangian Implicit/Explicit Option	FD (Euler.) (Lagran.)	Explicit/ Implicit
HEMP LLL [10]	2D	Sliding lines capability for fluid/solid meshes Rezonng capability	FD (Lagrangian)	Explicit
TOODY SLA [12]	2D	Slide line capability for coupled fluid/solid meshes Rezonng capability	FD (Lagrangian)	Explicit
CSQ SLA [15]	2D	Extensive EOS options Con- duction & radiation H. T. Up to 10 fluids	FD (Eulerian)	Explicit
STEALTH SAI [14]	2D + Shell	Continuous auto rezoner Finite-element shell option	FD FE (Lagrangian)	Explicit
STRAW ANL [16]	2D	Convected coordinates Can handle complex geometry	FE (Lagrangian)	Explicit/ Implicit
WHAM UICC [13]	2D + Shell	Convected coordinates Can handle complex geometry	FE (Lagrangian)	Explicit/ Implicit
SADCAT ANL [17]	3D	Convected Coordinates Can handle complex geometry	FE (Lagrangian)	Explicit/ Implicit

FD = finite-difference; FE = finite-element
ANL = Argonne National Laboratory
PI = Physics International Co.
LLL = Lawrence Livermore Laboratory

SLA = Sandia Laboratories
SAI = Science Applications, Inc.
UICC = Univ. of Illinois at
Chicago Circle

○しかしコードが複雑で現在はまだチェック計算等簡易計算のみ

IV) ICEPEL

- ICECO の拡張
- 1次元配管解析
- 多くのモデルが取扱い可

ex. バルブ, reducer, expansion, IHX, 丁字管, エルボ

V) STRAW, SADCAT

- 3次元 F.E.M
- 現在まで行なわれた解析
 - reactor head
 - 炉心支持板

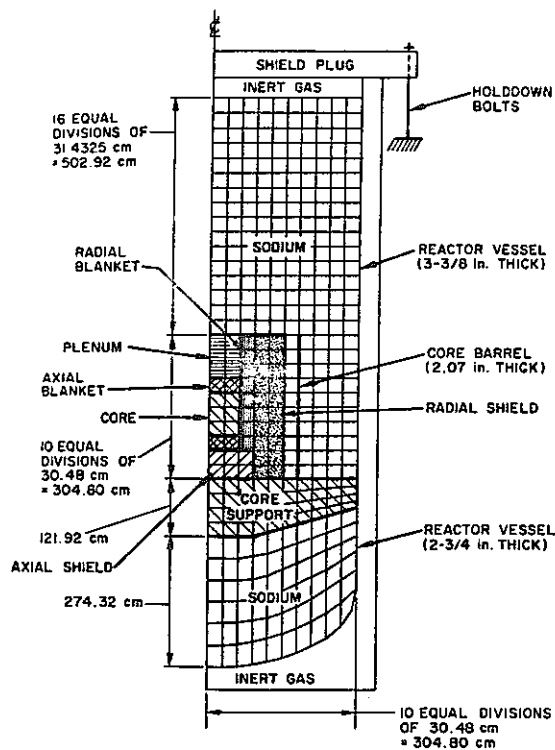


Fig. 1. Mathematical Model of the FFTF Reactor

REXCO による FFTF 解析モデル

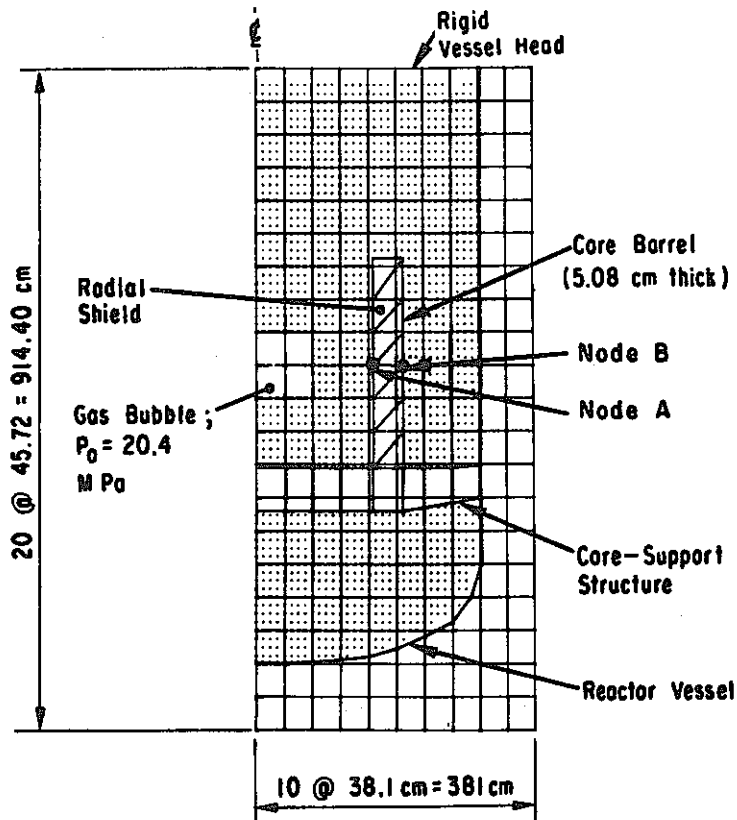


Fig. 3. Reactor Configuration in Eulerian Representation

ICECO コードにおける解析モデル

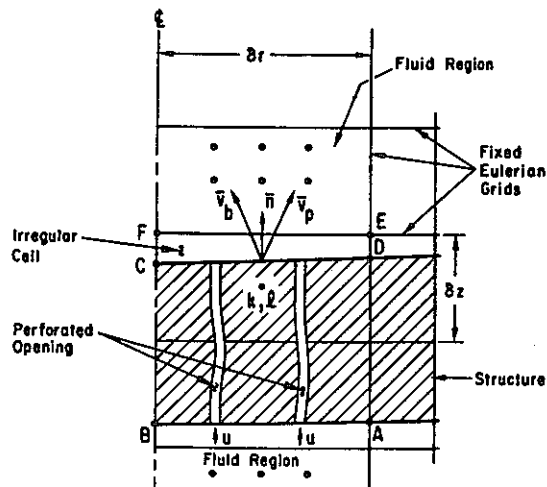


Fig. 4. Core-support Structure Perforated Openings

炉心支持板解析モデル

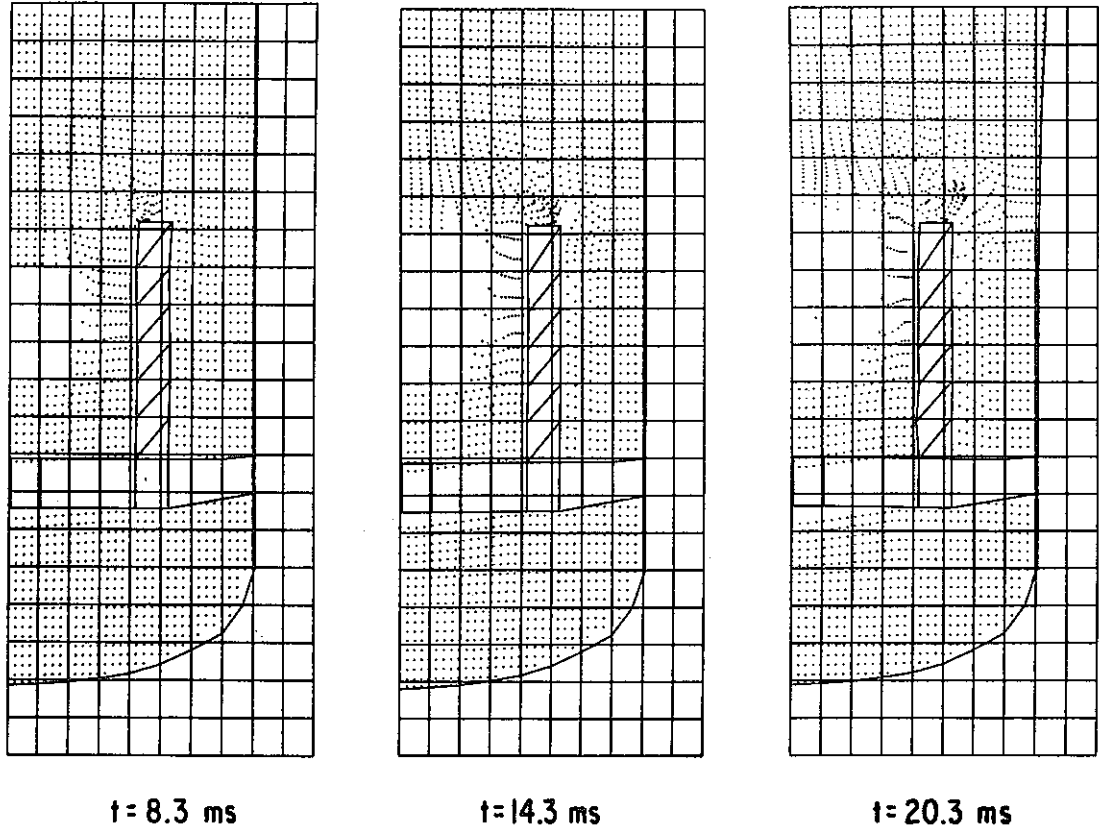


Fig. 5. Sequence of Reactor Configurations showing the Motion of Coolant through the Core-support Structure Perforated Openings

ICECO コードによる計算例

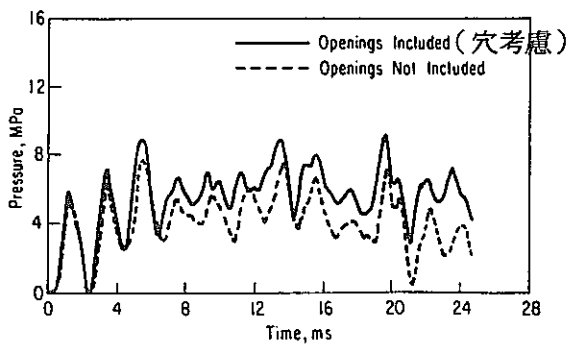


Fig. 6. Pressure Loadings in the Reactor Lower Plenum

炉心支持板穴の解析結果に与える影響

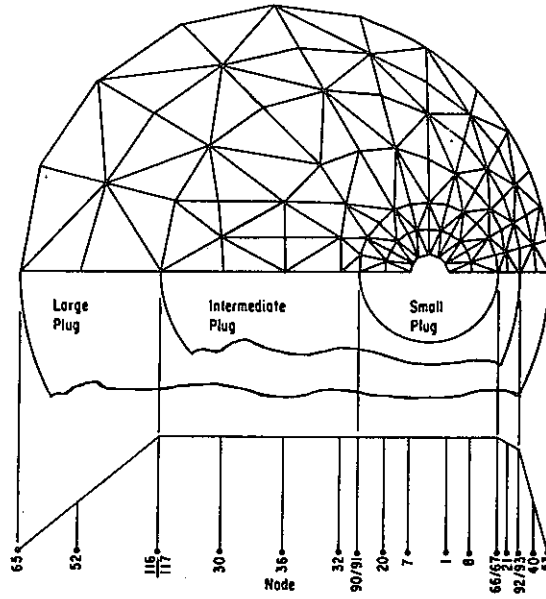


Fig. 14. Finite-element Model of the Closure Head and the Deformed Profile of the Triple Rotating Plug

F. E. M. コードにおける回転プラグメッシュ形状

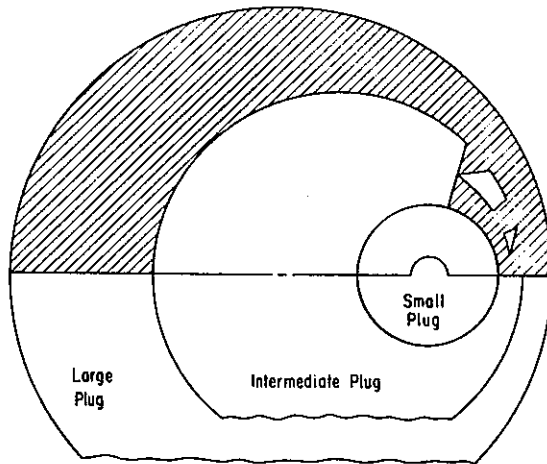


Fig. 15. Location of Plastic Regions

解析例（斜線部塑性域）

II/3 Application of a Coupled Euler-Lagrange Computer Program to the Structural Response of an LMFBR

PISCES 2DELK は, coupled Euler-Lagrange 計算コードであるが, これを HCDA に対する FBR 炉容器応答解析に応用した例を示す。

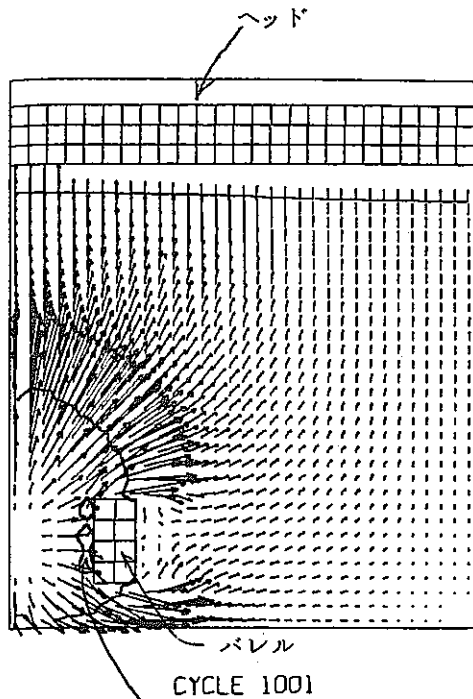


Fig. 2a. バブルの発生

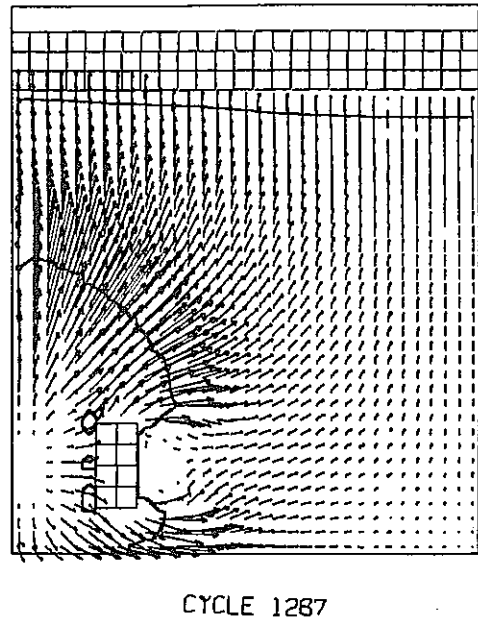


Fig. 2b.

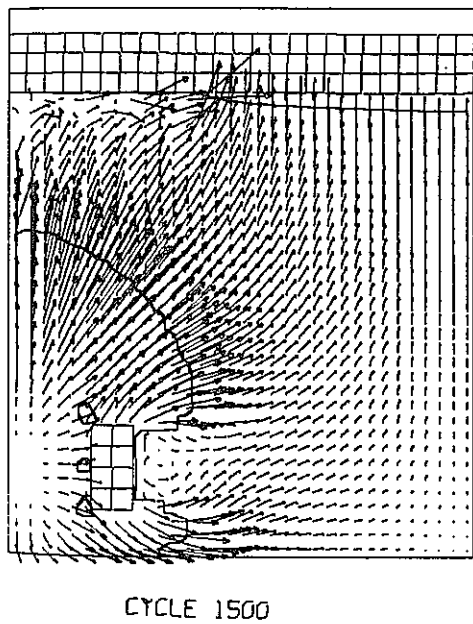


Fig. 2c

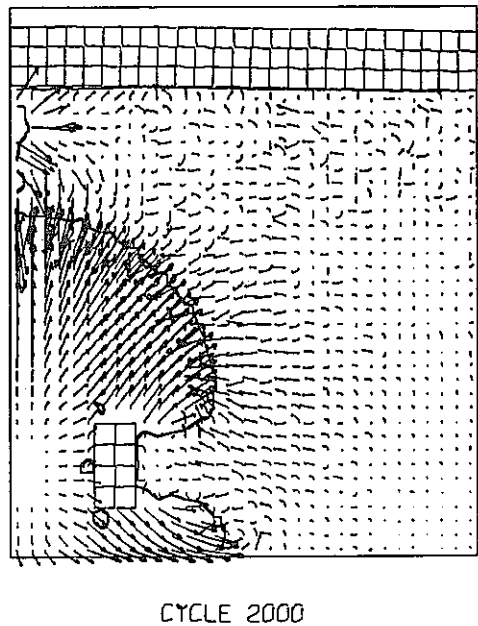


Fig. 2d

Figure 2. Sequence of plots showing the bubble growth and void closure in the sample calculation.

— 討 論 —

Q : バレルやヘッド近傍で発生の可能性があるキャビテーションについてどう考えるか。

A : キャビテーションの影響については、たとえばSRIで行なわれた実験結果等にその影響と思われる圧力挙動を見ることができる。しかしキャビテーション効果を計算コード内にとり入れることは、現時点ではかなり困難であり、今後の解析コード改良の中で大きなテーマの1つである。

Q : 将来、3次元挙動を示す流体-構造材相互作用問題を解析するための3次元lagrangian-eulerian結合コードを開発する上で、問題点は何か。

A : 数学的には何も困難はなく、ただ金と時間の問題のみである。

Q : ANLでは、REXCOとICECOがよく使用されている様であるが、両者の統一性はどの様にして確認しているのか。

A : lagrangianコードとeulerianコードであるため、エネルギー的に両者を比較することは困難であるが、圧力、歪等の時刻歴を比較することにより確認している。

Q : SRIでは将来、同様の衝撃試験を実施する計画があるのか。

A : 将来、計算コードの開発、改良にともない、その必要性が生じた場合には、試験の可能性もありうる。

(セッション3)

III/1 Testing Philosophy and Simulation Techniques

過去及び現在行なわれている衝撃試験のフィロソフィー、実験技術等に関するレビューであり、また一部試験結果及び解析結果についても言及している。

また実験の目的は、ある特定の炉についての情報を得るのではなく、あくまでも計算コードの検証のためであることを強調している。

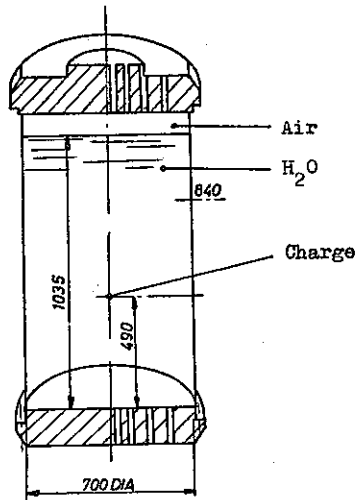


Fig. 2. Bare charge flexible wall test.

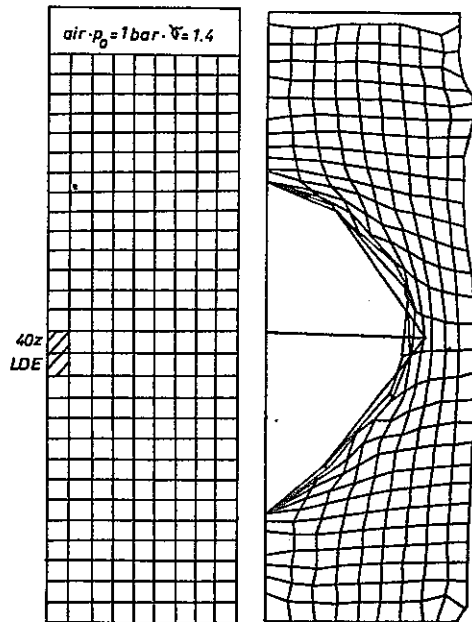


Fig. 3. Mesh lay-out and final plastic deformation of cylinder.

COVA計画の1つ(実験終了)

Fig. 2. の解析用メッシュ形状及び最終変形状態

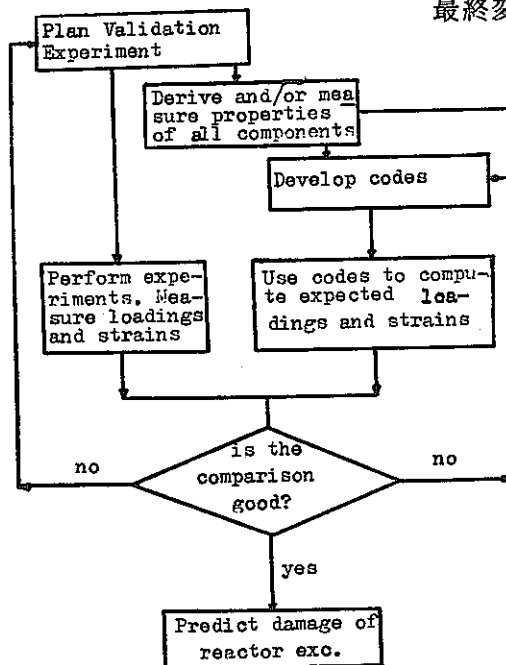


Fig. 12. Code Validation (COVA) Programme.

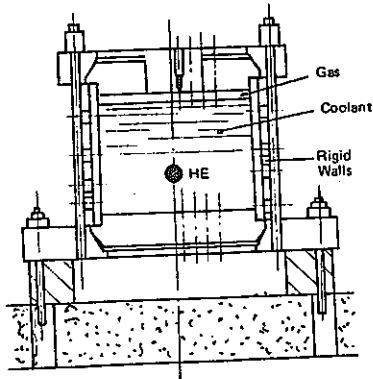


Fig. 13. Rigid wall bare charge test

In the following series of tests the ability of the codes to predict simple structure deformations is analysed (see fig. 14).

COVA 計画の1つ (実験終了)

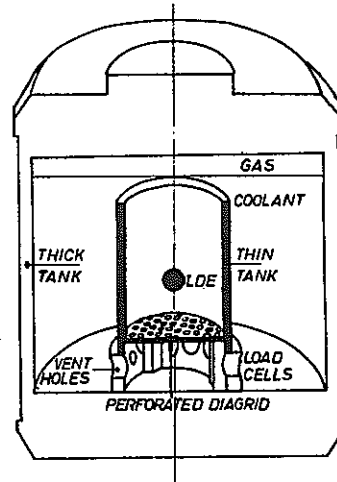


Fig. 15. Concentric cylinders perforated diaphragm test.

COVA 計画の1つ (予定)

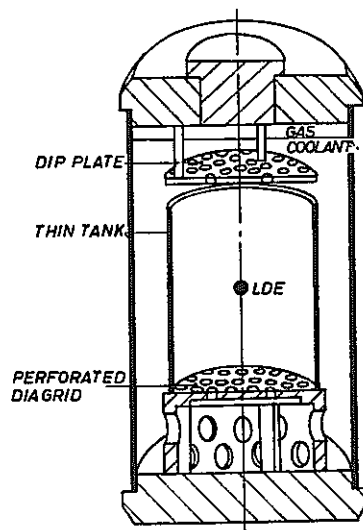


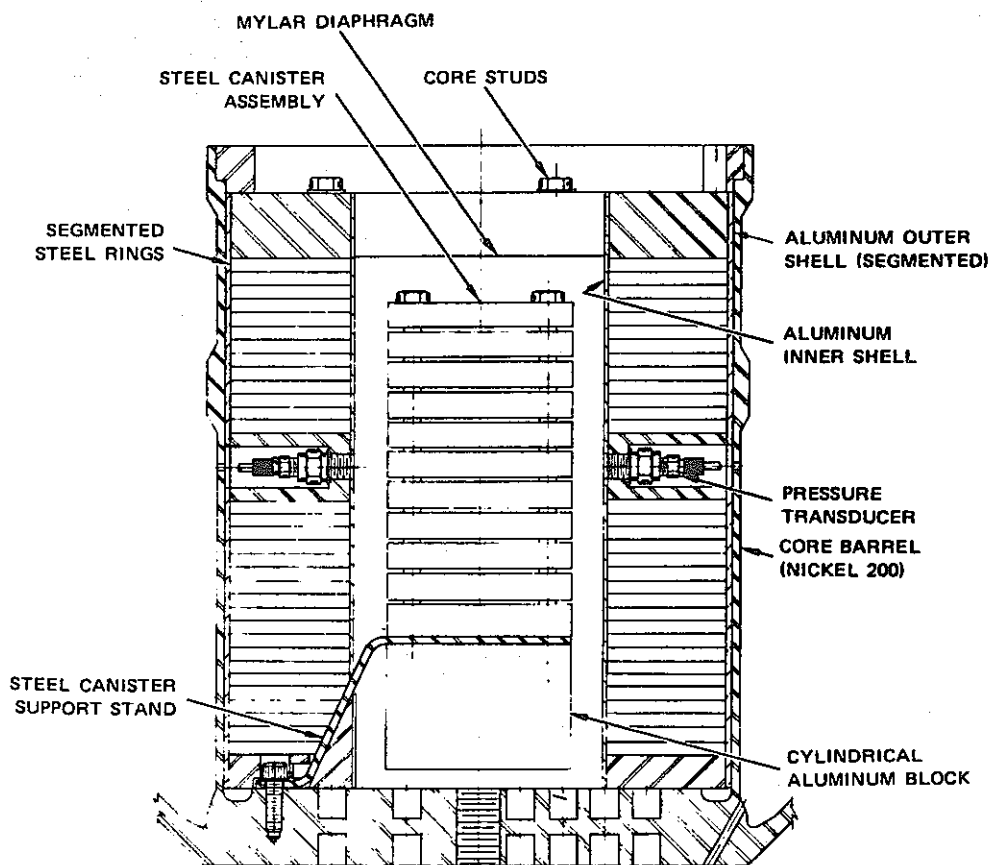
Fig. 16. Long flexible tank test Perforated dip plate and diaphragm.

COVA 計画の1つ (予定)

Ⅲ/2 Tests in Support of LMFBR

SRI (Stanford Research Institute) では、HCDA や SG 内の Na-水反応等の事故解析、実験で米国 LMFBR プロジェクトのサポートをしているが本論文は特に実験における試験計画、爆発的荷重の模擬、モデル化、装置類の説明である。

また試験は小型かつ単純なものから始め、より大型で複雑なものへと移行していくのがよいと述べている。



MA-3929-149

Fig. 4. HCDA Load Simulator in Core of a CRBR Model

衝撃的荷重発生のための爆破装置

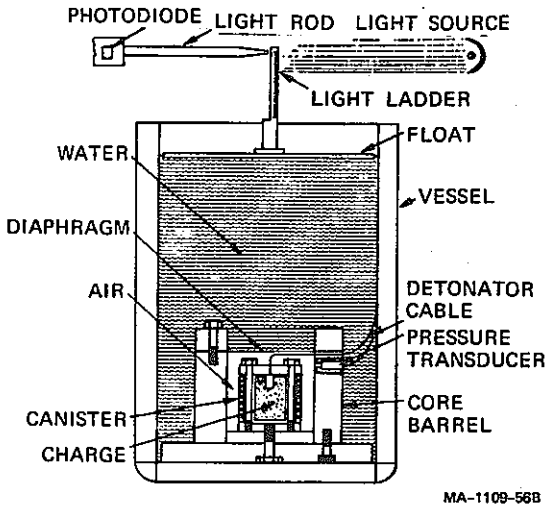


Fig. 9. Simple Rigid FTR Model

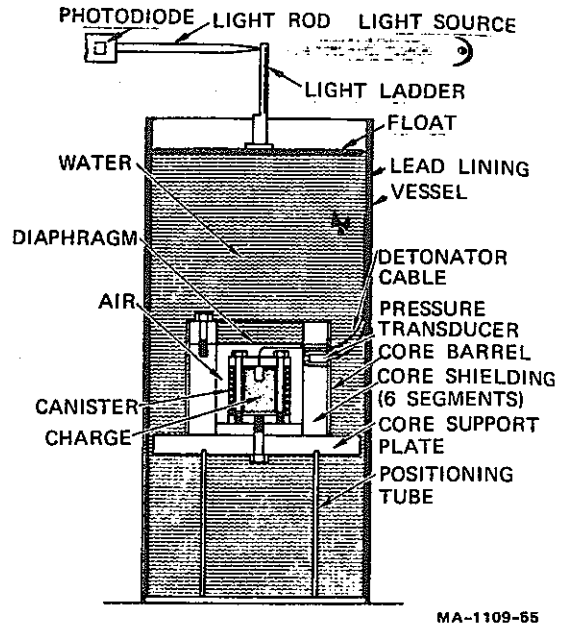


Fig. 10. Simple Flexible FTR Model

(1/30)

(1/10)

実験終了

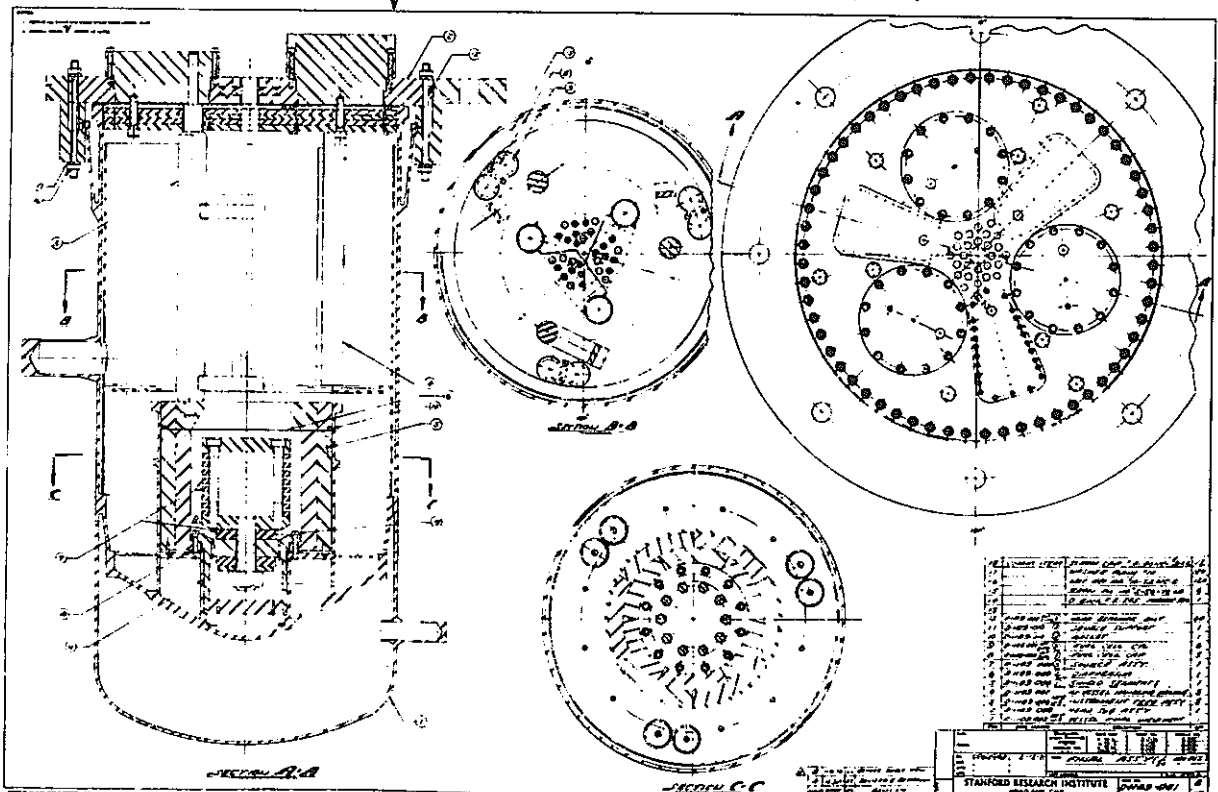


Fig. 11. Assembly of Small Complex FTR Model

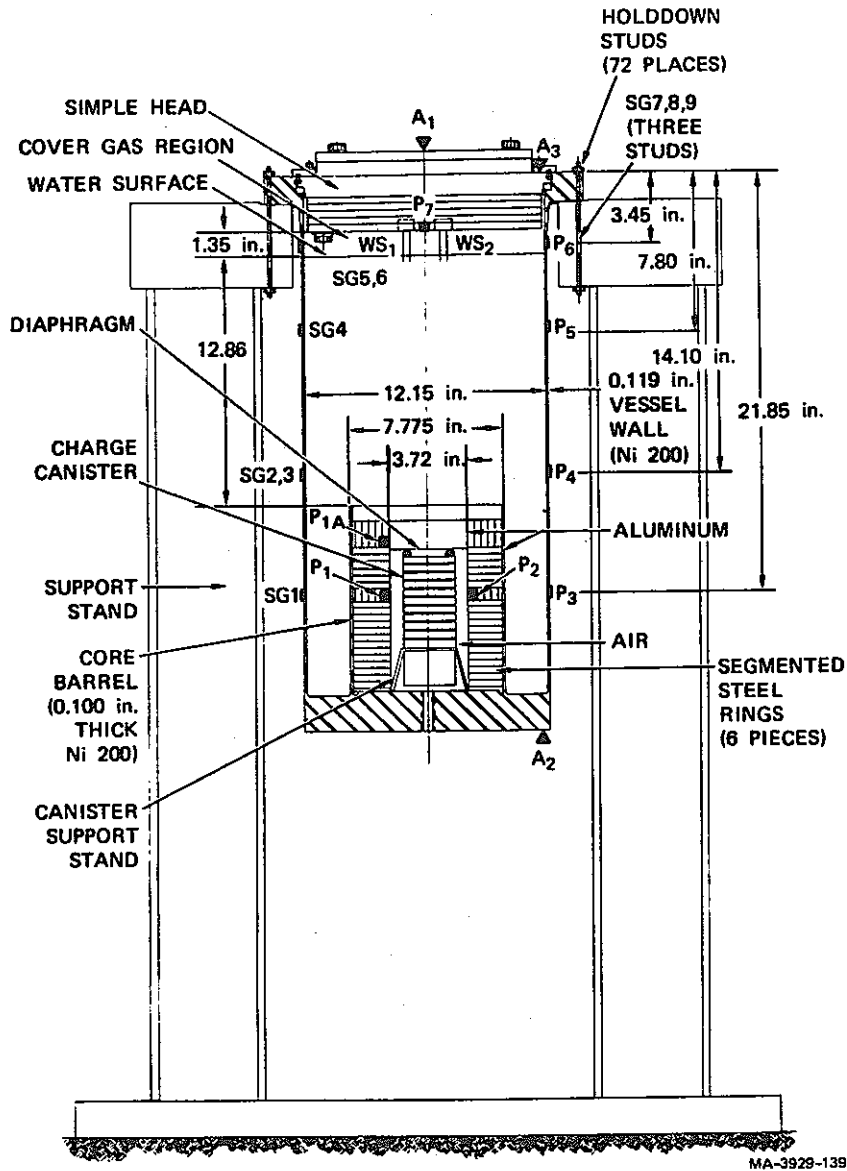


Fig. 14. Schematic of CRBR Model SM-2

まだ実験されていない。

CRBR 計画の中ではもっとも単純形状

↳ (特に CRBR の HCDA 時における耐衝撃性を確認するための一連の衝撃実験計画)

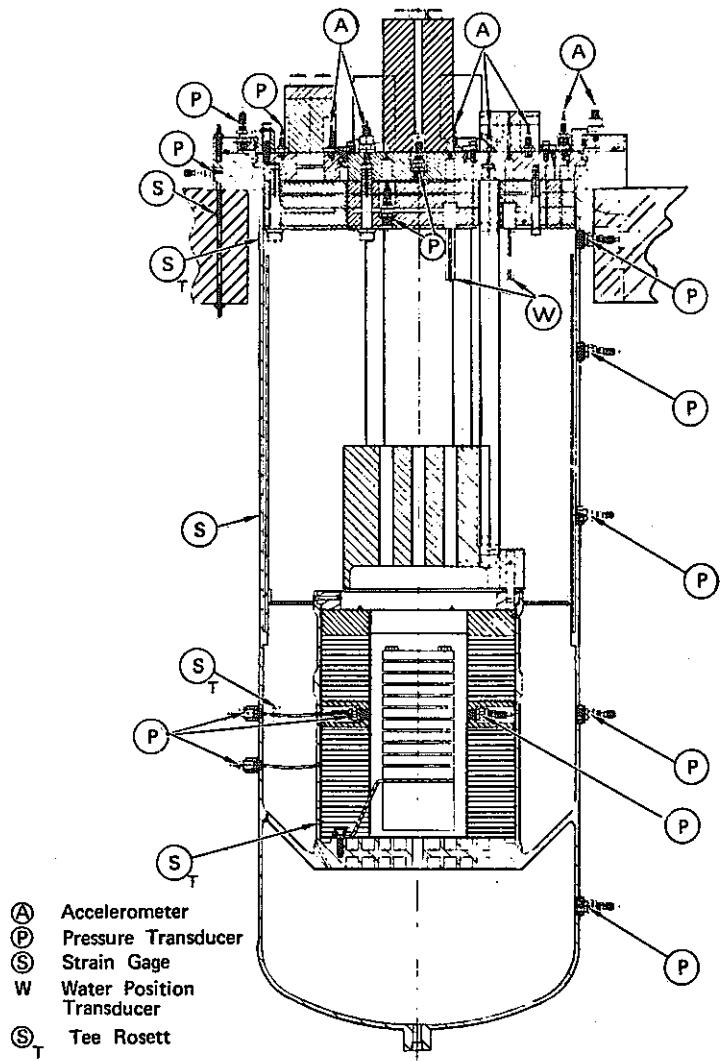


Fig. 15. Schematic of CRBR Model SM-5

まだ実験されていない。

CRBR 計画の中ではもっとも複雑形状の試験体

III/3 Experimental Study on Dynamic Response of Reactor Vessel to an HCDA

本研究はHCDA時の炉容器構造物の動的応答を評価検討するため、スケールダウンモデルによる実験から動的応答を実験的に明らかにするとともに、実験データに基づき解析コードの検証及び改良を行なうことにある。

実験は低爆速火薬を用い、高速原型炉“もんじゅ”の1/15簡易モデルと1/15及び1/7.5総合モデルについて行なわれ、内筒の炉容器変形に及ぼす効果、衝撃荷重による炉容器の変形挙動等が明らかになった。また解析コード“PISCES-2DL”により実験解析を行ない、実験値と比較した結果、容器胴部等の半径方向の変形挙動についてはかなり良い一致を示すことがわかった。

本論文は次の2報告書がベースとなっている。

SJ214 75-01「原型炉低爆速耐衝撃試験」 PNC, 1975

SJ201 77-01「原型炉耐衝撃試験解析」 PNC, 1976

III/4 Nuclear Accident Simulation in a 1/6 Scale Model of the SNR-300 Fast Breeder Reactor

HCDA時のSNR-300に対する健全性を評価するため1/6モデルを用いたHCDA時の挙動模擬実験が実施されたが、この際、解析手法の妥当性を評価するため審査側は実験が実施される前に容器の残留変形量、圧力及び歪のtime historyを提出することを要求するというきわめて厳しいものであった。

本報告は、その実験とSURBOUM-IIによる解析結果の概要を述べたものである。

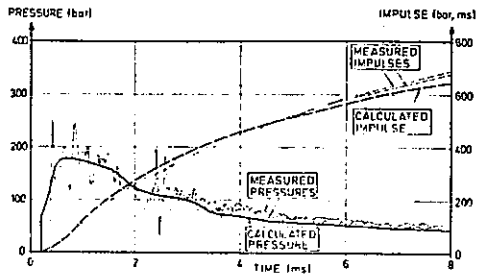


Fig. 4 : Pressures and pressure impulses in the shield tank at charge level (location 1)

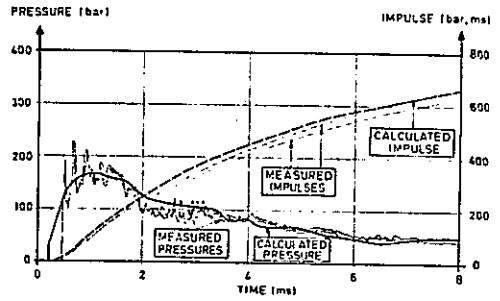


Fig. 5 : Pressures and pressure impulses in the shield tank under the charge level (location 2)

各部圧力及びインパルス値の
計算と実験データとの比較

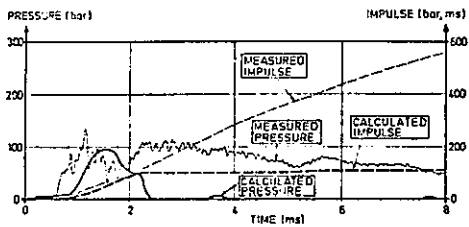


Fig. 9 : Pressures and pressure impulses in the inlet plenum (location 6).

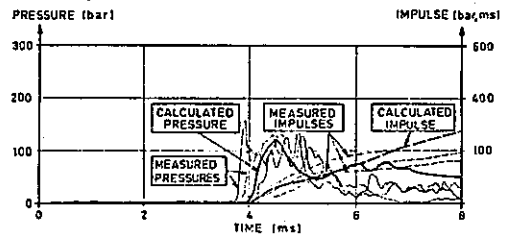


Fig. 10 : Pressures and pressure impulses under the roof (location 7)

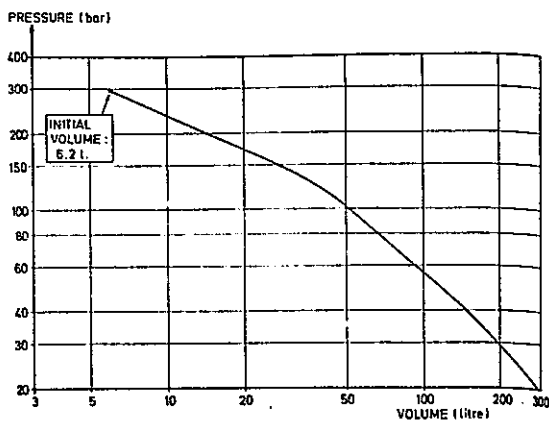


Fig. 2 : Equation of state of the slow burning charge.

火薬の p-v 曲線

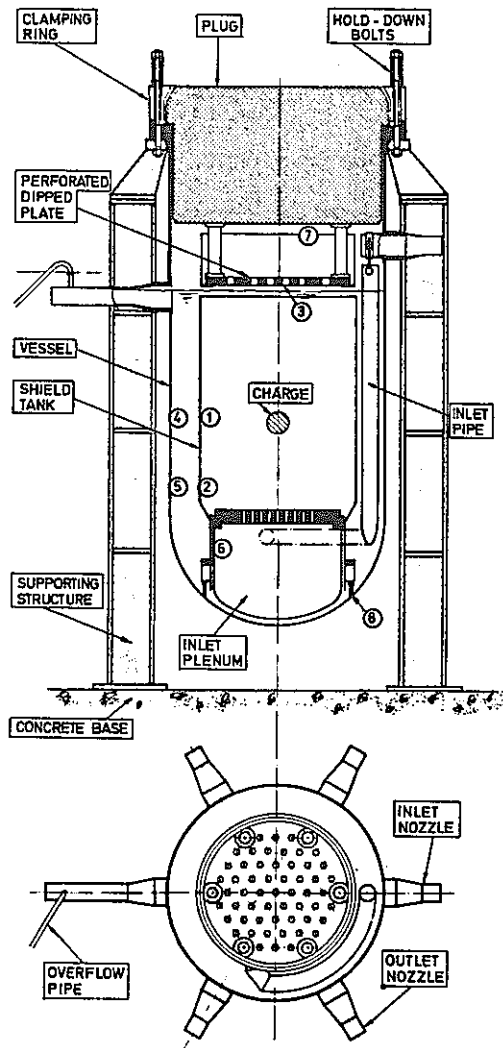


Fig. 1 : Lay-out of the 1/6 model

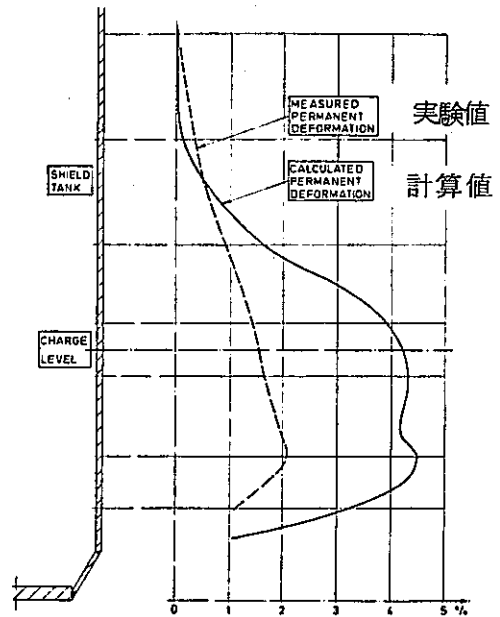


Fig. 17 : Permanent deformations of the shield tank.

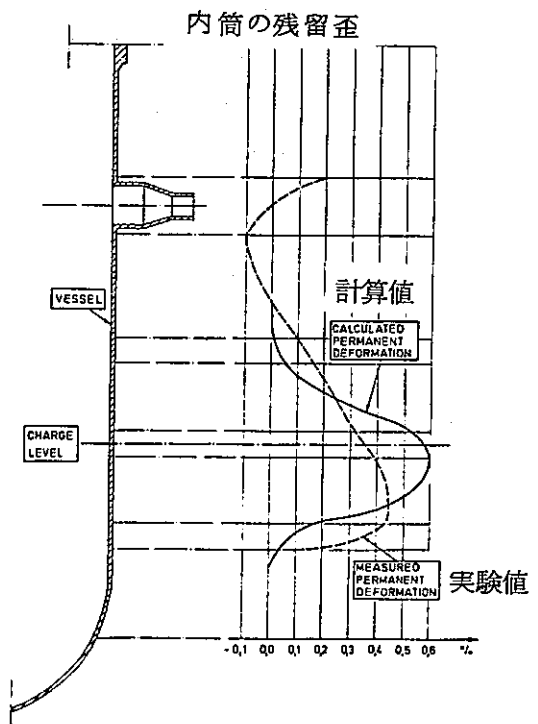


Fig. 18 : Permanent deformations of the vessel.

容器の残留歪

— 討 論 —

Q：実験により実機の仮想事故状態を模擬しようとする時、問題となるのはスケール効果であるが、これについてどう考えるか。

A：幾何学的なスケールダウンについては問題はないが、温度、冷却材、構造材、F S I 領域等については実機と同様の状態に置かないかぎり、実機仮想事故状態を正確に把握することは困難であり、特に F S I 領域の模擬についてはその傾向がある。

すなわち、実験においては一般に F S I 領域を火薬爆発により模擬するため、破壊エネルギーは対応させることができても圧力-体積曲線、圧力の時刻歴の形状までは対応させることができず、しかも爆発領域と周辺領域との化学的相互作用効果はかなり大きく、かつ複雑であるため、実験結果のみから実機の耐衝撃性を評価しようとすることは困難である。

Q：実験データを用いて解析コードを検証しようとする時、その実験において、どの程度の歪ゲージが必要と考えるか。

A：理想的には可能な限りとしか言えず、試験体の形状、解析コード上の制限、計測システムの充実度合等によりケースバイケースで数を決定していく以外に方法はないであろう。しかし、次のことには注意して頂きたい。それは試験体が軸対象のものであっても、それを確認するため数ヶ所については円周方向に複数個の歪ゲージを設置して軸対象性をチェックした後、解析コードにおいて軸対象解析として頂きたいということである。

Q：Ⅲ/3 では火薬自身を解析的にとりあつかった様であるが本当か。

A：その通り。火薬の状態方程式を解析的に導いた。その際、水中爆破実験データをもとに、その実験値に合致する様なパラメータを反復法により決定して状態方程式を求めた。

(セッション 4)

IV/1 Experiments on Sodium Fires and Their Aerosols

LMFBR の安全性解析に有益なデータを提供するため、多くのナトリウム火災、エアロゾル等の実験が実施されているが、ここではナトリウムの空気中への滴下実験、毛細管よりのエアロゾルリーク実験、エアロゾルの高温挙動実験の概要とその結果について述べている。

IV/2 Core Debris Behavior and Interactions with Concrete

H C D A時、溶融した炉心部が炉容器より流出する現象を考える時、それを保持するコンクリートはきわめて重要な存在となる。このため現在まで熱的、化学的なコンクリートとそれらの相互作用の研究が多くなされているが、本論文はその概要の説明である。

IV/3 Transient Containment Response and Inherent Retention Capability

H C D A時の溶融炉心塊の保持法として、燃料に対してナトリウム体積比が大である F F T F, P F Rでは炉容器内で保持機構を考えるようにしているのに対し、体積比が小である S N R-300では容器外での保持機構が考えられている。

本論文では炉心溶融の簡単な説明と、容器内外での保持機構の相違について述べている。

IV/4 Response of Liquid Metal Fast Breeder Reactor Containment to a Hypothetical Core Meltdown Accident

高速炉の仮想的炉心溶融事故に対する格納容器の安全解析を C A C E C Oコードにより容器内の化分成分変化、温度、圧力について詳細解析を行なった結果の報告である。今回の対象とするモデルの場合には構造材の熱吸収能力を考慮すれば、厳しい仮想事故の場合にも1日以上格納容器はその強度を保持できると述べている。

— 討 論 —

Q：溶融炉心塊がコンクリート容器に作用する時、ライナーも active な反応をおこすのか。

A：詳細な実験データ等がないので断定はできないが、コンクリートに対してかなりの影響はあろう。

Q：H C D A時、溶融炉心塊がコンクリート容器を貫通することがありうるか。

A：現在行なわれている実験、解析には多くの仮定が含まれているため、現時点で貫通の可能性の有無について結論を出すのは早すぎるが、貫通に関してはある限界が存在する様に思う。

Q：コンクリート容器の破損の可能性はあるのか。

A：特に高速炉H C D A時における破損ということに限定するとまだデータは少ないが、他の分野より総合すると、2, 3の破損モードが存在する様である。

4.3 高温における非弾性解析と寿命予測

(岩田)

(1) 開催年月日 1977年8月22日(月), 23日(火)

(2) 開催場所 米国カリフォルニア州サンフランシスコ・ヒルトンホテル

(3) 概要

本セミナーは米国 Rensselaer Polytechnic Institute の E.Kremple が主催して 8月22, 23日, SMIRT 会議と同じサンフランシスコのヒルトンホテルで行なわれ, 約 50名の参加者があった。シリーズで開かれたセッションのテーマは次の4つである。

- 高温設計基準 — 批判と新しい動き
- 非弾性解析 — 設計経験
- 非弾性構成方程式
- 破損則と許容値

会議のプログラムは本節末尾に添付した通り(付録4-1)である。講演は, 米国, 英国, ドイツ, フランス, 日本, ポーランド, ソ連の専門家により行なわれ, 各国の高温構造設計の実情が紹介された。会議には, プラント設計技術者, 設計基準作成の主導者, 設計法の専門家, 解析関係の専門家, 材料の専門家など幅広い参加者がおり, それぞれの立場から活発な討論が行なわれた。しかしこの会議は主催者の準備が必ずしも十分でなく, プログラムは配布されていたものの講演は資料なしでスライドを用いて行なわれたため, 後に残るものが少なかった点が惜まれる。

以下, 筆者の出席した3つのセッションの講演と議論の様子の概略を述べることにする。ただし, ここで記述する内容は, 映されたスライドを筆者がメモしたものに頼っており, 誤りや記憶違いがあるかもしれないことを断っておきたい。

(4) 内容

1) 高温設計基準 — 批判と新しい動き

米国の E.P. Esztergar が座長を務め, 講演はフランス, 英国, ドイツ, 日本, 米国の順に行なわれた。

フランスは Y.d'Escatha (フランス, Ecole Polytechnique) が同国における原子力プラントの規制, 安全解析および検査の実施体制を簡単に説明したあと, ASMEコード Sec III の疲労損傷評価に用いる $K_e = \epsilon_{ep}/\epsilon_e$ の値のチェックを目的としたノズルの全体的シェイクダウンの非弾性解析結果を紹介した。これに補足する形で, J.Zarka(フ

ランス, Ecole Polytechnique) が A S M E コードに対する見解を述べた。フランスは、このコードが非常に有益で参考になることは認めながらも、米国以外の国の人達を常に同じ方向へ導びいてゆくことに不満を抱いており、これに対して自分達も研究計画を持つべきであるとの考えを述べた。具体的活動として、彼らは特定の原子力金属(316ステンレス鋼)の構成方程式を検討するため、塑性、粘塑性、クリープ、リラクセーション、低サイクル疲れ(クラック開始を含む)、非等方硬化などについて、金属学者とエンジニアの密接な共同研究を行なっている。構成方程式は単純なものであるべきだというのが彼らの基本思想となっている。また、構造物の極限の状態を予測する簡易法の開発は重要であると考えており、シェイクダウンに関する一般的な定理を開発している。

英国は B. Tomkins (U.K. Atomic Energy Authority) が A S M E コードにおける構造物の破損モードに関連して、高温材料の基本的破壊過程(キャビティの形成、クラックの発生、クラック進展)について最近の研究の解説を行なった。

ドイツからは K. Kussmaul (Universität Stuttgart) が低サイクル疲れ試験に関する研究の紹介を行なった。試験はブッシュプル型と振り型であり、温度、保持時間、ひずみ速度を変化させた場合の S-N 曲線を議論したものである。

次に日本からは千葉大学の鵜戸口教授がわが国の F B R, A T R, H T G R に関連した高温設計法開発の活動を紹介した。話題は、高温合金(N S C - 1 Alloy, インコネル 617 など)の開発、オーステナイトステンレス鋼溶接部のクリープ破断強さと延性の問題、および環境効果(ナトリウム環境による脱炭)に関するものであった。また高温構造設計法の開発については、北川氏(I H I)が、検討すべき課題として、エラスティックフォローアップ、 S_t 値決定のクライテリア、クリーブラチェット評価法、クリープ損傷評価を挙げ、問題点を指摘した。

このセッションの最後は、高温構造設計基準開発で世界の主導的立場にある米国より、R. I. Jetter (Atomics International) が A S M E 高温設計コードのキーポイントの説明とコード開発に関する最近の状況の説明を行なった。

コード開発の最近の活動として

- (i) 座屈と極限荷重の明確化
- (ii) 非古典的挙動を示す材料の制限規定
- (iii) ベローズ等の試験方法
- (iv) ひずみ制限とクリープ疲れ評価法の検討

があげられた。

このうち、(iv)については、タスクフォースが設けられているが、現在の立場は、現行の時分数 (time fraction) とサイクル分数 (cycle fraction) の考え方を引き続き守っていくこと、クラック成長モデルを検討すること、および破損とひずみ制限のラチェット・クライテリアの関係を検討することに要約された。SRP法 (Strain range partitioning method) は始めは有力な候補であったが、多軸における評価法、低ひずみと長時間保持の取扱い、実験データとの相関などに問題があり、これを取り入れるかどうかについてはまだ決論が出ていないということであった。

その他将来問題となる課題として次の三つの分野をあげた。

- (a) 非弾性解析の費用と複雑さ
- (b) 弾性解析の保守性
- (c) 実際の材料挙動と仮定した材料挙動の差異

これに対する解決策として以下の研究開発に力を注ぐということであった。

- 弾性解析に対する限界の拡張と新しい方法の開発 (O'Donnell&Porowski 法, 基準応力法, 時間と温度の制限, 簡易非弾性解析法など)
- 実験規則の作成
- 実際の材料挙動の表示法の改良 (解析モデルと現実の挙動, 材料特性のバラツキ, 処女材料特性と寿命末期の挙動, 損傷速度と破損クライテリア, 安全率とバラツキ, 溶接部の挙動, 加工および使用パラメータの影響, 環境効果)
- 材料の選択使用

最後に、今後設計コードに取り入れる可能性がある項目として次のものがあげられた。

- 高温引張・短時間クリープによる判定試験 (acceptance test)
- 材料の化学成分制限値の判定
- 構成方程式のコード付録への組み込み
- 量的判定と質的判定のクライテリア

2) 非弾性解析と設計経験

本セッションは米国のI.Finnie(Univ. of California)が座長を務め、非弾性解析の実際の設計への適用を中心とした討論が行われた。

最初はD.S.Griffin(米国, Westinghouse社)が“構造系の非弾性解析”と題する講演を行った。米国の高速炉関係で非弾性解析の実例がいくつか示された。EBR-IIでの中間熱交換器の管束集合体(tube bundle assembly), FFTFでの中間熱交換器1次系入口ノズル, Cシール, ホットレグ隔離弁などの例があげられた。

また, AI社がMARCプログラムを使用して行った8個のエルボを有する配管系の非弾性解析や, ORNLのベンチマーク問題であるノズル付き円管の非弾性解析などは, これまで経験したなかでも相当に大規模な解析例として紹介された。

次に各国で行われている非弾性解析プログラムの妥当性検証の計画, いわゆるベンチマーク計画としては次の三つが紹介された。

- 米国ORNLのベンチマーク問題
- 日本のベンチマーク問題
- IWGFRのベンチマーク問題

このなかでも, 1976年9月メキシコ市で開催されたASME主催の“International Joint Petroleum Mechanical Engineering and Pressure Vessels and Piping Conference”においてはじめて論文で発表された日本の非弾性解析プログラム検証のためのベンチマーク問題は米国で非常に注目されており, ここでも問題の種類(7種類)まで紹介されたほどであった(そのため, 本セッションの最後に日本のベンチマーク活動のその後の状況を紹介してほしいという強い要望が出された)。また, IWGFR(International Working Group on Fast Reactors)のベンチマーク問題はエルボに関するもので, 日本, アメリカ, フランスで実施された実験から3問題が選ばれることになった旨が述べられた。

後半の話は, 非弾性解析適用の現状の要約と将来重要となる分野に関するものであった。非弾性解析の実用性についていえば, 単純コンポーネントか, あるいはもっと複雑なコンポーネントでは局部領域を1次元または2次元モデルで解析できるのが実情であるといえる。また, 非弾性解析の有効性(validity)を確認する必要がある, この活動は現在進行中であるとの見方が述べられた。

非弾性解析が今後重要となる構造系としてあげられたものは配管系、炉心拘束系、管板である。このうち配管系の解析についてやや詳しい展望がなされ、有望な解析法として次のものがあげられた。

- 極限荷重法 (limit load approach , フランスが中心)
- リング要素 (finite ring element technique , わが国の大坪助教授 (東大) が開発した有限要素モデル)
- エネルギー係数 (energy factor , 英国の Spense が中心)
- MARC パイプベンド要素 (MARC pipe bend element , #17)
- P I R A X (配管系非弾性解析プログラム , 詳細不明)

最後に簡易非弾性解析法の開発に対する適用例として、エルボのクリープ変形解析、エルボの面内曲げ座屈と軸圧縮円筒の座屈の解析と Southwell プロットとの比較などが紹介された。

本セッションの二番目に、J.Zarka (フランス, Ecole Polytechnique) が “ 塑性構造物のサイクリック負荷についての実際的な意見 ” と題した講演を行い、三本棒モデルのラチェット挙動に関する研究を紹介した。

三番目には K.Bieniussa と E.Zolti (ドイツ, Interatom) が “ SNR-300 の高温設計の対策と現状 ” について話した。SNR-300 の構造設計クライテリアの評価は以下の通り行われるということである。

プロジェクトの進行	時 期	設 計 規 則
安 全 審 査	1 9 7 1	ASME Code Sec III 1 3 3 1 - 1 INB Design Rules
コンポーネント設計 ・ 製作	1 9 7 3	1 3 3 1 - 5 を考慮
運 転 設 計	1 9 8 1	ASME Code Sec III 1 5 9 2 - INB Design Rules

SNR用の構造材料 1.4 9 4 8 鋼 (SUS 3 0 4 相当) については実験を実施して、設計許容応力 S_t , $\sigma_{y0.2}$ % や疲れ曲線などを定め、ASMEコードケース 1 5 9 2 の値と比

較する努力をしており、二、三の例が示された。

非弾性解析には、Interatom で開発中のプログラム LUNTUS (Linearen Und Nichtlinearen Temperatur-Und Spannungs analysis) のほか ADINA, MARC などが使われているもようである。SNR-300 のクラス1コンポーネントの高温設計における弾性解析と非弾性解析の使い分けは以下の通りである。

目 的	計 算 タイプ	設 計 規 則
コンポーネント設計	弾 性 解 析	ASME Sec III INB
ストレス・レポート	非弾性解析 ・モデル計算 ・比較計算 ・設計計算 ・運転計算	ASME Sec III 1592 INB

次に米国より P. S. MacDonald (EDS Nuclear) が " Clinch River Breeder Reactor Plant 設計での非弾性解析の使用 / 中間熱交換器 " について講演した。中間熱交換器 (IHX) 全体を簡易モデルで解析し、再度、構造各部を取り出してモデル化し詳細解析を実施していた。MARC プログラムを使って1次系入口ノズル、上部管板などの非弾性解析を実施したものの紹介があった。ただし、これらの解析例の大部分は既に学会などを通じて別個に発表されており、われわれにもなじみの深いものであった。この講演に対して、解析がどの位の金額を要したかという質問があったが、IHX 全体で200万ドル (約5~6億円) の解析費がかかったという答であった。この数値は、米国で高速炉高温機器開発に当てる設計解析 (ソフト) 費用の規模を知るうえで参考となる。

本セッションの最後に、D. S. Griffin より日本の非弾性解析プログラムのベンチマーク問題に関するその後の活動状況を紹介してほしいという強い要望が出され、セミナーに出席していた山田教授 (東京大学・生産技術研究所) に15分程度概況を述べる機会が与えられた。この研究活動は動燃事業団が日本機械学会に委託して実施中のもの (日本機械学会・研究協力部会、RC-SC46非弾性構造解析法実用化研究分科会、通称EPICC委員会) であり、山田教授は委員会の主査を務めておられる。ここで、本セッションの討

論用として動燃が用意したスライド資料が使用された。そのうちベンチマーク問題の一覧表を付録4-2に示す。本セッションの後、ベンチマーク問題をさらに詳細に教えてほしいとの要望が米国、フランス、イタリアからあり、後日動燃より主催者であるE.Krempleのほか、D.S.Griffin(米国)、J.Zarka(フランス)、P.Lemoine(フランス)およびG.Vincenzo(イタリア)に全スライド資料が郵送された。

3) 非弾性構成方程式

このセッションの座長はD.C.Stouffer(米国, Univ.of Cincinnati)が務めた。

先ずOak Ridge National LaboratoryのC.E.Pughが“高温高速炉構造物に使用する構成方程式の確立について”という講演で最近のORNLの研究開発の動きについて述べた。初期の304および316ステンレス鋼の構成方程式の研究に加えて、 $2\frac{1}{4}C_r-1M_0$ 鋼に関する研究が精力的に進められている模様である。 $2\frac{1}{4}C_r-1M_0$ 鋼はサイクル負荷でサイクルごとにほとんど硬化しない性質があり、オーステナイト系ステンレス鋼とは違ったひずみ硬化規則(彼らがmodified strain hardeningと呼んでいるものであるが、 $2\frac{1}{4}C_r-1M_0$ 鋼の構成方程式に関するORNLの研究結果はまだ十分外部に出されていない)を開発しているもようである。ORNLの基本的な姿勢は、目下これら3鋼種を包含する、より一般的な構成方程式理論を開発することに向けられており、理論の基礎である次の三つの規則から根本的検討を行なっている。

- 流れポテンシャル (flow potential)
- 流れ則 (flow law)
- 成長則 (grow law)

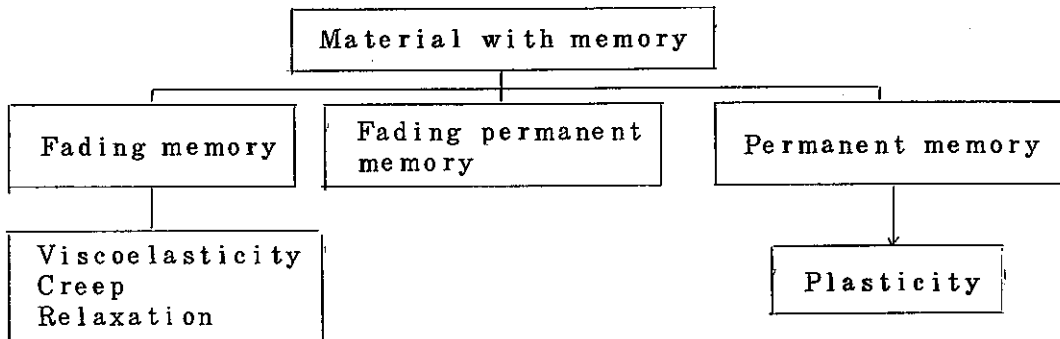
ここで彼らの提案している流れポテンシャル定式化を単軸の場合について示すと次のようである。

$$\dot{\epsilon} = A [(\sigma - \alpha)^2 - \gamma^2]^{\frac{n-1}{2}} (\sigma - \alpha) \quad \text{for } (\sigma - \alpha)^2 - \gamma^2 > 0$$

$$\dot{\epsilon} = 0 \quad \text{for } (\sigma - \alpha)^2 - \gamma^2 < 0$$

$$\text{ここで } \dot{\alpha} = \frac{C'}{|\alpha|^\beta} \dot{\epsilon} - D' |\alpha|^{n-\beta-1}$$

続いて P. Haupt (ドイツ, Bundesanstalt für Materialprüfung) による
 “非弾性解析の熱力学的構成方程式の組織的な開発” の講演があった。彼は記憶効果をもつ材料の構成方程式開発のアプローチを下図のように表わした。



第三番目に A.K. Miller (米国, Stanford Univ) が “非弾性解析の構成方程式に対する統一のアプローチ” について話した。ここでは、彼の提案しているサイクリック塑性クリープ、回復(軟化)、照射で強化されたクリープ、照射による硬化などの効果を含んだ構成方程式の統一のアプローチ (unified approach) が紹介された。

このセッションの最後は Mróz モデルの提案者として知られる Z. Mróz (ポーランド, Polish Academy of Sciences) が各種負荷履歴をもつ材料の挙動を記述する非弾性構成方程式について講演を行なった。非弾性挙動を統一的に扱う粘塑性モデルとして、次の定式化の紹介があった。

$$f(s_{ij}, \alpha_{ij}, \beta_{ij}, \lambda) = \frac{3}{2} (s_{ij} - \alpha_{ij} - \beta_{ij}) (s_{ij} - \alpha_{ij} - \beta_{ij}) - \sigma^2(\lambda)$$

ここで α_{ij} と β_{ij} は、それぞれ塑性と粘性に関する back stress と称し、次の形で表示される。

$$\dot{\alpha}_{ij} = F(\dot{\epsilon}_{ij}^p, \epsilon_{ij}^p), \dot{\beta}_{ij} = G(\dot{\epsilon}_{ij}^p, \beta_{ij})$$

最後に本セッションを通じての印象を述べる。

高速炉などで限界的な設計が要求されるにしたがって、より詳細な構造解析が必要となり、解析の根幹となる材料の構成方程式の精密化が行なわれるようになってきている。これは今日の高温構造設計解析におけるひとつの傾向であるが、非弾性構成方程式に対する

このようなアプローチは、ミクロな理論的考察を重視する材料科学者から、実用性を意識する設計エンジニアまで、きわめて多様化している。このような中で、構成方程式を選択し、実際の設計解析に適用する場合には、適用が容易かどうか、安全側か非安全側か、無視できる性質か否か、などの総合的判断が一層必要となってくると考えられる。

付録4-1. "高温における非弾性解析と寿命予測"に関する国際セミナープログラム

INTERNATIONAL SMIRT IV POSTCONFERENCE SEMINAR ON INELASTIC
ANALYSIS AND LIFE PREDICTION IN HIGH TEMPERATURE ENVIRONMENT

The San Francisco Hilton, August 22-23, 1977
Auza Room

Final Program

August 22

Elevated Temperature Codes, Critique and New Directions

Chairman and Organizer

E.P. Esztergar, La Jolla, CA, USA

8:30 AM - 12:30 PM Panelists: Y. d'Escatha

Laboratoire de Mécanique des Solides
Ecole Polytechnique, Palaiseau, France

Brian Tomkins

U.K. Atomic Energy Authority,
Salwick, Preston, U.K.

Karl Kussmaul

Staatliche Materialprüfungsanstalt
Universität Stuttgart, Stuttgart, Germany

10:30 AM - 10:45 AM Break

Teroyoshi Udoguchi
Chiba University
Chiba, Japan

R.I. Jetter

Atomics International
Canoga Park, CA, USA

12:30 PM - 2:00 PM Lunch

August 22

Inelastic Analysis, Design Experience.

Chairman

I. Finnie, University of California, Berkeley, CA, USA

2:00 PM - 2:20 PM

D.S. Griffin

Westinghouse Advanced Reactor Division
Madison, PA, USA

2:20 PM - 2:40 PM Discussion

"Inelastic Analysis of Structural Systems"

2:40 PM - 3:00 PM

J. Zarka

Laboratoire de Mécanique des Solides,
Ecole Polytechnique, Palaiseau, France

左本等計

"Practical Remarks About Cyclic Loadings
on a Plastic Structure"

3:00 PM - 3:20 PM Discussion

3:20 PM - 3:40 PM Break

August 22 Inelastic Analysis. Design Experience - cont'd.

- 3:40 PM - 4:00 PM K. Bieniussa, E. Zolti
Interatom, Bergisch Gladbach, Germany
"SNR-300, Strategy and State of Elevated
Temperature Design"
- 4:00 PM - 4:20 PM Discussion
- 4:20 PM - 4:40 PM P.S. MacDonald
EDS Nuclear, Carle Place, NY, USA
"The Use of Inelastic Analysis in the Design
of the Clinch River Breeder Reactor Plant/
Intermediate Heat Exchanger"
- 4:40 PM - 5:00 PM Discussion
- 5:00 PM - 5:30 PM General Discussion

August 23

Inelastic Constitutive Equations

Chairman

~~D.C. Stouffer~~
D.C. Stouffer, University of Cincinnati, Cincinnati, OH, USA

- 8:30 AM - 8:50 AM C.E. Pugh
Oak Ridge National Laboratory
Oak Ridge, TN, USA
"On Establishing Constitutive Equations for Use
in Design of High Temperature Fast-Reactor
Structures"
- 8:50 AM - 9:10 AM Discussion
- 9:10 AM - 9:30 AM P. Haupt
Bundesanstalt für Materialprüfung,
Berlin, Germany
"Systematic Development of Thermomechanical
Constitutive Equations for Inelastic Analysis"
- 9:30 AM - 9:50 AM Discussion
- 9:50 AM - 10:10 AM A.K. Miller
Stanford University, Stanford, CA, USA
"A Unified Approach to Constitutive Equations
for Inelastic Analysis"
- 10:10 AM - 10:30 AM Discussion
- 10:30 AM - 10:50 AM Break
- 10:50 AM - 11:10 AM Z. Mróz
Polish Academy of Sciences
Warsaw, Poland
(Title to be announced)
- 11:10 AM - 11:30 AM Discussion
- 11:30 AM - 12:00 N General Discussion
- 12:00 N - 1:30 PM Lunch

August 23

Failure Laws and Allowables

Chairman

R.P. McNitt, Virginia Polytechnic Institute & State University,
Blacksburg, VA, USA

START 2:00

Take by *Sevensen*

1:30 PM - 1:50 PM

J.T. Fong
National Bureau of Standards
Washington, DC, USA
"Uncertainties in Fatigue Life Prediction and a
Rational Definition of Safety Factors"

1:50 PM - 2:10 PM Discussion

2:10 PM - 2:30 PM

D.W. Lobitz, R.E. Nickell
Sandia Laboratories, Albuquerque, NM, USA
"Multiaxial Creep-Fatigue Damage"

2:30 PM - 2:50 PM Discussion

2:50 PM - 3:10 PM Break

3:10 PM - 3:30 PM

S.V. Serensen*
Mechanical Engineering Research Institute
Moscow, USSR
"Deformation Kinetic Creep-Fatigue Failure Criteria
for Life Prediction"

*Deceased, lecture to be given by
R.M. Shneiderovich

3:30 PM - 3:50 PM Discussion

3:50 PM - 4:10 PM

S. Majumdar
Argonne National Laboratory
Argonne, IL, USA
"The Importance of Strain Rate in Elevated
Temperature Low-Cycle Fatigue and Creep"

4:10 PM - 4:30 PM Discussion

4:30 PM - 5:00 PM General Discussion

July 1977

E. Krempl

Department of Mechanical Engineering,
Aeronautical Engineering & Mechanics
Rensselaer Polytechnic Institute
Troy, NY 12181, USA

Problem No.	Classification	Problem Title	Solutions	
			1973~1975	1976~(1978)
1001	Uniform Cylinder	1. Thin Wall Cylinder 2. Thick Wall Cylinder 3. Thermal Ratchetting	7 12	4
1002	Non-uniform Cylinder	1. Tapered Cylinder	11	
1003	General Axisymmetric Shell	1. Bellows (1) 2. Bellows (2) 3. Torispherical Pressure Vessel Head	1 3	4
1004	Nozzle-to-Sphere	1. Nozzle-to-Sphere 2. Creep Buckling of Nozzle-to-Sphere	4	2
1005	Nozzle-to-Cylinder	1. Pipe Joint 2. Nozzle-to-Cylinder	2	1
1011	Elastic Follow-up	1. Elbow-Pipe Structure 2. Cylinder fixed at the end		1 1
1012	Pipe-Bend	1. Pipe-Bend (Elastic) 2. Pipe-Bend (Inelastic)	4 3	3
1021	Dynamic Problem	1. Semi-Circular Ring		2

Problem No.	Classification	Problem Title	Solutions	
			1973~1975	1976~(1978)
2001	Finite Element Characteristics	1. Analysis by one element model 2. Shell Element Check	2 3	
2002	Piping System	1. Piping System (Beam Theory)	3	
2003	Flat Plate	1. Ultimate Strength of Flat Plate		3
2011	Shear-lag Test	1. Shear-lag Panel		2
2012	Ligament	1. Ligament		2
2021	Contact Problem	1. Disk in a Plate 2. Flange		3 3
2022	Crack Problem	1. 2-D Problem 2. 3-D Problem		2 1
2023	Welding Problem	1. Residual Stress in Weldment		4

5. APRICOT 計画会議

5. APRICOT 計画会議

(持 尾)

- (1) 会合年月日 1977年8月15日(月)
- (2) 開催場所 米国カリフォルニア州 サンフランシスコ ヒルトンホテル
- (3) 出席者

表5-1参照

- (4) 目 的

APRICOT 計画^(※)に関する次の項目について討論を行なうこと。

- 耐衝撃解析コードの開発現状について
- コード検証用実験データ(SRI実施)の見直し
- 今後の APRICOT 計画の進め方について

- (5) 内 容

会議は、SMiRT 会議第1日目の夜、19時30分より約1時間フリーディスカッションの形で約20名の出席のもとに行なわれた。

今回の会議は第2回(第1回は1976年シカゴで開催されたANS/ENS会議中の10月4日の夜;日本からは川島(PNC), 沢田(MAPI), 鈴木(NAIG)が出席した)目である。会議内容は、当初、各国で計算された結果の比較検討がメインテーマであったが、予備検討を行なうことになっていたSAI(Science Applications, Inc.)のスケジュールが遅れたため、目的の所で述べた各項目について主に討論された。

おもなディスカッションの内容は次の通りである。

- 衝撃試験では材料特性に与える歪速度効果が大きく、解析時に使用する応力-歪曲線の選択には今後十分な検討が必要である。
- 衝撃試験時、水に存在する負圧効果の影響はかなり大きい、その値については現在まで明確にされておらず、今後実験等により明らかにして行く必要がある。
- 第2回 APRICOT 計画以降のかなり複雑な実験体系の解析には、ラグランジュアン-オイリアン結合解析コードの使用が有効であると思われるが、複雑な計算体系に対する前記解析コードを用いた計算については経験が浅いため、できるだけ早い時期に多くの実績を作る必要がある。
- 実験結果と計算を比較する時、計算の入力データとなる爆発領域の圧力-時間曲線は全体の計算結果に影響を及ぼす重要な因子であるため、今回の実験における爆発域の圧

PARTICIPANTS AT THE APRICOT MEETING

ON AUGUST 14, 1977
15

Organization

Argonne National Laboratory

{ Stanley Fistedis
{ Yao Wen Chang

AWRE, Aldermaston

Nick Hoskin

ERDA, Washington

Sam Berk

ERDA, San Francisco

Roy Neyer

Interatom

Heinrich Lauber

JRC/Ispra

{ Helmut Holtbecker
{ Jean Donea
{ Alan Jones
{ P. Fasoli-Stella

Lawrence Livermore Laboratory

Mark Wilkins

Physics International

{ N. Birnbaum
{ S. Hancock

PNC

Takashi Mochio

Sandia Laboratories

Walter Herrmann

Science Applications, Inc.

{ David Bernstein
{ Ronald Hofmann

Stanford Research Institute Int'l.

Dominic Cagliostro

UKAEA, Risley

Kenneth Leigh

UKAEA, Winfrith

{ Michael Lancefield
{ Ron Stamford

力の計測方法については、再度検討するべきであり、また計算により入力データの誤差が結果に及ぼす程度を把握しておく方が良い。

- 爆発域圧力の時間曲線を計測によらず、解析のみより求めることも可能ではあるが、本 APRICOT 計画の目的は、あくまでも解析コードの検証が主であり、爆発域の状態方程式を求めることまで目的の中に含めるものではない。
- 実験結果と計算結果の不一致の原因の一つに境界条件の取扱い方の相違があげられる。
S A I より提出された基準問題には、たとえば（容器は完全剛）としか表現されていないが、どの程度の剛性を持つから、これを完全剛と見なしたのか、その根拠も同時に基準問題の中に明示して欲しい。
- S R I で実施された実験のデータを直接計算機処理できる様に編集しなおし、入手希望する参加者には tape として郵送する。
- 遅れている S A I による予備検討評価は、1978年春頃までに終了させ、1978年6月～8月頃、他の学会開催時を利用して、参加者による APRICOT 計画 phase 2 の評価検討会を行なう。
なお、phase 2 の計算が終了していない参加者については、1978年2月1日までに計算結果を S A I へ送付すること。

(※) APRICOT 計画

APRICOT (Analysis of PRImary COntainment Transients) 計画とは、高速炉の H C D A 時の炉容器等構造材の応答解析に用いられている各国所有の解析コード（2次元ラグランジュアン プログラム等）の計算の方法及び結果の比較、検討を行ない、情報交換、更には安全解析の精度向上を計ることを目的に、米国 E R D A が提唱し、各国に参加を呼びかけているものである。全体的なマネージメントは E R D A が行なうが、S A I が具体的プラン作成及び技術的作業を実施する。

各国計算コードの比較は、理論解もしくは実験結果のある同一の基準問題を各国が解いて、そのアウトプットを比較することにより行なわれる。

第1回の基準問題を付録5-1に示す。第2回は、S R I (Stanford Research Institute) で実施された実験の解析が主であり、3.2参照のこと。

付録 5 - 1

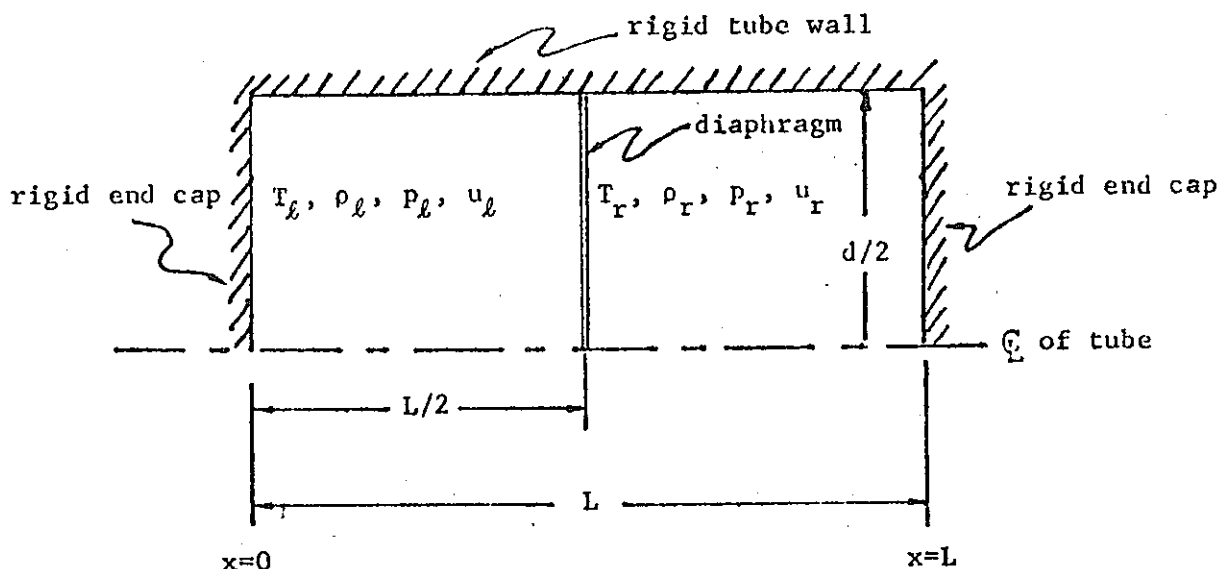
APPENDIX A

SPECIFICATIONS FOR APRICOT CALCULATIONS, PHASE 1

PROBLEM #1
SHOCK TUBE PROBLEM

A. DESCRIPTION

A 100-cm-long, 10-cm-diameter, cylindrical tube with rigid walls and end caps (see figure below) is filled with an ideal gas. The tube is divided into two equal regions of gas by a diaphragm. Initially, the internal energy density (u) and the temperature (T) are the same on both sides of the diaphragm, while the density (ρ) and pressure (p) on the left are twice the values on the right (subscripts l and r designate left and right).



Schematic of tube (not to scale).

At time $t = 0$, the diaphragm is removed. Snapshots of pressure (p) and material velocity (\dot{x}) versus length along the tube starting at the left end (x) are to be calculated at times 250, 500, and 750 μsec after the diaphragm is broken. These results will be compared with the analytical solution (e.g., pp.58-60 in "Fluid Dynamics" by Harlow).

The initial conditions, geometry, and material properties are:

Initial conditions

$$p_\ell = 100 \text{ bars}$$

$$\rho_\ell = 0.0581 \text{ gm/cm}^3$$

$$p_r = 0.5 p_\ell = 50 \text{ bars}$$

$$\rho_r = 0.5 \rho_\ell = 0.02905 \text{ gm/cm}^3$$

$$T_\ell = T_r = (\text{initial temperature}) = 600^\circ \text{ K}$$

$$u_\ell = u_r = (\text{initial internal energy density}) = 4303 \times 10^6 \text{ erg/gm}$$

Geometry

$$d = 10 \text{ cm}, \quad L = 100 \text{ cm}$$

Material properties

The equation of state is

$$p = (\gamma - 1) \rho u$$

where

$$\gamma = (\text{specific heat capacity ratio}) = 1.4;$$

$p \geq 0$ (gas cannot go into tension), and the gas is inviscid.

Rigid walls are frictionless.

B. PROBLEM SETUP

Participants are asked to compute the problem described above, using square zones such that the distance between grid points is 1.0 cm. The resulting mesh will have 500 zones (100 axial zones and 5 radial zones). All external boundaries are rigid. The diaphragm is to be modeled as an initial discontinuity in pressure and density (or relative volume).

C. OUTPUT

In late November, analytic solution plots of pressure and velocity will be sent to all participants who have returned completed questionnaires. Data from the numerical simulation of the shock tube problem are to be plotted directly on the solution sheets provided, in accordance with the instructions accompanying them. In addition to snapshots of pressure (with and without artificial viscosity) and velocity at three different times, other data, such as total internal energy of the grid as a function of time and calculational speed, will be requested.

It is suggested that participants consider running the shock tube problem in:

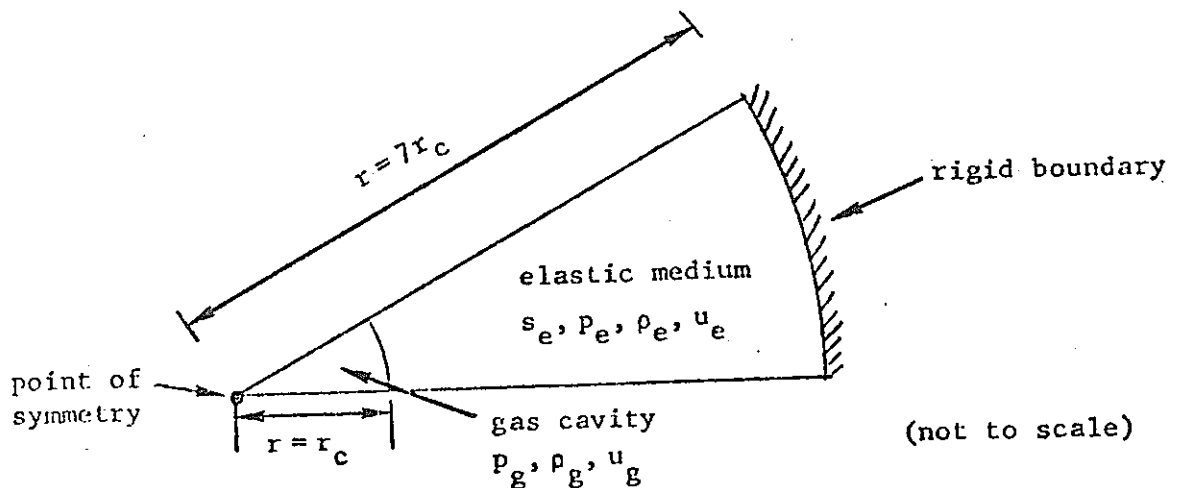
- (a) a more refined 2-D grid;
- (b) a coarser 2-D grid;
- (c) a 1-D grid equivalent to the 500-zone 2-D problem.

The results of these additional runs could be of interest to all APRICOT participants.

PROBLEM #2
SPHERICAL CAVITY IN AN ELASTIC MEDIUM

A. DESCRIPTION

The 2.0-cm-diameter cavity embedded in an elastic medium is filled with an ideal gas (see sketch below).



Initially, the elastic medium is free of any stresses; stress deviators (s_e) and pressure (p) are zero. At time $t=0$, the gas is pressurized to pressure, p_g , where p_g is chosen such that the elastic medium experiences no plastic deformation and a small strain analytic solution is valid.

Snapshots of material velocity $(\dot{r})_\theta$ versus radial distance from the point of symmetry $(r)_\theta$ at different angles (θ) from the axis of rotation (see Problem Setup sketch) are to be calculated at a time when the elastic pulse reaches six cavity radii. (This corresponds to a time of $t = 8.66 \mu\text{sec.}$) These results will be compared with the analytic solution (e.g., "Generation of an Elastic Wave by Quasi-Static Isentropic Expansion of a Gas in a spherical Cavity; Comparison Between Finite Difference Predictions and the Exact Solution," Henry F. Cooper, Air Force Weapons Laboratory AFWL-TR-66-83, September 1966, pp. 2-6).

The initial conditions, geometry, and material properties are:

Initial conditions

gas

$$p_g = 400 \text{ bars}$$

$$u_g = 1250 \times 10^5 \text{ erg/gm}$$

$$\rho_g = 0.8 \text{ gm/cm}^3$$

elastic medium

$$p_e = 0, \quad s_{e_r} = 0, \quad s_{e_\theta} = 0$$

$$u_e = 0$$

$$\rho_e = 2.7 \text{ gm/cm}^3$$

Geometry

$$r_c = 1.0 \text{ cm}$$

Material properties

The equation of state of the gas in the cavity is

$$p = (\gamma - 1)u_g \rho_g$$

where

$$\gamma = (\text{specific heat capacity ratio}) = 1.4;$$

$p \geq 0$ (gas cannot go into tension), and the gas is inviscid.

The elastic medium equation of state is.

$$p_e = K \left(\frac{\rho_e}{\rho_e^0} - 1 \right)$$

where

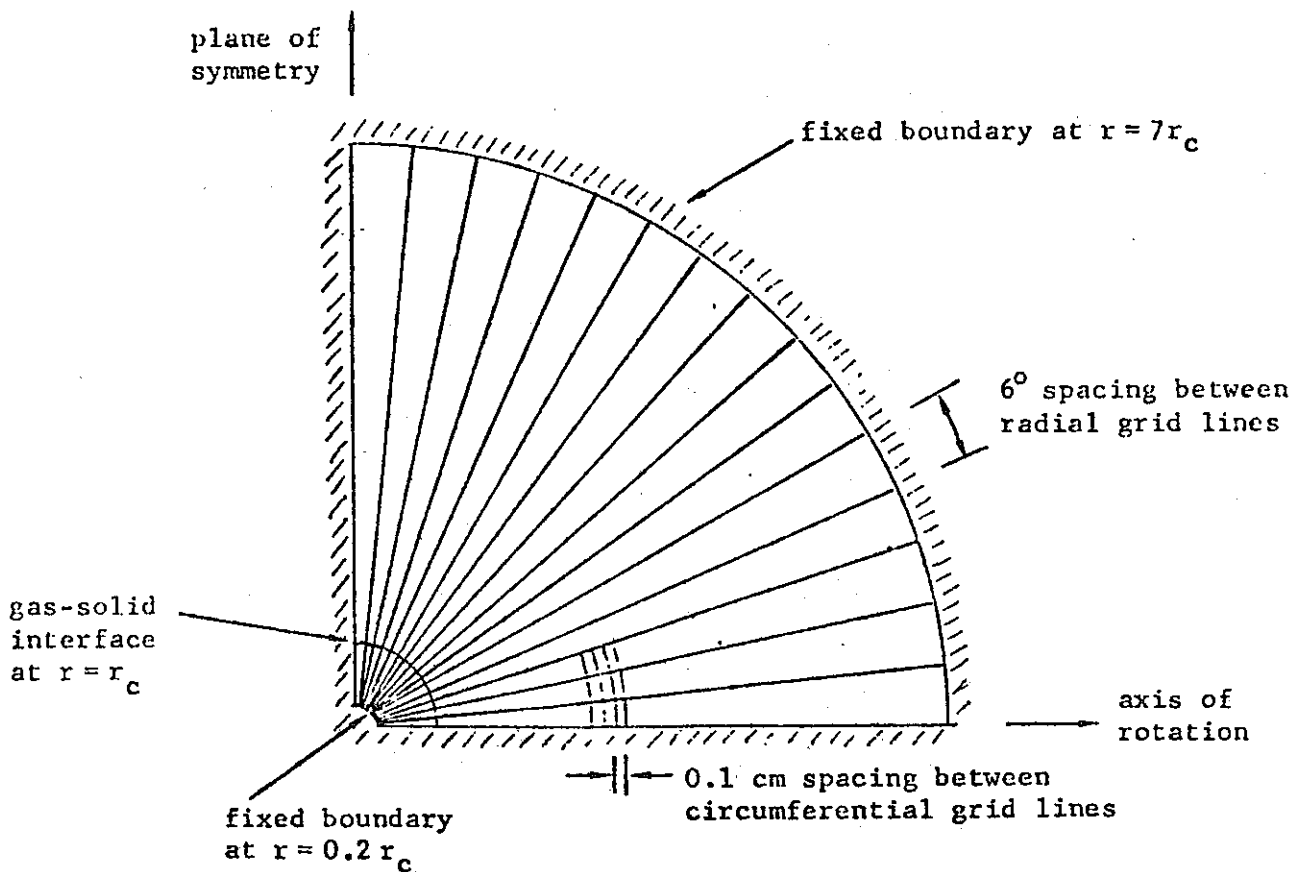
K = (bulk modulus) = 0.5 Mbar;

Poisson's ratio is 0.25 and there is no limit to the amount of elastic tension and compression that the material can take.

ρ_e^0 = (initial density) = 2.7 gm/cm³.

B. PROBLEM SETUP

Participants are asked to compute the problem described above, using zones generated by a polar algorithm in one quadrant as shown schematically below.



Radial grid point lines ($\theta = \text{constant}$) are to be drawn every 6° . Circumferential grid point lines ($r = \text{constant}$) in the elastic medium (i.e., from $r = r_c$ to $r = 7r_c$) should be 0.1 cm apart. Thus, at $r \cong r_c$, elastic medium zones will have an aspect ratio of about 1.3, while at $r = 7r_c$, zones will have an aspect ratio of about 9.2. In the gas, radial grid point lines will also be 6° apart, but circumferential lines may be chosen by the user.

So as not to cause additional difficulty for some codes, the gas cavity has been modeled as a spherical annulus. The gas is therefore contained in a region between $r = 0.2r_c$ and $r = r_c$. (The difference in volume between this region and a spherical cavity of radius r_c is less than 1%.) All radial grid point lines should terminate on the circumferential line $r = 0.2r_c$.

All external grid boundaries are to be fixed and frictionless, i.e., there is no material motion perpendicular to the lines $r = 0.2r_c$, $r = 7r_c$, $\theta = 0$, and $\theta = \pi/2$, but material can slide frictionlessly along these lines.

C. OUTPUT

In late November, analytic solution plots of material velocity will be sent to all participants who have returned completed questionnaires. Data from the numerical simulation of the cavity problem are to be plotted directly on the solution sheets provided, in accordance with the instructions accompanying them. In addition to snapshots of velocity at three different angles at $t = 8.66 \mu\text{sec}$, other data, such as total internal energy of the grid as a function of time and calculational speed, will be requested.

It is suggested that participants consider running the cavity problem in:

- (a) a more refined 2-D grid;
- (b) a coarser 2-D grid;
- (c) a 1-D grid equivalent to the 900-zone 2-D problem.

The results of these additional runs could be of interest to all APRICOT participants.

PROBLEM #3
ENERGY RELEASE IN OVERSTRONG VESSEL

A. DESCRIPTION

An axisymmetric cylindrical vessel with rigid walls, top, and bottom contains an explosive charge surrounded by water (Figure 1). The charge is located on axis and the water covers the charge, almost filling the tank. The region between the free surface of the water and the rigid top is a void.

At time $t = 0$, the charge is volume burned. The resulting motion of the water is to be computed for 1 millisecond. The calculation should determine the pressure as a function of time at specified locations and the time of arrival of the water's free surface at the top of the vessel.

Because this problem has no analytical solution, calculations will be compared with one another.

The initial velocity in all materials is zero. Pressure gradients due to gravity are neglected. The initial thermodynamic and material properties for the explosive products and water are:

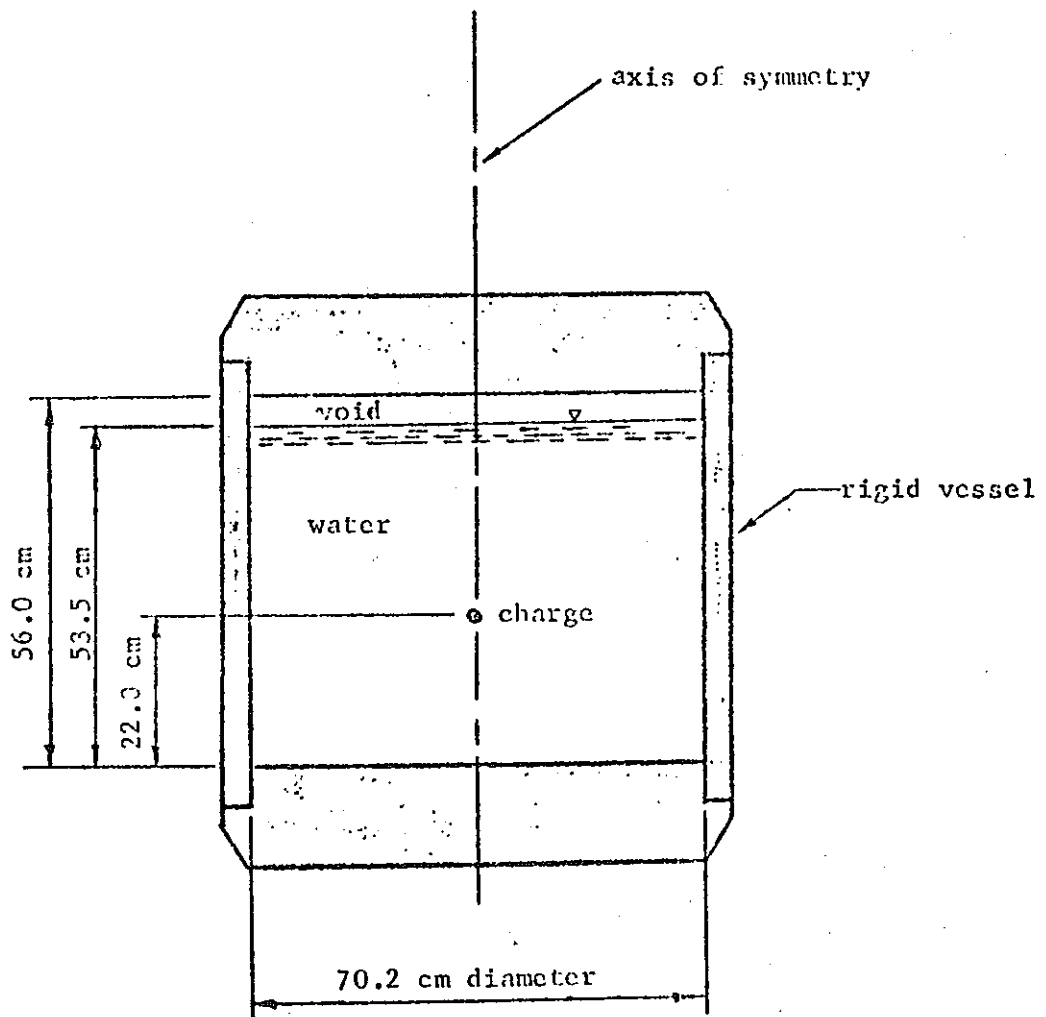
Initial Conditions

1. Explosive Products

$$e_x = 0.03958 \text{ Mbar-cc/gm}$$

$$\rho_x = 1.67 \text{ gm/cc}$$

$$p_x = 0.11604 \text{ Mbar.}$$



Note: The dimension defining the charge position denotes the location of the center of the charge.

Figure 1. Cylindrical vessel schematic.

2. Water

$$c_w = 0.0$$

$$\rho_w = 1.0 \text{ gm/cc}$$

$$P_w = 0.0$$

where

e = energy/unit mass

ρ = density

p = pressure.

Material Properties

1. Explosive Equation of State

$$p = 0.92453 E/V + \frac{0.054925}{V^{3.09303}}$$

where

p = pressure (Mbars)

E = energy/unit reference volume (Mbar-cc/cc)

V = relative volume $\equiv \frac{\rho_0}{\rho}$ where ρ_0 is the reference density.

2. Water Equation of State

$$p = p_H(V) + \frac{0.28}{V} [E - E_H(V)]$$

with p, V, and E defined as before.

The quantities $p_H(V)$ and $E_H(V)$ are the pressure and internal energy

defined along the shock Hugoniot:

$$u_s = 0.1483 + 2.086u_p - 1.398u_p^2$$

where

$$u_s = \text{shock velocity (cm/}\mu\text{sec)}$$

$$u_p = \text{particle velocity (cm/}\mu\text{sec)}.$$

With the shock jump conditions, the equation of state may be rewritten as

$$p = p_H(V) \left[1 - \frac{0.14(1-V)}{V} \right] + 0.28E/V$$

where

$$p_H(V) = u_p (0.1483 + 2.086u_p - 1.398u_p^2)$$

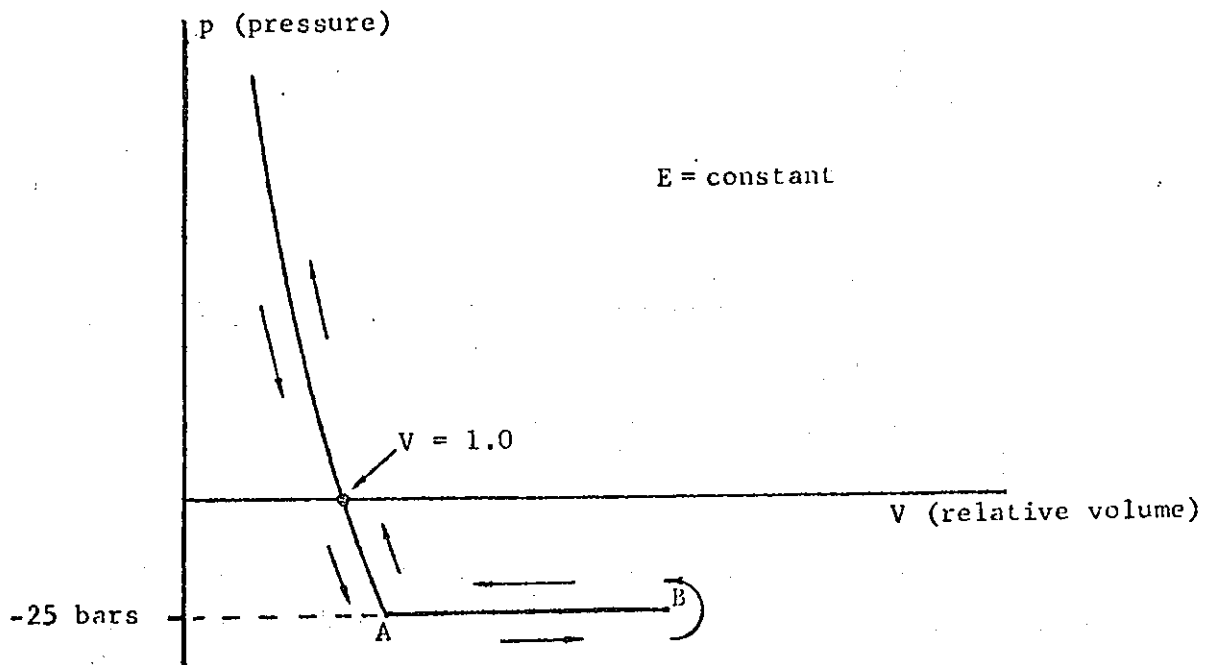
with

$$u_p = \begin{cases} \frac{2.086(1-V) - 1 + \sqrt{[2.086(1-V) - 1]^2 + 0.8293(1-V)^2}}{2.796(1-V)}, & V \neq 1.0 \\ 0.0 & \text{when } V = 1.0 \end{cases}$$

We suggest using the last three equations for the water equation of state directly, rather than the original form.

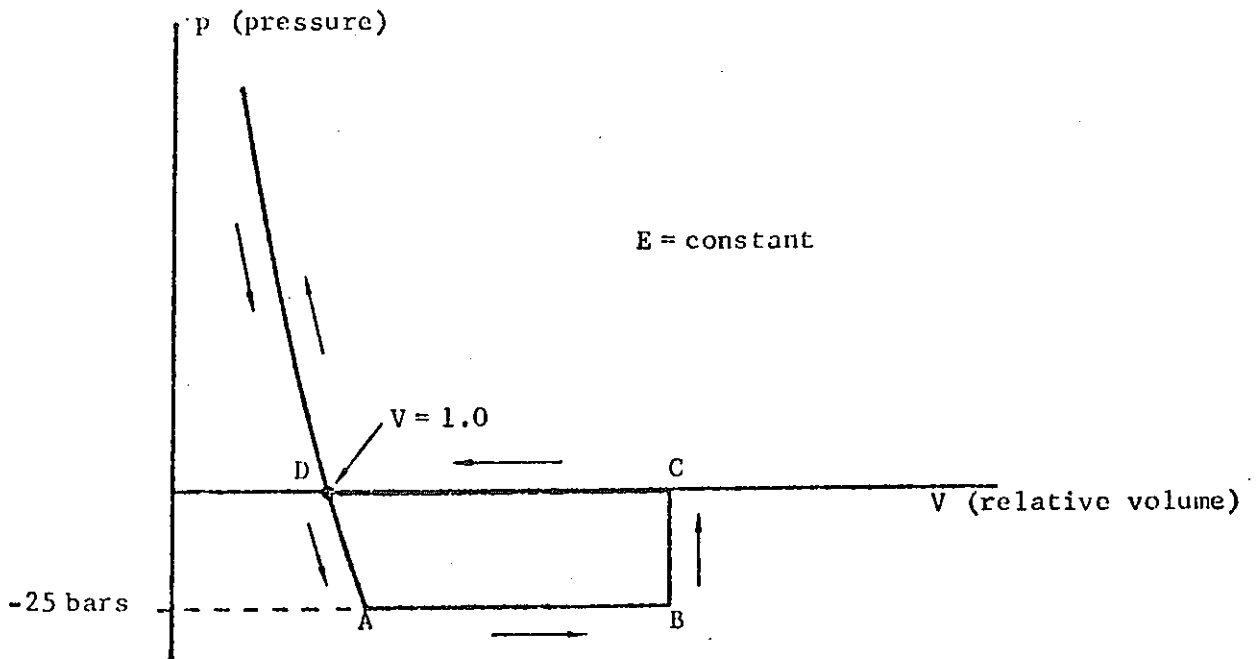
Individual water zones can support a pressure of -25 bars for the first 500 μsec , dropping to zero thereafter. The change in pressure results in two distinct reloading paths for a water zone.

If the zone is in tension for less than 500 μsec , the path in the p-V plane can be represented by the following sketch.



Water first expands to point A, where the pressure is -25 bars . Further expansion will not change the tension, but will only increase V. At point B, the zone begins to recompress, retracing the path from B to A before the pressure increases.

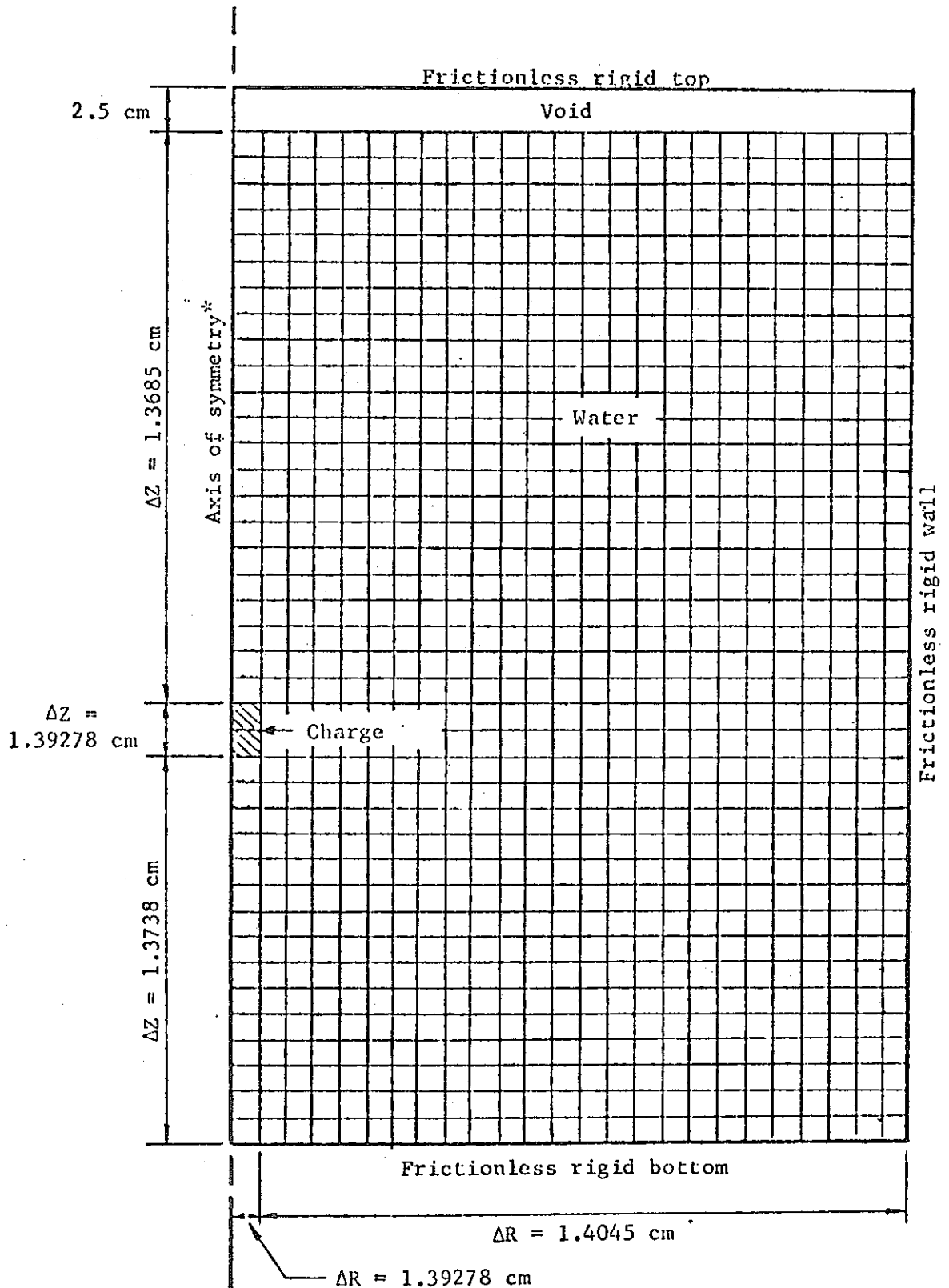
When the zone is in tension for more than 500 μ sec, the path in the p-V plane can be represented by the following sketch.



The behavior in arriving at point B is the same as in the previous case; however, after 500 μ sec, the pressure rises to zero instantaneously (point C). Upon recompression, the zone state moves to point D before positive pressure can exist.

B. PROBLEM SETUP

The tank is to be modeled as a rigid, frictionless constraint, the water and explosive as continua. The detailed zoning for the water and explosive products is shown in Figure 2. The inner radius and height of the containment vessel are 35.1 cm and 56.0 cm, respectively. The initial distance between the water-free surface and vessel top is 2.5 cm. The



Note: ΔR and ΔZ are zone width and height, respectively. The arrows indicate the range over which the zone dimension applies.

*The axis of symmetry is a frictionless reflective boundary.

Figure 2. Computational grid.

values of ΔZ and ΔR in Figure 2 are individual zone heights and widths. The zone size is chosen so that the explosive composition will occupy exactly two zones.

The void above the water-free surface contains zero pressure. The free surface moves upward until the roof is impacted. After impact, and while the water is in contact with the rigid top, the free slip condition applies.

Some form of mesh stabilization or rezoning will probably be required to compute the fluid motion for one millisecond. Participants are urged to choose the technique which they feel is most appropriate for the problems encountered, provided the scheme is implemented on the computer. Manual rezoning, or similar techniques which cannot be documented, should be avoided.

C. OUTPUT

By the end of April, participants will submit the results of their calculations. This output will include plots of pressure-time histories, free surface displacement-time histories, and grid plots (snapshots). Plots will be generated by the participants and no material will be furnished by SAI.

In addition to the plots, a list of the numerical data for each graph should be included. This data will aid the reviewers when comparing graphs plotted using different scales.

Pressure-time histories for the following zones are required:

- (a) Both explosive zones (2 plots).
- (b) The zone on axis at the bottom of the tank (lower left corner of the grid, 1 plot).
- (c) The zone on axis just below the free surface (upper left corner of the grid, 1 plot).
- (d) The two zones at the same height as the explosive, at the right side wall of the tank (2 plots).

The vertical displacement of the free surface will be plotted for the following grid points:

- (a) Each of the first five grid points on the free surface nearest the axis (5 plots).
- (b) At grid points #10, #15, and #20 on the free surface, counting from the axis (3 plots).

These eight plots are time histories, $Z = Z(t)$, for the particular points.

Finally, grid plots (snapshots) at 0, 0.25, 0.50, 0.75, and 1.0 milliseconds should be submitted (5 plots).

It would also be desirable for participants to keep a restart dump of the last cycle of the calculation. This would be helpful if it is necessary to continue the calculation to later times.

AMENDMENT TO APRICOT PROBLEM 3
ENERGY RELEASE IN AN OVERSTRONG VESSEL

1. Background Information

The choice of a configuration for Problem 3 of the APRICOT program was motivated by the availability of experimental data in a non-trivial geometry. The geometry for Problem 3 is based on an experimental apparatus which is being tested as part of a joint program between the UKAEA (AWRE), England and EURATOM, Joint Research Council, Ispra, Italy. Nine identical tests have been performed with this apparatus. Pressure and impulse were measured at the vessel walls. A report on the experimental results will be ready by May, 1976, and this data will be made available for comparison with the computer calculations of Problem 3.

The description of Problem 3 did not mention the fact that experimental data would be available. We would like to apologize to the research groups at AWRE and JRC for our oversight.

To compare the calculations of Problem 3 to experimental data, pressure and impulse time histories must be generated at locations corresponding to the pressure gages. These locations are listed in Section 2 of this Amendment. This new output is in addition to the output requested in the original specification of Problem 3.

APRICOT participants may have noted the complex model for water in tension. This model is the result of auxiliary experiments and calculations related to the joint program. Experimentally, water was observed to foam or froth at the free surface when the surface was accelerated away from the body of water. Computer calculations showed the foaming to be a

significant phenomenon. Calculations which ignored the foaming and set the minimum allowable pressure to zero were found to overpredict the pressure and impulse from impact of the liquid. By allowing the water to sustain a negative pressure (i.e., the water can support a tension), the calculated pressure and impulse were closer to experimental data.

An expanded description of the tension model for water is in Section 3 of this Amendment. This section completely replaces the first description of the tension model which begins with the last paragraph on Page 4 and ends on Page 6 of the original Problem 3 description. The new discussion of the tension model does not give a physical justification for the parameters in the model, but is, hopefully, a clear, accurate explanation.

Please note that the water equation of state, given by the last three equations on Page 4 of the Problem 3 specification, is unchanged and accurate.

Finally, the appropriate values of the reference densities for water and explosive are defined in Section 4.

2. Additional Output Required

Participants are requested to produce a pressure time history and an impulse time history for any Problem 3 calculations at the following locations:

(a) On the Bottom of the Vessel

<u>Location number</u>	<u>Radius (cm)</u>
1	2.4
2	4.2
3	8.0
4	10.5
5	16.0
6	24.0
7	32.0

(b) On the Side Wall of the Vessel

<u>Location number</u>	<u>Height above the bottom (cm)</u>
8	1.6
9	5.6
10	14.0
11	18.2
12	28.0
13	46.0

(c) On the Top (roof) of the Vessel

<u>Location number</u>	<u>Radius (cm)</u>
14	2.4
15	4.2
16	8.0
17	10.5
18	16.0
19	24.0
20	32.0

If possible, a list of the numerical data plotted for each location should be submitted with the plots.

The output requested in Section 3 of the Problem 3 description is still required.

3. New Description of the Tension Model for Water

The following discussion completely replaces the previous description of the tension model, found in the last paragraph of Pages 4 through 6 of the Problem 3 specification. This model should not be used for the first calculation of Problem 3, where the minimum allowable pressure is zero.

The body of water (as a whole) can support a minimum pressure of -25 bars for the first 500 μ sec of the calculation, and a minimum pressure of zero after 500 μ sec. The change in minimum pressure at 500 μ sec produces two types of reloading paths for water zones.

The first type of path occurs if a water zone reloads before the time of 500 μ sec. A typical path in the p-V plane for such a zone is shown in Illustration 1.

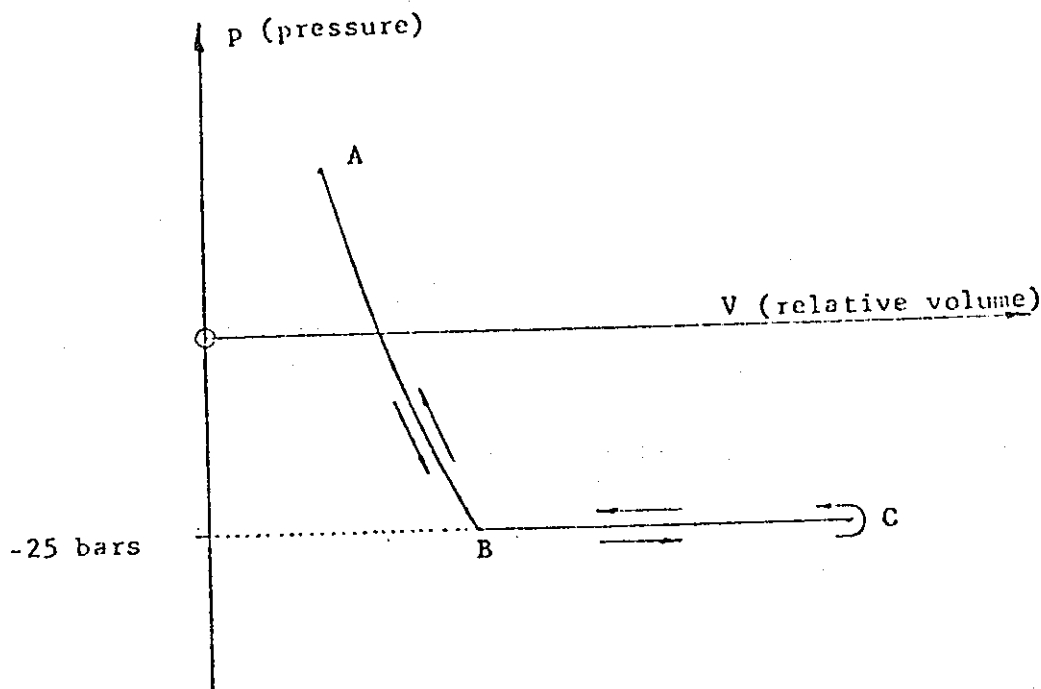


Illustration 1. Water in tension for less than 500 μ sec.

Water first expands adiabatically from A to B until the pressure drops to -25 bars at point B. Further expansion of the water is constrained to follow line BC, where the pressure, p , and internal energy per reference volume, E , are constant. Specifically, along line BC

$$p = -25 \text{ bars}$$

and

$$E = E_B,$$

where the quantity E_B denotes the internal energy at point B. The zone begins to recompress at point C, following the same line from C to B and then along curve AB toward A. The recompression from C to B is at constant internal energy per reference volume and constant pressure.

Point C in Illustration 1 is not a fixed point for all water zones, but just the p - V point at which a particular zone begins to recompress. Also note that curve AB is not a curve of constant internal energy, E .

A trivial limiting case for this type of reloading is a water zone that reloads before the time of 500 μ sec, with a pressure always greater than -25 bars. Such a zone never leaves the expansion adiabat at negative pressures and no special logic is required to handle this case.

The second type of reloading path occurs when the water is in tension at 500 μ sec. The path in the p - V plane is then quite different from that shown in the previous illustration. Illustration 2 shows a typical zone path.

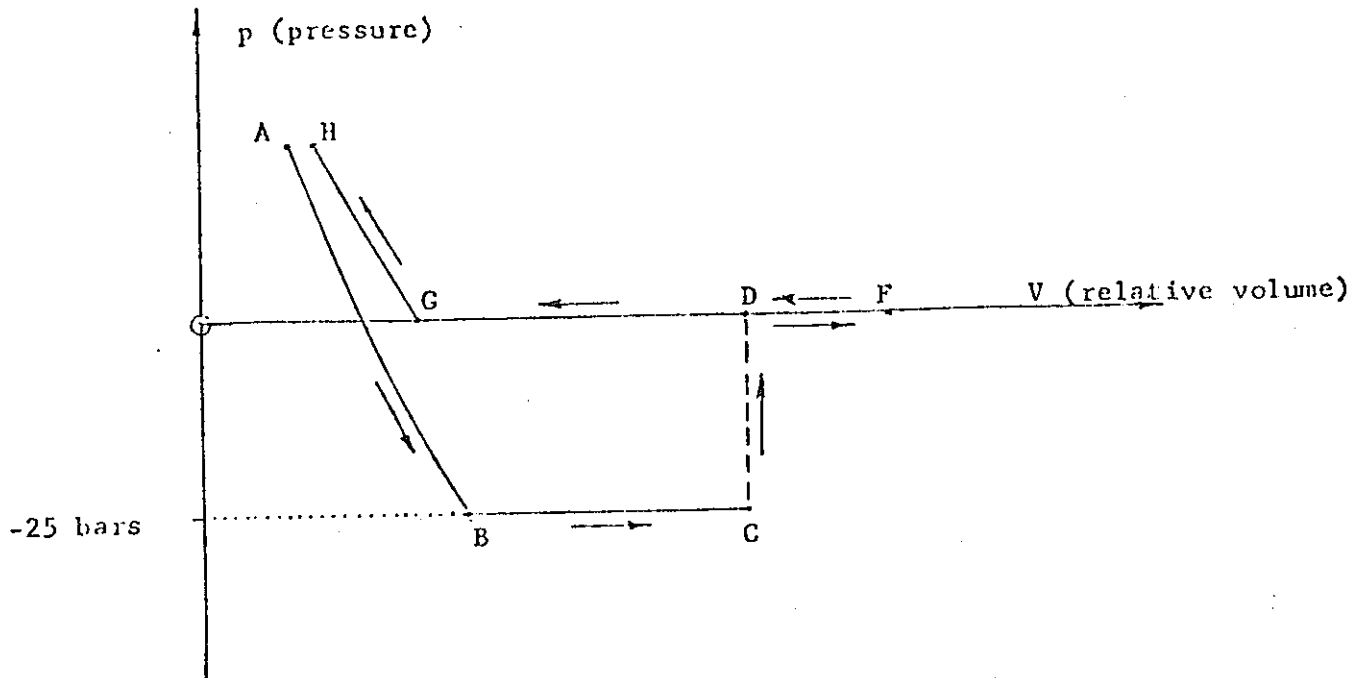


Illustration 2. Water in tension at 500 μ sec.

Again, AB is an expansion adiabat ending at -25 bars and BC represents an expansion at constant pressure and constant internal energy per reference volume E. At 500 μ sec, the zone is at point C. When the minimum allowable pressure is reset to zero, the zone state jumps from point C to point D. This jump occurs at constant relative volume and at constant internal energy, E.

Any further expansion of the zone after 500 μ sec occurs at zero pressure and, therefore, at constant internal energy, E . This expansion ends at point F. Recompression from point F, occurring at zero pressure and constant internal energy, is required to arrive at point G. Point G is an equation-of-state point, i.e., the values of p , V , and E at this point satisfy the equation of state. Any additional compression from point G follows curve GH, an adiabat or a Hugoniot, and results in positive pressure.

The discussion for Illustration 2 can be summarized by the equations:

$$E_B = E_C = E_D = E_F = E_G,$$

$$p_B = p_C = -25 \text{ bars},$$

and

$$p_D = p_F = p_G = 0.0,$$

with the additional conditions that points B and G satisfy the water equation of state. The letter subscript on p and E indicates the value of the variable at that point.

The limiting case of the second type of reloading path, analogous to the limiting case of the first type, is shown in Illustration 3. Here water is in tension at 500 μ sec, but the pressure is always greater than -25 bars.

AB is the expansion adiabat, and at 500 μ sec the zone is at point B. When the minimum allowable pressure is set to zero, the zone jumps to point D. The jump is at constant relative volume and at constant internal energy. Further expansion occurs at zero pressure to point F. Recompression at zero pressure and constant internal energy is required to reach point G, an equation of state point. Additional compression beyond G results in positive pressures along GH, a Hugoniot or adiabat.

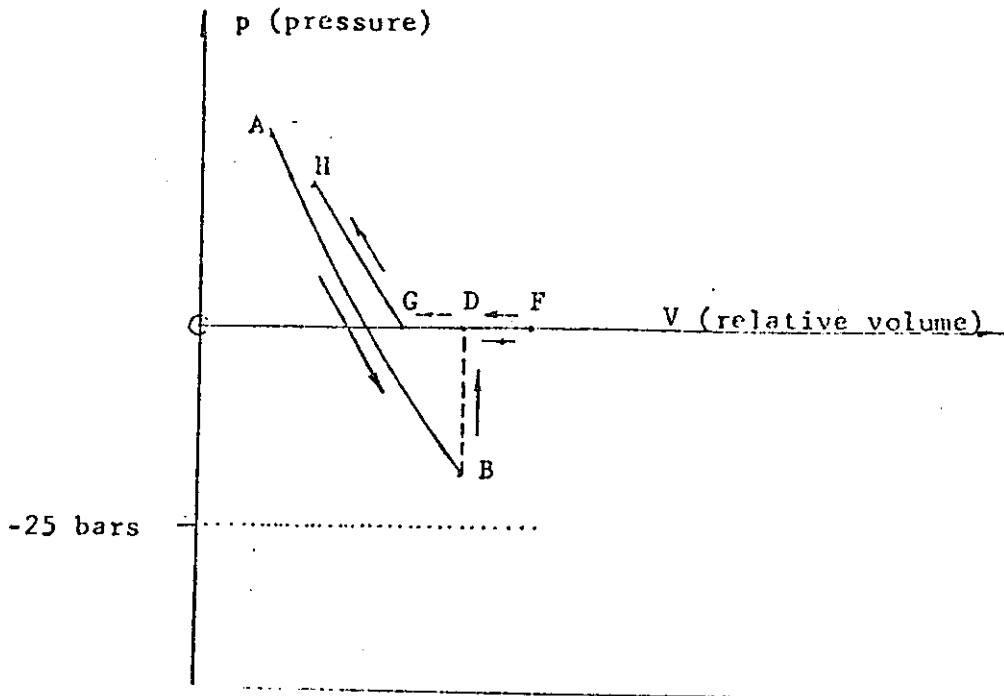


Illustration 3. Water in tension at 500 μ sec. Limiting case.

Point F in Illustrations 2 and 3 is not a fixed point, but merely the p-V point at which a particular zone begins to recompress. It is possible that points D and F can coincide. This will occur when a zone does not expand after 500 μ sec, but only recompresses from point D to point G.

4. Definition of Reference Densities

Equations of state are usually written in a form which is independent of the values of the reference density. However, the water and explosive equations of state for Problem 3 do not have this property. For these equations of state, it is necessary to define reference densities as follows:

for water, $\rho_0 = 1.0 \text{ g/cc}$

for the explosive, $\rho_0 = 1.67 \text{ g/cc}$

These definitions apply for any Problem 3 calculations.

6. オドンネル社訪問

6. オドンネル社訪問

(岩田)

(1) 訪問年月日

1977年8月25日(木)

(2) 訪問先

米国ペンシルバニア州 オドンネル社

(3) 面会者

W.J. O'Donnell

J.S. Porowski

R.G. Fasiczka

E.A. Westermann

(4) 目的

動燃事業団とオドンネル社の契約に基づくコンサルティングサービスとして、最近の米国の高温構造設計解析分野の動向聴取と簡易解析法開発、熱過渡疲労解析の効率的な手法などを討論する。

(5) 内容

(i) オドンネル社の業務

社長のO'Donnell氏よりオドンネル社の業務内容の説明を受けた。主な業務は下記の通りである。

- a) 構造健全性に関する問題のコンサルティング
- b) 設計と解析業務
- c) コードと基準
- d) 破損解析

(ii) コードクライテリアと設計解析法

O'Donnell氏はASME Boiler and Pressure Vessel Codeの疲れ強さに関するサブグループの主査であり、原子力プラントコンポーネントに対する疲れ解析の要求に責任ある立場にいる。また、クリープ解析に関するASMEタスクフォースの主査であり、高温設計規則の開発に当たっている。さらに彼は、設計解析に関するサブグループおよび金属特性に関する分科会の委員でもある。ここで特に説明を受けたのは、圧力容器合金に対する疲労設計のクライテリアであり、オーステナイトステンレス鋼(304, 310, 316,

347, 348), Alloy 800, Alloy 600, Alloy 718 に対する低サイクルおよび高サイクル疲れデータを分析評価し, 10^8 サイクルまでの設計曲線を新しく作成したものであった。これは, ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec III および Sec VIII に使用すべく最近提案した設計曲線で, 平均応力の影響を考慮したものである。

(iii) 簡易限界設計法の最近の傾向と開発

クリープラチエットの簡易限界設計法 (O' Donnell-Porowski 法) の開発者として名高い Porowski 博士より, 彼自身が最近拡張した, あるいは開発している簡易限界設計法 (simplified bounding design method) の概略説明を受けた。それらは以下のものである。

- a) 材料特性の温度依存性と移動硬化特性を含めることにより, 累積ひずみの限界 (bounding) に関する現在の方法を改良する。
- b) 塑性ラチエティング R_1 および R_2 領域を含めるように累積クリープひずみの限界を拡げる。
- c) 1次曲げ応力と板厚方向温度勾配による熱応力を受ける軸対称シエルの累積ひずみの限界を開発する。
- d) クリープ疲れ寿命が評価できるように弾塑性クリープの繰返しに対するひずみ範囲の限界を開発する。

(iv) 熱過渡疲労解析の効率的手法

Fasiczka および Westermann の両氏よりオドンネル社で数年前に開発した熱過渡疲労解析の効率的手法の説明を受けた。これは, 熱過渡応力解析に重ね合せの Duhamel 積分を応用することによって計算効率を大幅に縮小することをねらったものであった。

7. アルゴンヌ国立研究所（耐衝撃関係）訪問

7. アルゴンヌ国立研究所（耐衝撃関係）訪問

（持 尾）

- (1) 訪問年月日 1977年8月25日（木）
- (2) 訪問先 米国イリノイ州 アルゴンヌ アルゴンヌ国立研究所
- (3) 目 的
 - 1) ANLにおける耐衝撃実験及び解析の現状の調査
 - 2) 耐衝撃解析法に関する討議

(4) 内 容

(I) 耐衝撃関係

- 1) 討 論 者
 - Joe Gvildys
 - George Nagumo

所属 : Engineering Mechanics Section,
Reactor Analysis and Safety Division

2) 内 容

ANLにおける耐衝撃関係R&Dの現状調査及び解析に関する討議を行なったが、具体的には最初PNCの耐衝撃関係（解析及び実験）の概要説明を行ない、続いて以下の様なPNCよりの質問及び技術討論を行なった。

Q) ANLには耐衝撃関係で使用される多くの解析コードがあるが、そのうち主たるものは何か。

A) REXCO-HEP, ICECO, MICE, ICEPEL, STRAW, SADCAT である。

Q) 各コードの特徴は？

A) i) REXCO-HEP

2次元 lagrangian コード（Shell 構造も含むことができる）

主に現在まで本解析コードで取り扱われたものは次の通り

炉容器内圧力波伝播

炉構造応答

スラグインパクト

炉容器変形量

ii) ICECO

2次元 implicit eulerian コードであり、炉容器、コアバレル、炉心支持板は thin shell structure として F.E.M. で解析する。またプラグ部及び支持構造の opening の問題も取り扱うことができる。

現在まで次の様な問題を解析した。

炉心ガス膨張

Na 噴出量の解析

炉心支持板の穴における Na 流動

iii) MICE

ICECO の拡張であるが、ICECO では eulerian 領域が1つに限定されているのにくらべ、MICE は多元 eulerian 領域（現在5領域まで可）を取り扱うことができる。このため2相流等の問題も取り扱えるが、本コードはかなり複雑なため現在はまだチェック計算、簡易計算が行なわれたのみである。

iv) ICEPEL

ICECO の拡張であるが、本コードは特に1次系配管の解析のために開発されたものであり、配管内熱伝達の解析の他に次の様なモデルも考慮できる。

バルブ, reducer, expansion, I.H.X, 丁字管, エルボ

v) STRAW, SADCAT

3次元 F.E.M 解析コードであり、static, dynamic の計算ができる。現在まで reactor head や炉心支持板の解析を行なった。

Q) 耐衝撃関係の解析コードとして現在開発中のものはあるか。また、これらのコードのみで、将来C R B Rの安全審査をパスする自信があるか。

A) 現在、大型コードとして開発中のものはない。

2番目の質問に対しては、私見として聞いて頂きたいが、将来局所的なコードの改良はもちろん必要ではあるが、基本的にはOKと考える。

Q) 各コードの説明の中に opening の問題が出てきたが、少し詳細に教えて欲しい。

A) たとえば炉心支持板を考えてみると、実際には穴があいている。PNCの計算ではこれを無視しているが、これは underestimate である。

Q) 穴の存在は解析にとっては必ずしも underestimate にはならないのではない
か。

A) 必ず underestimate である。爆発時炉心の方が lower plenum より高圧
であるため、常に炉心→ lower plenum 方向へ力が加わっている。衝撃圧力波に
関しては穴のある場合とない時では同様であるが、それ以外で lower vessel
に加わる力は穴のない場合は lower plenum の容積減少による圧力増加のみで
あるが、穴を考慮した場合には、更に炉心よりの冷却材の流入あるいはガスの流入
により lower plenum 内の圧力はより増加する。この問題はかなり重要であり、
我々は ICECO により解析しているが、この opening は REXCO-HEP でも取
り扱える様になっている。

Q) 解析モデルにおける opening の問題が出た所で、それではモデル化について、
特に ANL において解析された FFTF の解析モデルについて 2, 3 質問したい。

まず炉心部の fission-gas plenum は mixed material として取り扱っ
ているが mixed material の状態方程式はどの様にして決定したのか。

A) mixed material とは気体、液体、固体から成るものであり、これら状態の異
なるものの状態方程式の求め方は次の論文に詳述されている。

ANL-7499 [Inelastic Response of Primary Reactor
Containment of High-Energy Excursions]

Q) PNC の耐衝撃解析では現在まで解析コード上の困難のため炉上部機構は無視し
ているが、このため首下部変形量が overestimate になりすぎる傾向がある。
ANL ではこの様な問題はないか。

A) ANL でもそれが問題となっている。特に REXCO-HEP コードによる計算の
場合問題であり、炉上部機構を考慮した解析も試みられたが成功していない。

この種の問題に対してはオイリアンコードが有利であり、ICECO による検討
が行なわれているが結論はまだ出ていない。

Q) もんじゅ dipped plate に相当する様な structure に対するモデル化は行
なったことがあるか。

- A) dipped plate による影響は少ないが、モデル化は行なったことがある。その場合にはバネで支持された plate として取扱った。
- Q) 1 ケースの計算時間はどの程度か。
- A) 使用するコード、モデルによって大きく異なるが、最近行なった RFXCO-HEP を用いた CRBR の耐衝撃解析では IBM 370/195 で CPU 3 ~ 4 min であった。
- Q) 炉心支持板の opening の問題は非常に興味ある問題であるが、ANL より発表された論文によると lower plenum の構造は opening の程度により、かなり影響されるとあるが、穴の大きさ、構造等を変化させたパラメータサーベイはかなり行なったのか。
- A) 発表された論文以外には現在の所パラメータサーベイは行っていない。
- Q) ANL でも解析コード検証のためのかなりの実験が行なわれているが、すべて ANL のみで実施するのか。
- A) 計画、解析等は ANL で行なうが実験設備はまったくなく、すべて SRI (Stanford Research Institute) で実験は実施されている。

(II) Na 沸騰関係施設の見学

1) 案内者

宮崎 慶次

所属: Eluid Dynamics Section

Reactor Analysis and Safety Division

2) 内容

(i) OPERA

1 次系ポンプの電源喪失 (LOF), 配管破損時の過渡伝熱 (LOPI), 冷却材の沸騰挙動を解明するための炉外実験

(ii) CAMEL

Na circulation loop, Na-boiling の実験であり定常, LOF を対象とす

る。

(iii) 冷却材 voiding 時の模擬試験

サブチャンネル中の冷却材 voiding 時の流動状況を見るための（水-フロン）を使用した模擬試験

(iv) 蒸気爆発（FCI）の基礎実験

（フロン-油），（フロン-水），（水-油）等の模擬流体を用いて蒸気爆発のメカニズム解明のための実験を行なっている。

8. ナトリウム－水反応関係施設の訪問

8. ナトリウム-水反応関係施設の訪問

(広 井)

8.1 概 要

訪問以前に下記の人達と連絡をとり、質問項目、討論項目をまとめた Question & Discussion List を送付した。

表 8.1 - 1 訪問以前に連絡をとった人

GE	F. E. Tippetts (Manager, Component Development)
AI	John McDonald (LMFBR Heat Transport Equipment System)
LMEC	W. S. De Bear (Manager, SCT I/LLTR)
ANL	Robert S. Zeno (Director, Components Technology Division)

訪問先では、それぞれ連絡をとった人が積極的にめんどうをみて下さった。AI社はLMECと同日訪問であり、LMECの施設見学を主としたため John McDonald とは会えなかった。またLMECの訪問に際しては現地滞在中の高橋忠男氏に連絡し、現地での案内、紹介等非常にお世話になった。高橋氏からのコメントではLMEC訪問に際しては所長の J. C. Cochranの方がよいであろうとのことであった。(LMECの組織については後述)

Q & D List は5項目からなり、(1)試験体制、計画、試験装置、実験計測技術に関して (2)LLTRの試験結果の評価に関して、(3)中リークウェステージに関して、(4)事故SGの修復法に関して、(5)大リーク解析コード(SWAAM-I)に関するものとなっている。このうちGEでは(1)~(4)、AI/LMECでは(1)、(2)、(4)、ANLでは(1)、(2)、(5)を送付した。このリストは訪問先でも利用してくれて、これに沿って説明してくれたので、非常に有効であった。

各訪問先での面会者、Agenda は次のとおりである。

表 8.1 - 2 GEでの Agenda 及び面会者 (8月22日)

8:30	Welcome, Introduction	[F. E. Tippetts]
8:40	Large Leak test program	[J. C. Whipple]
	• Overview of series I and series II	
	• Experimental setup for series I	
	• Physical observations from series I	
9:10	Comparison of analysis with experiment for series I	[J. O. Bradfute]
10:10	Sodium/water reaction wastage and leak behavior test results	[P. M. Magee]
10:40	Recovery from sodium/water reaction incident	[G. B. Kruger]
11:00	Presentation on SWAT-1 and SWAT-3	[H. Hiroi]
12:30	Lunch	
1:00	Continued discussion	
1:30	Presentation on pipe rupture	[T. Tsuyuki]
2:20	Leave for San Jose facility tour	[C. Story]
2:40	San Jose facility	[D. A. Greene, F. Addorno]
3:40	Depart San Jose facility	

(会議中は F. E. Tippetts が進行役, まとめ役をやった。)

表 8.1 - 3 LMECでの Agenda 及び面会者 (8月24日)

9:00	高橋さんと打合せ	
9:20	J. C. Cochran (所長) にあいさつ	
9:30	• LMEC全体, LLTRの紹介 • LLTR試験結果 • 質問書への回答	[W. S. DeBear, V. A. Neely, A. E. Miller]
11:15	昼 食	
12:00	午前からの続き	
13:00	LLTR, SCTI見学	

- 14:00 PNCからの報告
 (AIから M. J. Cabler, G. S. Shimozono が参加)
- 15:30 討論のつづき
- 16:10 高橋さんと打合せ
- 16:40 LMEC出発
 (会議中, 高橋さん同席)

表 8.1 - 4 ANLでの Agenda 及び面会者 (8月26日)

9:00	LLTRの評価, SWAAM-Iの概要	[R. A. Valentin]
10:00	(1) Water-side hydrodynamics	[G. F. Berry]
	(2) Inelastic shell dynamics	[H. C. Lin]
	(3) 2-D Sodium-side hydrodynamics	[Y. W. Shin]
	(4) 1-D Piping system dynamics	[C. K. Youngdahl]
12:30	昼食	
13:10	ANL内を車で見学	
13:30	SGTF見学	[D. Frank]
14:00	PNCからの説明 (R. S. Zeno が参加)	
15:00	(5) Rupture disk response	[R. A. Valentin]
15:30	Discussion	
16:20	露木さんの発表	
17:00	ANL出発	

(この後, CT Division の picnic に参加した。)

8.2 大リーク・ナトリウム-水反応研究の体制及び計画

米国の大リーク・ナトリウム-水反応研究には5つの機関が参画している。その中でGEの果している役割が大きく, LMECを訪問した時にも「細かいことや今後の計画についてはGEで聞いてくれ」と言われたほどである。各機関での役割は以下のとおりである。

GE社 (1) 技術的なマネジメント

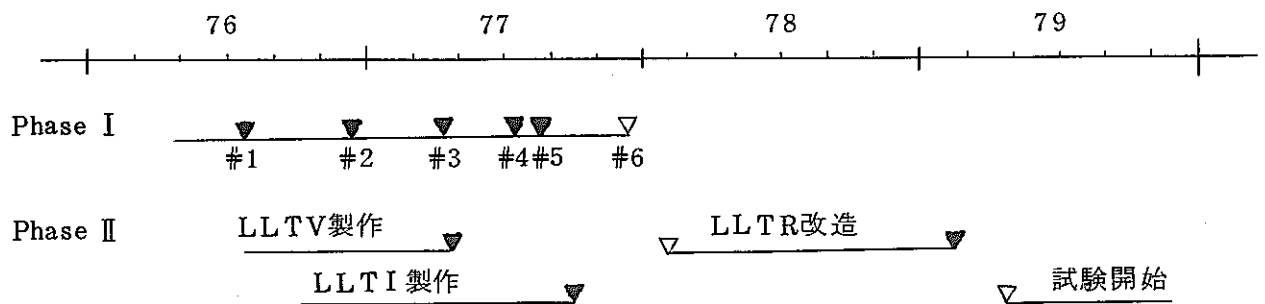
- (2) 試験計画（試験に対するリクエスト及び試験後の検査方法を含む）
 - (3) 試験前後での評価
 - (4) LLID（Large Leak Injection Device）の設計，製作
 - (5) Series II 試験のための CRBRP 用ラブチャ板アセンブリーの調達）
- LMEC
- (1) 試験運転
 - (2) データ整理
 - (3) Series I 試験体の解体，検査
 - (4) Series II 試験のための LLTR 改造の設計，建設
- AI社
- (1) MSG の改造
 - (2) Series I 試験のための LLTR の設計，建設
 - (3) Series II 試験のための LLID の設計，製作
- FWEC
- (1) Series II 試験のための LLTV の設計，製作
- ANL
- (1) 試験リクエストのレビュー
 - (2) SWAAM-I の実証（Series II 試験結果の解析）

実験は Series I, Series II が計画されており，Series I は試験体の実機より細く（図 8.4-1 参照），Series II は実機と同一径の試験体を使用しているのが特徴である（図 8.3-4 参照）。

試験目的は以下のとおりである。

- Series I
- (1) Na-水反応解析コード TRANSWRAP II の確証用データを得る。
 - (2) 放出系特性データを得る。
 - (3) 洗浄，修復に関するデータを得る。
- Series II
- (1) 伝熱管二次破損に関するデータを得る。
 - (2) DBL（Design Basis Leak）時のピーク圧力を実験的に決定する。
 - (3) 設計解析法のためのデータを得る。
 - (4) 放出系特性データを得る。
 - (5) 洗浄，修復に関するデータを得る。

これまでの試験及び今後の計画は次の通りである。



8.3 LLTR実験施設

8.3.1 全体

Na系の立体配管図を図8.3-1に示す。PNCのSWAT-3に比較して、無液面型のSGモデルであることが特徴的であり、従って放出系は2系統あり、そのラブチャ板(RD-1, RD-2)設定圧も225 psiと高い。またドレン配管径も太く、実験時にはシステムの温度は350 F程度に予熱されている。放出系は実機のほぼ $\frac{1}{2}$ で製作されている。大気放出用のラブチャ板設定圧は5 psiである。同図中の試験体(MSG Test Article)の詳細は図8.4-1参照。

注水系の立体配管図を図8.3-2に示す。タンクT-1からタンクT-2に流した状態で実験が行なわれる。注水率計測用に turbine meter, drag disk が使用されている。

8.3.2 LLID (Large Leak Injection Device)

SWAT-3ではラブチャ板方式を採用しているが、ここでは伝熱管に切り欠きを入れ引張って切る方式である。図8.3-3にLLIDを示した。これまでの試験では“ギロチン模擬”方式のみである。

800 psi程度の N_2 ガスでピストンを駆動させ、伝熱管を引きちぎるのだが、切断後のピストンの衝撃防止用に crush snubber が採用されている。

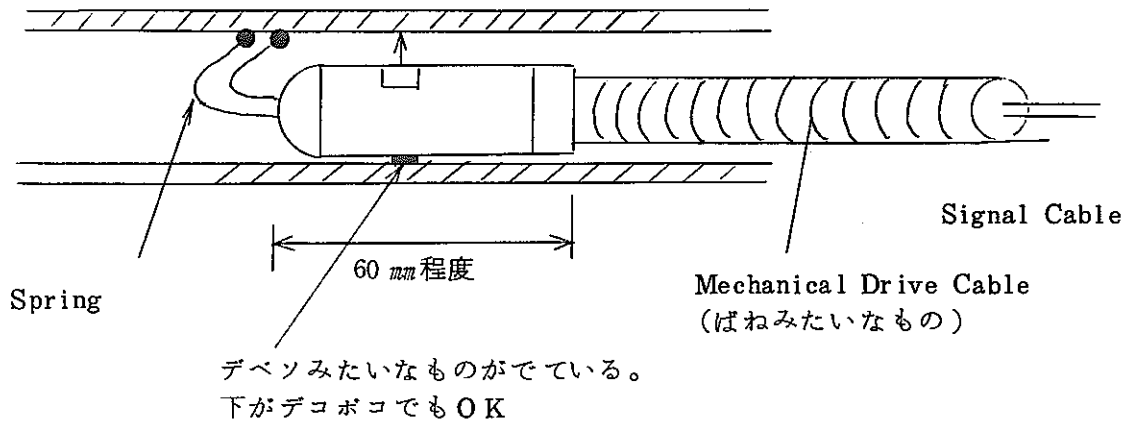
切断された伝熱管形状は変形がなく、切断面もきれいである。また、伝熱管の位置が検出されているが、これによれば切断後の間隔は1"程度である。

8.3.3 ウエステージ測定

LLTRでは同一の内部構造物のまま試験が繰り返される。従って解体しないで伝熱管

の破損，変形状態，ウエステージを測定している。破損はヘリウムリーク試験で行ない，変形はX線による投影で検査される。（正確には解体後検査する。）

ウエステージ測定は超音波によるものであり，その外形は下図のようなものである。



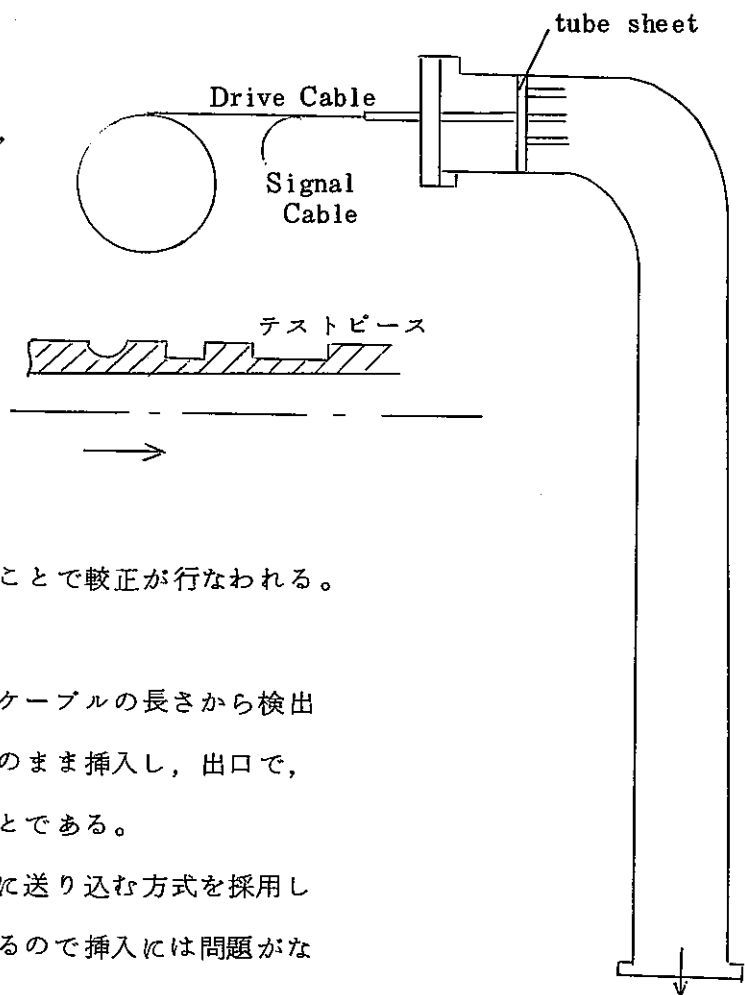
センサー先端には触覚のよう
なスプリングがでており，セン
サー底部に設けられた“デベソ”
のような出っばりで内面に fit
される構造である。

測定精度は± 2 mil であると
の話しであったが，ノイズ込み
では± 4 mil 程度であろう。た
だ毎回，伝熱管挿入前に切り欠
きの入ったテストピースを通ることで較正が行なわれる。

(右図参照)

測定位置は軸方向に関してはケーブルの長さから検出
し，周方向に関しては同一角度のまま挿入し，出口で，
その角度を確認しているとのことである。

ケーブルの挿入は，水とともに送り込む方式を採用し
ている。曲がり部が一ヶ所であるので挿入には問題がな
いようであった。



8.3.4 LLTV (Large Leak Test Vessel)

Series II 用の vessel である。図 8.3-4 にその外観図を、図 8.3-5 に LLTV で使用される内部構造物 (LLTI) を示す。

LLTV は実機と同一の直径を有しているが、hockey stick 型でないところが異なる。伝熱管本数も計測用を含めると 755 本であり非常に多い。ただ、hockey stick でないため下部の tube sheet は movable となっており、圧力波伝播の模擬用である。第 1 回目は中間位置での注水を計画しているとのことであった。

8.4 LLTR の実験結果及び評価

8.4.1 概要

表 8.4-1 にこれまで行なわれた実験条件及び実験結果のまとめを示した。実験のパラメータは注水率、注水位置である。図 8.4-1 にその注水位置及び試験体の構造を示した。

#1 及び #2 では実験結果と計算結果がよく一致したが、#3 では合わなかったため #4、#5 が計画された。#5 は水を噴出させる代わりに N_2 ガスを用いたもので non-reactive 試験である。この時の体積流量は #4 の 85% であったとのこと。

試験体の軸方向長さは実機と同寸である。伝熱管を支持しているスペーサの間隔は管板に近いほど狭く、真ん中へ行くほど広がっていて、計 22 個設けられている。

8.4.2 トピック

- (1) #2 で伝熱管の変形が生じた。変形の生じた位置は注水点の近傍である (図 8.4-2 参照)。また X 線投影による観察結果のみであるので変形量、変形した伝熱管本数等の詳細は不明である。#6 終了後解体して検査する予定とのこと。変形の原因についても説明が得られなかった。

またこの時、注水配管の上部 (同図中 B-B' 断面) でも変形が生じた。

- (2) #2、#3 試験後、ボアスコープによる内部観察の結果、試験体の下部、ドレン配管の出口ノズル近辺に反応生成物が残留していた (図 8.4-3 参照)。
- (3) #1 で放出系ラブチャ板の不破裂が生じた。放出系には下部に RD-1、上部に RD-2 が設けられているが、RD-1 は破裂せず、RD-2 は $\frac{1}{2}$ 程度の不完全開口であった。

使用されているラブチャ板は、反転バックリング型ナイフ付きのものであるが F I K E

社製である。

不破裂原因はナイフの刃が材質的に弱く、ラブチャ板が反転バックリングを起した際、ナイフによって切断されずにサポートの代わりをしたためと考えられている。その後の対策としてナイフの材質をS.S.304から17-7 PHに変更し、以後不破裂は生じていない。

8.4.3 注水率の測定と評価

注水率はNa-水反応の最も重要なパラメータであるが、動燃でもその直接測定はできてない。この点において、米国の実情に非常に興味があったのだが、米国においても動燃と同様に fast transient

のデータは得られてなかった。 F502 (上流側, バイパス)

見せてくれたデータは

turbine flow meter による測定結果だけであった。

その概要は右図のようである

(LMECにて)。同図から

分るように測定結果の時間軸

は秒のオーダーであり、また

total mass flow rate

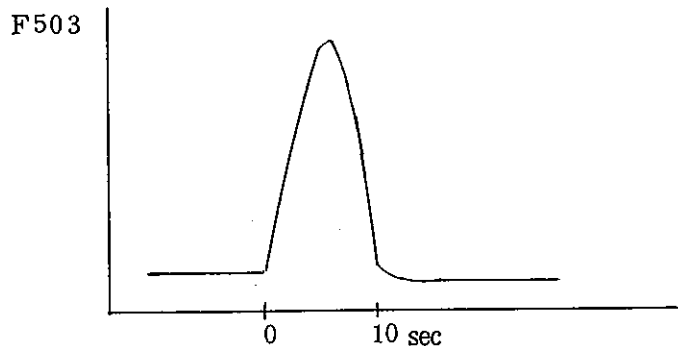
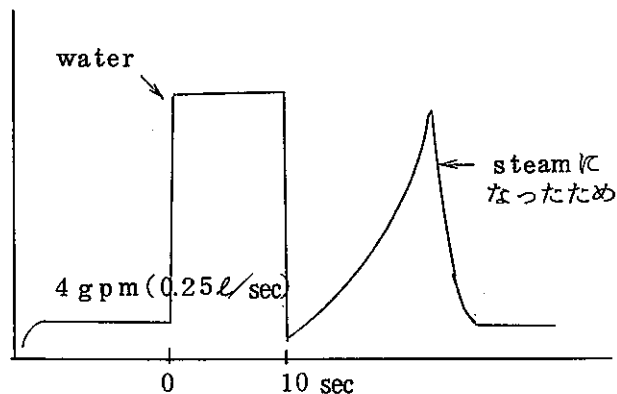
が合っていないなどのデータ信

頼性に若干の問題があるので、

注水率の測定結果と計算結果

は合わせようがないとのこと

であった。



また、破断点と計測位置が離れているが、これを較正する試験は行われてない。

GEで行なわれている TRANSWRAP による計算結果を図 8.4-4 に、RELAP-4 による計算結果を図 8.4-5 に示す。RELAP-4 の計算に際しては、(1)背圧は実験データの圧力値を使用している。(2)注水配管内のクオリティ、配管入口のオリフィス径をパラメータサーベイして適当な値を選んでいる。

しかし、これらの計算に対する ANL でのコメントは (ANL では G. Berry が別の

コードを開発している。3.2章 B 2/8 を参照) TRANSWRAP では2相流の計算ができないはずであり、RELAP-4は slow transient 用だと思いうことであった。

いずれにしても、実験比較との直接的な比較はできておらず、両方のコードで算出された注水率で発生圧力を比較していた。

図 8.4-4, 8.4-5 から分るように、TRANSWRAP と RELAP-4 の計算結果では初期の注水率パターンが著しく異なっている。また、図 8.4-5 ではギロチン破断した両端からの流出量が計算されているが、その総量と、表 8.4-1 に示される注水率(タービンによる実験値と思われる)がかけ離れた値になっているが、この点に関しては、直接担当者でなかったため理由が分らなかった。

8.4.4 圧力測定結果

LLTRでの実験結果を図 8.4-6 ~ 図 8.4-9 に示す。順に第1回から第4回の試験データである。LLTRはSWAT-3とちがってカバーガス空間をもたない hockey stick 型なので圧力波形もSWAT-3のものとは異なるが、圧力の立上りがすどい。しかし、表 8.4-1 の注水率が正しいとすると、注水率の影響が圧力波形にあまりあらわれてない。例えば注水率は倍以上にちがうにもかかわらず圧力ピーク値はほとんど同じであるし、圧力の幅も対応してない。

8.4.5 計算コードとの比較

計算結果との比較を図 8.4-10 ~ 8.4-12 に示す。計算はTRANSWRAPで行なわれたものである。注水率をRELAP-4モデルでも計算しているが、次表に示すようにTRANSWRAPの方がピーク値が合う。

	圧力ピーク値の 測定結果	計 算 結 果	
		TRANSWRAPの 注水モデル	RELAPの 注水モデル
SWR-1	420 psi	460 psi	780 psi
SWR-2	436 (500)	400	—
SWR-3	370	580	780
SWR-4	330	531	590
SWR-5	290	解析せず	448

図 8.4-10～8.4-12 から分るように、SWR-1、SWR-2 は実験とよく一致しているが、SWR-3 では計算結果がかなり高くでている（SWR-4 でも同様であった。そのため SWR-5 が計画された。）。この不一致の原因は、注水率の計算がまずいためであろうというのが、ANLの Valentin の意見であった。

なお、これらの計算で、水-水素の転換比は 0.67 を使用しているが、これは SUPER NOAH の反応生成物の分析結果から求めたものである。水素ガス温度はエネルギー保存式から計算コードの中で自動的に得られているが、その結果では 2300°F (1260°C) となっている。しかし、実測値では 1300～1600°F 程度とのことであった。

圧力ピークに達するまでに注入される水の量を計算した結果、下表に示すように非常に小さな値である。この結果は非常に理解しがたいと言っていた。

	$\int_0^{tp} q dt$
SWR-1	0.030 (1b)
SWR-2	0.009
SWR-3	0.012
SWR-4	0.007

8.5 SWAAM-I 開発

8.5.1 SWAAM-I の概要

SWAAM-I (Sodium Water Advanced Analysis Method) は大リーク・Na-水反応解析用に ANL で開発中のものである。

全体の構成を図 8.5-1 に示す。各モジュール中、「SWAAM-I MAIN」と「REACTION ZONE KINETICS」がまだ未完成である。その他のモジュールは完成し報告されている。

「WATER-SIDE HYDRODYNAMICS」 SMiRT-4, B2/8

「1-D PIPING SYSTEM DYNAMICS」 SMiRT-4, B2/6

「ELASTIC/PLASTIC OPTION」 SMiRT-4, B1/7

「RUPTURE DISK RESPONSE」 SMiRT-4, M7/2

上記4つのモジュールについては SMiRT-4 で発表されており、3.2章に記述した。

[INELASTIC SHELL DYNAMICS]

SMiRT-3, F 4/6

[2-D SODIUM-SIDE HYDRODYNAMICS]

SMiRT-3, F 4/5

上記2つのモジュールについては後で述べるが、SMiRT-3で発表されている。

これらのSWAAM-Iと動燃所有のSWACSコードとの対応を表8.5-1に示す。

8.5.2 INELASTIC SHELL DYNAMICS

有限長の軸対称薄肉円管内に過渡的な圧力変化が加わった場合の研究に“endochronic theory”を適用して、以下に示す薄いシエルの構成方程式を求めている。

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial t} + \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial t} - d_1 \frac{\partial u}{\partial x} = d_2 \frac{w}{R} \quad \frac{\partial \sigma_x}{\partial t} - \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial t} - d_4 \frac{\partial u}{\partial x} = d_3 \frac{w}{R}$$

$$\frac{\partial \sigma_{xr}}{\partial t} - \mu_0 \frac{\partial w}{\partial x} = -d_3 \frac{w}{R}$$

上式と運動方程式

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} - \rho \frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{\sigma_{xr}}{R} \quad \frac{\partial \sigma_{xr}}{\partial x} - \rho \frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\sigma_\theta}{R} - \frac{p(x,t)}{H}$$

の5式を特性曲線法を用いて解いている。この際、2つの音速

$$C = \left(\frac{E_0}{(1-\nu^2)\rho} \right)^{1/2} \quad C_s = \left(\frac{\mu_0}{\rho} \right)^{1/2}$$

にそって積分されるが、Cはlongitudinal wave speed, Csはshear wave speedである。

計算結果等の詳細は、SMiRT-3, F 4/6あるいは“Nuclear Engineering and Design” Vol. 35, No. 2 (1975) 参照。

8.5.3 2-D SODIUM-SIDE HYDRODYNAMICS

2次元の基礎式は以下のとおり。

質量保存

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + u \frac{\partial \rho}{\partial x} + v \frac{\partial \rho}{\partial y} + \rho \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \nu \frac{v}{y} \right) = 0 \quad (1)$$

(ただし、直角座標では $\nu=0$, 円筒座標で $\nu=1$)

運動量保存

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + F_x = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + F_y = 0 \quad (3)$$

音速 (等エントロピー)

$$dP = C^2 d\rho \quad (C = \text{const}) \quad (4)$$

(1)と(4)から

$$\frac{\partial P}{\partial t} + u \frac{\partial P}{\partial x} + v \frac{\partial P}{\partial y} + \rho C^2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \nu \frac{v}{y} \right) = 0 \quad (5)$$

ここで、上の(2), (3), (5)は特性曲線法で解かれる。2次元での特性曲線法の数値計算スキームは bicharacteristic method (従特性曲線法)を使用している。従特性曲線を図 8.5-2 のように選ぶと

$$1 \rightarrow P : \quad p - p_1 + u - u_1 + \Delta t \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \nu \frac{v}{y} \right) = -\Delta t \cdot (F_x)_1$$

$$2 \rightarrow P : \quad p - p_2 - u + u_2 + \Delta t \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \nu \frac{v}{y} \right) = \Delta t \cdot (F_x)_2$$

$$3 \rightarrow P : \quad p - p_3 + v - v_3 + \Delta t \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \nu \frac{v}{y} \right) = -\Delta t \cdot (F_y)_3$$

$$4 \rightarrow P : \quad p - p_4 - v + v_4 + \Delta t \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \nu \frac{v}{y} \right) = \Delta t \cdot (F_y)_4$$

の差分式が得られる。

図 8.5-3 に示す 3 通りの計算が行なわれている。テストケース 1 は 90° のくさびに圧力波がぶつかる問題である。この計算結果及び解析解、実験結果を図 8.5-4 に示すがよく一致している。解析解は波の各点での重ね合わせで求めたものである。テストケース 2 は異径管を圧力波が伝播する問題である。計算の結果及び 1 次元の波動理論からの計算結果、解析解を比較したものを図 8.5-5 に示す。テストケース 3 は単管内を単に圧力波が伝播する問題であるが、2 つの計算スキームを比較したものを図 8.5-6 に示す。これからも提案されたスキームの方がタイムステップが小さくてすみ、計算時間が短縮できることが分る。

8.6 リーク事故後の修復法

図 8.6-1 に CRBR の放出系を示す。放出系はラブチャ板を介して、Reaction Product Separator Tank (RPST), Centrifugal Separator (CS) から構成されている。「もんじゅ」の収納容器に対応する部分が分離型になっているのが特長的である。RPST はできるだけ EV, SH に接近させる思想とのことであった。

RPST を図 8.6-2 に示す。RPST の入口ノズルはタンク内面の接線方向に設けられており、その遠心力を利用して RPST においても水素ガスとナトリウムを分離させようとしている。また大リーク事故後の内部検査用にマンホールが設けられている。

リーク事故後の修復法は小・中リークの場合と大リークの場合とで分けて考慮されている。図 8.6-3, 図 8.6-4 にそれぞれに採用されているロジックを示す。同図からも分るようにスベアのモジュールが用意されているので、検査と復旧作業が平行して行なわれている。「もんじゅ」のユニット型に対するモジュラー型のメリットの一つである。

これらの修復技術における今後の開発項目を以下に示す。

- (1) 放出系配管-収納容器 (RPST) の再品質保証法
 - (i) LLTR 試験経験の利用
 - (ii) in place での洗浄法
 - (iii) ASME XI, DIVISION 3 に基づく修復法
- (2) SG 伝熱管の検査法
 - (i) 遠隔的かつ全体積的検査
 - (ii) 超音波技術
 - (iii) インサービス・インスペクションに要求される“時間のかからない検出器”
- (3) SG の再品質保証
 - (i) 洗浄法
 - (ii) 修復法

8.7 小リーク実験

中リーク実験について GE で討論を予定したが、予算的な問題で中リーク実験はまだ行われてなかった。実験用のベッセルは完成しており、嚴重なセルの中に据え付けられてあった。

C R B Rにおけるリークの分類および検出法，運転法についてまとめたものが図 8.7-1 である。

$10^0 \sim 10^3 \text{ lb/sec}$ ……ラプチャ板破裂信号で検出。放出系作動，S Gの隔離，ブロー
(大リーク) ダウンは自動で行なう。

$10^{-2} \sim 10^0 \text{ lb/sec}$ ……水素計，二次系の圧力，二次系膨張タンクのレベルで検出。損
(中リーク) 傷が広がらないように手動運転。ラプチャ板が破れるかもしれ
ない。

$5 \times 10^{-6} \sim 10^{-2} \text{ lb/sec}$ ……水素計で検出。隣接伝熱管へ損傷が広がらないよう手動運転。
(小リーク)

$5 \times 10^{-6} \text{ lb/sec}$ 以下 ……検出不可能。運転継続。

(マイクロリーク)

また，図 8.7-2 に C R B R の S G におけるリーク検出計の位置を示す。リーク検出計はできるだけ削減する方向である。

実験結果については，最近終了したセルフ・ウエステージに関する phase I の結果の説明をうけた。

(1) phase I としては 34 回行なわれたが，そのうち 9 回の試験でセルフ・ウエステージによる貫通が生じている。

7回 (過熱蒸気: 860°F)	} 完全貫通
1回 (過熱蒸気: 650°F)	
1回 (水: 600°F)	
17回 (過熱蒸気: 860°F)	} 部分貫通
6回 (過熱蒸気: 650°F)	
2回 失敗	

(2) 初期リーク率が $1 \times 10^{-2} \text{ g H}_2\text{O/sec}$ 以下では，リーク箇所がすぐプラグする傾向がある。

(3) 温度を変動させると注水率が変化する傾向があり，閉塞したリーク箇所の再開時間が短くなりそう。

(4) 温度が低いほうが，セルフ・ウエステージによる貫通に要する時間が長い。

現在 phase II 試験が行なわれているが、自動的にコントロールされ、800時間程度の運転経験がある。

最新のセルフ・ウエステージのデータを図 8.7-3, 8.7-4 に示した。

図 8.7-3 はナトリウム温度が 900 F のもので、SH に対応する。横軸に時間、縦軸はリーク率である。リーク率は差圧測定から求めている。初期リーク率は 1.5×10^{-9} (lb/sec) で、部分プラグによりリーク率が低下し、約 400 分後、完全プラグされている。その後 700 分頃からセルフ・ウエステージによるリーク口径の拡大が始まり、段階的にリーク率が増大し、リーク率が 8×10^{-4} (lb/sec) になったところで実験を停止している。ここで最初から完全プラグまでの時間 t_1 と再開口からリーク口径拡大までの時間 t_2 から ($t_1 + t_2$) をリーク口径拡大時間として定義している。

図 8.7-4 はナトリウム温度が 650 F のもので、EV に対応している。SH と比較して拡大までに時間がかかるので EV では検出できるが、SH では間に合わないので問題であるとのことであった。

図 8.7-5 は、初期のリーク率と拡大時間の関係を図示したものである。

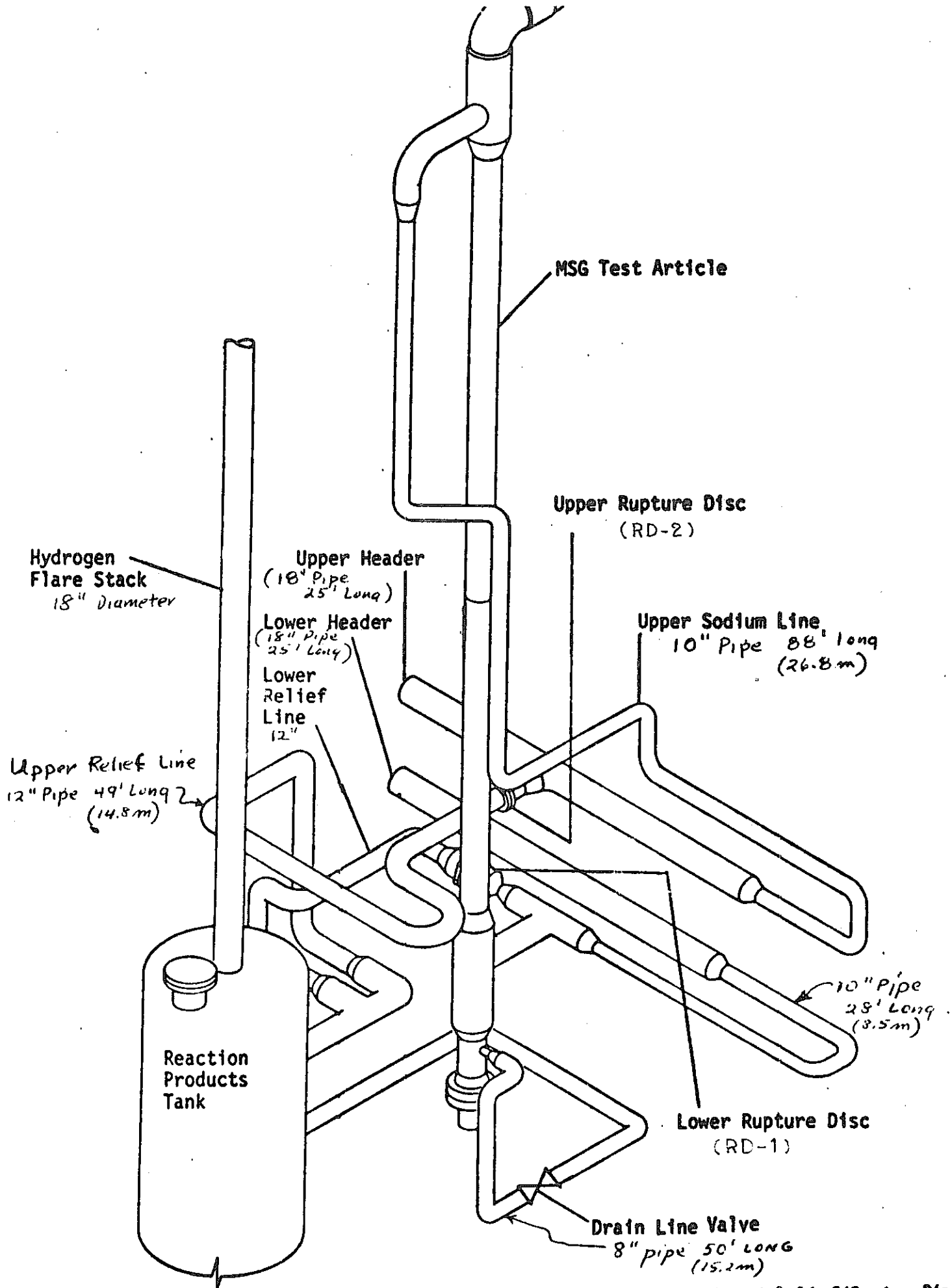
GE での実験施設では、各リーク試験装置および大気中における音響計による位置検出実験を見学した。

小リーク実験装置は小型のポットという感じで、実験室の片すみで手軽にやっているという印象をうけた。実験目的を限定することで能率的にやっているのだろう。

位置検出実験では、平板に音源と、それをとり囲む 8 本のマイクが設置されていた。信号は計算機で処理された後、図示される。図 8.7-6 にそれを示した。3次元化するにはマイクが 200 本位必要であろうとの話であった。

8.8 おわりに

初めての出張で不慣れのことが多かったが、滞米中の高橋さん (LMEC)、加納さん (GE) には渡米前や訪問先でいろいろお世話していただいた。また ANL では Dr. Shin に手厚いもてなしを受けるとともに各研究者への連絡役を務めていただいた。SMiRT 会議では川重の小石川さん、会議中および訪問先 (GE・ANL) でも御いっしょした IHI の露木さん、その他室長をはじめ関係者の方々にいろいろ御迷惑をかけたこととお詫びするとともに、謝意を表したい。



LLTR Series 1 Test Article and Associated Relief/System Piping

図 8.3 - 1 LLTR の Na 系立体図

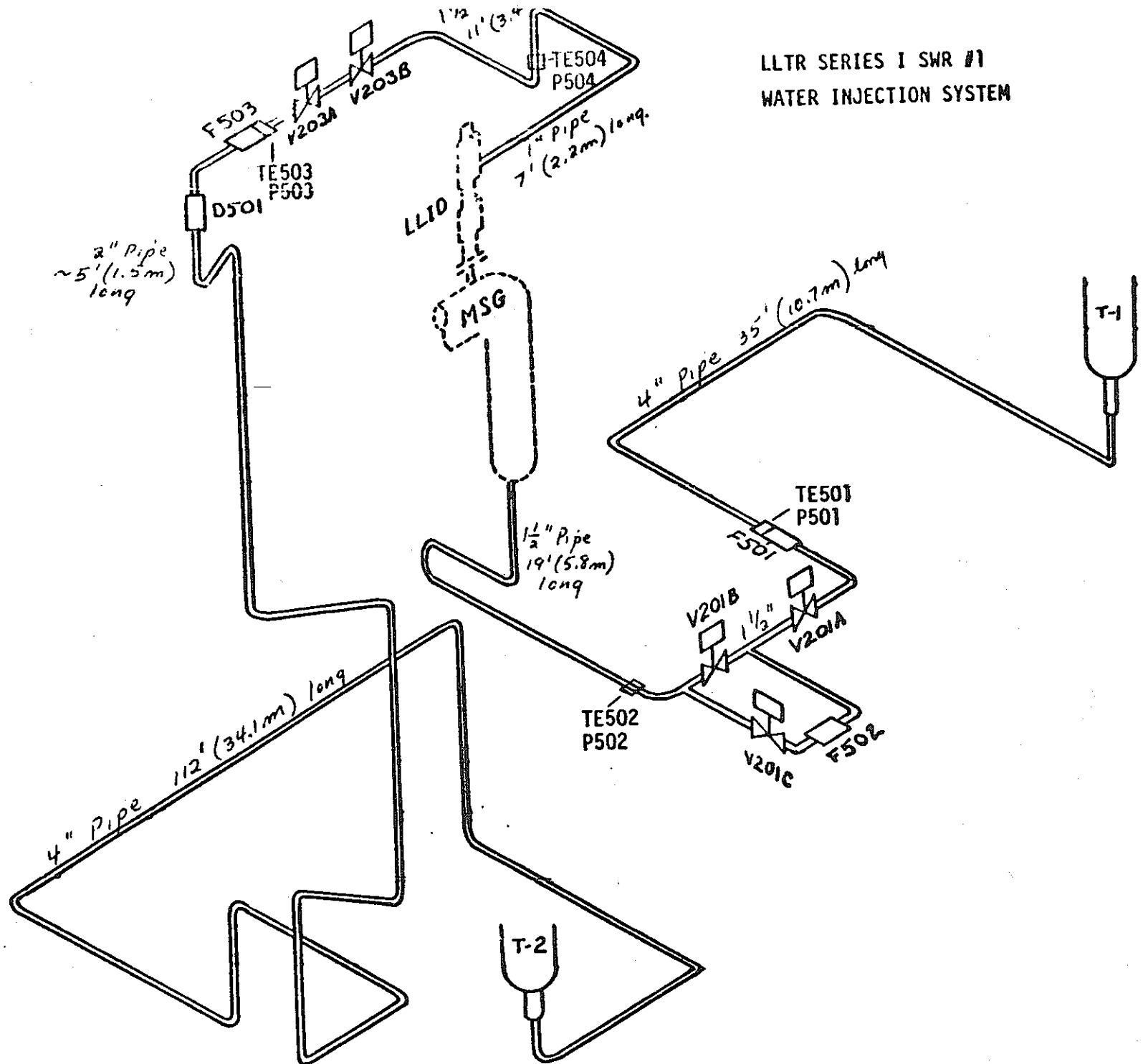


图 8.3-2 LLTR 注水系立体图

Large Leak Injector Device (LLID) (Schematic)

MSG

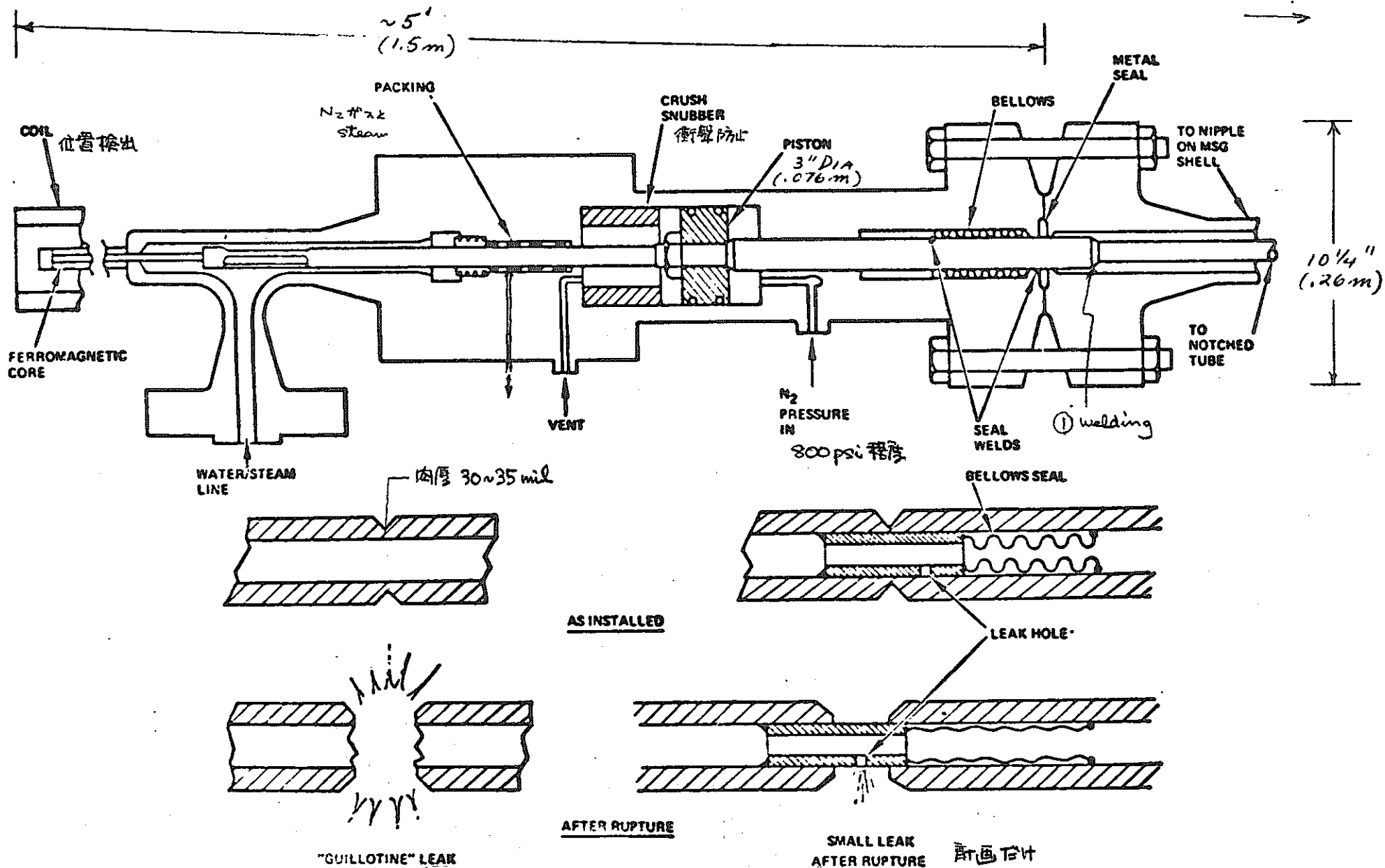
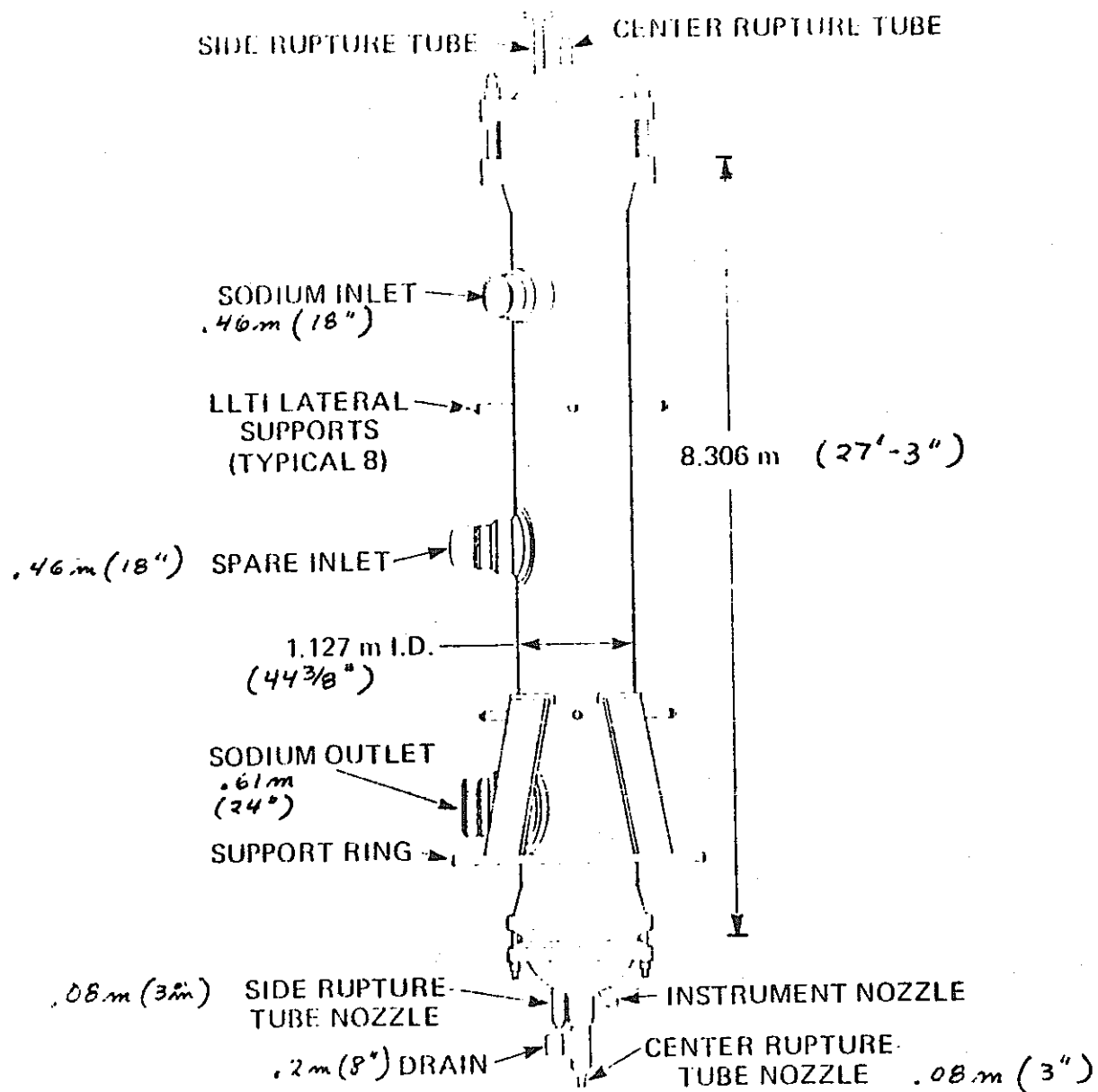


図 8.3 - 3 LLTR での注水方式

LARGE LEAK TEST VESSEL



- 201 -

8.3-4 Series II 用ベッセル (LLTV)

表 8.4-1 LARGE LEAK SERIES 1 TEST RESULT SUMMARY

	<u>TEST #1</u>	<u>TEST #2</u>	<u>TEST #3</u>	<u>TEST #4</u>	<u>*TEST #5</u>
<u>TEST CONDITIONS</u>					
Test Date	7/24/76	12/10/76	4/12/77	7/7/77	8/9/77
DEG Leak Site	4'-10" Above Lower T.S.	20' 8-1/2" Above Lower T.S.	1-3/4" From Upper T.S.	1-3/4" From Upper T.S.	1-3/4" From Upper T.S.
Duration of Injection	10 sec.	10 sec.	5 sec.	3 sec.	3 sec.
Injection Rate (Max.)	2.5 lb/sec	2.5 lb/sec	8 lb/sec	4 lb/sec	4 lb/sec
Na/H ₂ O Temps. at Leak Site	575/551°F	640/583°F	800/590°F	800/700°F	800/700°F
<u>TEST RESULTS</u>					
Peak Pressure Measured in Test Article	350-500 psia	400-500 psia	300-350 psia	350-450 psia	250-400 psia
Max. Temps. Measured	~1500°F	~1300°F	~1600°F	~1500°F	800°F
Measure Wastage of Surrounding Tubes (By UT)	4-16 mils	4 mils max	4 mils max	TBD	TBD
He Leak Indication After Test	7 Tubes @ 10 ⁻⁴ to 10 ⁻⁷ cc/sec	NONE	NONE	NONE	TBD
Deformation of Tubes by X-Ray	NONE	Bowing of Secondary Tubes Near Leak Site	NONE	NONE	NONE
Extent of Reaction Product Residual	Slight	Heavier Below Lower Window	Additional Buildup Below Lower Window + Above Lower Window	Slight Deposit on Tubes at Upper Window. No Significant Additional Buildup Below Lower Window.	No Change
Agreement with TRANSWRAP Predictions	Good	Good	Code Over-Predicted	Code Over-Predicted	Code Over-Predicted

*Nitrogen used in place of H₂O for Test No. 5. Data shown is preliminary.

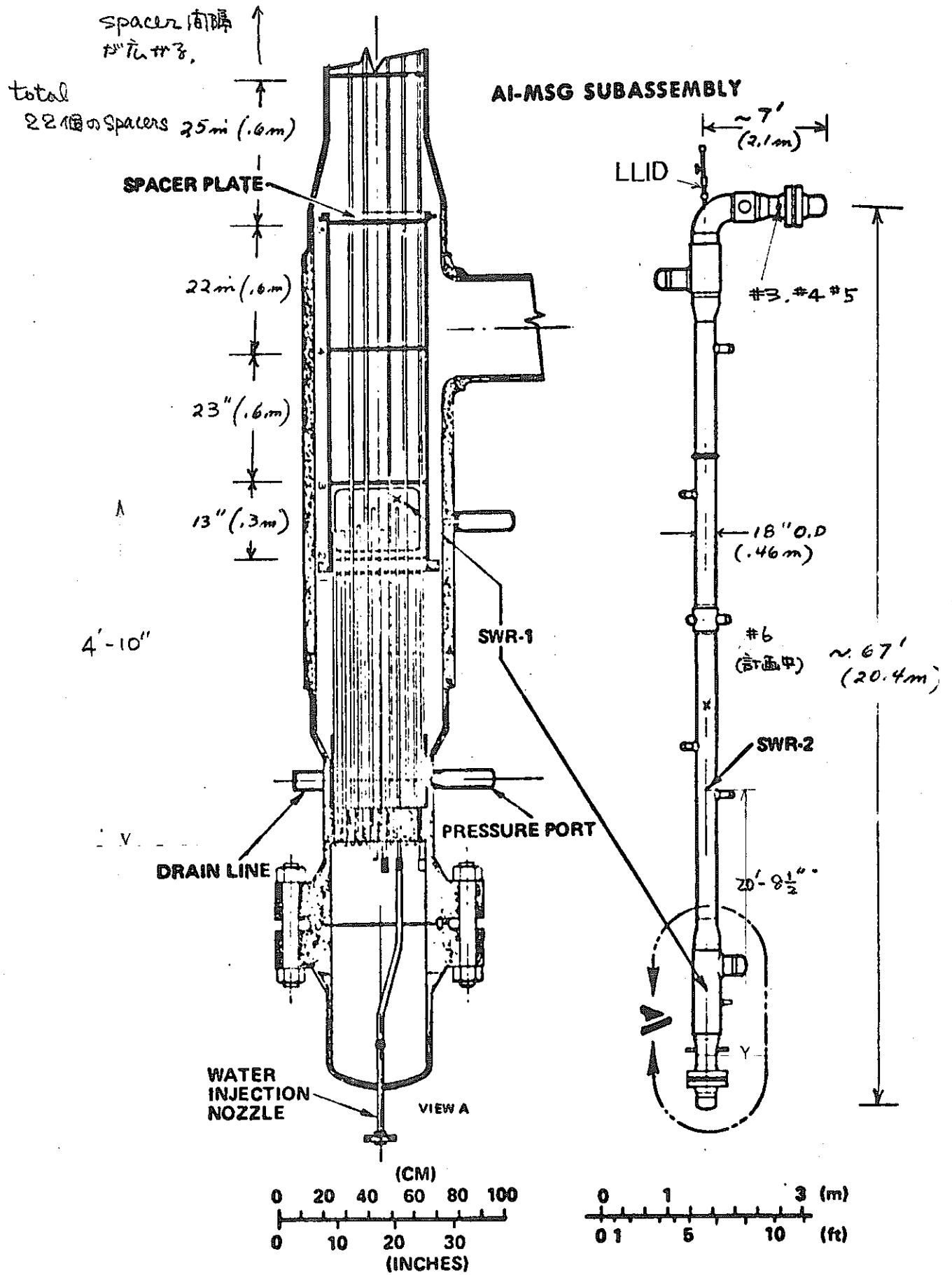


図 8.4-1 試験体の構造及び注水位置

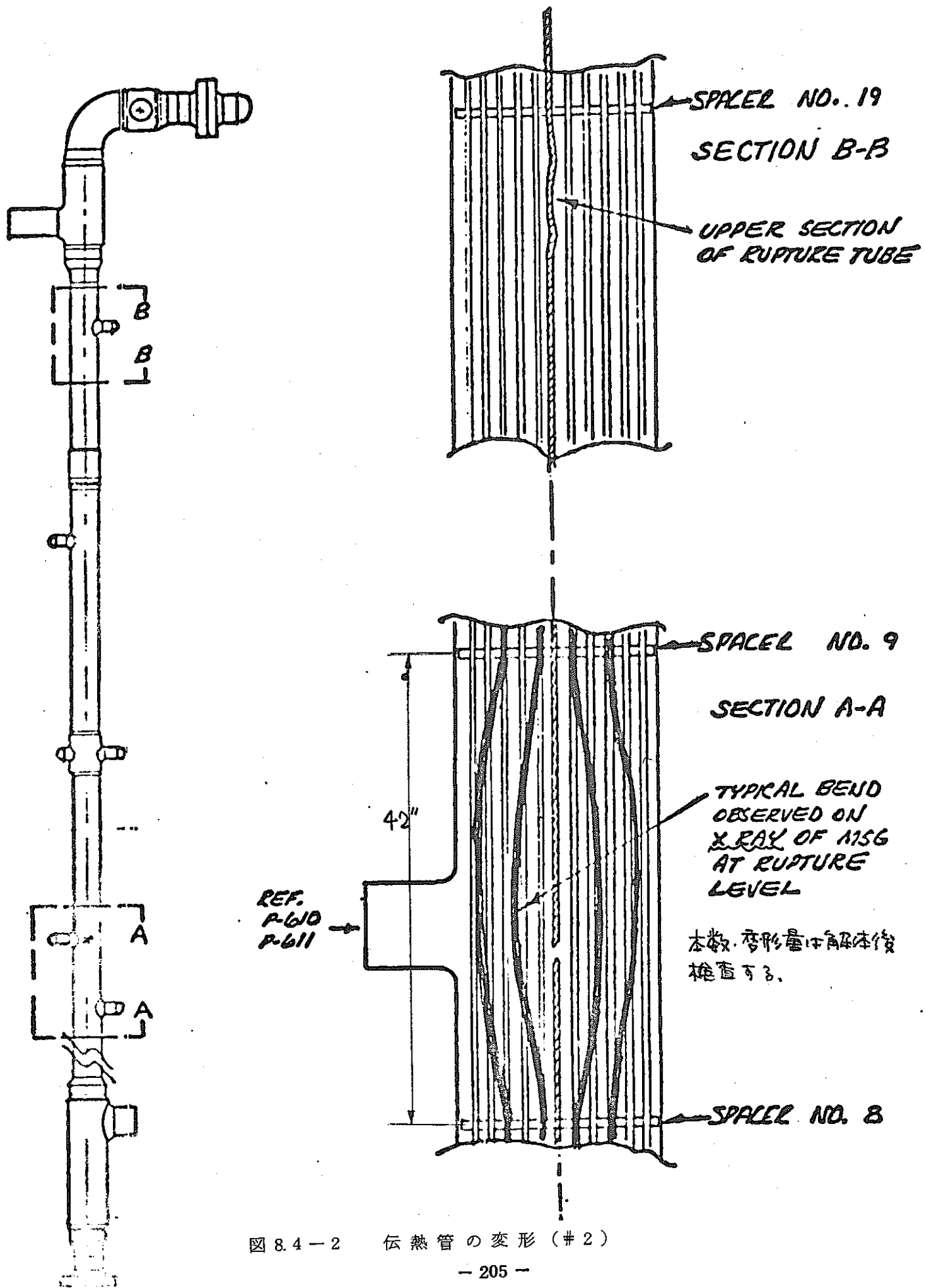
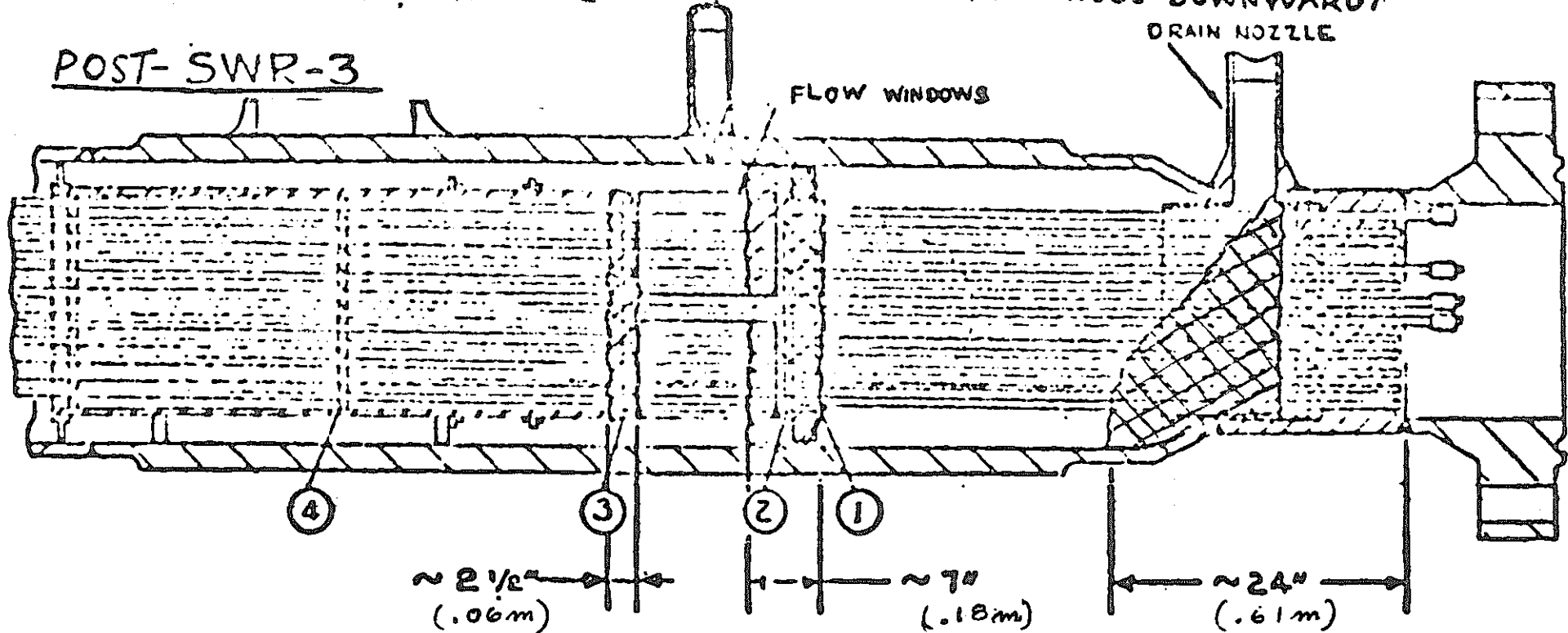


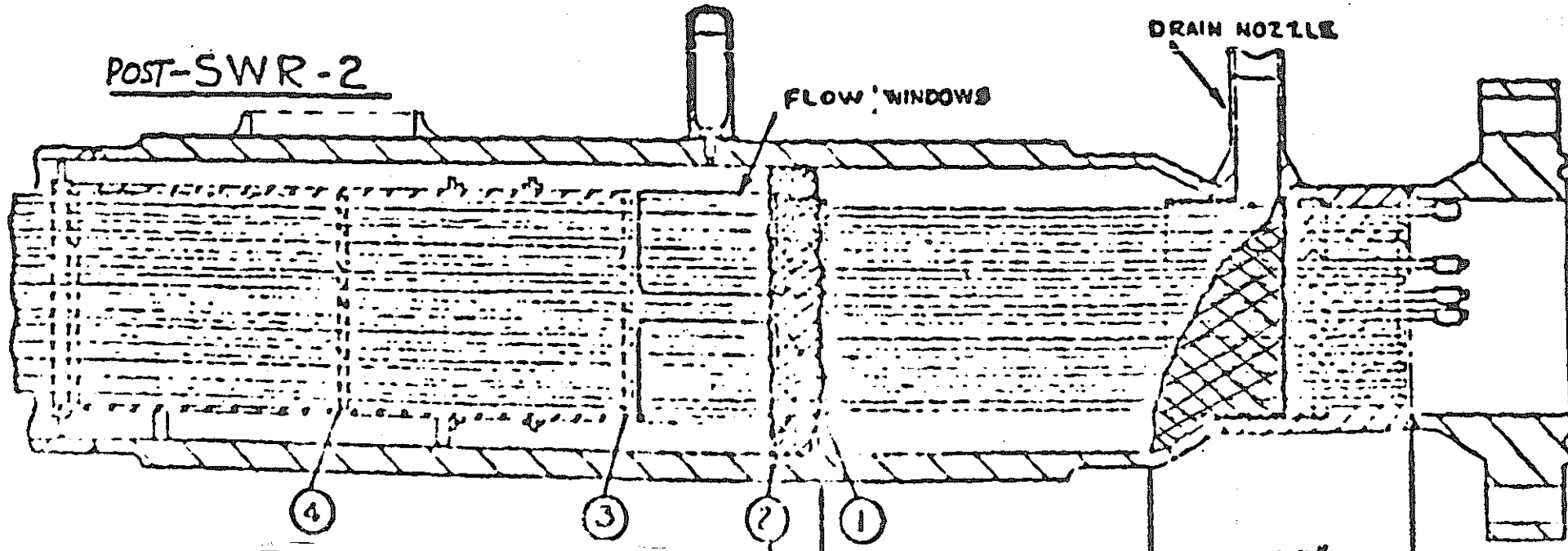
図 8.4-2 伝熱管の変形 (#2)

INDICATES GENERAL REGION OF REALITY PRODUCTS OBSERVED BY RADIOGRAPHY IN MS (DENSITY GENERALLY INCREASES DOWNWARD)

POST-SWR-3



POST-SWR-2



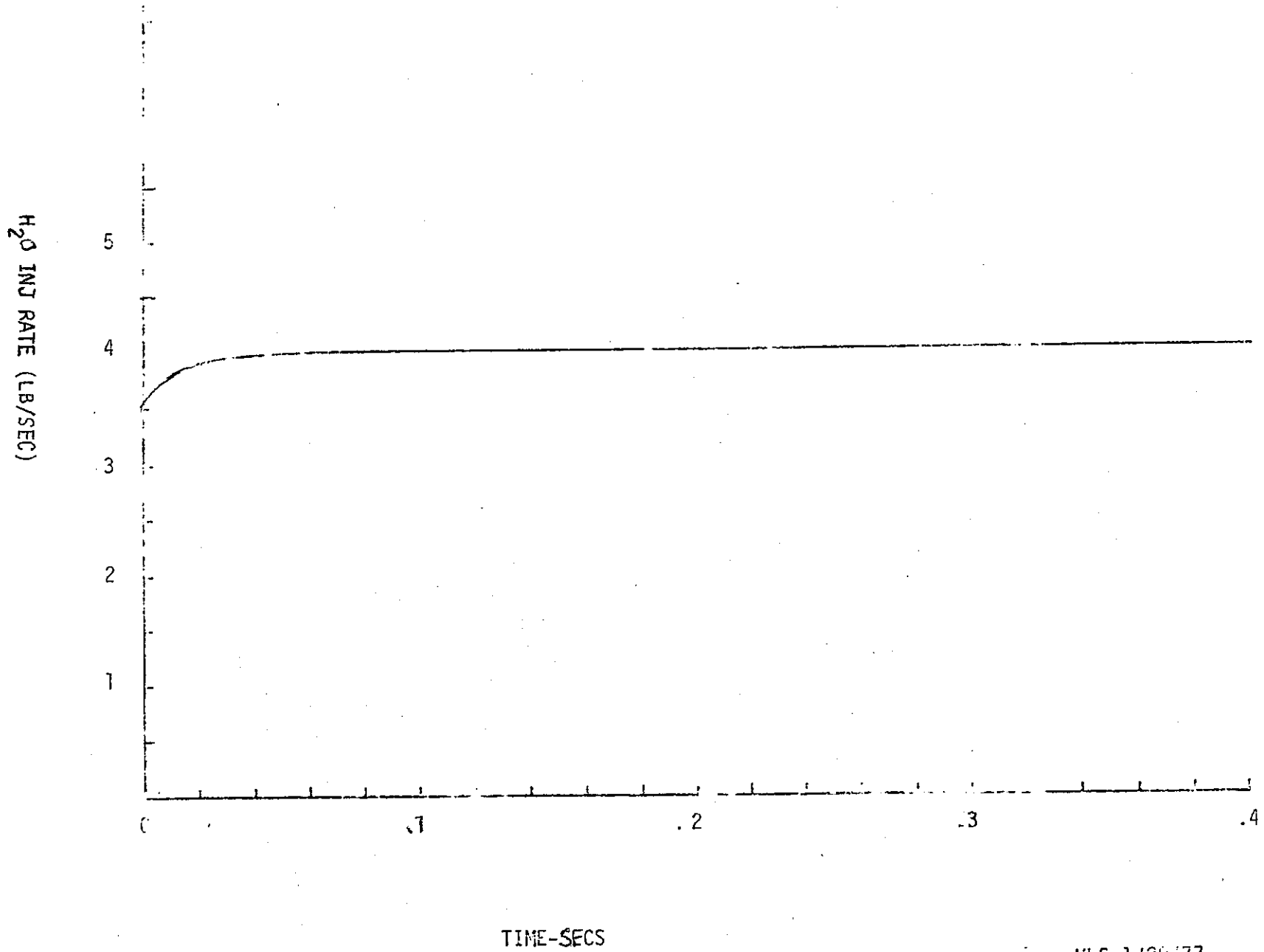
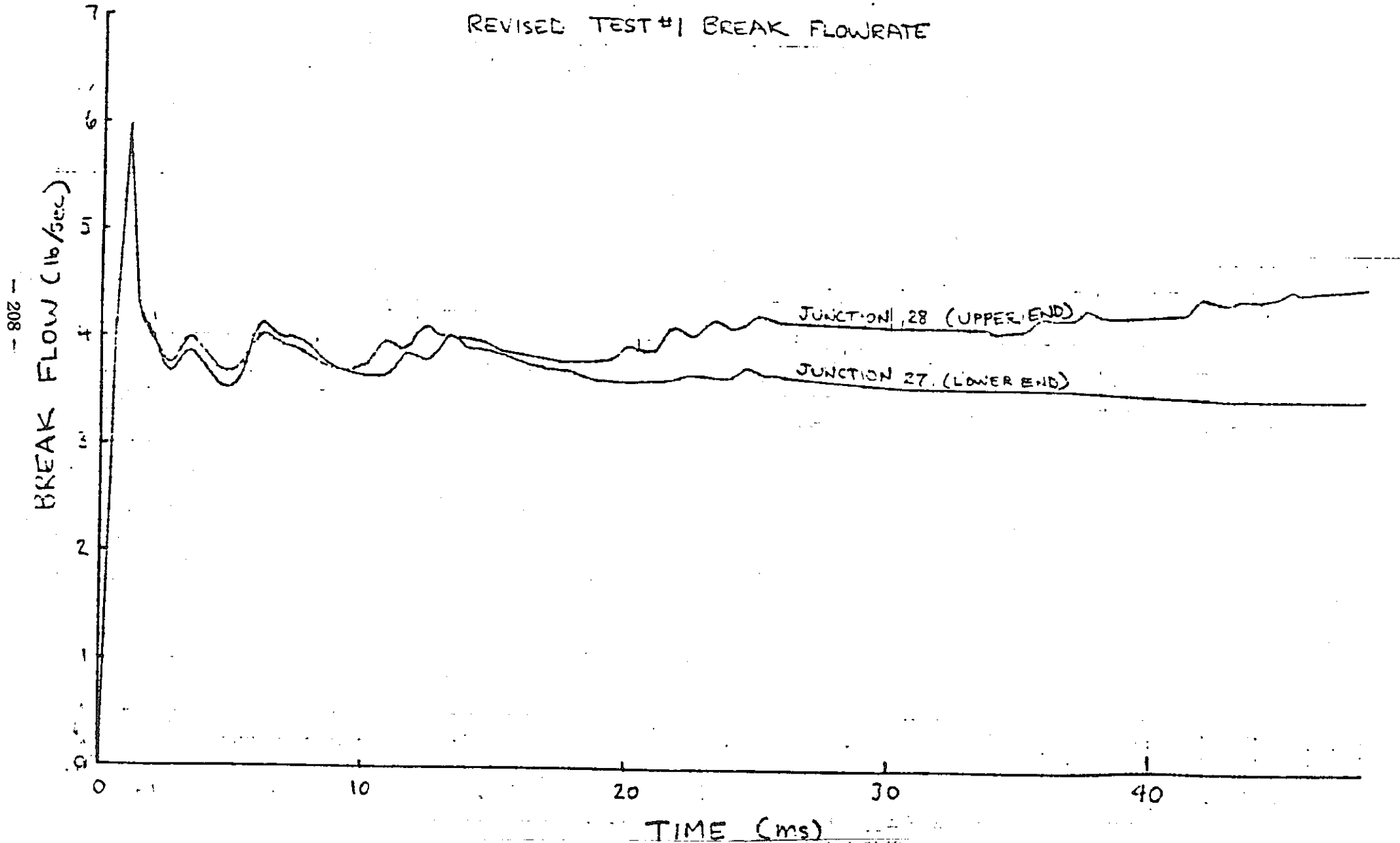


図 8.4 - 4 TRANSWRAP による注水率計算 (#1)

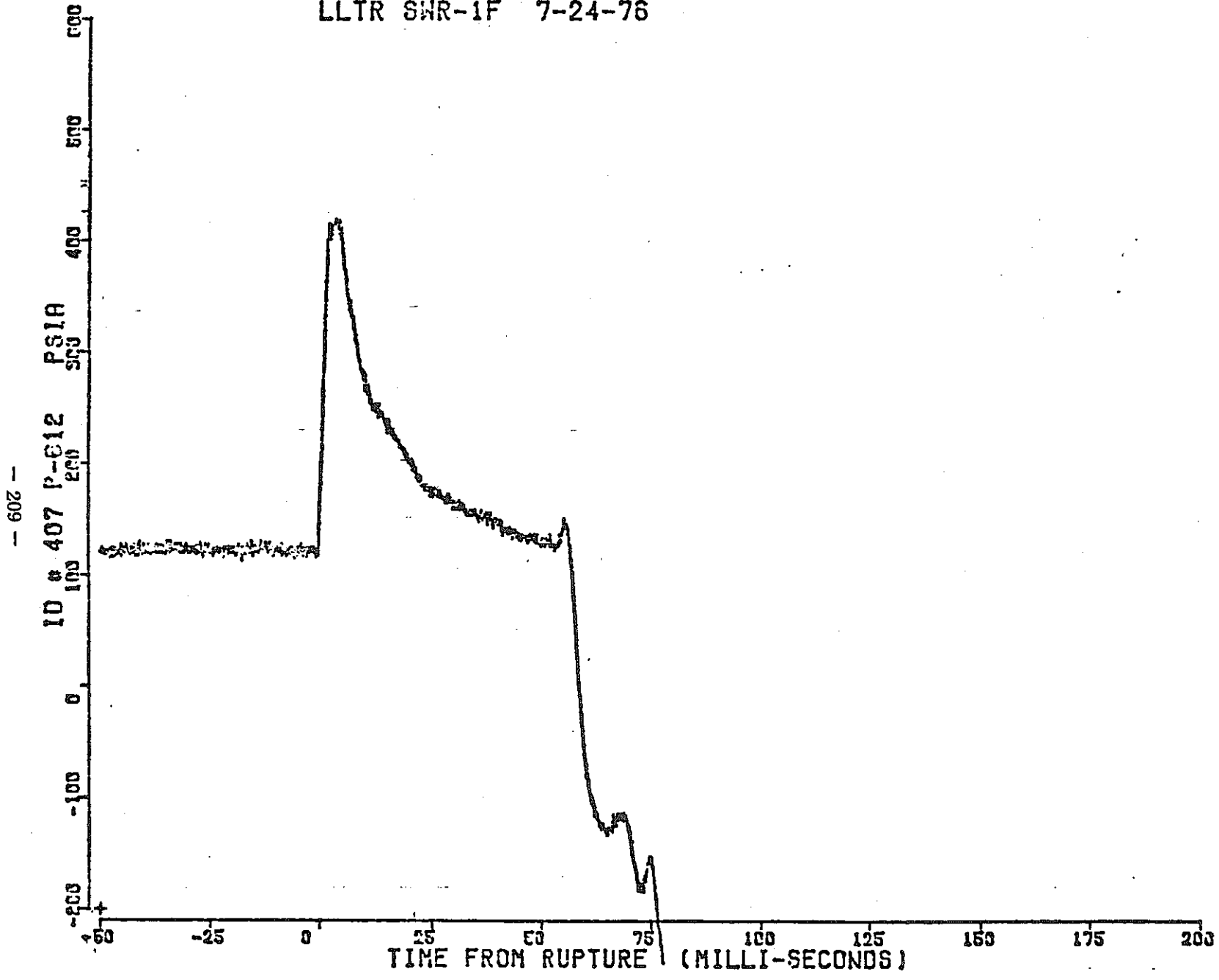
MES 1/20/77

FIGURE 1
REVISED TEST #1 BREAK FLOWRATE



LMEC DIGITIZED DATA AT 10,000 PER SECOND

LLTR SWR-1F 7-24-76



- 209 -

TI-45-LME-006
Page: C-48

図 8.4-6 SWR-1 の結果

LMEC DIGITIZED DATA AT 10.000 PER SECOND
LLTR SWR-2 12-10-76

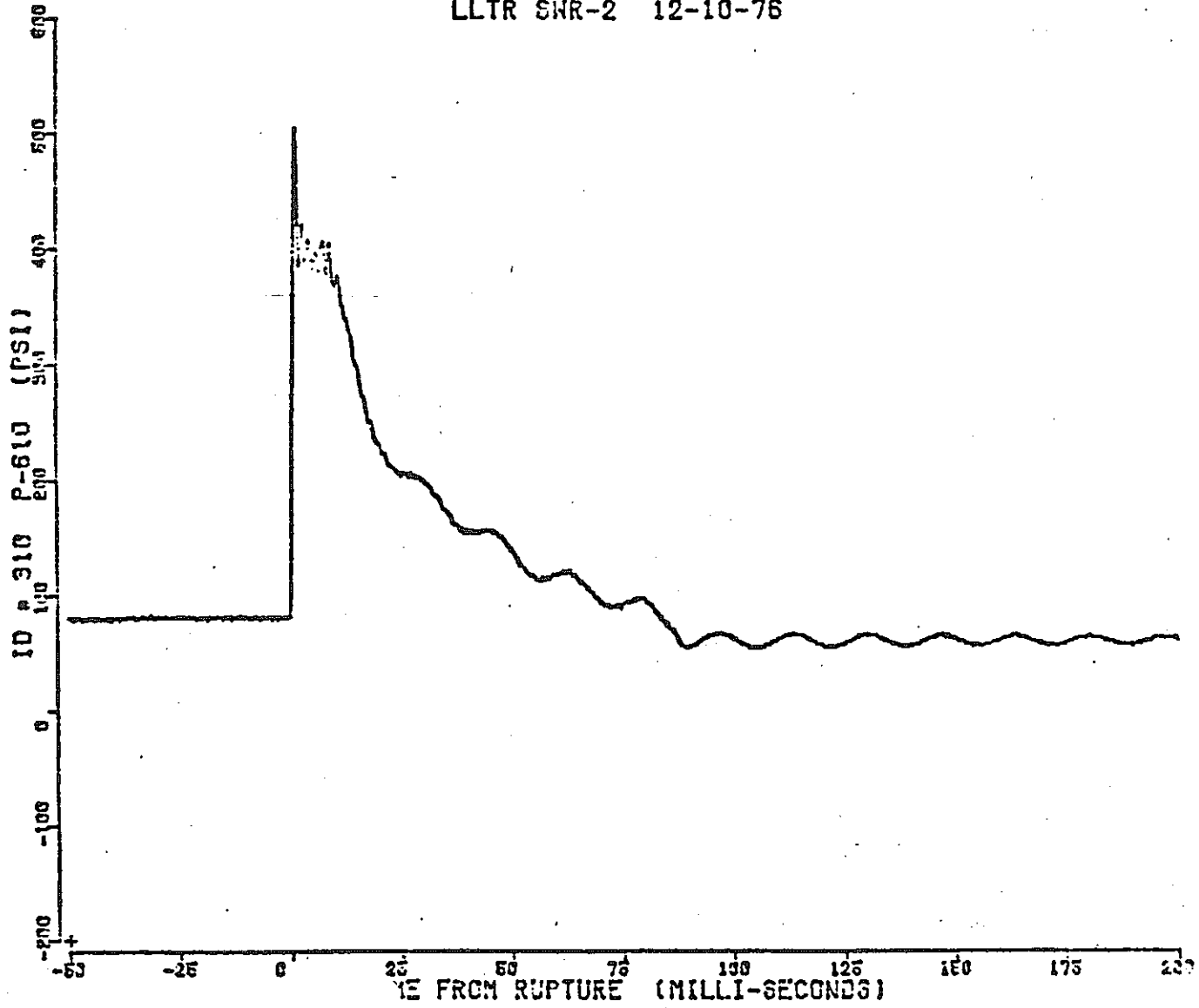


図 8.4-7 SWR-2 の結果

LMEC DIGITIZED DATA AT 10,000 PER SECOND
LLTR SWR-3 4-12-77

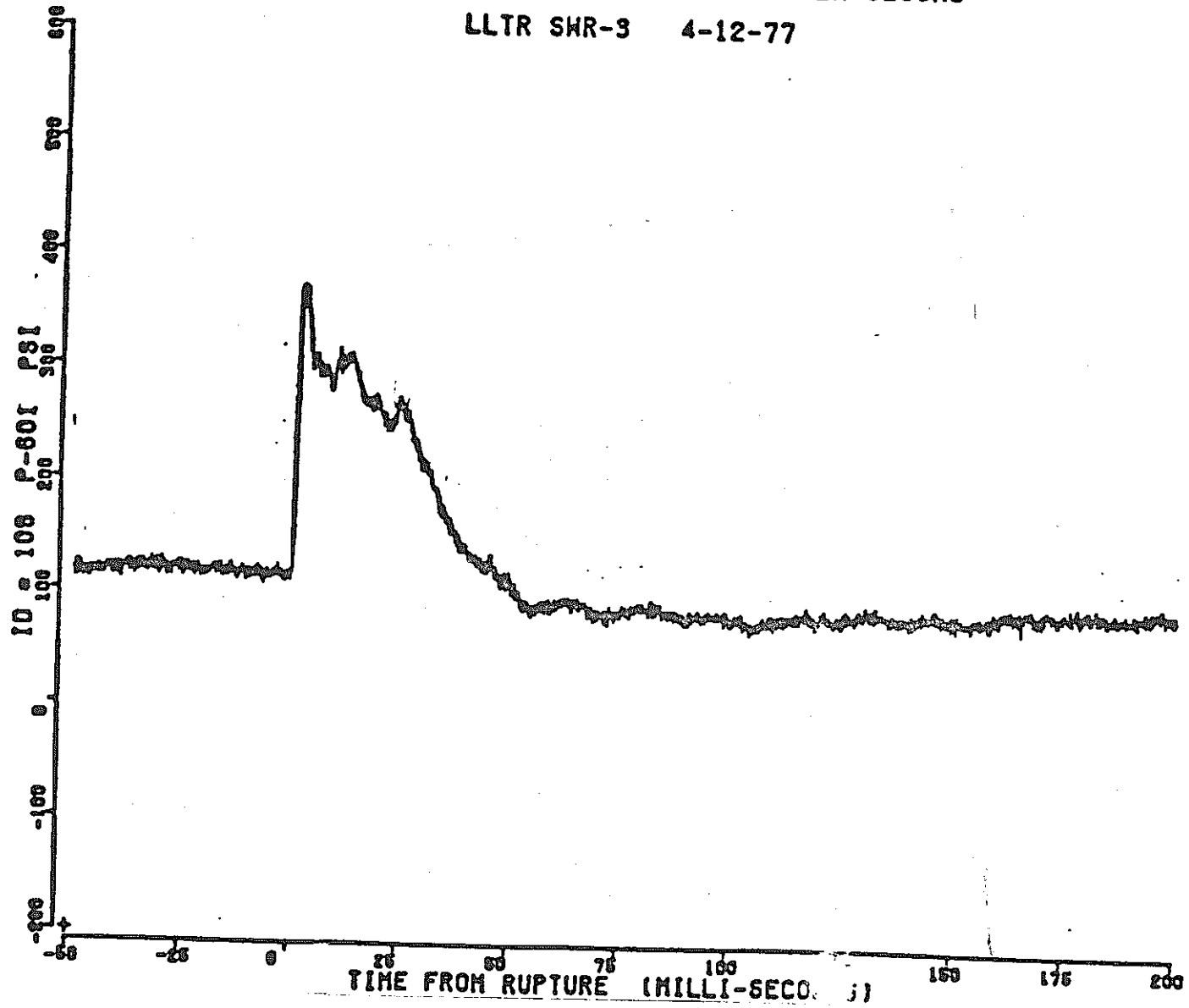


図 8.4-8 SWR-3 の結果

LMEC DIGITIZED DATA AT 10.000 PER SECOND
LLTR SWR-4 7-7-77

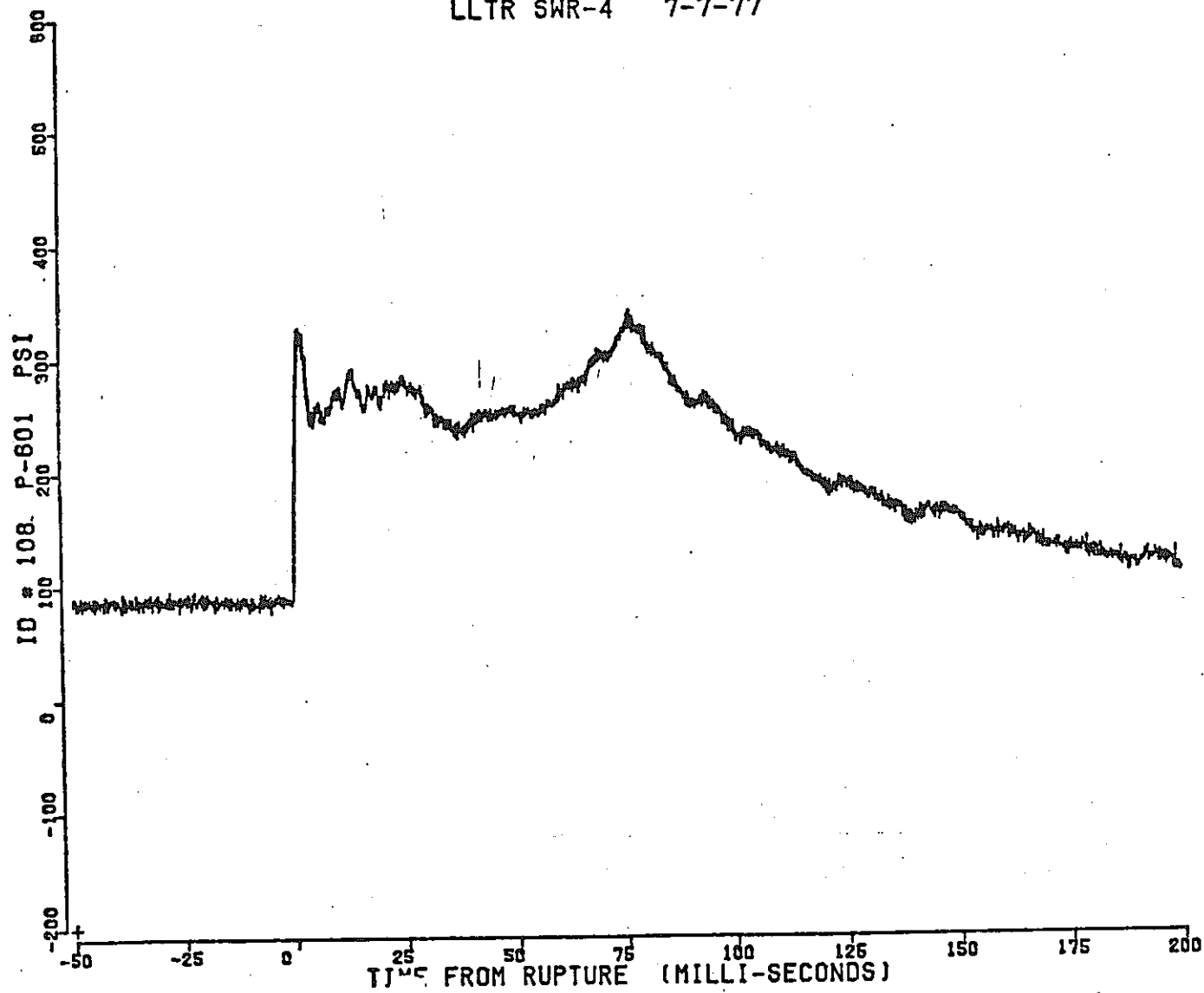
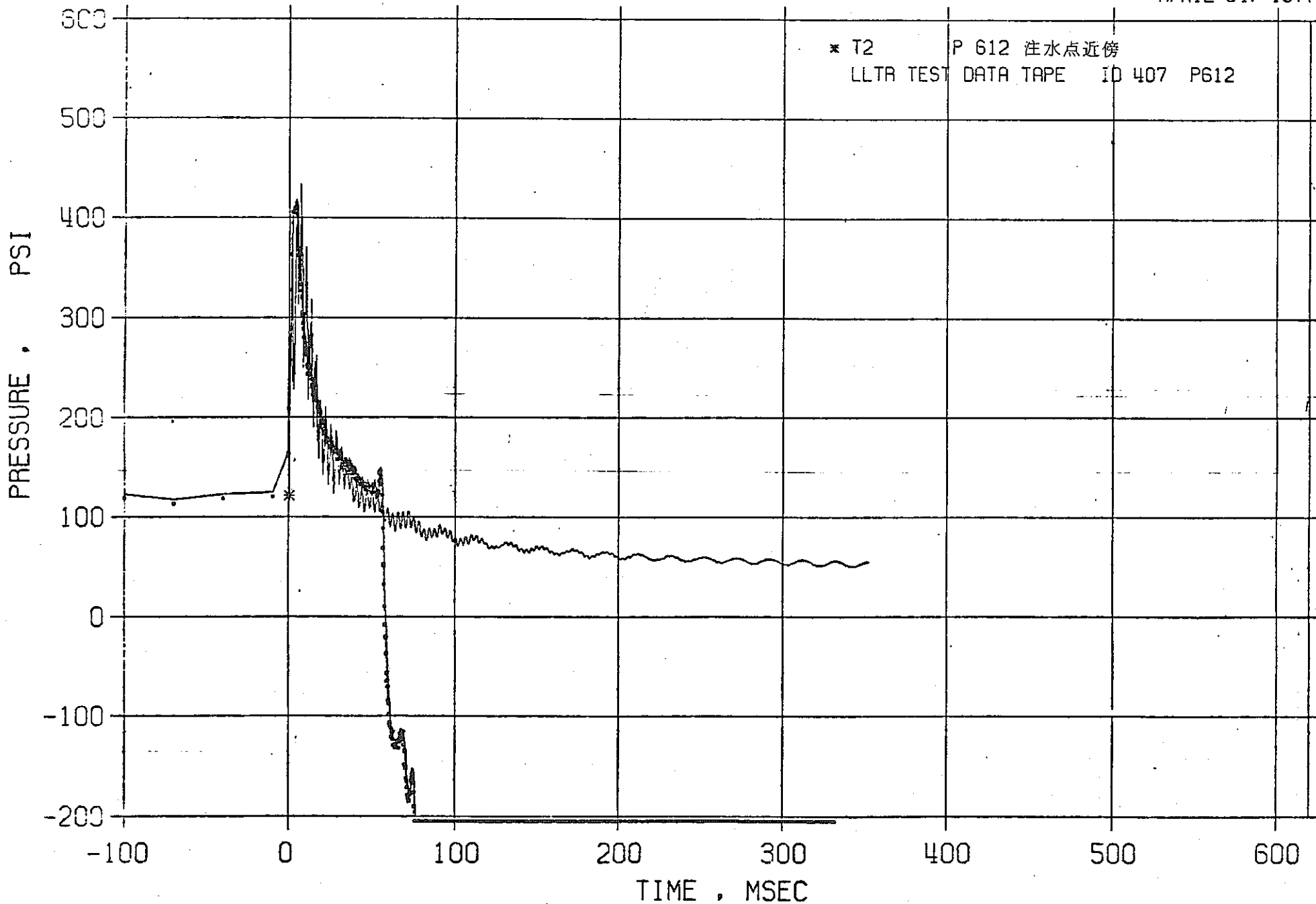


図 8.4-9 SWR-4 の結果

TRANSWRAP/LLTR PRESSURE COMPARISON SWR 1

APRIL 04, 1977

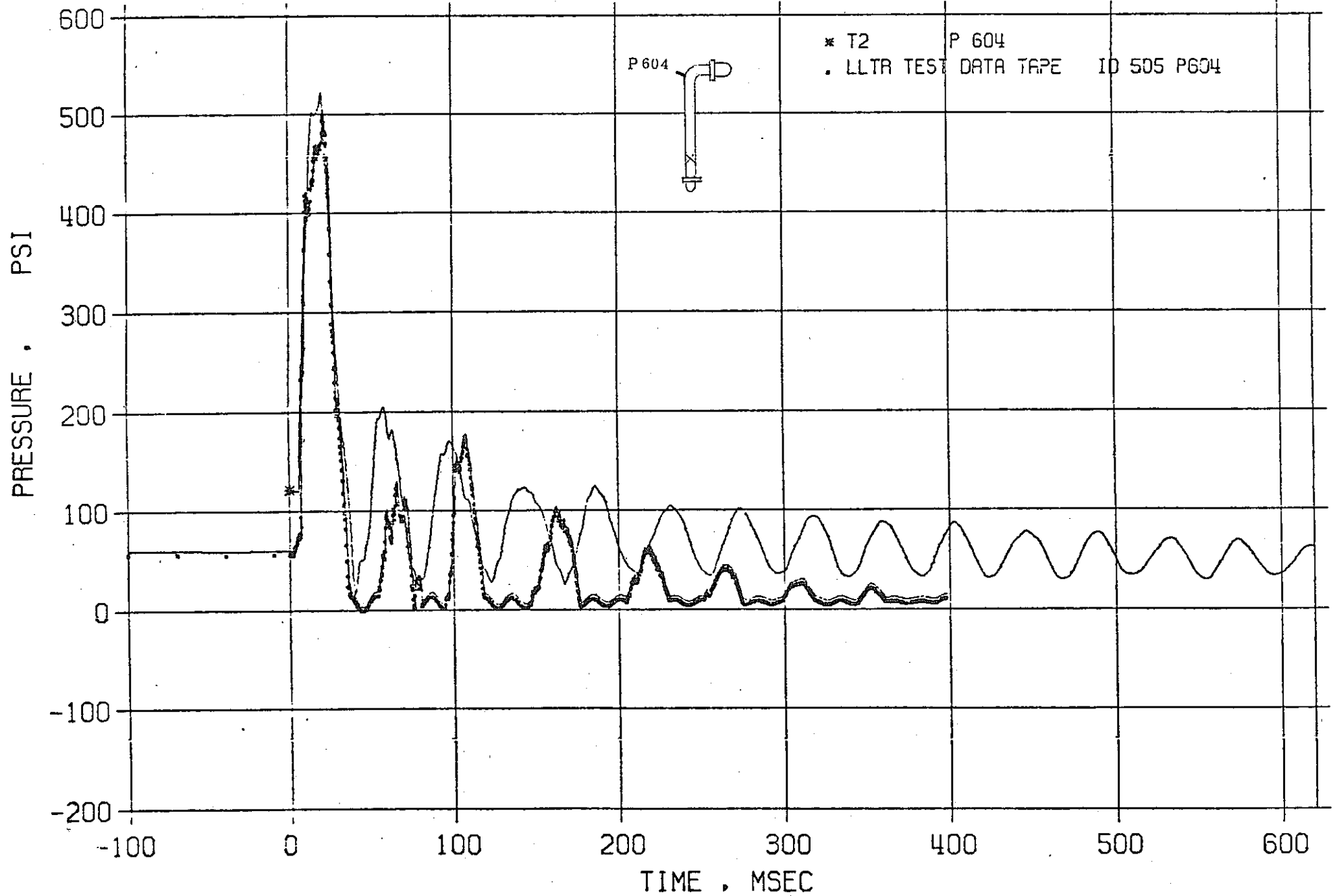
* T2 P 612 注水点近傍
LLTR TEST DATA TAPE ID 407 P612



- 213 -

TRANSWRAP/LLTR PRESSURE COMPARISON SWR 2

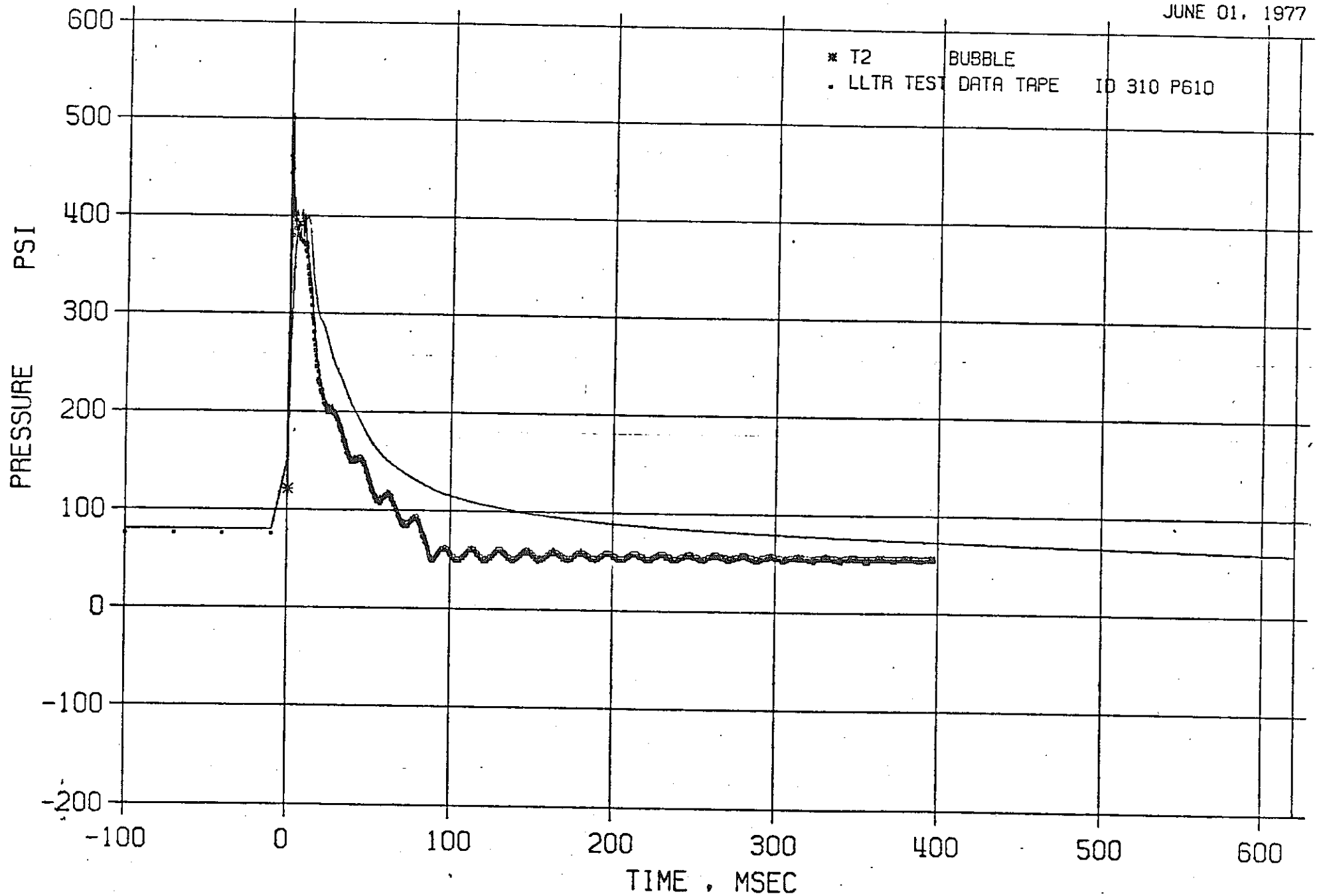
JUNE 01, 1977



- 214 -

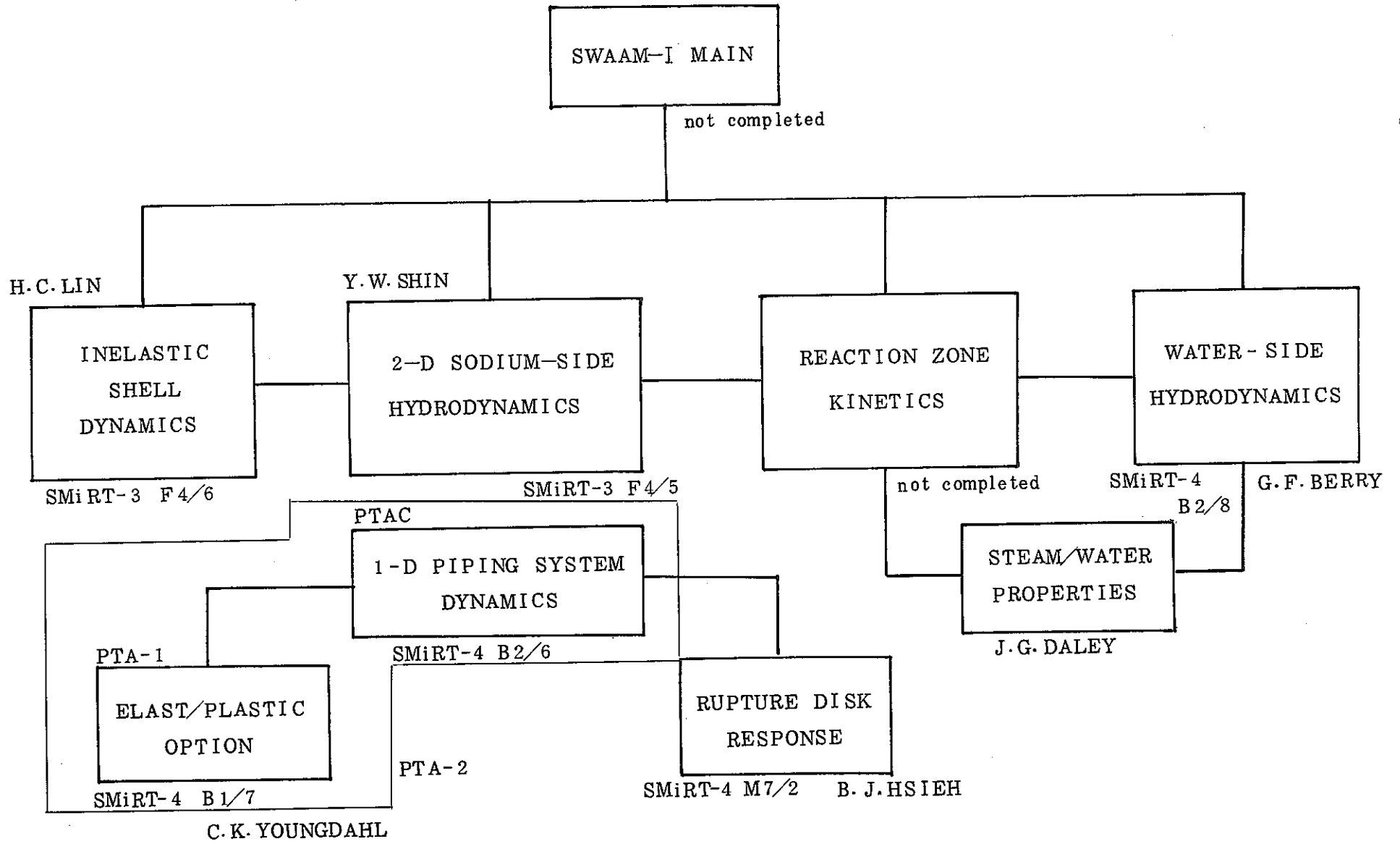
TRANSWRAP/LLTR PRESSURE COMPARISON SWR 2

JUNE 01, 1977



* T2 BUBBLE
• LLTR TEST DATA TAPE ID 310 P610

- 215 -



MAJOR MODULES OF SWAAM-I

図 8.5-1 SWAAM-1 の構造

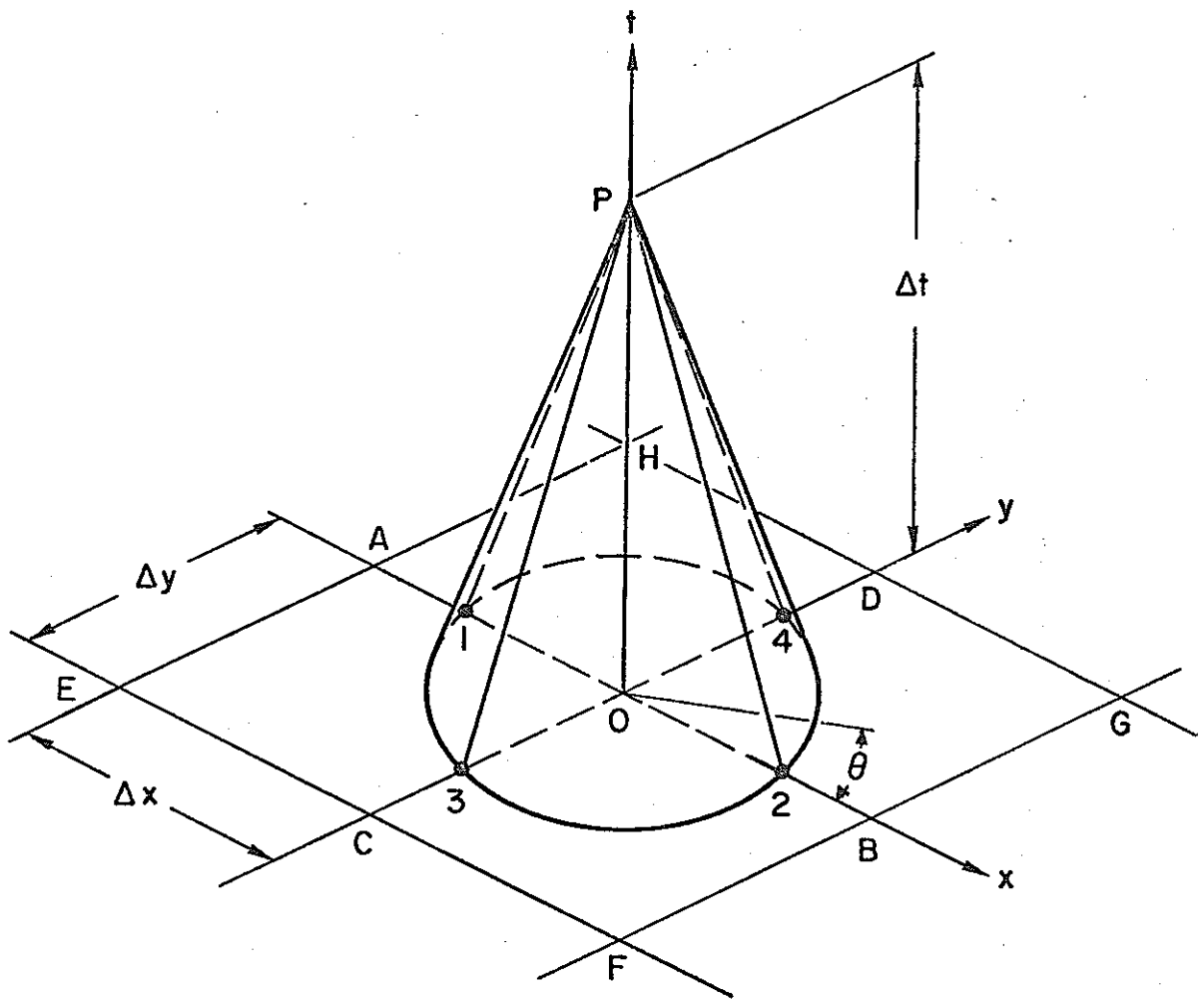
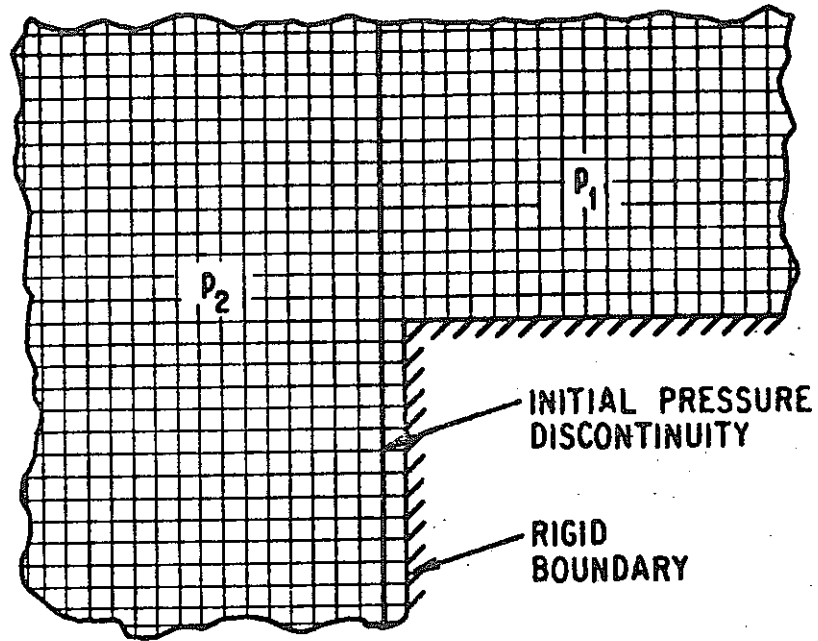
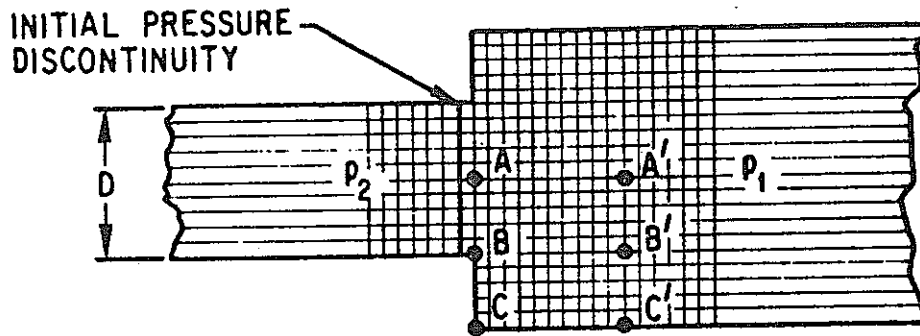


圖 8.5-2 從 特 性 曲 線

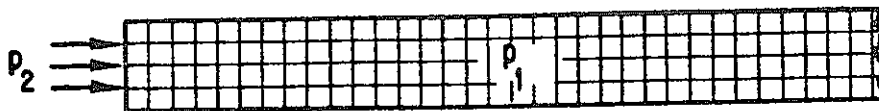
TEST CASES CALCULATED



(a) TEST CASE 1 (COMPRESSION ON 90° WEDGE)



(b) TEST CASE 2 (DECOMPRESSION INTO SUDDEN ENLARGEMENT)



(c) TEST CASE 3 (PROPAGATION OF PLANE PRESSURE PULSE)

图 8.5-3 2次元压力波传播计算例

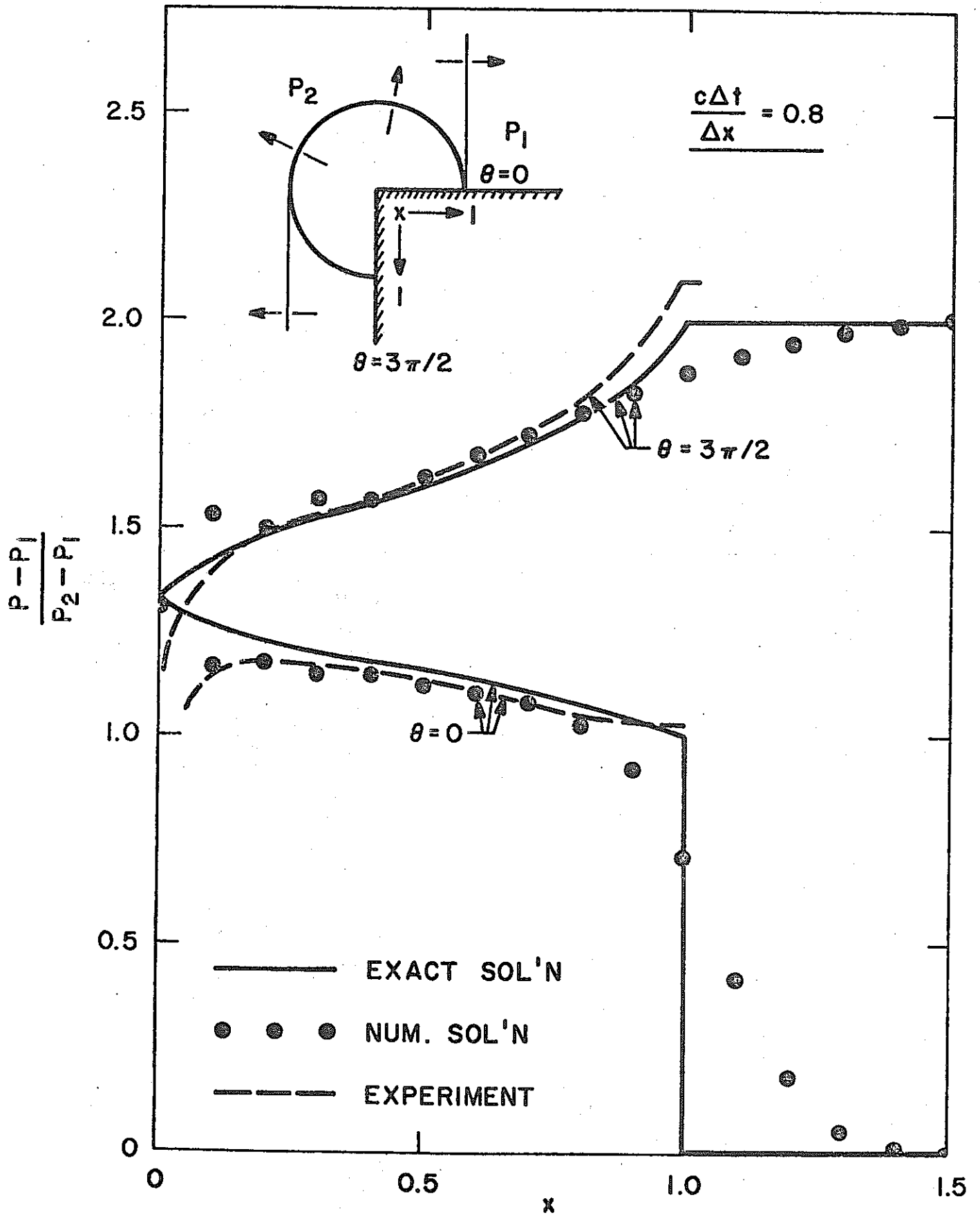


図 8.5-4 90°くさびの計算結果 (case 1)

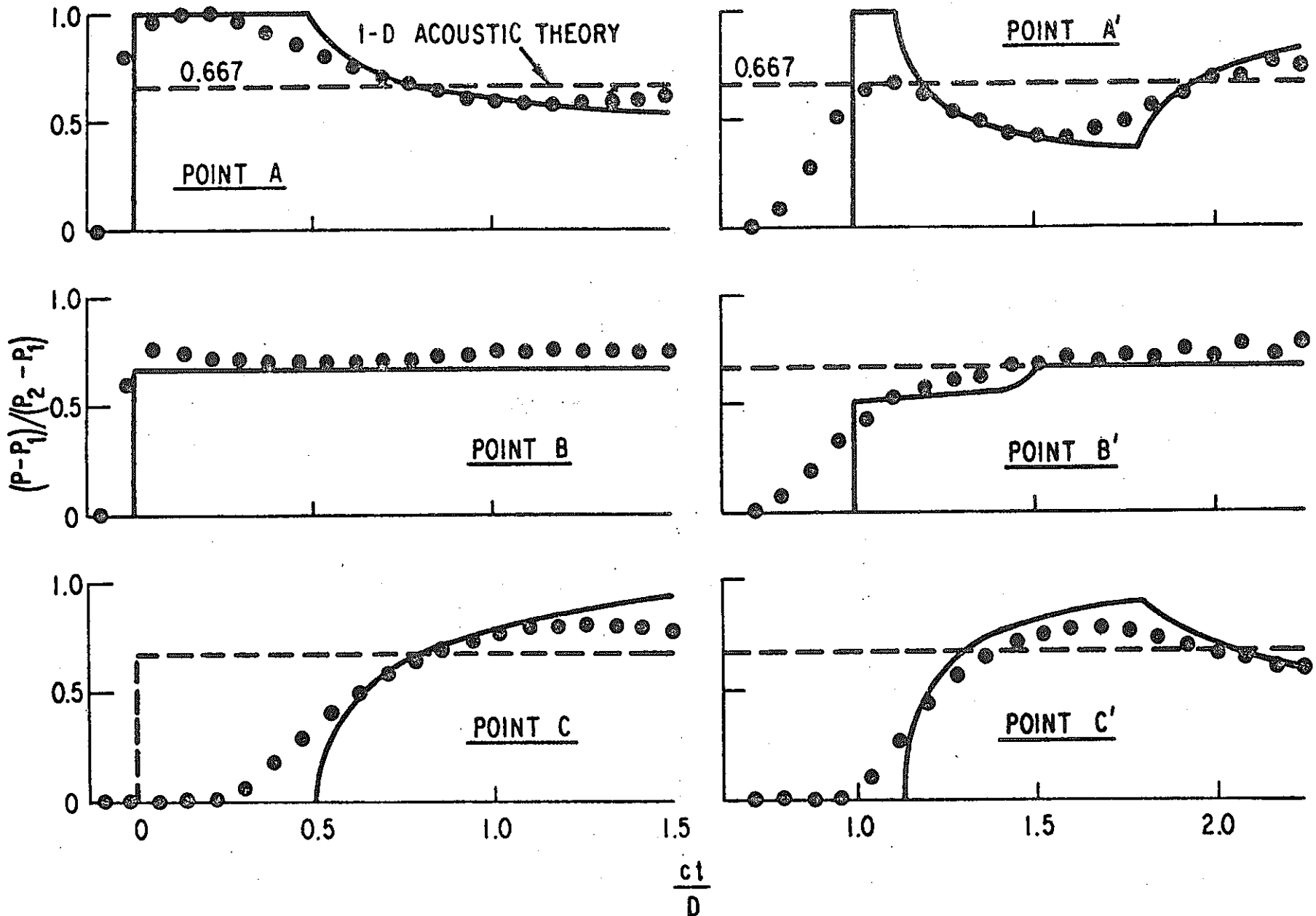


図 8.5 - 5 異径管での計算結果 (case 2)

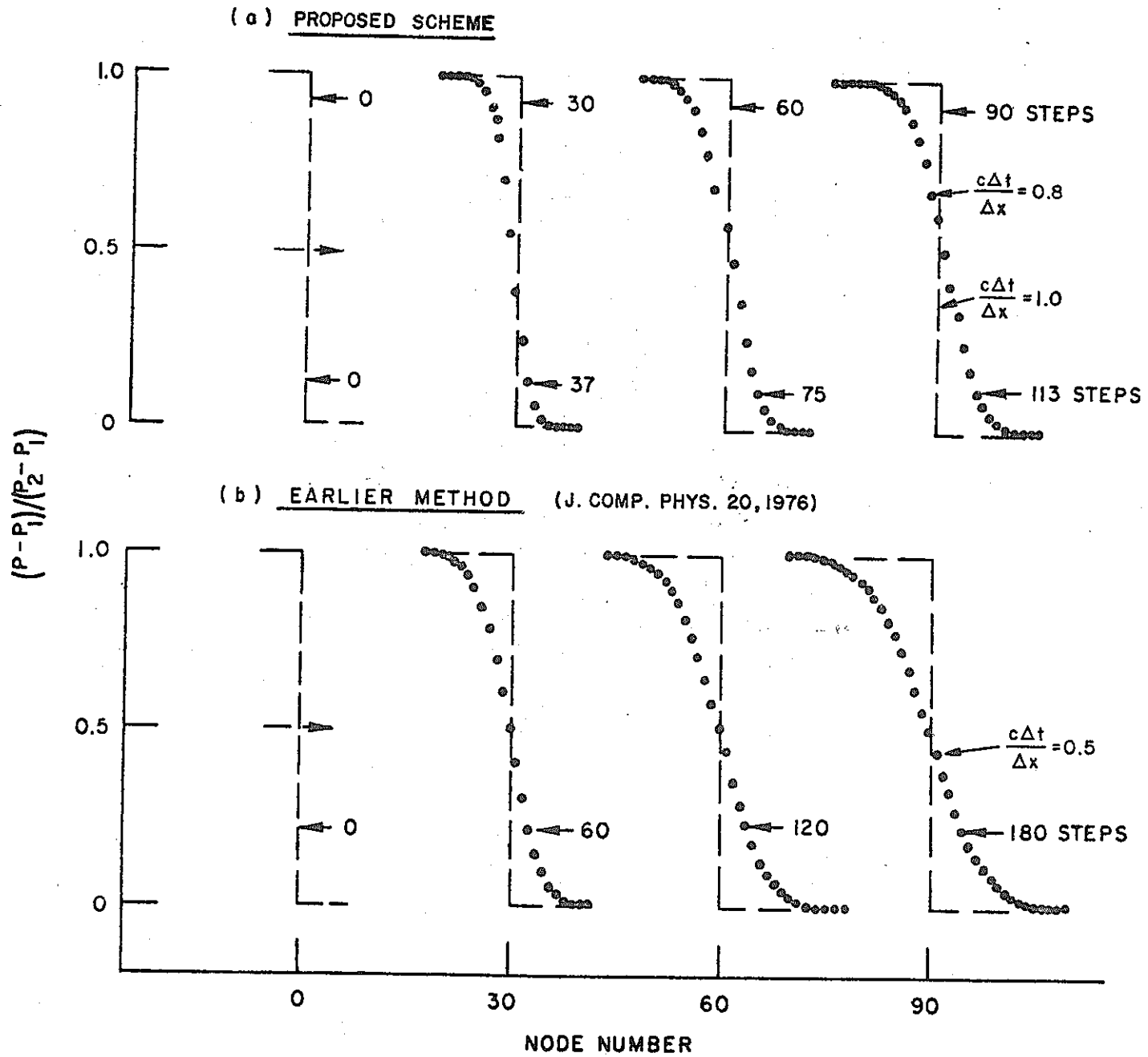
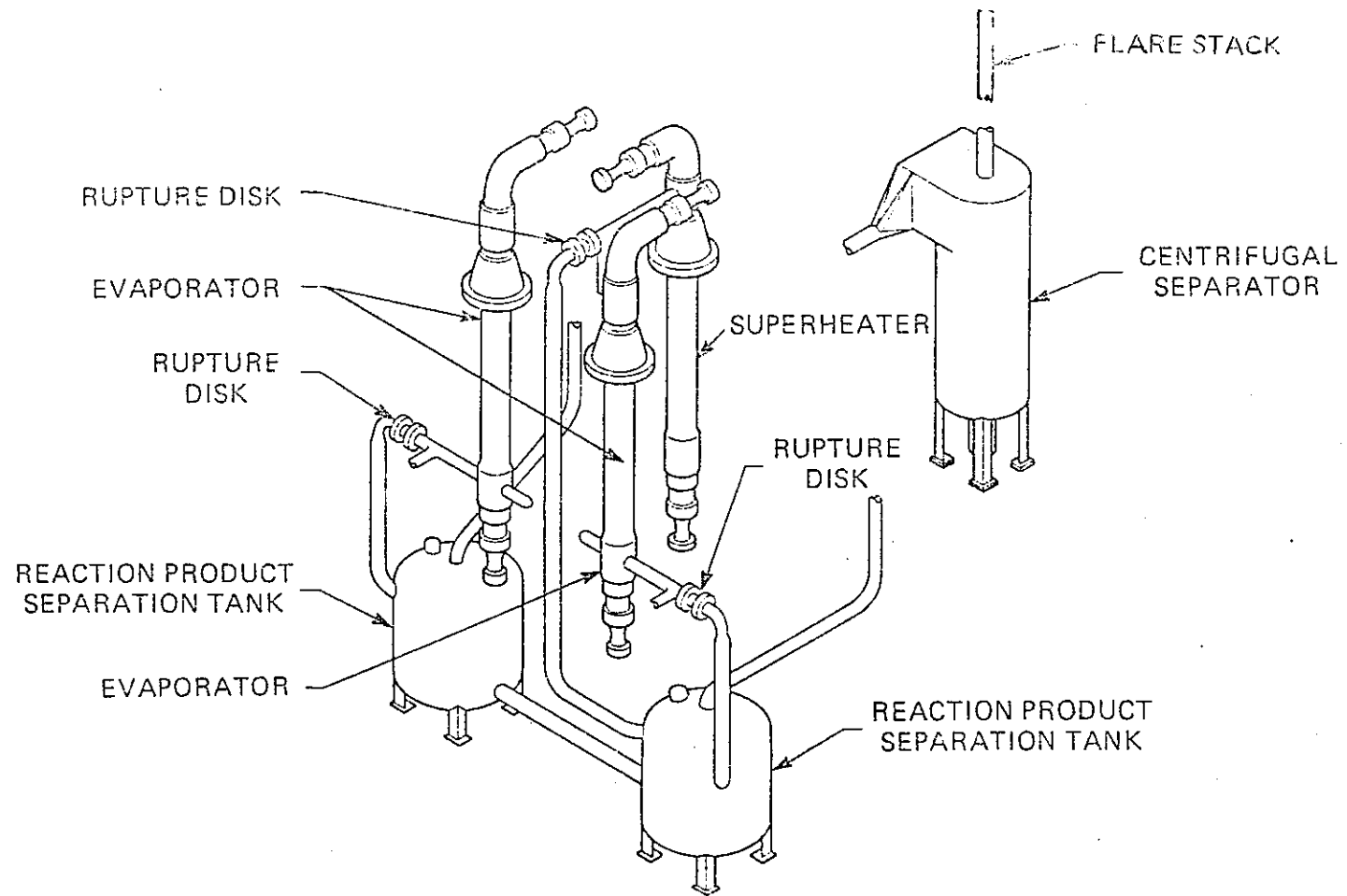
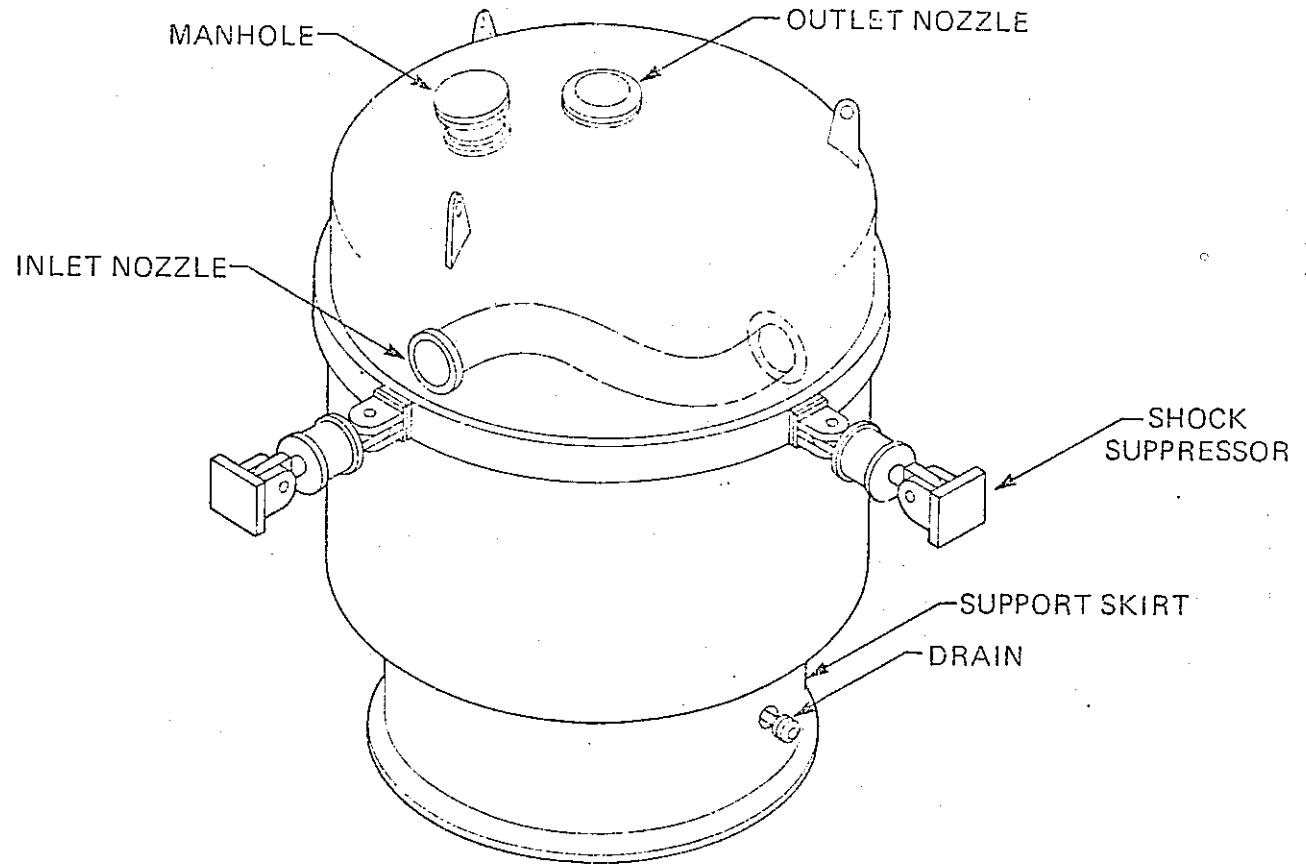


図 8.5 - 6 単管での計算結果 (case 3)



8.6 - 1

SODIUM WATER REACTION PRESSURE RELIEF SYSTEM (SWRPRS)



☒ 8.6 - 2

REACTION PRODUCTS SEPARATOR TANK

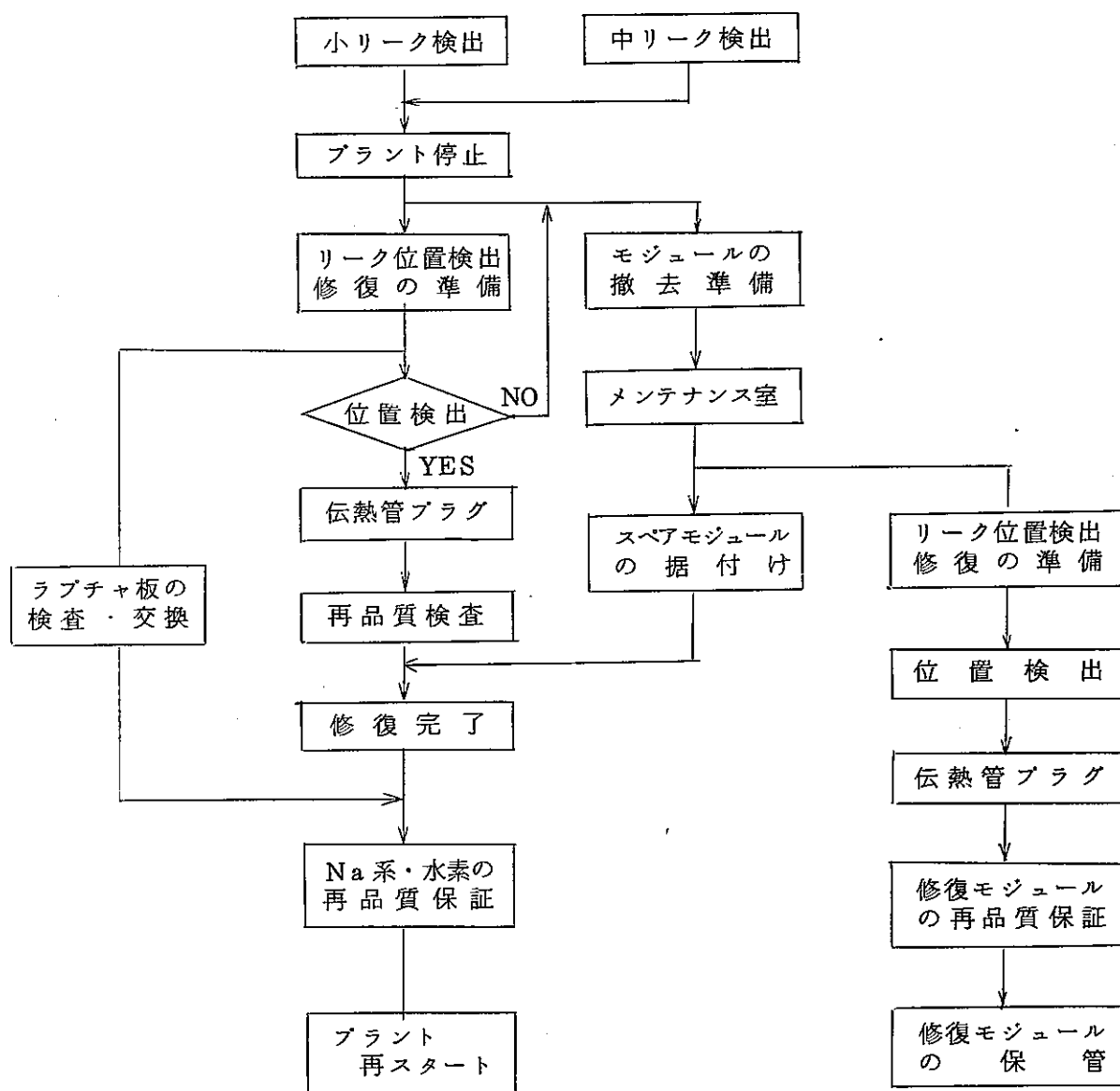


図 8.6-3 小・中リーク後の修復ロジック

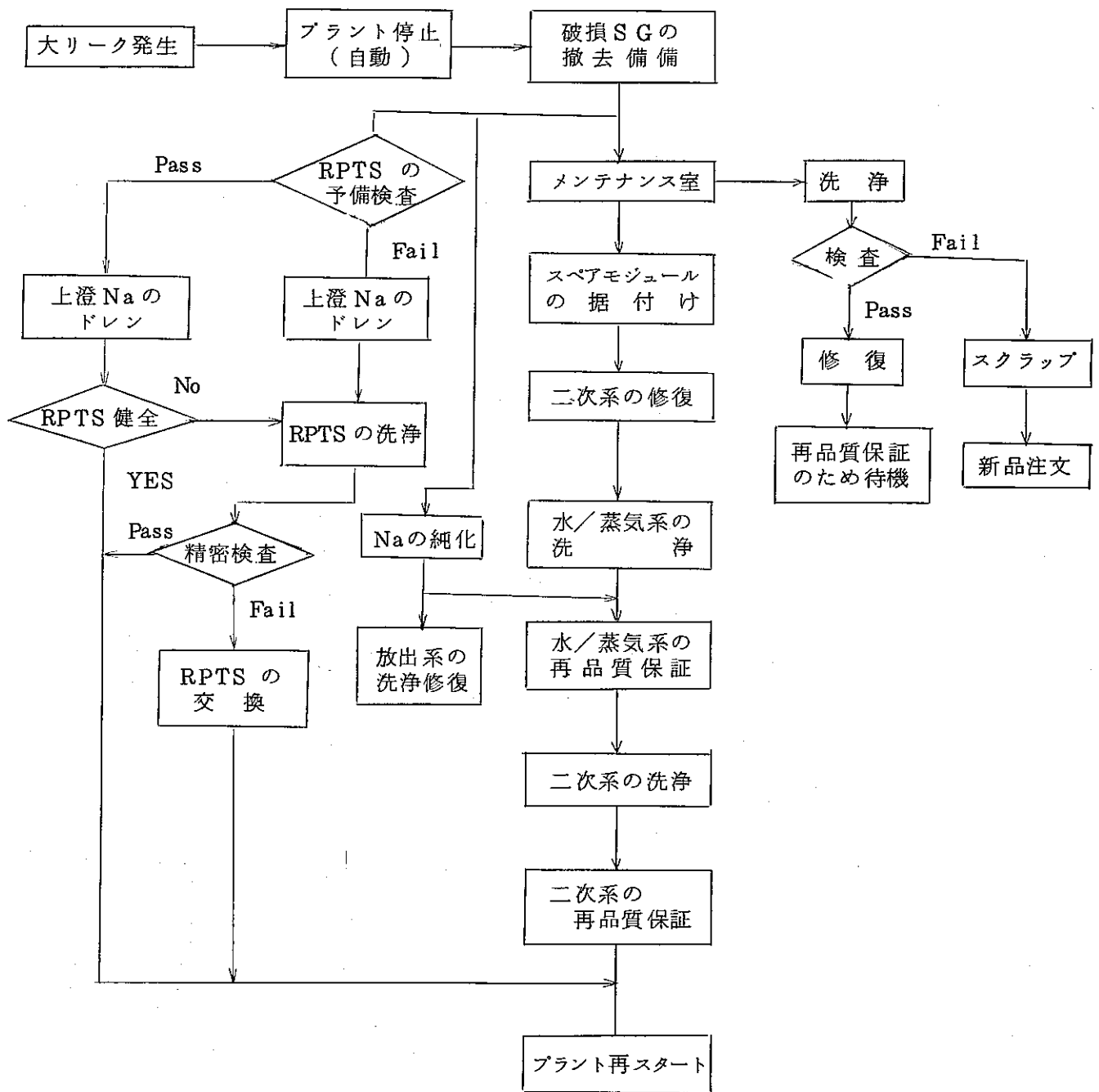
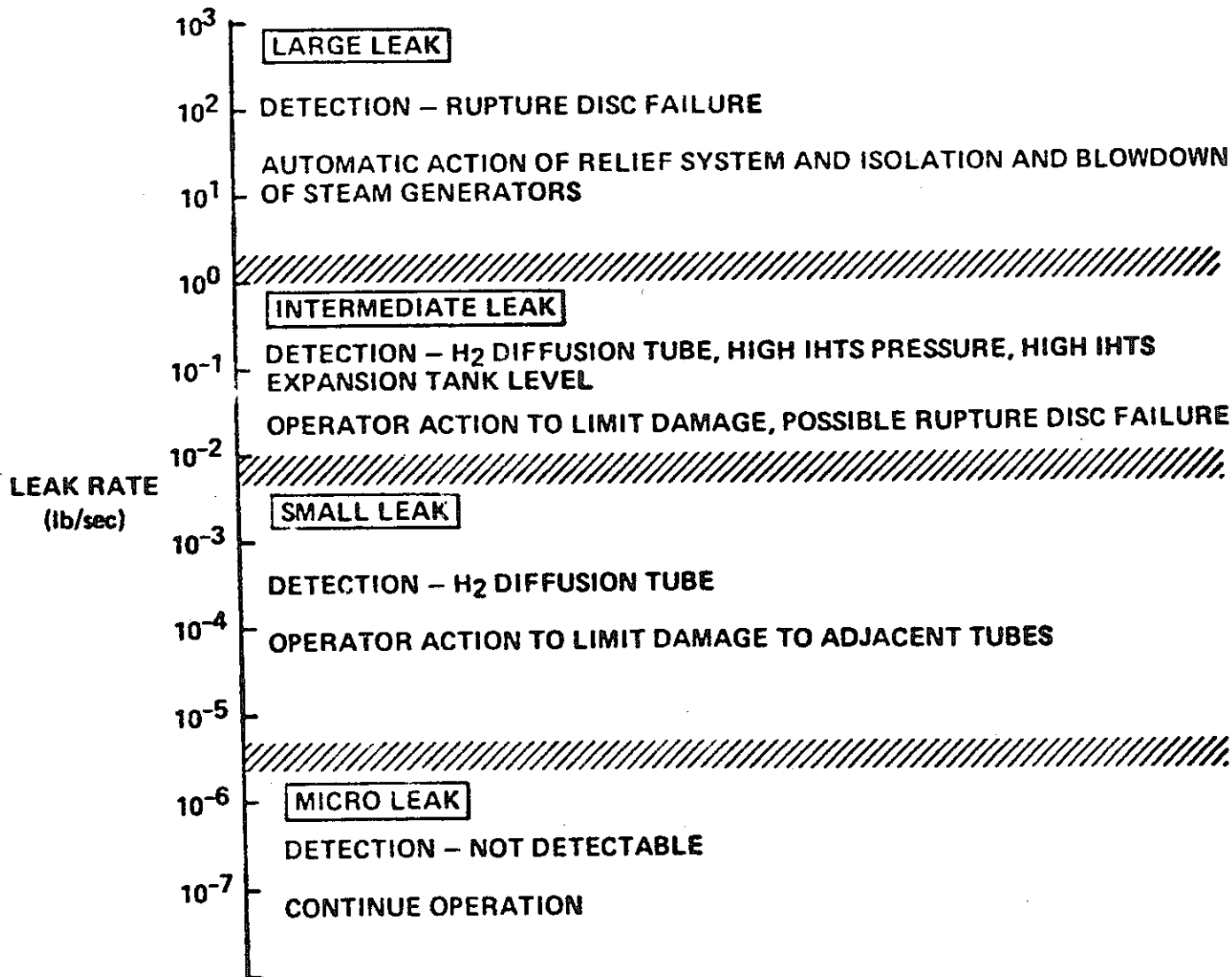
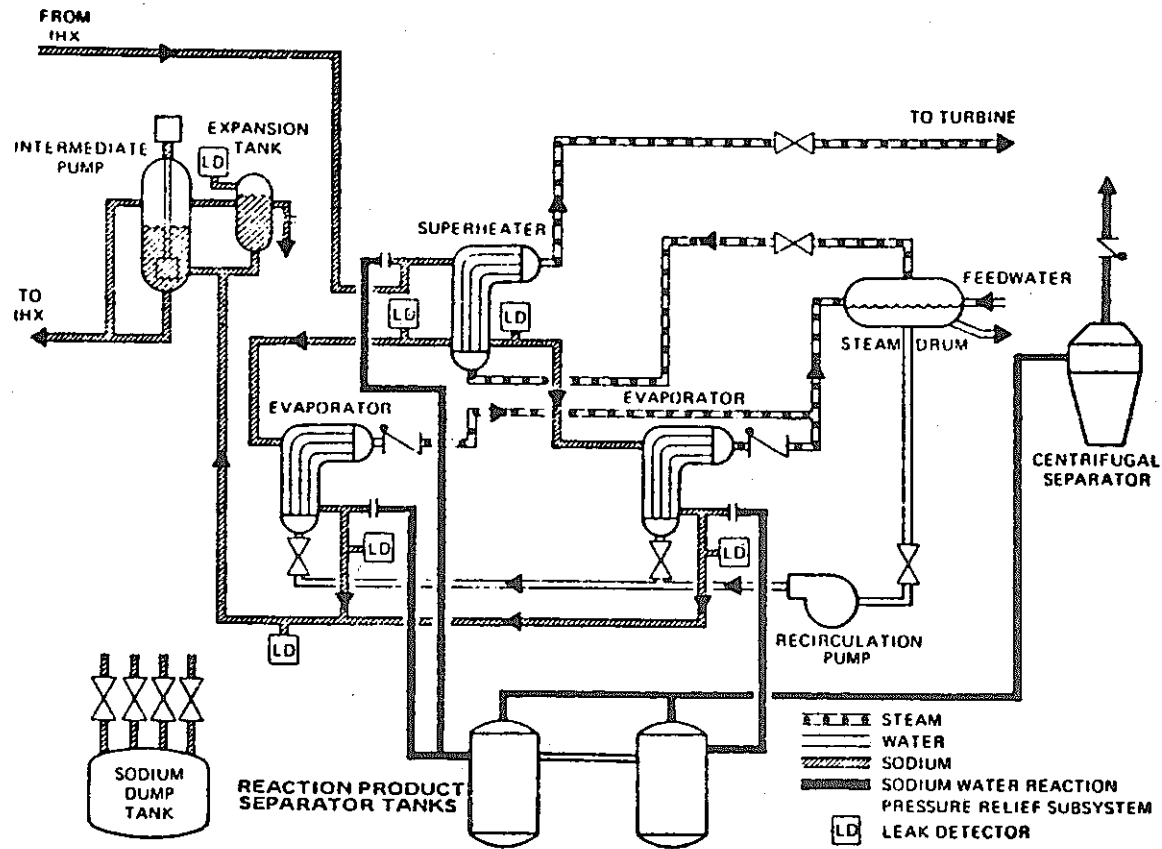


図 8.6-4 大リーク後の修復ロジック

Sodium Water Reaction Detection and Mitigation





8.7 - 2 CRBRP STEAM GENERATOR SYSTEM

MODEL # 343

900F

DATE

AD-2346-01

1 60 DIVISIONS

7

SEMI-LOGARITHMIC

OPERATION Buffalo, New York

GRAPHIC CONTROL

Printed in U.S.A.

Leak Rate (lb/yr)

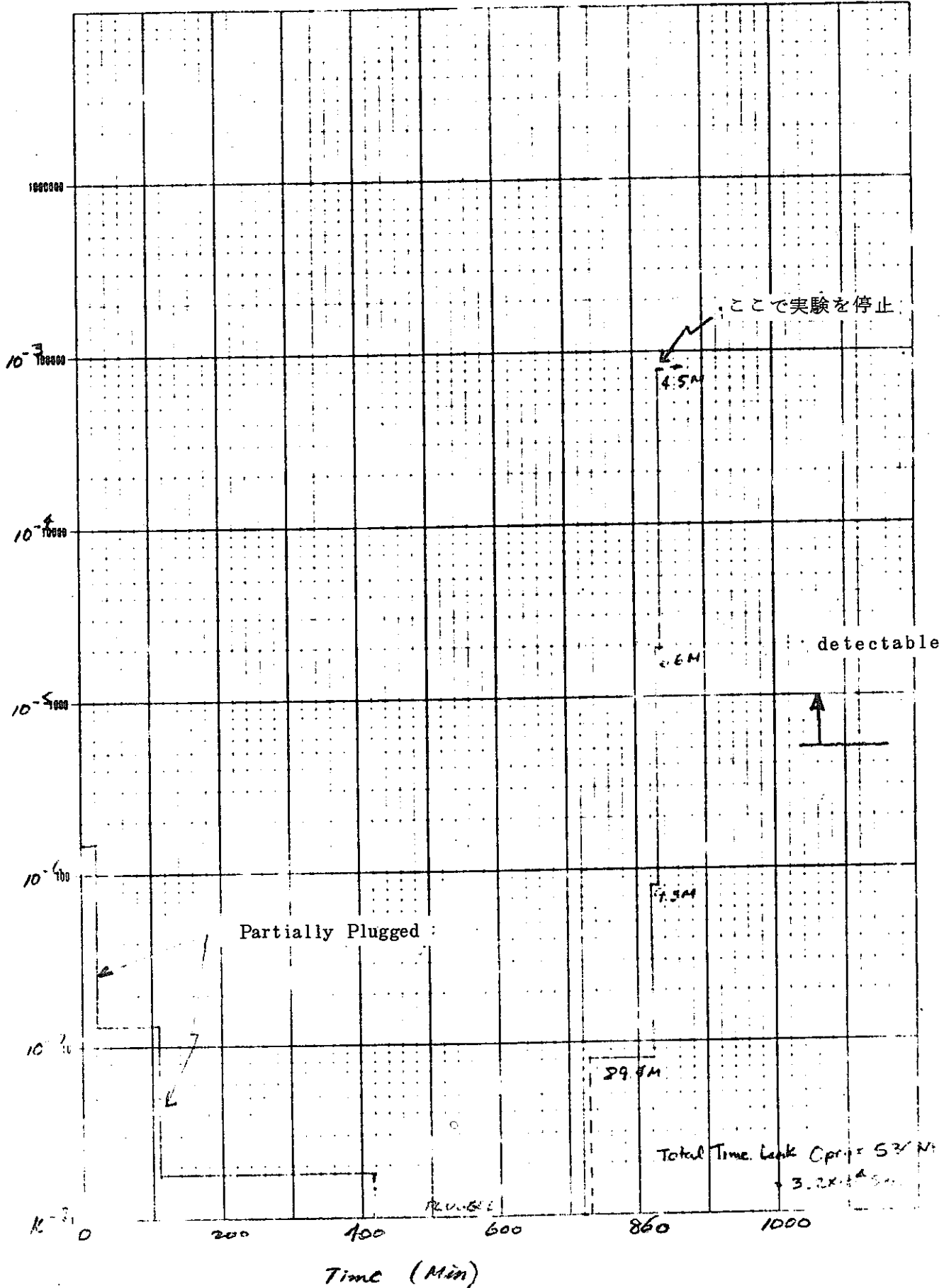


図 8.7-3 Self Wastage 実験結果 (900F)

MODEL Test # 345

650°F

DATE

Leak Rate (10/sec)

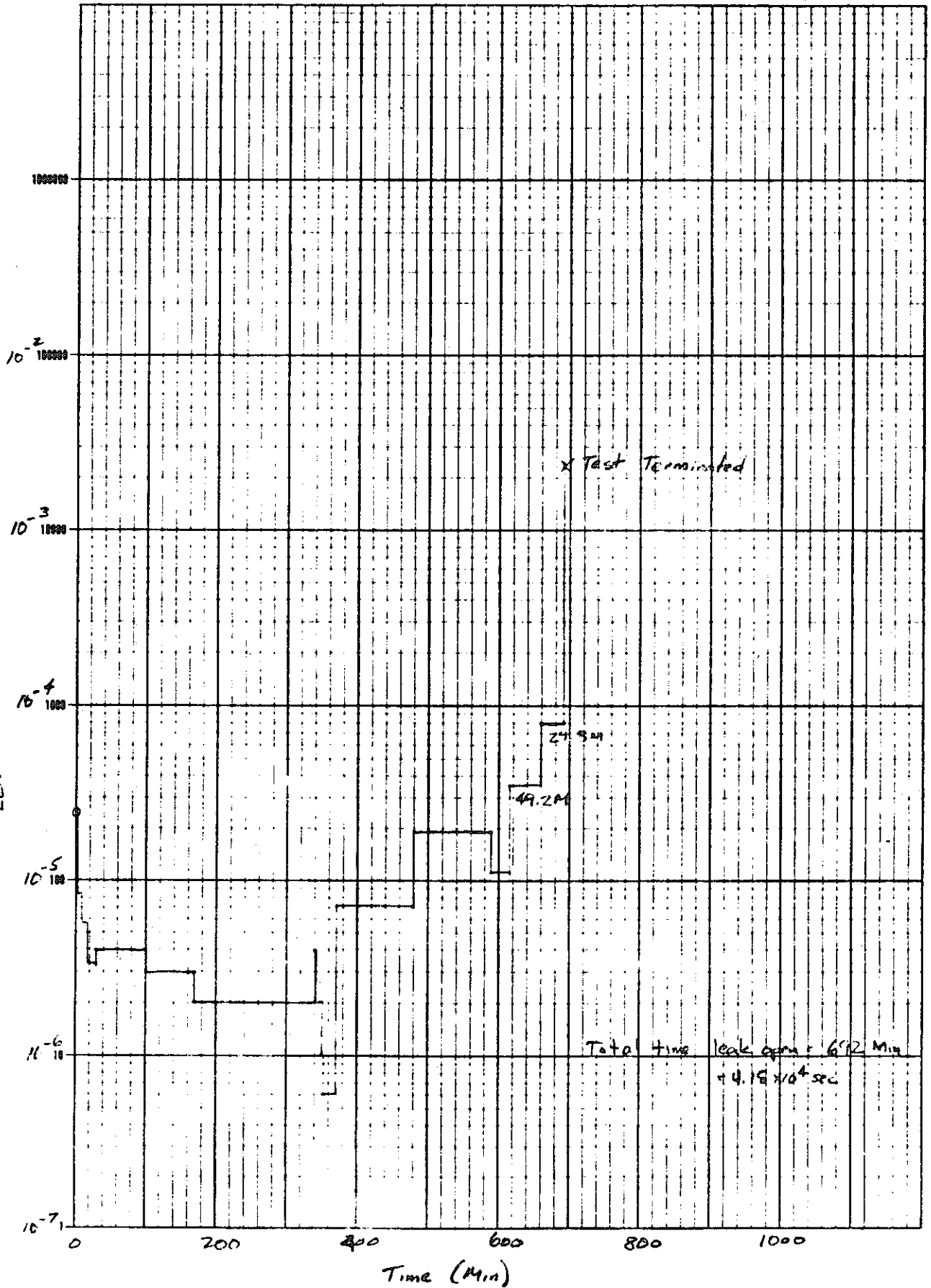
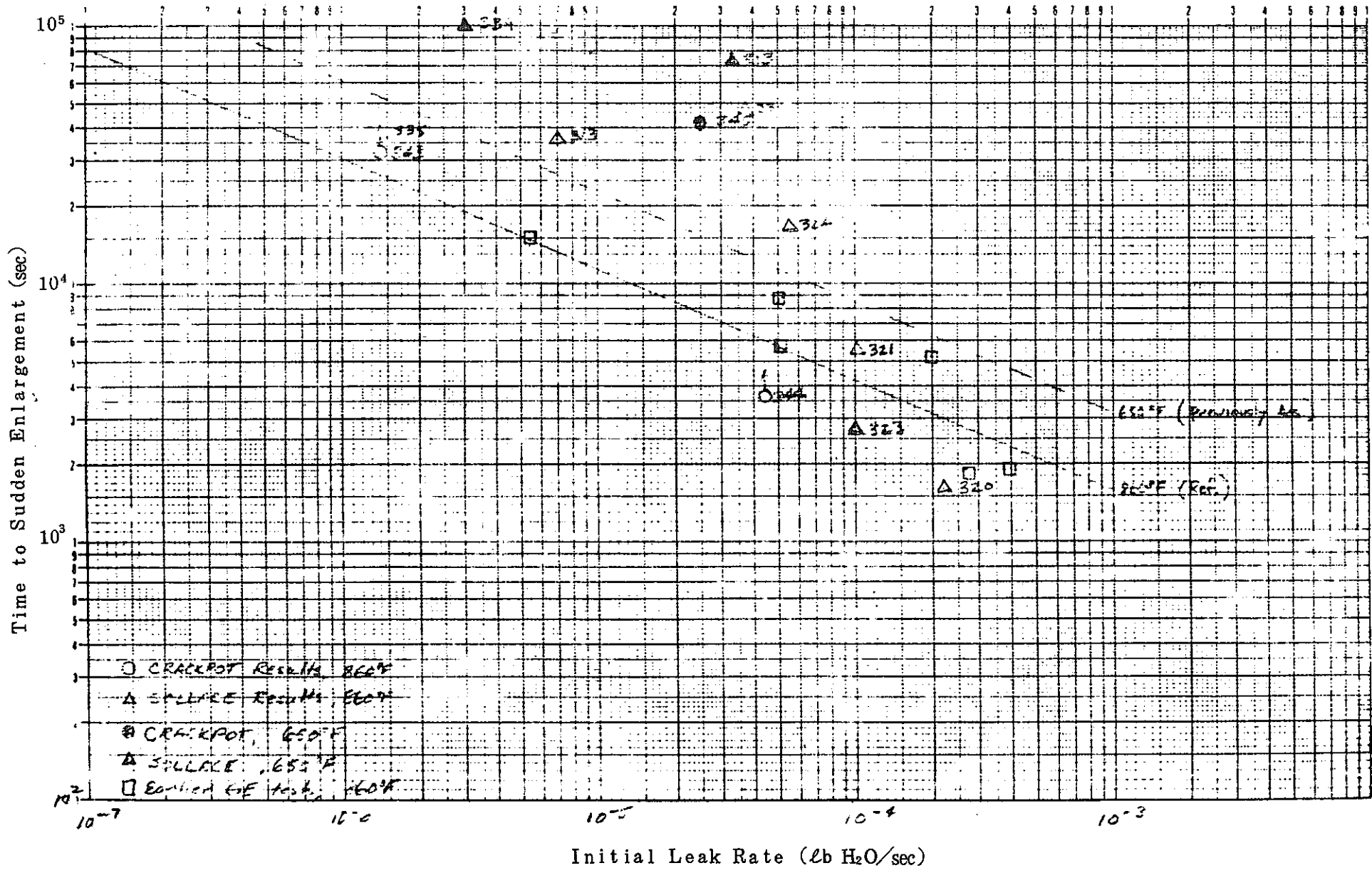
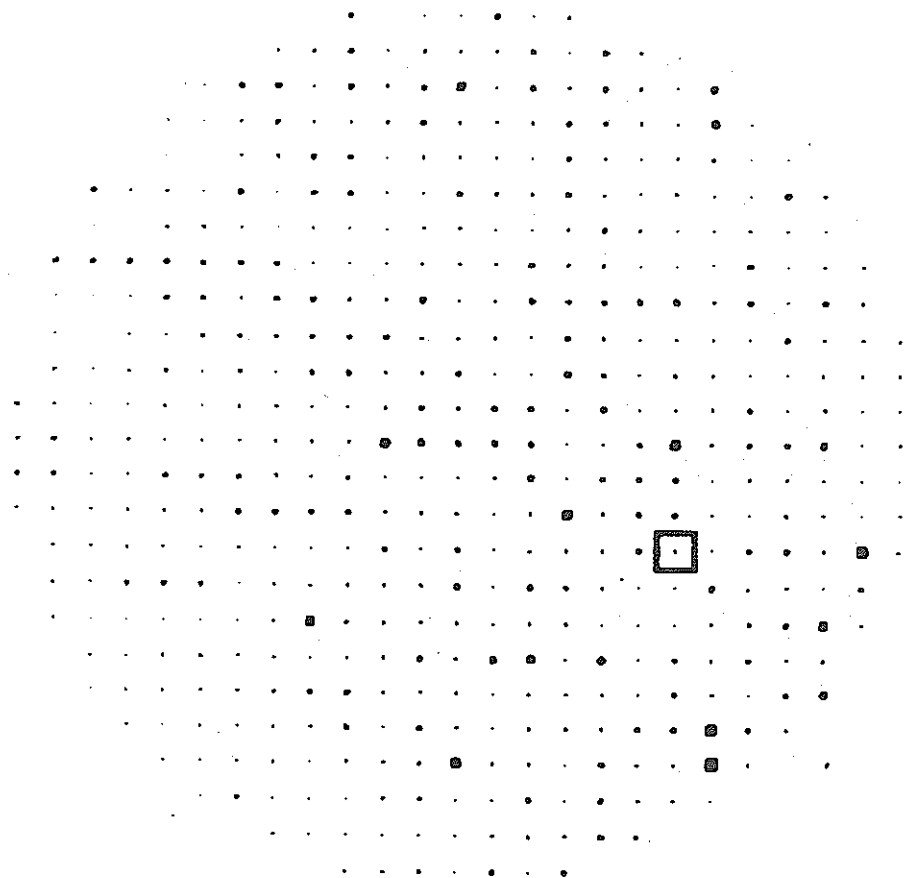


图 8.7-4 Self Wastage 实验结果 (650°F)



8.7-5 SELF ENLARGEMENT OF MICROLEAKS



DEMONSTRATION OF ACOUSTIC LEAK DETECTION
 33 522.

図 8.7-6 リーク位置検出実験結果