

原子炉構造要素の破壊力学的評価技術に関する研究

第1章 凝縮起因水撃による配管荷重

原子力技術部：綾 威雄、村田裕幸
大阪支所：山根健次、伊飼通明
STAフェロー：D.P. Panayotov
筑波大学：成合英樹

第2章 動的強度および動的破壊靱性の評価

材料加工部：前中 浩、秋山 繁、牛嶋通雄
高田篤志
構造強度部：北村 茂、佐久間正明
元材料加工部：藤井英輔、小林卓也、大熊 勇

Study on the Evaluation Technology for Dynamic Destruction Strength of Components in a Light Water Reactor

by

Izuo AYA, Hiroyuki MURATA, Kenji YAMANE, Michiaki IKAI,
Dobromir P. Panayotov and Hideki NARIAI (for Chapter 1)
Hiroshi MAENAKA, Shigeru AKIYAMA, Michio USHIJIMA,
Atsushi TAKADA, Shigeru KITAMURA, Masaaki SAKUMA,
Eisuke FUJII, Takuya KOBAYASHI and Isamu OOKUMA
(for Chapter 2)

原稿受付 平成7年10月24日

審査済 平成8年1月10日

(注)この総合報告は、昭和63年度から平成5年度まで国立機関原子力試験研究費により
実施した「原子炉構造要素の破壊力学的評価技術に関する研究」の研究成果をとり
まとめたものである。

Abstract

In the normal operation and transients of a light water power reactor, the structural components such as the pressure vessel and the primary loop piping suffer from various damages by neutrons, thermal aging, fatigue and dynamic loads. The evaluation methods applied for those effects up to now are based on the conservative assumptions. This research was carried out to improve those evaluation methods. For this purpose, three kinds of experiments were conducted.

The first is the test of condensation-induced waterhammer in which large loads as well as sharp pressure spikes exerting on the pipe line were measured, and the mechanism and the loads following a condensation-induced waterhammer were made clear.

The second is the dynamic loading test for structural materials and welding joints in which the dynamic strength and fracture toughness were investigated, and the evaluation method for those strength was discussed.

In the third, an impact pressure testing machine was equipped and the strength properties of pressurized pipe were measured.

目 次

緒 言	3	第2章 動的強度および動的破壊靱性の評価	16
第1章 凝縮起因水撃による配管荷重	3	1. 研究の背景	16
1. 研究の背景	3	2. 動的強度特性	16
2. 凝縮起因水撃	3	2.1 高ひずみ速度下における動的強度特性	16
2.1 配管破損例	4	2.2 溶接継手の強度特性に及ぼす負荷速度 の影響	17
2.2 凝縮起因水撃の基本メカニズム	4	3. 動的破壊靱性	20
2.3 水スラグの衝突速度	5	3.1 高ひずみ速度下における動的破壊靱性	20
2.4 凝縮起因水撃時の最大圧力	5	3.2 動的破壊靱性試験法の標準化	23
2.5 圧力ピーク持続時間	6	4. 不安定延性破壊挙動	25
2.6 その他の配管荷重	6	4.1 内圧衝撃試験装置の整備	25
3. 「圧力パルス実験装置」による実験	7	4.2 内圧衝撃試験特性	26
3.1 実験装置と方法	7	4.3 不安定延性破壊特性	29
3.2 実験結果及び考察	8	5. 第2章のまとめ	30
3.2.1 温度応答	9	参考文献	30
3.2.2 圧力応答	9		
3.2.3 圧力パルス	9		
3.2.4 軸力計測	10		
3.2.5 実炉における軸力の推定	11		
4. き裂部の応力集中（静解析）	11		
5. 動的応力解析（動解析）	11		
6. 凝縮起因水撃の数値シミュレーション	13		
7. 第1章のまとめ	14		
参考文献	15		

緒 言

原子炉圧力容器及び一次配管系等の原子炉構造要素においては、中性子損傷、熱時効、疲労履歴等による材質劣化に伴い、材料の強度特性の変化、破壊靱性の低下が生じる。また、運転時の異常な過渡変化や事故時には機械的、熱的な衝撃荷重を受けることが予想され、動的荷重下での構造要素の強度的、破壊力学的な挙動が問題となる。配管系においては、熱水力学的要因により圧力パルス及び圧力振動が生じる。このため、高コンプライアンス下の拘束条件のもとでは圧力荷重の急変による不安定延性破壊が生ずる可能性が考えられる。

従って、圧力パルスの発生メカニズム、最大圧力及び伝播特性を把握し、構造要素に与える影響を明らかにする必要がある。通常、構造要素の材料の強度特性及び破壊強度特性は、静的なひずみ速度下での強度試験、破壊靱性試験及び不安定延性破壊試験によって評価されている。しかし、運転時の異常な過渡変化や事故時におけるひずみ速度は静的試験におけるそれを上回る可能性があり、亀裂先端部での降伏応力の上昇と破壊靱性値の低下のため、静的試験による評価は危険側の評価となると考えられ、高ひずみ速度下での動的破壊靱性及び動的不安定延性破壊の評価方法を確立する必要がある。

本研究では、原子炉圧力容器及び配管等の安全性をより定量的に評価する破壊力学的手法を開発し、安全性評価技術の向上に資することを目的として以下の3項目について原子力試験研究費により試験研究を実施してきた。

- (1) 事故時に配管系が受ける荷重を定量的に推定する手法の開発
- (2) 構造用鋼材及び構造要素の動的強度および動的破壊靱性評価方法の確立
- (3) 配管系の不安定延性破壊挙動の把握、破断前漏洩概念の成立性(L B B評価)の検討

(1)に関しては、平成3年度から圧力パルス実験装置を整備し、平成5年度までに実験による基礎データの収集および数値解析を基に凝縮起因水撃によって原子炉配管系に作用する荷重の推定法を検討した。

(2)に関しては、昭和63年度からそれまでに整備した高速引張試験装置を用いて各種構造用鋼材及び溶接継手の動的強度および動的破壊靱性を調べ、降伏強度および動的破壊靱性値の評価方法を検討した。また、(3)については内圧衝撃試験装置を平成元年から4年までに順次整備し、基本的特性を調べるとともにこれまでに得た結果を基に不安定延性破壊の発生挙動について解析的な検討を行った。

なお、本研究は原子力安全委員会の原子力施設等安全研究の第3期年次計画における「原子炉構造部材の

破壊力学的評価技術の整備に関する研究」および第4期年次計画における「軽水炉構造要素等の動的破壊力学的評価技術に関する研究」に基づいて実施した。

第1章 凝縮起因水撃による配管荷重

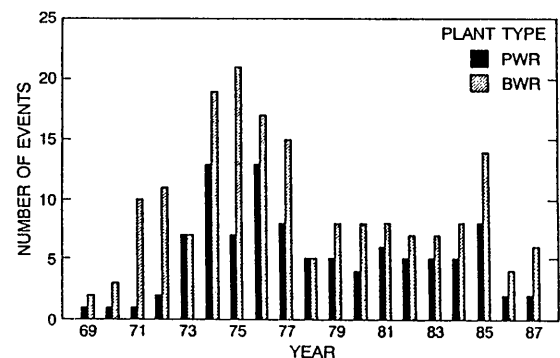
1. 研究の背景

原子炉構造要素の破壊力学的評価技術を向上させるには、まず、荷重の推定手法を確立しておく必要がある。代表的な原子炉構造要素である配管系には様々な荷重が発生するが、本研究では、配管荷重の対象として、トラブル発生頻度の高い水撃を選んだ。第1図⁽¹⁾は、米国の軽水炉において、1969年から1987年の19年間に発生した計281回の水撃頻度分布を示している。この図から、水撃は加圧水型炉(PWR)と沸騰水型炉(BWR)のいずれにおいても同程度発生していることが分かる。この間の総炉年は1109年であることから、平均発生頻度は0.25回/炉年となり、各炉当たり4年に一度は何らかの水撃トラブルを経験していることになる。これら水撃の内、72%は配管サポート等に損傷をもたらし、10%は1次系圧力バウンダリーの破損を引き起こしている。つまり、水撃の内、82%は配管系に何らかのダメージを与えており、水撃荷重の解明は、原子炉配管系の通常運転時及び事故時の健全性確保の立場からも重要であることが分かる。

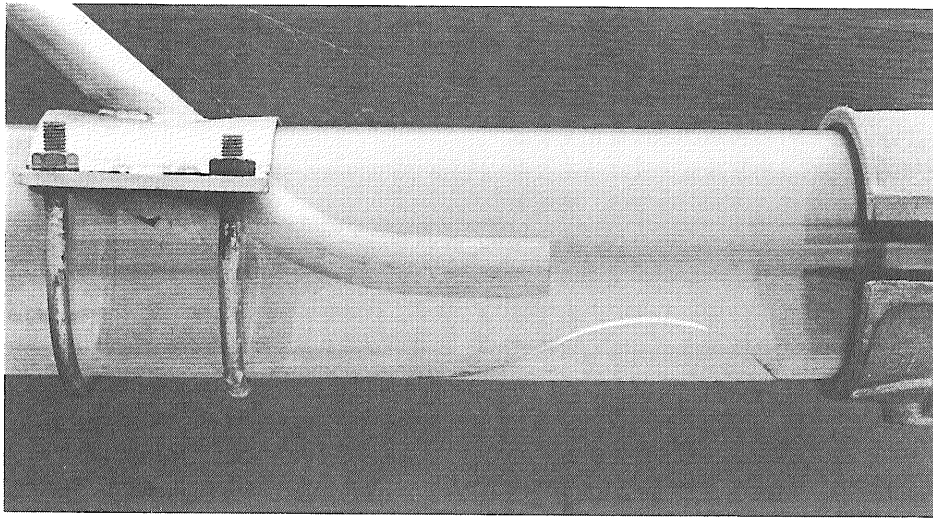
配管内の水撃の発生原因としては、バルブの急開閉、逆止弁の作動不良や気泡残留状態でのポンプ起動など、様々な原因が考えられるが、荷重が特に大きく、圧力バウンダリーの破損に至ることがある凝縮起因水撃にターゲットを絞ることにする。

2. 凝縮起因水撃

凝縮起因水撃が軽水炉の安全性に関連して本格的に研究されるようになったのは、PWRの蒸気発生器給水系において凝縮起因水撃によるトラブルの多発が問題化⁽²⁾された1970年台後半以来である。米国を中心に、実験的⁽³⁾及び解析的研究⁽⁴⁾が行われたが、発生メカニ



第1図 米国の軽水炉における水撃統計
合計281回(72%：配管サポート破損、10%：圧力バウンダリー破損)



第2図 凝縮起因水撃による配管破損例

ズムについては十分解明されなかった。当所においても、実験を主体とした種々の研究^{(5)~(7)}を行い、凝縮起因水撃についての理解を深めてきた。

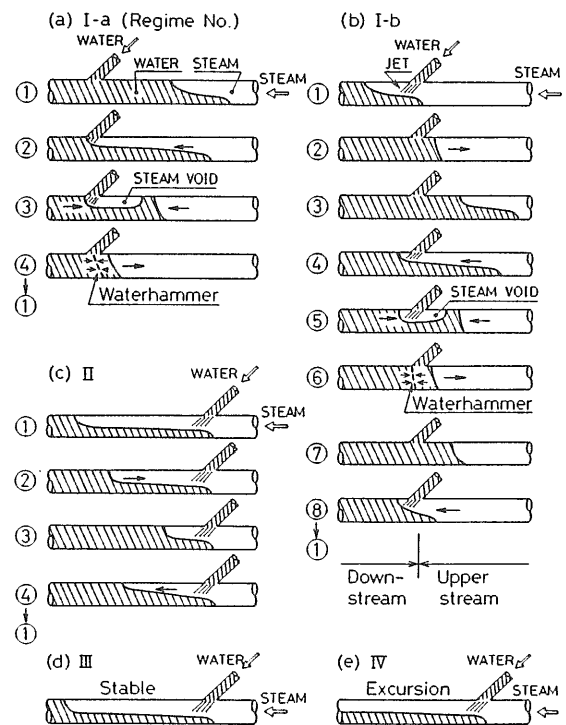
2.1 配管破損例

凝縮起因水撃がいかに大きな荷重をもたらすかは、次節の発生メカニズム等からも明らかであるが、より直接的には、配管破損の例が分かりやすい。第2図は、現象観察のために使った耐圧2 MPaのポリカーボネイト管が、数十回の水撃の後に軸方向に破損した例⁽⁸⁾である。このようなクラックは、1~2回の水撃では生じないが、数十回、数百回の水撃を経験すると生じる。クラックは軸方向に走ることが多いが、その理由として、内圧に対する配管強度は軸方向が円周方向の1/2であることが考えられる。

2.2 凝縮起因水撃の基本メカニズム

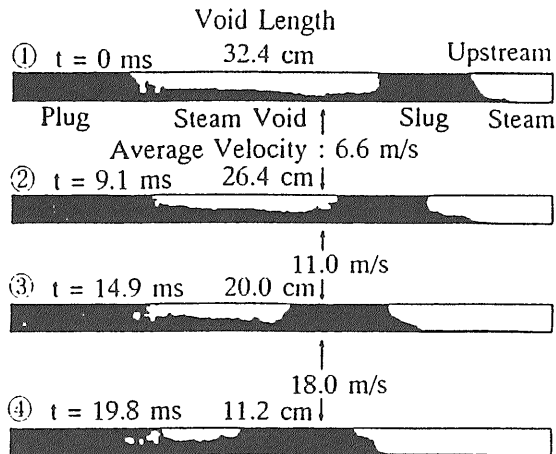
凝縮起因水撃の基本的メカニズムは従来の研究からほぼ明らかにされている。第3図は、当所で行った非常用炉心冷却水注入模擬実験^{(5),(9)}において経験した「コールドレグ流動振動」の模式図である。コールドレグ流動振動では、注入水の流量(G_L)とサブクール度(ΔT_L)及び蒸気流量(G_S)に依存して、様々な流動様式が現れる。蒸気の潜熱($G_S \Delta H_S$)が注入水の凝縮能力($c_L G_L \Delta T_L$)を大幅に下回る際には、第3図(a), (b)で示されるような、上流のみ或いは上下流に及ぶ流動振動となり、水撃が発生する。これらの図から、水撃発生には、水で囲まれた蒸気泡が形成されることが必須の条件であることが分かる。

第4図は、蒸気泡の凝縮崩壊過程を詳しく調べた例で、ポリカーボネイト製透明管を用いて撮影した写真

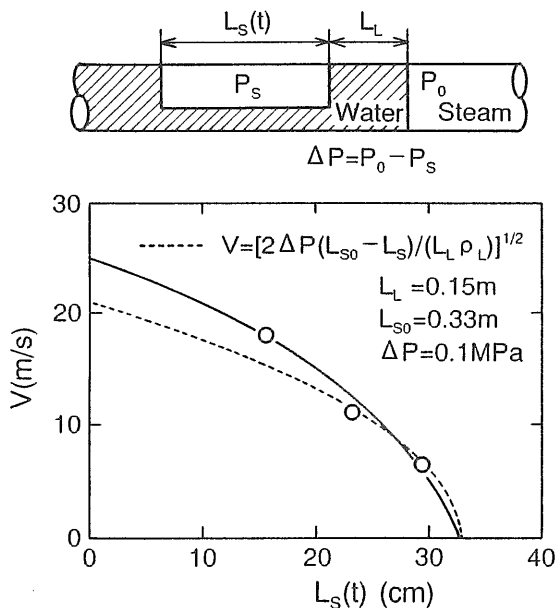


第3図 凝縮起因水撃を起こすコールドレグ流動振動の様式

映像を画像処理装置を使って二値化したものである。この実験のシステム圧力は大気圧であるが、蒸気泡中の圧力は水温に対応する飽和状態であるため、大気圧より相当低い。そのため、右側の水スラグはこれらの圧力差(約0.1MPa)により加速され、左側の水プラグ(大慣性のためほとんど加速を受けない)と衝突し、水撃(Waterhammer)が発生する。このような凝縮起因水撃の基本メカニズムから、鉛直管では非常に起こりにくく、水平管で起こりやすいことが分かる。



第4図 蒸気泡の崩壊過程
(画像処理装置による写真映像の二値化、管内径：41mm)



第5図 水スラグの加速過程(第4図のデータをプロット)

なお、第4図の原映像は、通常の一眼レフカメラ4台を横一列に並べ、パソコン制御で50ms間隔でシャッターが切られるようにして得たものであるが、実際は、シャッター部の摩擦などにより、時間間隔は必ずしも一定とはなっていない。

2.3 水スラグの衝突速度

管内流動抵抗係数を f とすると、管内の液体スラグの速度 $V(t)$ は、次の常微分方程式で表される。

$$(dV/dt) = \Delta P / (L_L \rho_L) - (f/D)V^2 \quad (1)$$

ただし、 D ：管内径、 L_L ：水スラグ長さ、 ρ_L ：水の密度。

一般には、 L_L は気泡下方液体の取り込みにより、

時間とともに増加する傾向にあるが、その時間依存性は個々の水撃により異なり、厳密な取り扱いは困難であるため、ここでは L_L を一定として扱う。しかし、第5図からも分かるように、この近似による誤差は、無視できない場合もあることに注意する必要がある。 L_L が一定であれば、式(1)は積分でき、 $V(t)$ は、次式のようになる。

$$V(t) = [(D \Delta P) / (f L_L \rho_L)]^{1/2} \tanh t^* \quad (2)$$

ただし、 $t^* = t / [(D L_L \rho_L) / (f \Delta P)]^{1/2}$ 。

さらに、摩擦抵抗が無視できる場合 ($f = 0$) は、次式の等加速度運動となる。

$$V(t) = \Delta P / (L_L \rho_L) \cdot t \quad (3)$$

等加速度運動における移動距離 $[L_{s0} - L_s(t)]$ と時間 t には、

$$L_{s0} - L_s(t) = \Delta P / (2 L_L \rho_L) \cdot t^2 \quad (4)$$

の関係がある[ただし、 L_{s0} ：初期蒸気泡長さ、 L_s ：蒸気泡長さ]ので、式(3)は、

$$V(t) = \{2 \Delta P [L_{s0} - L_s(t)] / (L_L \rho_L)\}^{1/2} \quad (5)$$

のように書き換えられる。水撃圧力を決定づける液体スラグの衝突速度 V_{MAX} は、 $L_s(t) = 0$ を代入し、

$$V_{MAX} = [2 (L_{s0} / L_L) (\Delta P / \rho_L)]^{1/2} \quad (6)$$

となる。

第5図は、第4図の水スラグ加速データをプロットしたものであり、衝撃速度は、20m/sを超えることが分かる。この図には、管内流動抵抗が無視でき、水スラグが生長しない場合の水スラグの速度[式(5)]を点線で示してある ($L_L = 0.15m$, $L_{s0} = 0.33m$, $\Delta P = 0.1MPa$, 水スラグ初速度 $V_0 = 0m/s$)。加速の進行とともに、実際の速度の方が大きくなるのは、蒸気泡下方の水が水スラグに取り込まれることによる水スラグの生長が、慣性力の増加を上回るためと考えられる。

2.4 凝縮起因水撃時の最大圧力

液体スラグの衝突による水撃時の圧力ピーク値は、一般に次式で表される⁽³⁾。

$$\Delta P_{MAX} = a_L \rho_L V_{MAX} \quad (7)$$

ただし、 a_L ：液体中の圧縮波伝播速度。

管内の圧縮波の伝播速度は、無限媒体中とは異なり、次式のようになる⁽¹⁰⁾。

$$a_L = [(K / \rho_L) / (1 + KD / Eb)]^{1/2} \quad (8)$$

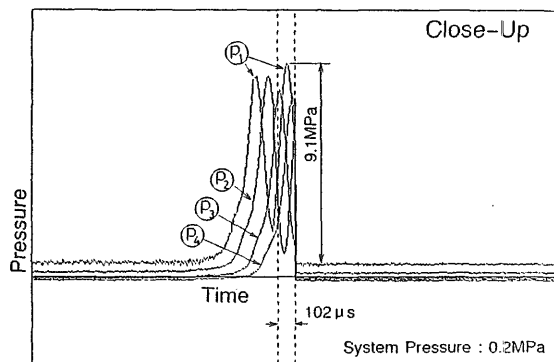
ここで、 K ：液体の体積弾性率、 E ：配管材料の縦弾性係数、 D ：管内径、 b ：肉厚。式(8)から、第4図の実験で使用したポリカーボネイト管 ($E \approx K$, $D = 41$

mm, $b=3.5\text{mm}$)における圧縮波伝播速度(水中音速)は、無限水中の $1/3.6$ 倍程度と相当低速となるのに対し、鋼管($E \approx 100\text{K}$)の場合は、 $6 \sim 7\%$ 落ちるだけであり、 ΔP_{MAX} が配管材料の縦弾性係数に大きく依存することが分かる。

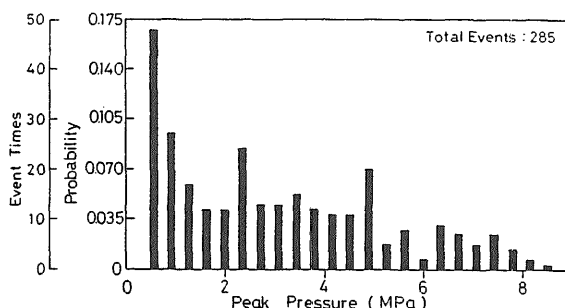
式(7)から、第4図のような蒸気泡崩壊時の ΔP_{MAX} は、 $V_{\text{MAX}}=20\text{m/s}$ として、鋼管の場合($a_L=1400\text{m/s}$)、 28MPa 、ポリカーボネイト管の場合、 8.4MPa と推定される。いずれの場合も、凝縮起因水撃時には非常に高圧パルスの発生が予測される。

第6図は、ステンレス鋼管中の代表的な水撃圧力波形を示しており、 ΔP_{MAX} は 9.1MPa に達していることが分かる。先に推定した値より小さい理由として、水スラグの加速をもたらす崩壊蒸気泡の長さが第4図の場合より短いこと、などが考えられる。第6図の圧力波形は、軸方向に 10cm づつ離れた4個の圧力センサーによって計測されたものである。これらの圧力波の時間間隔が約 $80\mu\text{s}$ であることから、圧縮波の伝播速度を求めると、 1250m/s となり、式(8)からの推定値(1400m/s)より若干小さい。この理由として、蒸気に含まれる溶解空気などの非凝縮性ガスが、蒸気凝縮後も非凝縮性気泡として水中に存在し、これによる減速効果⁽¹¹⁾が現れたものと考えられる。

配管系の健全性確保の観点からは、圧力パルスの最大値が重要であるが、凝縮起因水撃の特性を把握する



第6図 既存装置で得た代表的な水撃圧力パルス波形



第7図 既存装置における圧力パルス分布(定点計測)

ためには、圧力パルスの分布も参考になる。第7図は、数分間の実験中に現れた圧力パルスの分布を示している。この図からは、数MPaを超える大きな水撃はまれであるように見える。もちろん、個々の凝縮起因水撃の圧力パルスに差があるのは当然である。しかし、後述の圧力パルス実験装置を用いた新たな実験から、凝縮起因水撃時の圧力パルスは、水スラグの衝突地点から離れるにしたがって急速に減衰することが明らかとなった。このことから、第7図で低圧力パルスの頻度が高くなっている主な理由として、「定点計測では、離れた地点で発生した減衰水撃を計測することが多い」ことが考えられる。

2.5 圧力ピーク持続時間

水スラグの衝突による水撃時の圧力ピーク持続時間は、圧縮波が水スラグを往復するに要する時間とされている⁽³⁾。この考えに基づいて、持続時間 $240\mu\text{s}$ の圧力パルスをもたらした第6図の場合の水スラグの長さを推定すると、 $1250 \times 240 \times 10^{-6} / 2 = 0.15\text{m}$ 程度(第4図と同じ)となるが、他の実験で得られた圧力ピーク持続時間は、水スラグ長さのパラッキを反映して、 $100\mu\text{s}$ から $700\mu\text{s}$ 程度までかなり広く分布している。

いずれにしても、コールドレグ流動実験で得られた圧力パルスの持続時間は 1ms 以下と短い。このことが、配管の設計圧力(ポリカーボネイト管の場合、 $1 \sim 2\text{MPa}$)をはるかに超える 10MPa もの圧力パルスが作用しても、直ちに配管破損に至らなかったものと考えられる。しかし、実験回数を重ねるとともに、クラックの発生や圧力センサー破損が起こる。これが、凝縮起因水撃実験の難しさの一つである。

以上の圧力パルス持続時間の短さからは、米国での配管系トラブルの多発が説明困難のように見える。これについては、次のように説明することができる。

水スラグと蒸気泡の長さ(L_L と L_{S0})はおおむね配管径に比例するため、式(6)から推定される水スラグの衝突速度 V_{MAX} は、管径には依存しない⁽⁸⁾。しかし、圧力パルス持続時間は、 L_L 、つまり、管径に比例することとなる。例えば、口径 600mm の配管系における圧力パルス持続時間は、 $1.5\text{ms} \sim 10.5\text{ms}$ と推定される。このように、管径の増加とともに瞬時荷重から静荷重へと移行し、破損率も高くなるものと考えられる。

また、水撃時の圧力パルスは、圧縮波が液体中を伝播することにより伝達されることから、水中のみに現れ、大きな圧縮性のある蒸気部には全く現れない。この性質は、凝縮起因水撃対策を考える上で重要である。

2.6 その他の配管荷重

これまでに述べた水撃時の圧力パルスも代表的な配管荷重であり、圧力バウンダリーの破損をもたらす可能性のある荷重であるが、純粋な圧力パルスは外部に

取り付けられたサポートへはほとんど荷重をもたらさないはずである。ところが、現実の軽水炉では、圧力バウンダリーの破損よりもサポートの離脱といったトラブルの頻度の方が圧倒的に大きい。このことから、水撃は、圧力パルスの他に、振動や軸力といった外部荷重をもたらすことが分かる。

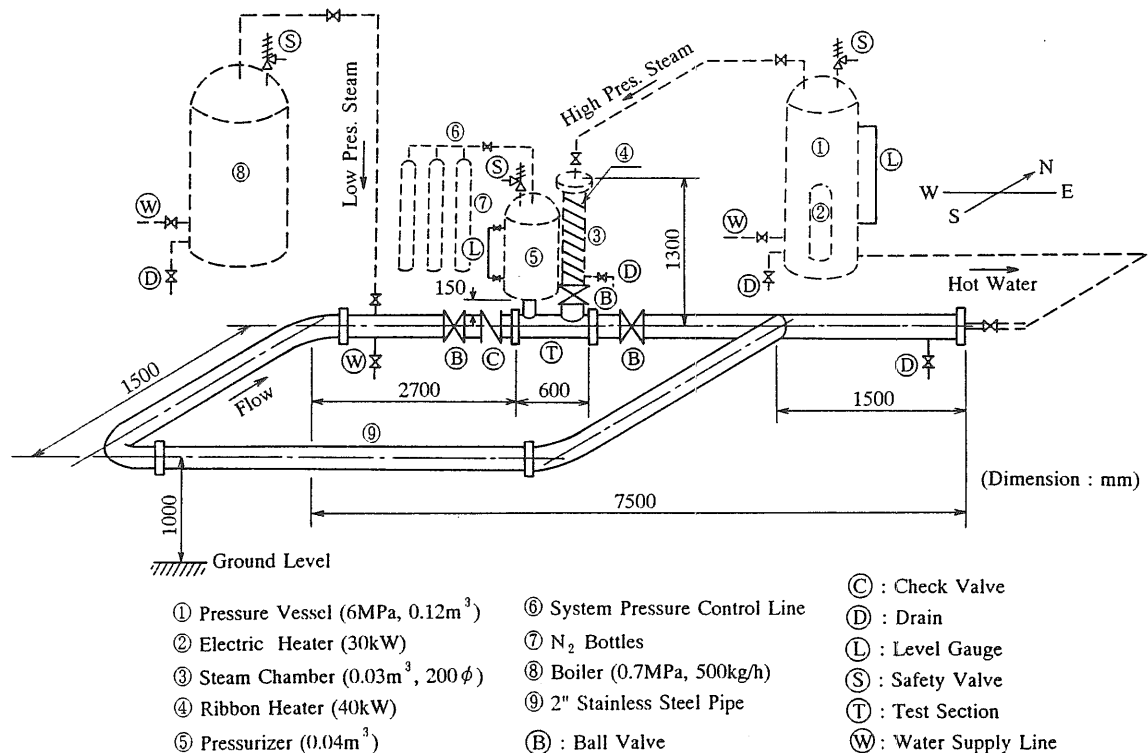
水撃がもたらす軸力は、発生メカニズムが不明であり、既存の圧力パルス値のみから論理的に求めることができず、その評価に当たっては実験的検討が不可欠である。また、水撃時の振動は、軸力が解明された後に、個々の配管系について検討しなければならない性質の荷重であることから、軸力が未解決な現時点では扱うことが困難である。

3. 「圧力パルス実験装置」による実験

3.1 実験装置と方法

水撃時の軸力についてのデータを得るため、第8図に示される「圧力パルス実験装置」を新たに製作した。

本装置の最大の特徴は、凝縮起因水撃の発生メカニズムがほぼ解明されている状況を踏まえ、確実に水撃を発生させるよう工夫した点である。つまり、圧力容器から供給される高圧蒸気(最大6MPa)を一旦蒸気チャンパー(容積:30L)に貯め、急速開閉弁の急開と急閉により、常温水で満たされた水平配管(2Bステンレス鋼管、内径:52.7mm、肉厚:3.9mm)内に定量の蒸気を注入する方法を採用した。水平管の総延長は16.5mで、内容積は36Lである。系圧力の調整のために設けられている加圧器(容積:40L、窒素加圧)は、水平管内への蒸気注入を可能とする働きもある(配管系に圧縮部がなければ蒸気注入はできない)。蒸気チャンパーと加圧器との距離は、水スラグの長さを決定づけることから、本装置設計上最も重要な寸法である。第4図などから、内径41mmの配管の場合、水スラグの長さは、0.15m前後であることから、内径52.7mmの本装置では、できるだけ $0.15 \times 52.7 / 41 = 0.19\text{m}$ に近い寸法にすることが望ましい。しかし、急速開閉弁と加



第8図 圧力パルス実験装置のフローシート

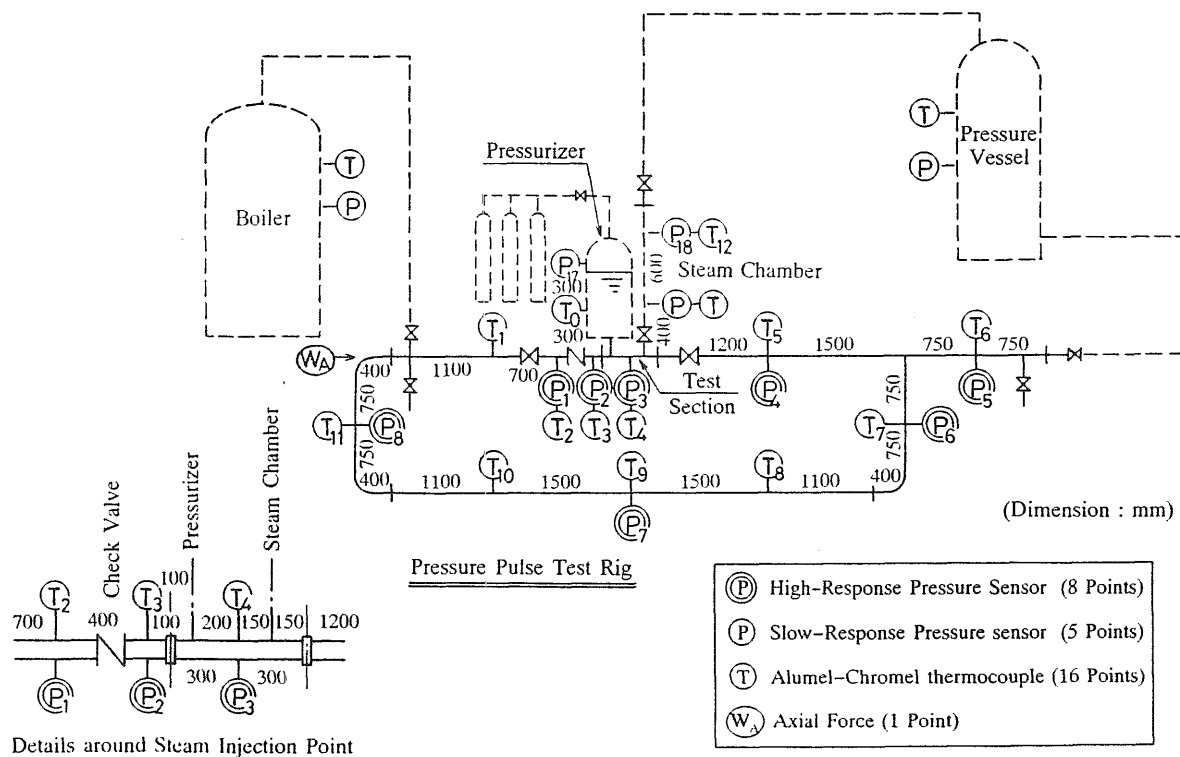
圧器自身の存在から、両者の軸間距離は、0.35mとした。このため、データ解析に当たっては、自然発生の水スラグより長いスラグが発生する傾向にある点に、注意する必要がある。第9図は、計測センサーの種類と設置点を示したものである。圧力計測には2種類のセンサーを用いた。つまり、ループ外にはモニター用センサー5個(○で表示)を、ループ内には水撃時の圧力パルス用として高速高圧センサー8個(◎で表示)を、それぞれ設けた。温度計測は16本のクロメル・アルメル熱電対で行ったが、この内、ループ内は11点である。本研究で最も重要な軸力の計測は、水平管の左端と装置架台に挟んだ1トン用ロードセル1個で行った。

なお、装置は、実炉を考慮して、ループ状とするとともに、逆止弁等のバルブが設けられている。実験パラメータとして、システム圧力、注入蒸気圧力及びループ内の水温を選んだ。

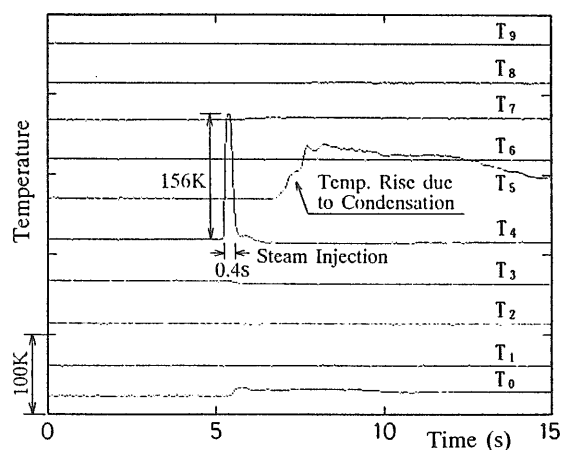
プ内の水温を選んだ。

3.2 実験結果及び考察

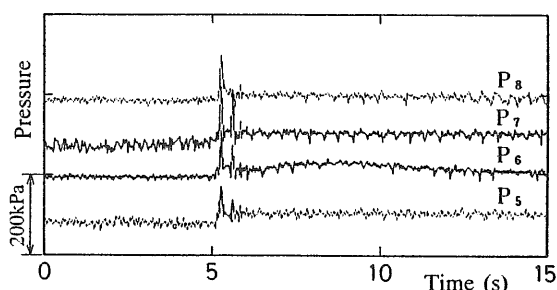
圧力パルス実験装置における水撃は、発生方法がやや強制的であることから、実験パラメータの温度応答や圧力応答への影響は小さかった。そこで、代表的な水撃時のデータを基に、水撃発生の様子を説明する。第10図は水撃発生時のループ内温度の長時間応答を、第11図は圧力の長時間応答を、それぞれ示している。第10図と第11図では、類似データとの重なりを防ぐため、縦軸の原点が一定間隔づつずらされているが、100℃と200kPaの変動幅はそれぞれ一定である。この実験の初期条件は、水温：15℃、ループ圧力：0.2MPa、チャンバー圧力：0.8MPaである。



第9図 温度・圧力・軸力の計測点
(数値は、センサー間あるいはフランジ・センサー間の距離[mm]を示す)



第10図 水撃時ループ内温度応答例



第11図 水撃時ループ内圧力応答例

3. 2. 1 温度応答

まず、第10図を見ると、テストセクション部温度 T_4 が5.2秒から5.6秒にかけて155℃上昇していることが分かる。この温度ピーク値は、170℃に当たるが、注入前のチャンパー内初期圧力に対応する飽和蒸気温度170℃に等しい。また、第11図に示される同時刻の圧力上昇は0.1MPa程度であることから、この温度ピークは飽和温度134℃より相当高いことになり、注入蒸気は凝縮崩壊する前にかなり過熱されることが分かる。注入直後から蒸気は管内の冷水と直接接触し、0.4秒間で凝縮崩壊するため、 T_4 はほぼ元の温度に戻る。チャンパー上流55cmの地点にある T_3 には、蒸気注入に伴う変化がほとんど見られないことから、一時的にも蒸気はその地点まで達していないことになる。しかし、ループ水は矢印方向(右側)に流れているため、1.35m下流側の温度 T_5 は、蒸気注入から1.5秒後から凝縮水の通過による50℃前後の温度上昇が数秒間続いている。しかし、注入後10秒以内では、凝縮水の影響が T_5 や T_6 までには達していない。なお、 T_0 は加圧器内の気体部温度(第9図では水温を計測するように見えるが、実際は加圧器上部に設けられている)を示しているが、蒸気注入開始とともに10℃ほど上昇しているのは、注入蒸気の容積に相当する水が加圧器内に流入することによる、加圧ガス(N_2)の断熱圧縮効果による。

このように、ループ内各点の温度応答から、水の運

動の様子をかなりの程度知ることができる。

3. 2. 2 圧力応答

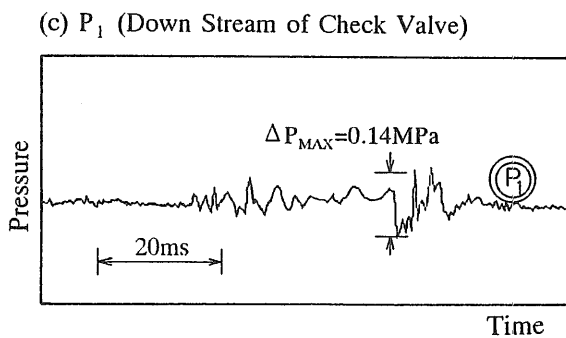
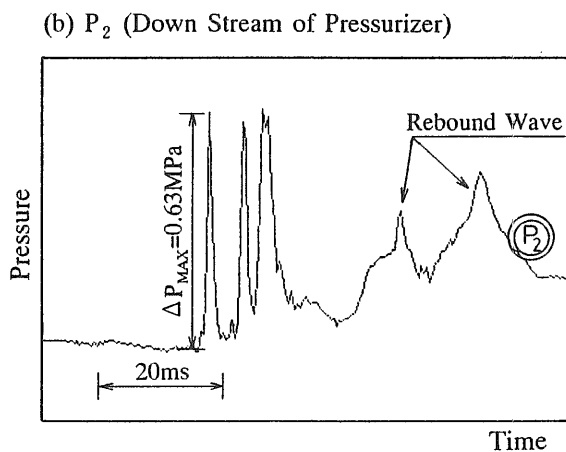
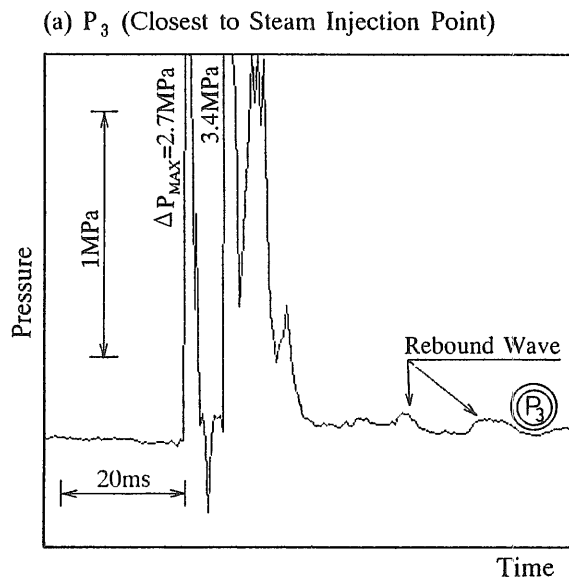
第11図の圧力 $P_5 \sim P_8$ は、温度応答との対応を調べるための長時間応答を示している。従って、センサーの能力としては圧力パルスの計測も可能であるが、たとえこれらの地点で圧力パルスが生じていても、時間幅100 μ sオーダーの圧力パルスは正確に表示できない。 $P_5 \sim P_8$ には、蒸気注入と同時に(厳密には同時ではないが、時間スケールの大きいこの図では時間差が現れない)に、0.1MPa程度の圧力上昇が現れていることが分かる。この圧力上昇には、蒸気注入に伴う加圧ガスの圧縮効果が含まれている。窒素ガスの断熱指数を1.4として、 T_0 の温度上昇幅(10℃)からこの圧縮効果を見積もると、0.025MPaとなる。従って、0.1MPaの圧力上昇の内の1/4程度が蒸気注入に伴う圧縮効果で、残りの0.075MPaが水撃の影響と考えられる。

次に、加圧器内の窒素ガスの初期容積を15Lとして、上述の圧縮効果(0.025MPa)から、水平ループ内に流入した蒸気容積を推定すると、1.2Lと推定される。これは、内径52.7mmの水平管内では、長さ55cmの蒸気泡に相当する。蒸気注入は高速であるため、左右対称に侵入し、蒸気泡は最大で注入口より30~40cm(蒸気泡下方の水の存在により、55/2=28cmより長い)程度まで達したと考えられ、蒸気泡が注入口から55cmの T_3 地点にまでは達しなかった第10図の結果が説明できる。

一方、蒸気が凝縮しないならば、水はほとんど非圧縮性と考えられるから、蒸気注入後のループ圧力などの状態は、窒素ガス(15L、0.2MPa、22℃)と蒸気(30L、0.8MPa、170℃)の混合問題⁽¹²⁾と考えることにより求められる。この仮定の基に計算した結果、混合後の圧力は0.61MPaとなった。従って、混合後の窒素容積は、7.1Lとなり、注入蒸気の容積は、15-7.1=7.9Lとなる。先に、圧力応答などの実験データから求めた容積1.2Lは、蒸気の凝縮性を考慮しない場合の1/6以下である。この事実は、急速開閉の開弁により流入してくる蒸気の凝縮がいかに急速であるかということを示しており、凝縮起因水撃の数値シミュレーションが未だに成功していない理由でもある。

3. 2. 3 圧力パルス

第12図は、「圧力パルス実験装置」で得られた代表的な水撃時の圧力パルス波形を示している。図(a)(b)(c)は、それぞれ試験部圧力 P_3 、加圧器下流圧力 P_2 及び逆止弁上流側圧力 P_1 である(各センサーの位置は、第9図参照)。蒸気が直接注入される試験部の圧力パルスが他に比べて際だって大きくなっていることが一目瞭然である。第12図(a)の二つのピークはスケ



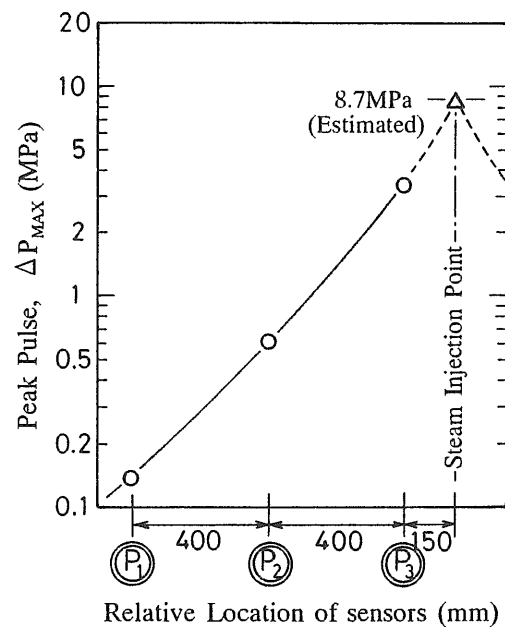
第12図 水撃時圧力パルス波形例

ルアウトしているが、源データを調べたところ、第1ピークは2.7MPaで、第2ピーク3.4MPaであった。

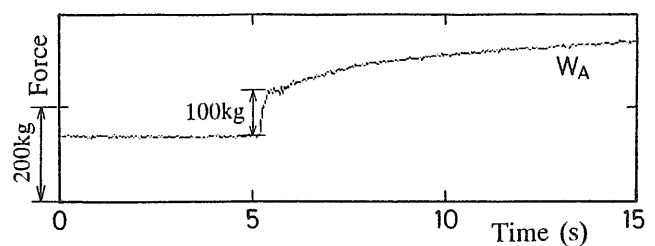
僅か40cm離れた地点で、圧力パルスにこのような差が現れるのは、凝縮起因水撃の圧力パルスは、水スラグと水柱との衝突地点、つまり、蒸気泡の凝縮崩壊地点で最大となり、そこから離れるに従って急速に減衰することを意味している。この事実、定点における圧力パルス値が大きく分布しているという既存データ(第7図)とも符合している。従って、第12図の水撃による最大パルスは、蒸気が注入されるT字部で生じているものと推定される。その最大値を、 $P_1 \sim P_3$ のピーク値の分布から求めると、第13図に示されるように、8.7MPaとなり、第6図の既存データとほぼ一致する。

3. 2. 4 軸力計測

第14図に、第10図と同じ水撃時における軸力の計測値⁽¹³⁾を示す。水撃発生と同時に100kgf程度の軸力が発生していることが分かる。この値を、内径52.7mmの管断面積で除すと、0.46MPaとなる。圧力パルスがそのまま外力である軸力として作用することはないが、



第13図 圧力パルス値の測定位置依存性と最大パルスの推定



第14図 水撃時軸力計測例

水撃圧力が何らかのメカニズムを通して、その一部が軸力に変換されると考えると、100kgfの軸力の変換率は、第13図の圧力パルスの最大推定値(8.7MPa)の約5%程度である。

実験は、システム圧力(0.1~0.5MPa)と注入蒸気圧力(0.5~2MPa)をパラメーターとして行ったが、計測された軸力は、いずれも±15%の範囲内で100kgfに一致した。これは、水撃が半ば強制的に引き起こされるよう工夫した本装置の特徴が現れ、上記の実験パラメータ範囲内では、水撃の規模が同程度であったことを示唆している。

3. 2. 5 実炉における軸力の推定

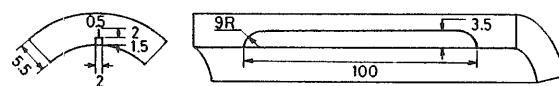
現実の軽水炉の配管系には、水撃の起こりやすい水平部分も多く、管径寸法も様々である。本研究では、軸力の計測が内径52.7mmの配管系についてのみ行われたため、水撃起因の軸力が管径とどのような関係にあるかは確認されていない。しかし、2.5節の考察から、圧力パルス値を決定づける水スラグの衝突速度は管径に余り依存しないため、実炉における圧力パルスも本実験で得られたものと同程度と考えられる。さらに、圧力パルスの軸力変換率も管径に依存しないと仮定すると、軸力も管断面積に比例することになる。この仮説に立って実炉における軸力を推定すると、本実験で得られた100kgfという軸力は、内径 600mmの主蒸気管では、 $100 \times (600/52.7)^2 = 1296 \text{kgf} \approx 13 \text{t}$ にも達すると推定される⁽¹⁴⁾。この推定値の正否については、本実験と実炉との間の寸法の装置を使った確認実験により判断されるべきであるが、推定値13tは、米国における配管系トラブルの多発という事実と矛盾するものではないと考えられる。

4. き裂部の応力集中(静解析)

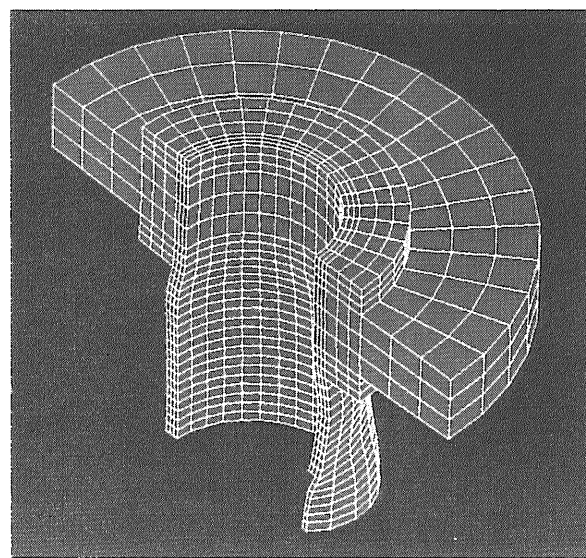
米国の軽水炉で起きた水撃トラブルの内の10%は、圧力バウンダリーの破損が生じたと報告されている⁽¹⁾。圧力バウンダリーの破損は、一次系冷却水喪失事故(LOCA)に至る可能性のある、重要事象である。厳しい軽水炉設計基準から考え、「欠陥のない配管が水撃荷重で破損するはずはなく、配管内面に存在するであろうき裂が圧力バウンダリーの破損に至らしめた要因ではないか」との考えがある。

そこで、市販の有限要素法解析プログラムNISA-IIを用いて、仮想き裂周りの応力集中の様子を調べた。

第15図は、解析対象とした仮想き裂の形状で、き裂は、応力値が断面方向の2倍である軸方向に存在するとした。肉厚は、実炉の高圧配管を考慮し、実験装置より厚い5.5mmとした。解析領域は、対称性から、試験部の1/4のみとした。また、本解析では弾性領域のみを扱っているため、応力値と圧力は比例関係にあ



第15図 仮想き裂部詳細



第16図 解析領域のメッシュ分割

り、応力の絶対値よりその分布に意味がある。従って、内圧として1MPaのみを計算した。第16図は、解析領域のメッシュ分割を示す。

第17図と第18図は、それぞれ第1主応力の全体及びき裂部近傍の分布を示している。これらの図から、き裂部底部に4~5倍の大きな応力集中が現れることが分かる。

5. 動的応力解析(動解析)

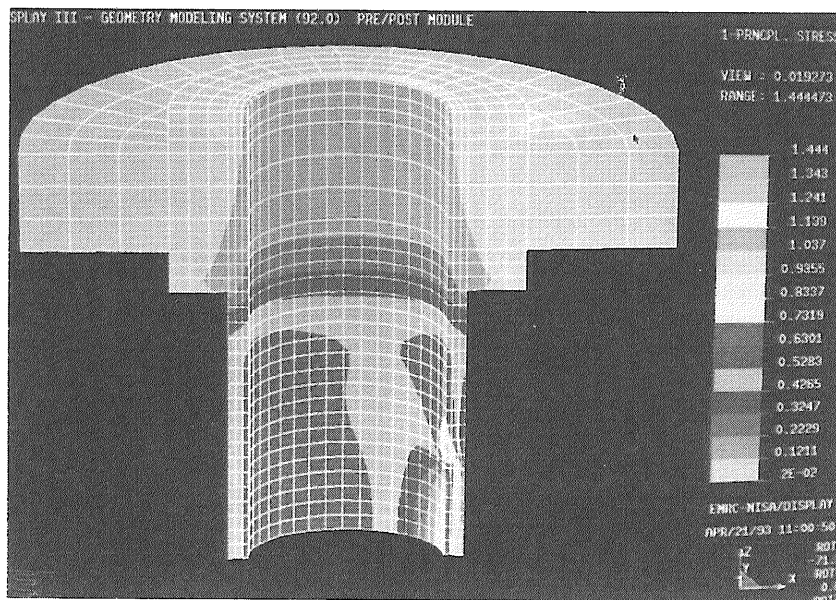
凝縮起因水撃は、第6図と第12図で示したように、短周期の圧力パルスが荷重ソースとなっているため、それによって配管系がどのように応答するかを知ることが重要である。そこで、先に行った静解析で使用したNISA-IIにより、本実験で得られた圧力パルス波形をインプットデータとする動解析を試みた。

実際には、圧力波が配管内を伝播するため、配管各部の圧力がピークに達する時刻は若干異なる。しかし、NISA-IIは、境界条件として圧力の空間分布と時間分布を同時にとり入れた解析ができないため、伝播時間を無視し、配管内圧力が同期して変動するという仮定の下で解析を行った。この仮定は、応答周期が圧縮波の伝播時間より十分長い振動に対しては有効である。

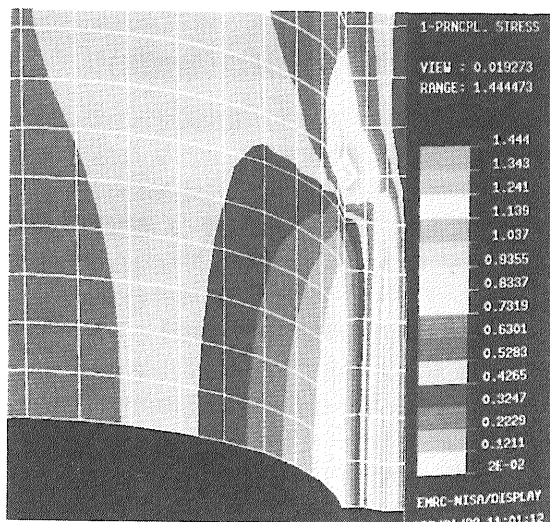
動解析インプットデータとして、蒸気注入口近傍の平均的な水撃パルスである第12図(b)を採用した。しかし、実際のインプットデータは、第19図に示すように、直線からなる折れ線で近似し、単純化した。解析対象の配管は、蒸気注入口を含む直線部分(内径：52.7mm、肉厚：3.9mm、長さ：3.5mのステンレス鋼管)のみを考えた。また、拘束条件は、管断面の一端を固定として扱った。この解析では、長い配管を扱い、接

点数が大幅に増加し(1612点)、許容数に近づいたため、短管に対する静解析で考慮したき裂を含ませることはできなかった。

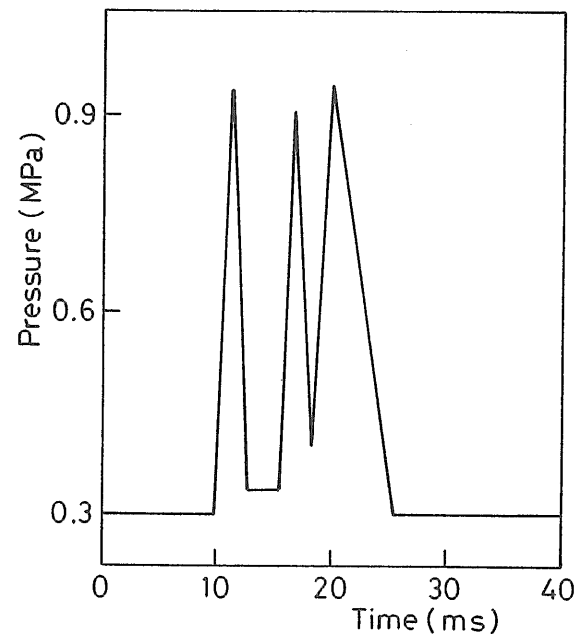
第20図は、固定点近傍における応力値を示したもので、インプットした圧力波形とほぼ同じであることが分かる。第21図は、固定点以外における代表的な応力応答を示しており、インプットデータとしての圧力変動が続いている期間(13ms)は、圧力変動の約倍の周



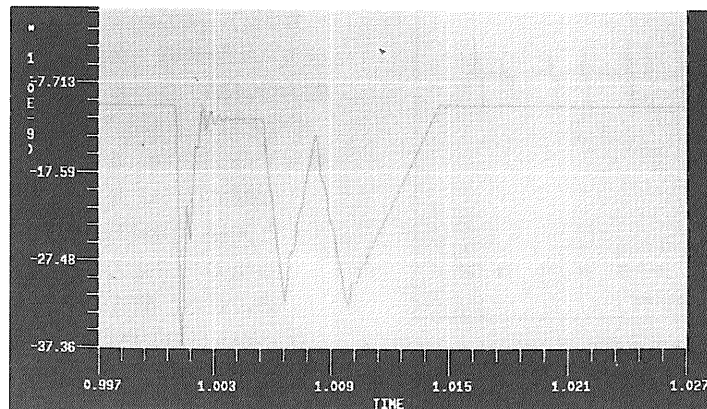
第17図 主応力の全体分布



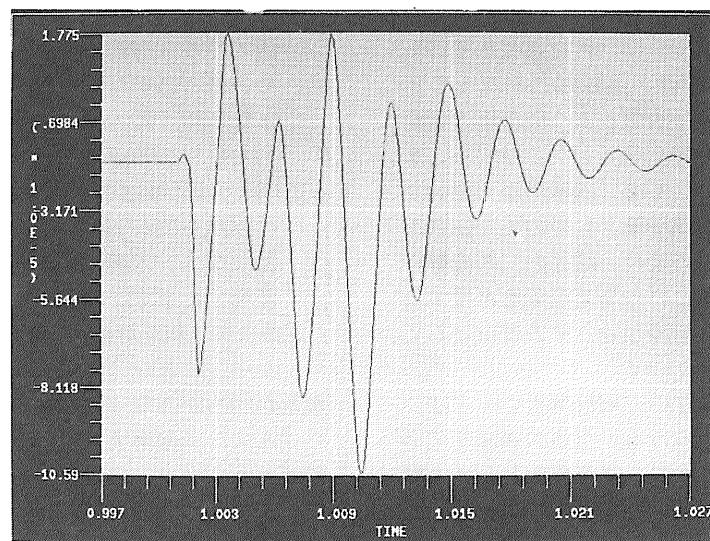
第18図 主応力のき裂部近傍分布



第19図 動解析用インプット圧力波形



第20図 固定点近傍における応力応答例



第21図 固定点以外における応力応答例

波数で振動しているが、圧力変動の終了とともに減衰することが分かる。固定点から離れた他の節点における応力値も第21図と同様の波形をしているが、振幅は場所により若干異なっている。いずれの節点においても、最大応力値はき裂がないこともあり、許容値より十分小さい。これは、「水撃時の圧力バウンダリーの破損には、き裂などの欠陥の存在が関与しているのではないか」との仮説と符合している。

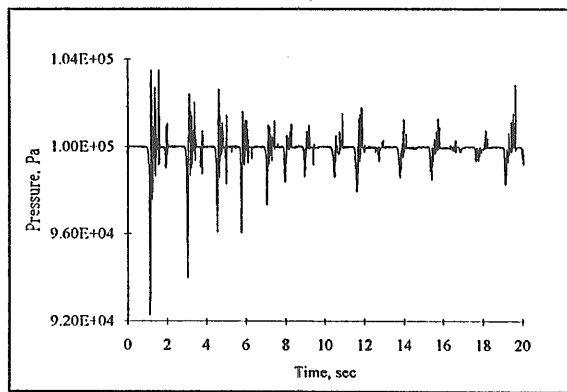
次に、N I S A-IIを使って固有振動数を調べた。その結果によると、解析された応力変動の周波数(380 Hz程度)に相当する低次の固有振動数は存在せず、また、それに近い固有振動数のモードは、第12次と相当高次であるため、共振の恐れはなかったことになる。しかし、実炉においては、解析対象とした配管と異なる剛性であると考えられ、共振の可能性を個々に調べ

る必要があると思われる。

6. 凝縮起因水撃の数値シミュレーション

凝縮起因水撃のメカニズムは既にほぼ明らかとなっているが、未だ数値シミュレーション用プログラムが開発されていない。これは、極めて高速な蒸気凝縮を適正にモデル化できないことによるのであるが、数値シミュレーションが可能となれば、それぞれのケースの水撃を予測でき、それに対する対策を立てるのに有用となる。そこで、既存の二相流数値解析コードにより、どこまで凝縮起因水撃が模擬できるかどうかを調べた。

使用したコードは、日本原子力研究所が、二流体モデル構成方程式評価用ドライバーコードとして整備した“Mini-TRAC”⁽¹⁵⁾である。このコードは、米



第22図 Mini-TRACによる水撃シミュレーション例

国で開発された3次元二相流解析コード“TRAC-PF1”を1次元用に改造したもので、パソコンに搭載可能である。

第22図は、当所が昭和63年度～平成元年度の「原子力船の事故解析の研究：その3」において得たECC水注入模擬実験で得た水撃データ⁽⁶⁾を対象として行った結果の例⁽¹⁶⁾である。時間軸が第12図と異なることを考慮すると、本研究で得た水撃とよく似た圧力振動が再現されているようにも見える。しかしながら、水撃が生じない実験条件に対しても、同様の圧力振動が現れることから、実際の物理現象としての圧力振動を表していないと思われる。つまり、既存の二相流解析コードでは、凝縮起因水撃という高速現象を再現するのは困難であると言わざるを得ない。その理由として、以下が考えられる。

- (1) 軽水炉を対象とした既存の二相流解析コードは、事故時や通常運転時における炉全体の過渡変化の解析を目指したものであり、局所現象としての凝縮起因水撃を念頭に置いて開発されたものではない。
- (2) 既存コードに組み込まれた構成方程式群の中には、冷水と蒸気が直接接触するような激しい凝縮現象に対する熱伝達率式が含まれていない。
- (3) システム全体の過渡変化をシミュレートするための時間刻みは1ms程度で十分であるが、直接接触凝縮を解くには、少なくとも $10\mu\text{s}$ 程度の小さな時間刻みを必要とする。
- (4) 水撃発生地点の前後で、二相流から水単層流に変わる解析セルが現れざるを得ないが、圧縮性流体から非圧縮性流体への遷移が適正に処理されていない疑いがある。

以上より、凝縮起因水撃を数値シミュレーションするには、冷水と蒸気との直接接触凝縮現象を適正にモデル化した二相流解析プログラムの開発が必要となることが分かる。

7. 第1章のまとめ

強制的に凝縮起因水撃が起こるよう設計した「圧力パルス実験装置」を用いて、水撃時の圧力パルス及び軸力を計測するとともに、有限要素法コードNISA-IIなどによる解析を行い、実炉における水撃荷重を検討した。その結果、

- ① 水撃に伴う圧力パルスの最大値は、既存のデータと同様、 10MPa 程度に達する。上記装置における圧力パルスの持続時間は数百 μs 以下と短いため、直ちに配管が破損することはなかった。
- ② しかし、圧力パルスの持続時間は大口径管ほど長くなるため、実炉配管系への圧力パルスの影響は大きい。
- ③ NISA-IIによる静解析では、配管内面の仮想き裂部の応力集中は、4～5倍程度となった。
- ④ NISA-IIによる動解析では、上記装置と圧力パルスとの共振はない。しかし、実炉配管系では、圧力パルス周期と配管系の固有振動数が異なるため、個々に検討する必要がある。
- ⑤ 水撃に伴う軸力は、内径 52.7mm の上記装置では、おおむね 100kgf であった。
- ⑥ 「軸力は管断面積に比例する」と仮定すれば、実炉の主蒸気管(内径 600mm)では、 13t にも達することになり、米国の軽水炉で配管サポートの破損が多発した事実が説明できる。
- ⑦ 既存の二相流解析コードでは凝縮起因水撃をシミュレートできない。

などが明らかとなった。

「水スラグの衝突」という凝縮起因水撃の発生メカニズムから考え、どうしても層状二相流が生じる軽水炉配管系において、凝縮起因水撃を完全に防止することは困難である。従って、「凝縮起因水撃が生じても配管系にトラブルが生じないように設計する」ことが、現実的な対策と考えられる。その対策を考える上で、本研究で得られた軸力などに関するデータは有用である。

また、以上の結論から、今後の課題として、

- ① 「軸力は管断面積に比例する」との仮定を確認する実験、及び、
 - ② 冷水と蒸気との直接接触凝縮現象を適正にモデル化した二相流解析プログラムの開発、
- などが考えられる。

参考文献

- (1) Yow, W., Duynne, A.V. and Chiu, C., "Analysis of Root Causes of Water Hammer in Nuclear Power Plants," *Topical Mtg. on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations*, Soul (1988), A10-103.
- (2) 例えば、Batchlor, D., Cecchi, T. and Shah, V., "Analysis of Tihange Main Feed Water Lines Behaviour during a Water Hammer Event," *6th FORATOM Congress*, Madrid (1976), p.336-340.
- (3) Rothe, P.H., Wallis, G.B. and Crowley, C.J., "Waterhammer in the Feedwater Systems of PWR Steam Generators," *Fluid Transients and Acoustics in the Power Industry*, ASME WAM, New York (1978), p.75-85.
- (4) Jones, O.C.Jr., Saha, P., Wu, B.J.C. and Ginsberg, T., "Condensation Induced Water Hammer in Steam Generators," *Japan-U.S. Seminar on Two - Phase Flow Dynamics*, Osaka (1979), p.255-270.
- (5) Aya, I. and Nariai, H., "Threshold of Pressure and Fluid Oscillations Induced by Injection of Subcooled Water into Steam Flow in Horizontal Pipe," *ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*, Honolulu, Vol.3 (1983), p.417-424.
- (6) Aya, I., Yamane, K. and Nariai, H., "Effect of Pipe Inclination on the Waterhammer Induced by Injection of Subcooled Water into Steam Flow," *3rd ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference*, Reno, Nevada, Vol.2 (1991), p.241-248.
- (7) Aya, I. and Nariai, H., "Evaluation of Heat-transfer Coefficient at Direct-contact Condensation of Cold Water and Steam," *Nuclear Science and Design*, Vol.131, No.1 (1991), pp.17-24.
- (8) 綾威雄、山根健次、成合英樹、「凝縮起因水撃に及ぼす管径の影響」、日本原子力学会1994年秋の大会 A16 (1993)、p.16.
- (9) 綾威雄、小林道幸、稲坂富士夫、成合英樹、「非常用炉心冷却水の配管注入模擬実験(その1)実験に基づく現象の分類」、第37回船研研究発表会講演集 (1981)、p.75-80.
- (10) 例えば、「機械工学便覧」、1968年版、p.8-32~35.
- (11) Wallis, G.B., "One-dimensional Two-phase Flow," McGraw-Hill (1969), p.135-146.
- (12) 井原敏男、「工業熱力学」、理工図書、1961年版、p.54-55.
- (13) 綾威雄、山根健次、成合英樹、「凝縮起因水撃による配管系荷重、(I)軸力の計測」、日本原子力学会1994年秋の大会 A72 (1994)、p.72.
- (14) Aya, I., Yamane, K. and Nariai, H., "Study on the Axial Force Followed by Condensation - Induced Waterhammer," *3rd JSME/ASME Joint Int. Conf. on Nuclear Engineering*, Kyoto, Vol.1 (1995), p.41-44.
- (15) 秋本肇、村尾良夫、他、「二流体モデル構成方程式評価用ドライバーコード Mini-TRAC」、J A E R I -M91-086(1991).
- (16) Panayotov, D.P. and Aya, I., "Problems in the Simulation of Condensation Induced Waterhammer," *13th Multiphase Flow Symposium'94*, Tsukuba (1994), p.191-194.