

# 水中爆発荷重を受ける水没構造物の衝撃応答 (第1報)

(円筒構造物周囲の衝撃圧力について)

正員 梅本勝弥\*      正員 吉川孝男\*  
 正員 野沢和男\*      正員 阪上裕志\*\*  
 正員 佐野正\*\*

Structural Response of a Submerged Structure Subjected to Underwater Explosion Loads  
 (1st. Report: A Study on Shock Loading to a Cylindrical Shell Structure)

by Katsuya Umemoto, *Member*      Takao Yoshikawa, *Member*  
 Kazuo Nozawa, *Member*      Hiroshi Sakaue, *Member*  
 Tadashi Sano, *Member*

## Summary

When the structural response of a submerged structure subjected to UNDERwater EXplosion (UNDEX) loads is calculated, the shock loading from UNDEX must be estimated accurately. In this paper, firstly, characteristics of free field pressure and those of surface pressure on a cylindrical shell structure are discussed through experimental results. Secondly, through the comparison of numerical simulation results with the experimental results, the capability of simulating UNDEX phenomena is shown. And also, it is shown that fluid-structure interaction plays an important role in UNDEX phenomena. Main conclusions can be summarized as follows.

(1) Doubly exponential function proposed here can be fitted to measured free field pressure with accuracy better than 5% for impulse and energy flux density of free field pressure.

(2) The reflection factor seems to depend on the distance between explosive and a structure. In these experiments, the shadow effects of the test model to shock wave is so remarkable that the reflection factor of the back surface of the test model becomes about 0.3.

(3) There are some occasions that sharp peak pressure is generated on the back surface of a cylindrical shell structure, where elastic stress waves through different paths meet.

(4) Fluid-structure interaction greatly influences peak value, impulse and energy flux density of shock loading to the test model. Therefore, it is necessary to take it into account when estimating the shock loading by numerical simulation.

(5) Using axis-symmetric numerical simulation model, efficient and reasonably accurate estimation of shock loading to a cylindrical shell structure can be performed.

## 1. 緒 言

水中爆発により発生する圧力波についての理論的研究としては1940年代にR. H. Coleがまとめた研究論文<sup>1)</sup>があり、現在の研究者にとっても古典的バイブルとなっている。

我が国においても、水中爆発により発生する衝撃波とそれに対する構造物の衝撃応答の研究<sup>2)</sup>、爆轟ガスの挙動に関する研究<sup>3)</sup>など古くから研究がなされている。1980年代には本四架橋の工事に際し、水中爆発荷重を利用することが検討され、多くの研究論文<sup>4)</sup>が発表された。また、1990年代になり、水中爆発による衝撃荷重に対する水中および浮体構造物の安全性評価の重要性が高まり各所で研究がされている<sup>5),6),7),8)</sup>。水中爆発現象は、非常に高速・高圧の現象であるため、その計測に際しては、高度な計測技術が必要となる。特に構造表面の圧力計測については、構造物自体の変形や構造内部での弾性波の複雑な伝播が圧力計測に影

\* 川崎重工業(株)明石技術研究所

\*\* 川崎重工業(株)船舶事業本部

原稿受理 平成9年7月10日

秋季講演会において講演 平成9年11月14, 15日

響を及ぼすため、圧力波形を正確に捕らえた例は非常に少ない。フリーフィールド中の圧力については多くの計測データがあるものの、そのピーク圧力、時定数、力積値、エネルギー密度といった圧力波形の特徴を示す物理量と構造物の応答を関連づけた研究が少なく、その圧力計測データを用いて構造応答を推定する際の障害となっている。

また、周囲流体が、構造物の応答と相互干渉するため、問題がより一層難解なものとなる。そのため、本現象に関する詳細な研究例は、我が国においては非常に少ないのが現状である。

そこで本論文では、第1報としてフリーフィールド中および構造表面での圧力波形の性状に着目し、実験および数値解析により研究した成果を示す。まず、第2章において水中爆発現象の概説を行う。第3章では、著者らが実施した水中爆発実験についてを示す。実験では、フリーフィールド中および水没した円筒構造物の表面上での圧力の時刻歴データの取得に成功しており、それをもとに水中爆発により発生する圧力波形の特徴を整理する。第4章では、実験を模擬した数値解析の結果を示す。実験結果と数値解析結果の比較により実験において円筒構造物に負荷された衝撃圧力に流体-構造連成効果が大きな影響を及ぼしていることを示す。第5章でまとめを述べる。

## 2. 水中爆発現象

水中爆発により発生する圧力波形と爆轟ガス（バブル）との相関関係を示す模式図を Fig. 1<sup>9)</sup> に示す。水中爆発により発生する衝撃波は、基本的には、爆発により発生する高圧・高温の爆轟ガスが、周囲媒質を駆動する時のピストン効果により発生する<sup>1)</sup>。それと同時に、爆轟ガス内部では、外向きの流速が誘起されるため、膨張運動を開始する。その後、爆轟ガスは、周囲の圧力場とポテンシャルのやりとりをすることで膨張・収縮運動を繰り返しながら浮上す

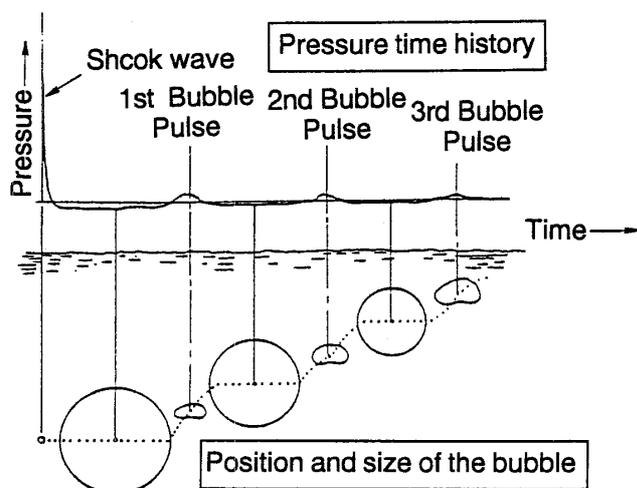


Fig. 1 Underwater explosion (UNDEX) phenomena<sup>9)</sup>

る。各々の収縮時にはバブル波とよばれる圧力波が発生する。バブル波は、衝撃波と比較し、ピーク圧力は低い、圧力の時間積分値である力積値については衝撃波と同程度であるため、構造物の損傷に対しては衝撃波と同様に有意なものとなる。また、爆轟ガスの運動は、自由表面・構造物などの境界面の影響を大きく受ける。例えば、近傍に構造物が存在する場合は、気泡が非対称に崩壊することにより、ジェット流が構造物に向かって発生<sup>3),10)</sup>し、構造物に大きな損傷を及ぼす場合がある。

このように、水中爆発により、構造物に負荷される圧力荷重は、爆薬重量、爆薬と構造物の相対位置、爆薬が位置する水深、自由表面・壁面といった周囲の境界条件など種々のパラメータに影響される。また、構造物の変形や加速度といった応答量を推定する際は、流体-構造連成効果も考慮する必要がある。

## 3. 水中爆発実験

水中爆発により発生するフリーフィールド中での衝撃波それに対する構造応答を計測した例は、これまでも多数ある<sup>2),5),6),9)</sup>。しかしながら、それらの多くは、爆発条件と構造物の変形量の対応づけに主眼がおかれており、その中間段階に位置する外力の分布や性状について、詳細な検討を行ったものは少ない。そこで、円筒形状の試験体を用いた水中爆発実験により、外力の基本的な性状を把握することを目的とした実験を行った。

### 3.1 実験条件

(実験状況および実験パラメータ)

実験は、深さ約4m、幅約8mの爆破試験水槽で行った。実験状況およびセンサーの配置などを Fig. 2 に示す。ここで、爆薬から円筒構造物までの最短距離をスタンドオフと名づける。また、スタンドオフを定義する円筒構造物上の位置をスタンドオフポイントと名づける。円筒構造物では、衝撃波の進行方向と構造物表面の接面がスタンドオフポイントで直交する。爆薬と試験体中心は水平等位で、その水深は1.5mである。実験は爆薬質量とスタンドオフをパラメータとして3ケース実施した (Table 1)。また、使用した爆薬は高性能火薬の一種である Comp. B であり、その物性を後述の Table 4 に示す。

(試験体形状)

試験体形状を Fig. 3 に示す。試験体は焼き入れ高張力鋼 (密度: 7840 kg/m<sup>3</sup>, 降伏応力: 448 MPa, 引張強さ: 621 MPa, 表面堅さ: 50-60 Shore A) 製で、外径 356 mm, 長さ 1.5 m, 板厚 25.5 mm の円筒形状とした。試験体の中央に最初に到達する圧力波の一部は、弾性波として試験体内部を伝播するが、弾性波が試験体端部で反射後、再び、圧力計測位置に達する前に衝撃波が試験体を通るように試験体長さを決定した。また、試験体の変形が、弾性域となるように板厚を決めた。

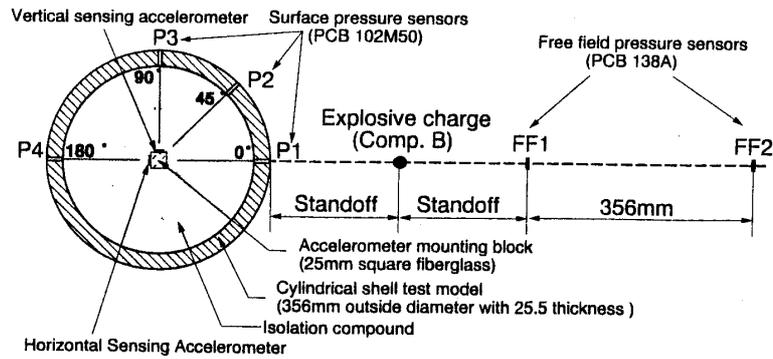


Fig. 2 Test arrangement

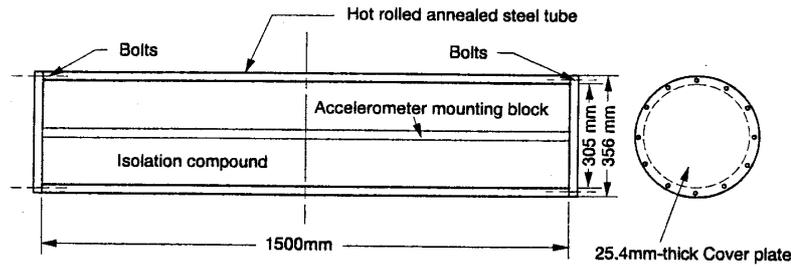


Fig. 3 Test model

Table 1 Charge sizes and standoff conditions for UNDEX experiments

	Charge Diameter [mm]	Charge Mass [g]	Nominal Charge Standoff [mm]
Test-1	30.7	23.9	1000
Test-2	30.7	23.8	500
Test-3	38.6	48.5	1000

(センサー類)

構造表面の圧力 (P1~P4) についてはピエゾエレクトリック型の圧力センサーを用い計測した。フリーフィールド中の圧力 (FF1, FF2) はトルマリン型の圧力センサーを用い計測した。FF1では、爆薬を中心としてP1と対称となる位置のフリーフィールド中の圧力を計測する。同様に、FF2では、P4と対称となる位置のフリーフィールド圧力を計測する。また、試験体内部には、ワックス状の緩衝材 (BIWAX # 637, 密度: 1010 kg/m<sup>3</sup>, 引張強さ: 2.80 MPa) を充填した。加速度センサーをこの緩衝材の中に埋め込み試験体の全体運動の計測を行った。なお、使用したセンサーの仕様などを Table 2 に示す。

(計測方法)

計測時間は起爆後 400 msec である。計測はすべてデジタル計測とし、衝撃波を精度良く捕らえるために 1.0 μsec, バブル波を精度良く捕らえるために 0.1 msec のサン

プリング周期とした 2 系統による計測を行った。ただし、1.0 μsec のサンプリング周期による計測は、データ・ロガーのメモリーの都合上、起爆後 4.0 msec の時間しか行っていない。しかしながら、それ以降は、現象の変化が衝撃波の通過時ほど急激ではないため、0.1 msec のサンプリング周期で充分であった。計測時間とサンプリング周期の異なるこれら 2 系統の計測結果を重ね合わせ 1 計測データとした。

3.2 実験結果と考察

3.2.1 フリーフィールド圧力の計測結果について

静水圧状態をゼロ圧力とするフリーフィールド中の圧力波形の一例として Test-1 での FF1 における計測結果を Fig. 4 に示す。本論文中で示す時刻歴の図はすべて、起爆時をゼロ時刻としている。計測点に最初に到達している鋭い立ち上がり持つ圧力波形 (ピーク圧力: 約 16 MPa) は、爆心から直接到達した衝撃波である。2.0 msec 近傍に見られ

Table 2 Sensor specifications

Measurement type	Gage	Specifications
Free field pressure measurement	PCB 138A	Max. pressure : 138 MPa Frequency response : 0.7 MHz Resolution : 0.001 MPa
Surface pressure on the test model	PCB 102M50	Max. pressure : 206 MPa Frequency response : 1.0 MHz Resolution : 0.001 MPa
Rigid body acceleration of the test model	Endevco 7270A	Max. acceleration : 20,000 G Frequency response : 50 kHz Resolution : 0.025 G

る圧力波形は試験体からの反射波である。2.2 msec 近傍での圧力の低下は、自由表面からの反射波（膨張波）、また、3.0 msec 近傍に見られる圧力波形は試験水槽の底面からの反射波が計測点に到達したことを示している。

フリーフィールド中を伝搬する衝撃波は、鋭い立ち上がりの後、急激に低下する。この圧力波形を、適切なカーブフィッティングにより少数のパラメータで整理することができれば、他の爆薬重量や位置での圧力波形を推定することが可能となる。また、衝撃波の立ち上がり時間は非常に短い（数 100 nsec）ため、ピーク圧力を捕らえ損なう可能性がある。その場合、カーブフィッティングには、真の圧力波形を推定するという意味も含まれる。

一方、圧力波形の性状を示すパラメータとして力積値  $I_s$  ((1)式)、エネルギー密度  $E_s$  ((2)式) といった圧力の時間積分値がある。これらのパラメータは、爆発時に放出される衝撃波の持つエネルギーを評価するとともに、構造物の損傷を推定する際にも、重要なパラメータとなる。

$$I_s = \int p(t) dt \quad (1)$$

$$E_s = \frac{1}{\rho_w C_w} \int p(t)^2 dt \quad (2)$$

$\rho_w$  : 水の密度

$C_w$  : 水中での音速

ここでは、まず、フリーフィールド中での計測圧力のカーブフィッティング方法を示す。次に、力積値、エネルギー密度といった圧力波形の性状を表すパラメータの計算方法を幾つか示し、それらの差異を述べる。

フリーフィールド中を伝搬する衝撃波は、ピーク圧力 ( $P_{max}$ ) の後、概略、指数関数的に低下することが、1948 年以前に行われた Arons および Yennie の実験で示されている<sup>11)</sup>。また、文献 9) によると、圧力波が  $P_{max}/e$  ( $e$  : 自然対数の底) まで低下した以降の時間範囲では、圧力の低下の程度が小さくなり、初期の指数関数では、計測圧力を表すことができないことが述べられている。そこで、本論文では、水中衝撃波のカーブフィッティング方法として以下に示す 2 重指数関数近似を提案する。

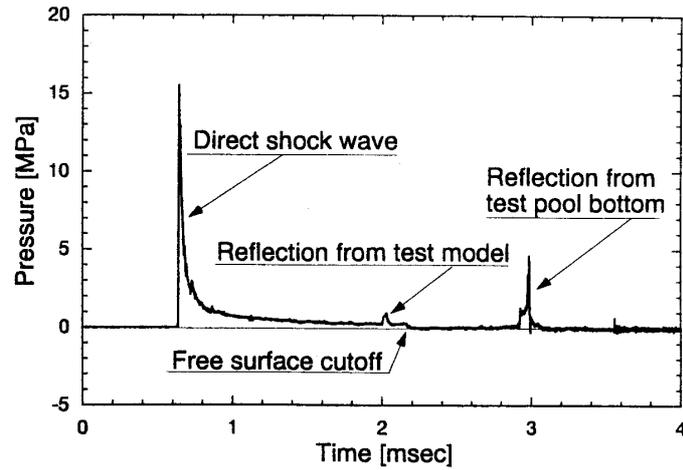


Fig. 4 Typical time history of free field pressure (Test-1, FF 1)

ピーク圧力  $P_{max}$  から  $P_{max}/e$  まで低下する時間範囲の計測圧力に対して、最小 2 乗法により (3) 式で示す指数関数にフィッティングを行う。

$$p_1(t) = \begin{cases} 0.0 & (t < t_0) \\ P_m e^{-(t-t_0)/\theta_m} & (t_0 \leq t \leq t_0 + \theta_m) \end{cases} \quad (3)$$

この場合、 $\theta_m$  は (3) 式での最大値  $P_m$  から  $P_m/e$  まで圧力が低下する時間で、時定数と呼ばれる。また、 $t_0$  は、計測された圧力波形が 0.0 から  $P_{max}$  まで立ち上がる時間の 1/2 の時刻として定義する。

次に、 $t_0 + \theta_m$  以降については、 $t_0 + \theta_m < t \leq t_0 + 5\theta_m$  の時間範囲で計測圧力に最小 2 乗法を適用し (4) 式で示す指数関数にフィッティングを行う。

$$p_2(t) = P'_m e^{-(t-t_0)/\theta'_m} \quad (t_0 + \theta_m < t \leq t_0 + 5\theta_m) \quad (4)$$

(3) 式と (4) 式が交差する時刻  $t'$  は (5) 式で求まる。

$$t' = (\ln P_m - \ln P'_m) \frac{\theta_m \theta'_m}{\theta'_m - \theta_m} + t_0 \quad (5)$$

その時の圧力  $p_1(t') (= p_2(t'))$  は (6) 式で求まる。

$$p_1(t') = p_2(t') = \frac{P'_m \frac{\theta'_m}{\theta'_m - \theta_m}}{P_m \frac{\theta_m}{\theta'_m - \theta_m}} \quad (6)$$

ここで、以下に示す 3 種類の力積値およびエネルギー密度の時刻歴の計算方法を考え、その差異を述べる。

Method-1 : 全時間範囲を通して計測圧力データ  $p(t)$  を用いて力積値、エネルギー密度の時刻歴を計算する。

$$I_{s1}(t) = \int_0^t p(t) dt \quad (7)$$

$$E_{s1}(t) = \frac{1}{\rho_w C_w} \int_0^t p(t)^2 dt \quad (8)$$

Method-2 : 全時間範囲を通して (3) 式の  $p_1(t)$  を用いて力積値、エネルギー密度の時刻歴を計算する。その簡便さのため、(3) 式を、水中衝撃波形と見なす場合がある。今回は、その近似度について述べる。

$$I_{s2}(t) = \begin{cases} 0.0 & (t < t_0) \\ \int_{t_0}^t p_1(t) dt = P_m \theta_m (1 - e^{-(t-t_0)/\theta_m}) & (t \geq t_0) \end{cases} \quad (9)$$

$$E_{s2}(t) = \begin{cases} 0.0 & (t < t_0) \\ \frac{1}{\rho_w C_w} \int_{t_0}^t p_1(t)^2 dt = \frac{P_m^2 \theta_m}{2 \rho_w C_w} (1 - e^{-2(t-t_0)/\theta_m}) & (t \geq t_0) \end{cases} \quad (10)$$

Method-3:  $t_0 \leq t < t'$  の時間範囲については(3)式の  $p_1(t)$  を用いて力積値, エネルギー密度の時刻歴を計算,  $t' \leq t$  の時間範囲については(4)式の  $p_2(t)$  を用いてそれらを計算する。

$$I_{s3}(t) = \begin{cases} 0.0 & (t < t_0) \\ \int_{t_0}^t p_1(t) dt = P_m \theta_m (1 - e^{-(t-t_0)/\theta_m}) & (t_0 \leq t < t') \\ \int_{t_0}^{t'} p_1(t) dt + \int_{t'}^t p_2(t) dt & (t \geq t') \\ = P_m \theta_m (1 - e^{-(t'-t_0)/\theta_m}) + P_m' \theta_m' (e^{-(t'-t_0)/\theta_m} - e^{-(t-t_0)/\theta_m}) & \end{cases} \quad (11)$$

$$E_{s3}(t) = \begin{cases} 0.0 & (t < t_0) \\ \frac{1}{\rho_w C_w} \int_{t_0}^t p_1(t)^2 dt = \frac{P_m^2 \theta_m}{2 \rho_w C_w} (1 - e^{-2(t-t_0)/\theta_m}) & (t_0 \leq t < t') \\ \frac{1}{\rho_w C_w} \int_{t_0}^{t'} p_1(t)^2 dt + \frac{1}{\rho_w C_w} \int_{t'}^t p_2(t)^2 dt & (t \geq t') \\ = \frac{P_m^2 \theta_m}{2 \rho_w C_w} (1 - e^{-2(t'-t_0)/\theta_m}) + \frac{P_m'^2 \theta_m'}{2 \rho_w C_w} (e^{-2(t'-t_0)/\theta_m} - e^{-2(t-t_0)/\theta_m}) & \end{cases} \quad (12)$$

Fig. 5 では Test-2 の FF 1 の計測圧力と, それをカーブフィッティングしたものとの比較を示す。Fig. 6 には力積値の時刻歴の比較を, Fig. 7 にはエネルギー密度の時刻歴を比較する。また, Table 3 には, 時刻  $t_0 + 5\theta_m$  における, 力積値およびエネルギー密度を一覧する。

力積値およびエネルギー密度を Method-2 と Method-1 で比較すると, Method-2 の計算方法で求めた力積値は, Method-1 の 70%~80%, エネルギー密度で 80%~90% となっている。つまり,  $t' \leq t \leq t_0 + 5\theta_m$  の時間範囲における圧力波形についても(3)式の  $p_1(t)$  の指数関数で表すと, 力積値で 20%~30%, エネルギー密度については 10%~20% の誤差が生じることとなる。

Method-3 と Method-1 で, 力積値およびエネルギー密度を比較すると, その差異は最大 5% であり, 今回提案した 2 重指数関数近似は, 実用上, 許容しうる精度で計測圧力波形を再現している。

実験結果をさらに整理し, ピーク圧力  $P_m$  および時定数

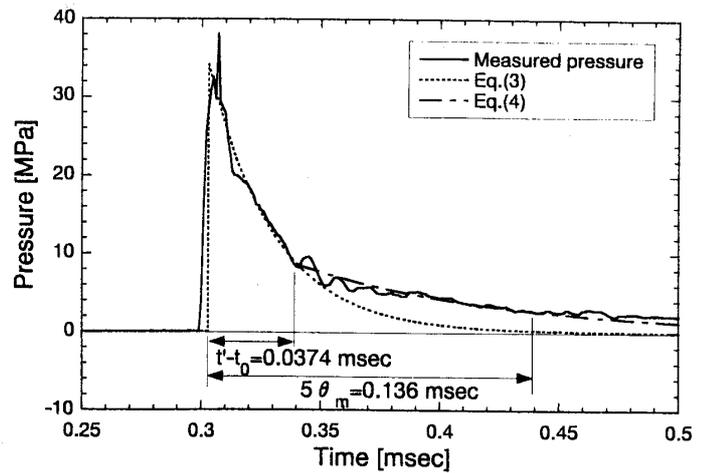


Fig. 5 Time history of free field pressure (Test-2, FF 1)

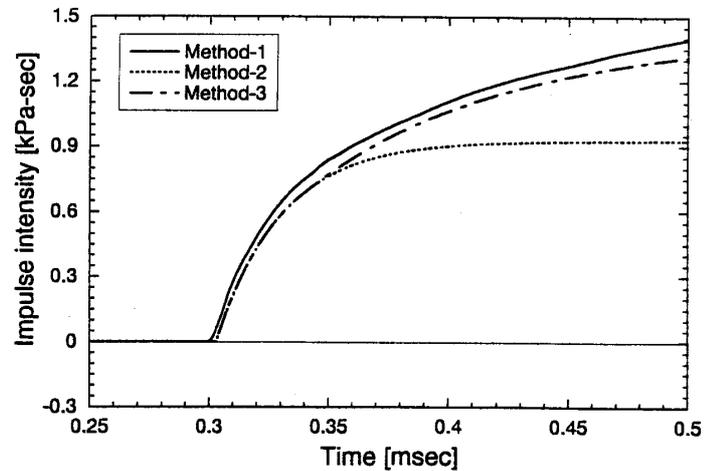


Fig. 6 Time history of impulse intensity (Test-2, FF 1)

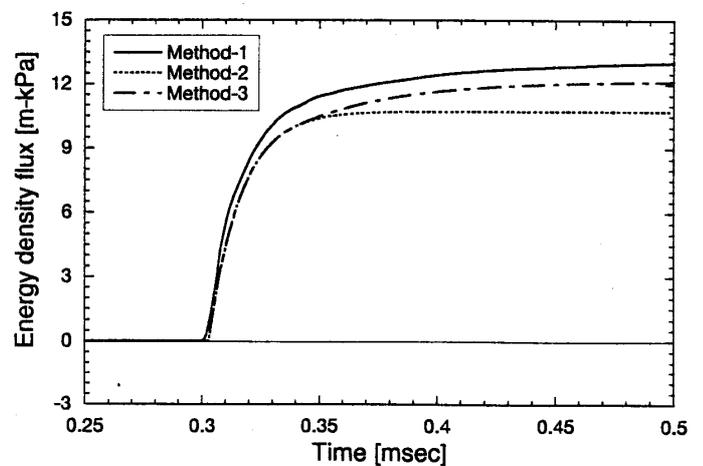


Fig. 7 Time history of energy flux density (Test-2, FF 1)

Table 3 Test results for free field pressure

	Sensor symbol	$t_0$	$P_m$	$\theta_m$	$P'_m$	$\theta'_m$	$I_{S1}$	$E_{S1}$	$I_{S2}$	$E_{S2}$	$I_{S3}$	$E_{S3}$
Test-1	FF1	0.640	16.1	0.0339	5.99	0.105	0.676	3.10	0.541	2.96	0.685	3.24
	FF2	0.879	8.72	0.0342	3.63	0.0954	0.384	0.974	0.297	0.881	0.377	0.970
Test-2	FF1	0.303	34.2	0.0271	13.4	0.0844	1.25	12.4	0.922	10.7	1.20	12.0
	FF2	0.541	16.8	0.0277	6.77	0.0852	0.627	2.99	0.461	2.63	0.602	2.96
Test-3	FF1	0.620	21.3	0.0402	8.94	0.109	1.06	6.50	0.850	6.15	1.07	6.76
	FF2	0.859	12.4	0.0409	5.05	0.118	0.667	2.43	0.502	2.11	0.642	2.34

$P_m$  : Peak pressure for shock wave [MPa],  $\theta_m$  : Time constant [msec],  
 $I$  : Impulse intensity [kPa-sec],  $E$  : Energy flux density [m-kPa]  
 Impulse intensity and energy flux density are evaluated at  $t_0+5\theta_m$

$\theta_m$  を爆薬質量および爆発点からの距離の関数として、以下の実験式を導いた。

$$P_m = 80.6 \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{1.42} \text{ [MPa]} \quad (13)$$

$W$  : 爆薬質量 [kg]

$R$  : 爆発点からの距離 [m]

$$\theta_m = 0.0817 W^{1/3} \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{-0.266} \text{ [msec]} \quad (14)$$

同様に、 $P'_m$ ,  $\theta'_m$  に関する実験式として (15) 式, (16) 式を導いた。

$$P'_m = 32.4 \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{1.42} \text{ [MPa]} \quad (15)$$

$$\theta'_m = 0.252 W^{1/3} \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{-0.266} \text{ [msec]} \quad (16)$$

ピーク圧力に対する実験式を Fig. 8.1 に、時定数に対する実験式を Fig. 8.2 に示す。これら両対数で書かれたグラフで  $P_m$  と  $P'_m$ ,  $\theta_m$  と  $\theta'_m$  をそれぞれ比較すると、実験式の傾きにほとんど差異がないことがわかる。つまり、今回提案した 2 重指数関数近似の特徴の 1 つとして、 $P_m$  と  $P'_m$  の比および  $\theta_m$  と  $\theta'_m$  の比が、異なる爆発条件においても、それぞれ、ほぼ一定であることが挙げられる。

3.2.2 円筒構造表面圧力の計測結果について

衝撃波が構造物に達すると、構造物表面で反射・回折が生じる。そのため、構造物に負荷される衝撃圧力は複雑なものとなる。

Fig. 9 には、Test-2 における構造表面での圧力波形を示す。構造表面での計測圧力は、フリーフィールド中での計測圧力と比較し、振動していることがわかる。これは、圧力センサーの受圧部や取り付け部および構造物内部で伝播・反射を繰り返す弾性波の影響であると推測される。構造表面圧力を計測する際に、現状、これらの影響を完全に排除した実験を行うことは難しい。そのため、計測された圧力波形をいかに解釈するかが重要となる。

Fig. 9 で、スタンドオフポイントの圧力  $P_1$  と、それと爆発点から等距離に位置するフリーフィールド中の圧力 FF1 を比較すると、 $P_1$  の方がピーク圧力が高くなって

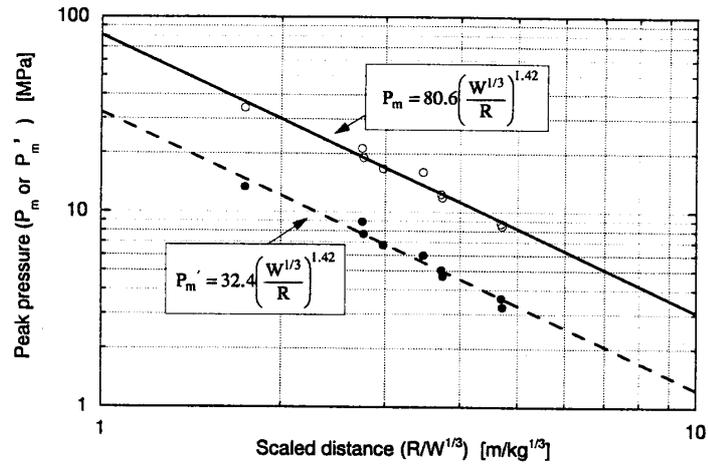


Fig. 8.1 Peak pressure versus scaled distance

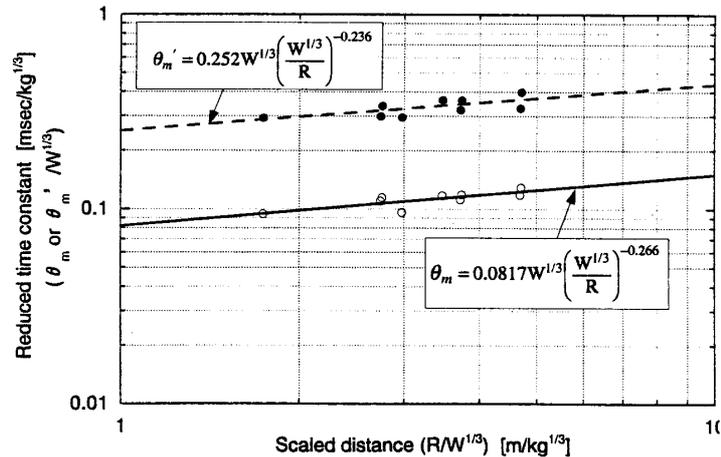


Fig. 8.2 Reduced time constant versus scaled distance

ることがわかる。水中を音速で伝搬する衝撃波が剛体平板に入射すると同位相で大きさの等しい反射波が生じる。その場合、入射波と反射波との重ね合わせにより、剛体平板上でのピーク圧力は、理論的にはフリーフィールド中の圧力、つまり入射波の圧力の 2 倍の値となる。 $P_1$  のピーク圧

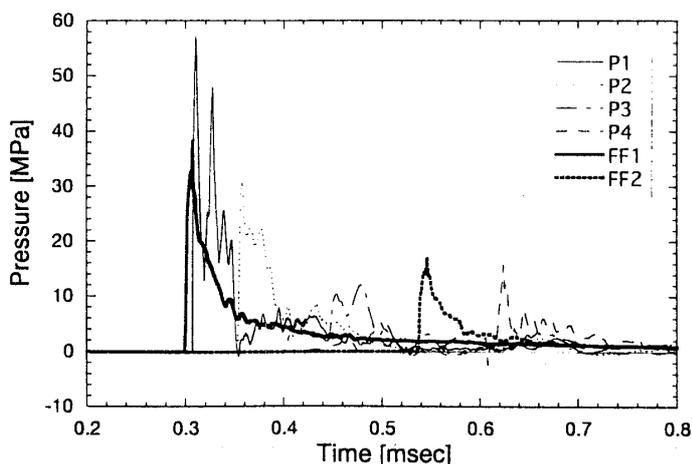


Fig. 9 Time history of surface pressure on the test model (Test-2)

力は、それと同じスタンドオフを持つフリーフィールド中の圧力である FF 1 のピーク圧力の 2 倍には達してはいないが、これは、構造物表面の曲率の影響、弾性影響、全体運動の影響などによるものと考えられる。

試験体背面の P 4 では時刻 0.62 msec 近傍で P 2, P 3 に見られないピーク圧力が発生している。このピーク圧力は、水中を伝搬する圧力波に先行して、試験体内部を伝播する弾性波が、試験体背面で出会う際、周囲流体と相互干渉を起こし発生したものと考えられる。また、P 4 と FF 2 は、爆薬からの直線距離は同じであるが、圧力波の到達時間については大きな差異が見られる。これは P 4 では、円筒構造物周囲を圧力が回り込むため、FF 2 と比較し、遅れて圧力波が到達するためである。

ここで、構造表面上のピーク圧力をフリーフィールド中のピーク圧力で除したものを、便宜上、反射係数(Reflection factor)と名づける。圧力を構造物表面で積分すると、構造物に負荷される荷重が求まる。ここで述べる反射係数や、先に示した圧力波の P 4 と FF 2 での到達時間の差異は構造物に負荷される荷重を決める重要なパラメータとなる。

今回の実験での反射係数を Fig. 10 に示す。この場合の反射係数は、P 1~P 4 でのピーク圧力を(13)式で求まるフリーフィールド中の圧力で除して求めた。ただし、P 4 の位置では、先に述べたように、試験体内部での弾性波の伝播の影響が顕著であるため、それに起因する圧力波形は対象外とした。Fig. 10 を見ると、スタンドオフポイントの P 1 から、試験体背面の P 4 へと反射係数が小さくなっていることがわかる。試験体頂部の P 3 で、すでに反射係数は 1.0 以下となっており、試験体背面の P 4 では、0.3 前後にまで低下している。すなわち、今回の実験は、近接爆発となっており、試験体の衝撃波に対するシャドウ効果が顕著に現れている。爆薬重量は異なるが、同一のスタンドオフである Test-1 と Test-3 では、ほぼ同程度の反射係数となつて

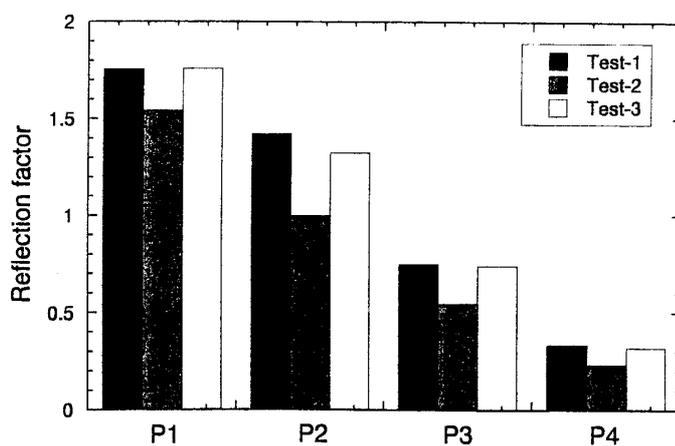


Fig. 10 Reflection factor for each measuring point

いる。スタンドオフがその半分である Test-2 では、反射係数は、Test-1 および Test-3 より小さくなっている。

以上、今回の実験結果から、円筒構造物表面での衝撃圧力の反射係数は、爆薬重量よりも構造物と試験体との相対位置関係つまりスタンドオフに依存していると思われる。

#### 4. 数値解析

3章で述べたように、構造表面圧力は、衝撃波の反射・回折、流体-構造連成効果により、フリーフィールド圧力とは異なったものとなる。しかしながら、先に示したように計測された構造表面圧力は、試験体内部を伝播する種々の応力波の影響を受ける場合があり、圧力波形の評価は容易ではない。その場合、数値シミュレーションは、採用スキームやメッシュ分割に解が依存するものの、比較的容易に理想状態を再現することができるため、現象を解釈する際に有益なツールとなる。そこで、数値シミュレーションを援用し構造表面圧力の評価を行った。

##### 4.1 解析手法

汎用流体-構造連成解析コード MSC/DYTRAN<sup>12)</sup> を用い実験を模擬した数値シミュレーションを行った。本コードの特徴を以下に示す。

(1) 水中爆発に対する構造物の衝撃応答を含めた多くの流体-構造連成問題への適用実績がありその有用性が確認されている<sup>5),9),13)</sup>。

(2) 流体部はオイラー座標系で定式化し、構造部はラグランジェ座標系に従い定式化されている。その境界面をカップリング面として定義することにより流体に対しては構造物は移動境界となり、構造物には流体から圧力荷重が負荷される。

(3) 解析機能として爆薬要素を持っており、着火点を定義することにより、着火点からの爆轟波の伝播が考慮される。爆轟波が到達した要素は、初期状態から Chapman-Jouguet 点へと状態量に変化する<sup>14)</sup>。その後、爆轟ガスの状態量は(17)式に示す JWL の状態方程式<sup>15)</sup>に従い変化す

る。

$$p = A \left( 1 - \frac{\omega\eta}{R_1} \right) e^{-R_1/\eta} + B \left( 1 - \frac{\omega\eta}{R_2} \right) e^{-R_2/\eta} + \omega\eta\rho_0 E$$

$E$  : 単位質量当たりの内部エネルギー  
 $\rho_0$  : 参照密度  
 $\rho$  : 爆薬の密度  
 $\eta$  :  $\rho/\rho_0$

$A, B, \omega, R_1$  および  $R_2$  : 定数 (17)

また、水の状態方程式としては(18)式で示す多項式状態

方程式を用いる。

In compression ( $\mu > 0$ )

$$p = a_1\mu + a_2\mu^2 + a_3\mu^3 + (b_0 + b_1\mu + b_2\mu^2 + b_3\mu^3)\rho_0 E$$

In tension ( $\mu \leq 0$ )

$$p = a_1\mu + (b_0 + b_1\mu)\rho_0 E$$

$a_1 \sim b_3$  : 定数

$$\mu = \eta - 1$$

(18)

4.2 解析モデル

解析は Test-2 を対象としている。流体-構造連成効果を

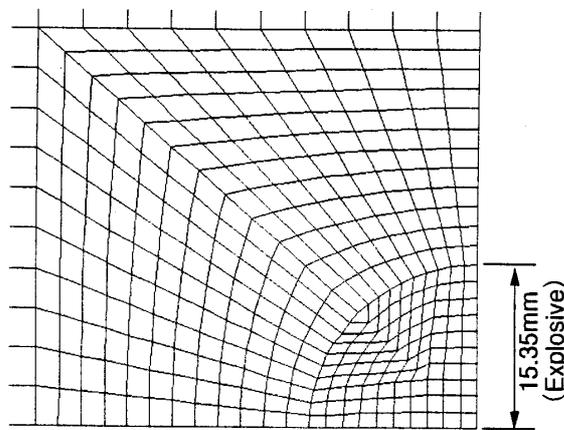
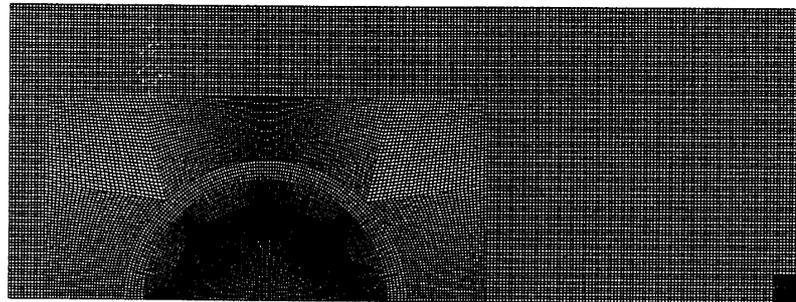
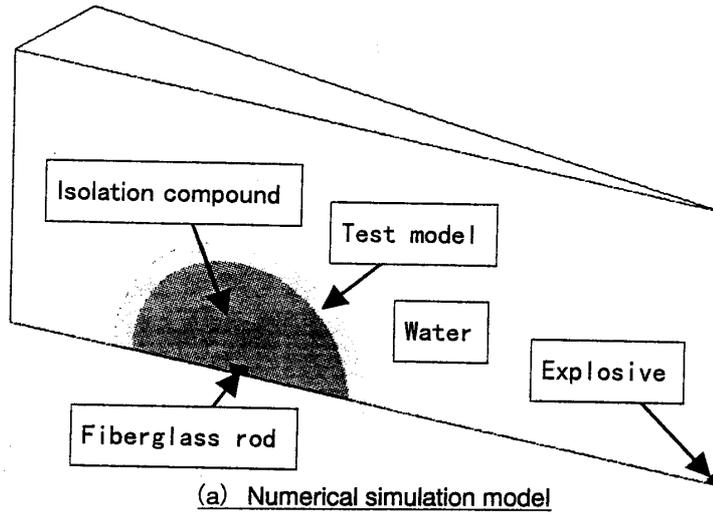


Fig. 11 Numerical simulation model

考慮しないモデル (Model-A) と考慮するモデル (Model-B) で解析結果を比較し、現象に与える流体-構造連成効果についての考察を行った。Model-B での解析モデルを Fig. 11 に示す。

流体部の基本要素サイズは 4.0 mm とした。この基本要素サイズは、衝撃波の先端から末尾までの距離 ( $5\theta_s \times C_w$ ) を 40 要素程度で分割することに相当する。衝撃波の鋭い立ち上がりを解像度よく捕らえるためには、本要素分割でも十分とは言えないが、ピーク圧力のみではなく、圧力波の力積値やエネルギー密度といった圧力波形の性状を表すパラメータについても評価対象とすることで、本要素分割を採用した。水中爆発現象や、それに対する構造応答の解析に適した要素分割法については、充分研究されされているとはいえず、今後の研究課題の 1 つである。

試験体内部のワックス状の緩衝材については、密度 1010 kg/m<sup>3</sup> の流体としてモデル化した。爆薬のモデル化としては、爆薬内部での爆轟波の伝播が再現されるよう、爆薬半径方向に 10 要素分割した。そのため、爆薬要素の基本要素サイズは約 1.5 mm となる。解析で用いた各部の物性値を Table 4 に示す。

Model-A, Model-B とも軸対称モデルである。試験体は円筒形状であるため、本来は、3次元モデルを採用する必要がある。しかしながら、3次元モデルにより、衝撃波を含めた精度のよい解析をするためには膨大な要素数が必要となる。現状、著者らの計算機環境では、そのような3次元計算は計算時間的に現実的ではない。そこで、今回は、軸対称モデルで解析を行い、実験結果と比較することにより解析モデルの近似度についても検討することにした。

計算領域は、解析精度を保持しつつ、最小限とする必要がある。本解析では、周囲の境界条件として、静水圧を与えている。そのため、衝撃波が解析モデルの周囲境界に達すると、現実には発生しない膨張波が反射波として生じる。しかしながら、膨張波が、試験体に到達する前に、爆発点

から直接に到達した衝撃波が、試験体を通過していれば、周囲境界からの反射波は、解析結果には影響を及ぼさない。

要素数は、Model-A で 22, 292, Model-B で 28, 322 である。計算時間は、1.0 msec の現象を解析するにあたり、Model-A で 1 時間 30 分, Model-B で 10 時間 50 分であった (計算機: HP 9000 シリーズ C 180, メモリ 256 メガバイト)。

#### 4.3 解析結果と考察

代表的な時刻での圧力の伝搬状況および試験体内部弾性波の伝播状況を Fig. 12 に示す。これらを見ると水中衝撃波が伝搬していく様子が理解できるとともに、試験体内部を弾性波が伝播している様子がわかる。

Model-A (流体-構造連成効果を考慮せず) による解析結果と実験結果の比較を Fig. 13 に、Model-B (流体-構造連成効果を考慮) による解析結果と実験結果の比較を Fig. 14 に示す。Fig. 13 を見ると P1 における、圧力の立ち上がり時間やピーク圧力に解析結果と実験結果で差異が見られるものの、圧力波の全体的な形状や計測点への到達時間において、両者は概略一致している。ピーク圧力の立ち上がり時間などの差異については、要素数の増加により改善可能であると考えられる。

(ピーク圧力)

Model-B で求めた P4 の圧力波形 (Fig. 14) は、Model-A で求めた P4 での圧力波形 (Fig. 13) と異なり、実験で見られた時刻 0.62 msec 近傍でのピーク圧力が再現されていることがわかる。このことより、P4 でのピーク圧力の発生は試験体の弾性影響であると考えられる。しかしながら、ピーク圧力の高さは、解析結果の方が実験結果より高くなっている。軸対称モデルでは、試験体長手方向への弾性波の伝播が拘束されるため、試験体背面に伝達されるエネルギーが実際より増加していることがこの理由として考えられる。

(力積値, エネルギー密度)

Table 4 Material properties for numerical simulation

	Material properties	Equation of state (Constitutive equation)
Cylindrical shell	Young modulus : 200 GPa Poisson ratio : 0.32 Yield strength : 448 MPa Density : 7840 kg/m <sup>3</sup>	Perfect elasto-plasticity
Water	Density : 1000 kg/m <sup>3</sup> Bulk modulus : 2.2 GPa	$a_1=2.2 \times 10^9, a_2 \sim b_3=0.0$ (Polynomial EOS)
Isolation compound	Density : 1010 kg/m <sup>3</sup> Bulk modulus : 2.2 GPa	$a_1=2.2 \times 10^9, a_2 \sim b_3=0.0$ (Polynomial EOS)
Explosive (Comp. B)	Density : 1600 kg/m <sup>3</sup> Detonation velocity : 7980 m/sec Chapman-Jouguet (CJ) Pressure : 29.5 GPa Initial internal energy : 5.32 MJ/kg	$A=5.242 \times 10^{11}$ $B=0.0768 \times 10^{11}$ $R_1=4.20, R_2=1.10$ $\omega=0.34$

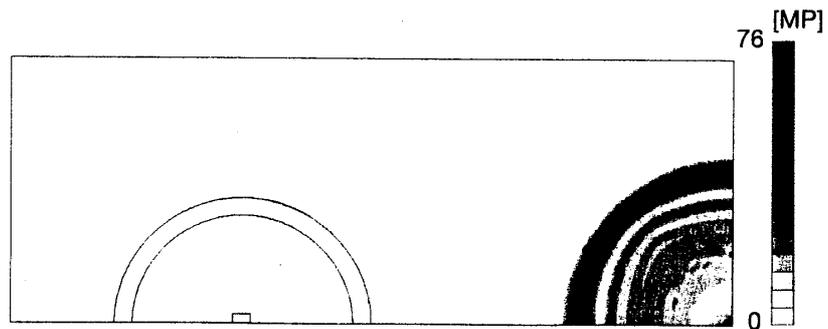


Fig. 12.1 Propagation of shock wave,  $t=0.13$  msec (Model-B)

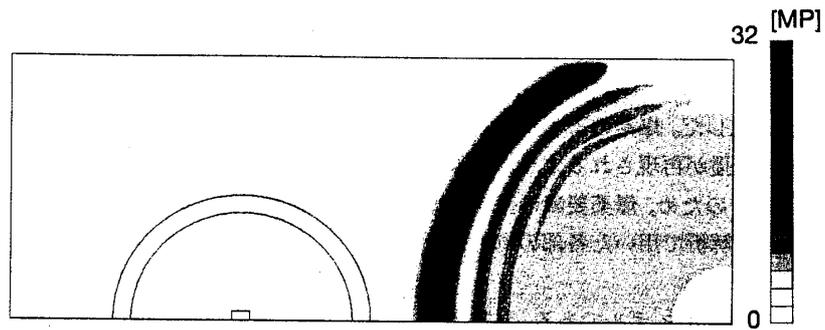


Fig. 12.2 Propagation of shock wave,  $t=0.27$  msec (Model-B)



Fig. 12.3 Propagation of shock wave,  $t=0.47$  msec (Model-B)

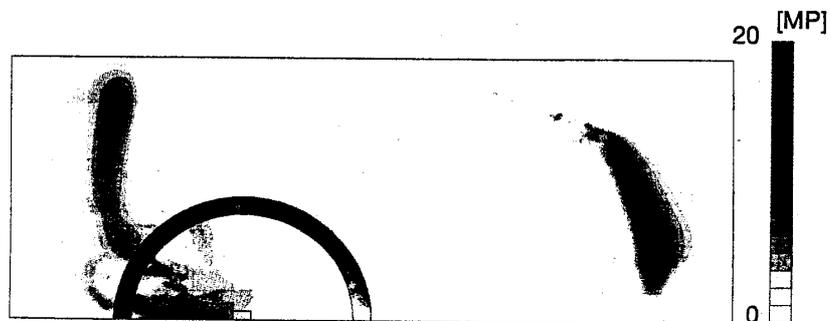


Fig. 12.4 Propagation of shock wave,  $t=0.6$  msec (Model-B)

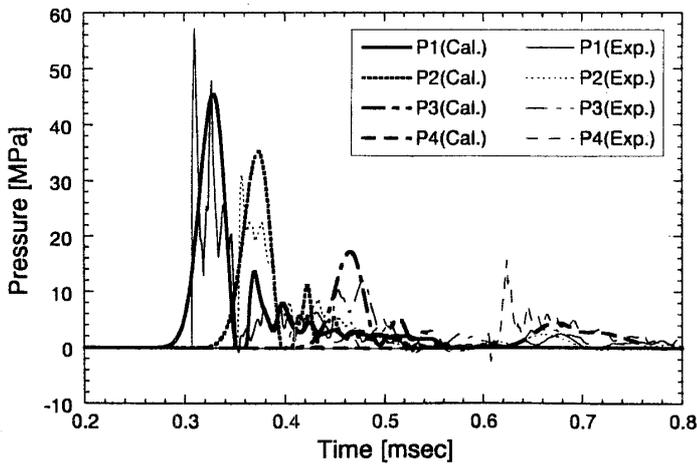


Fig. 13.1 Comparison between measured pressure and calculated pressure (without considering fluid-structure interaction, Model-A)

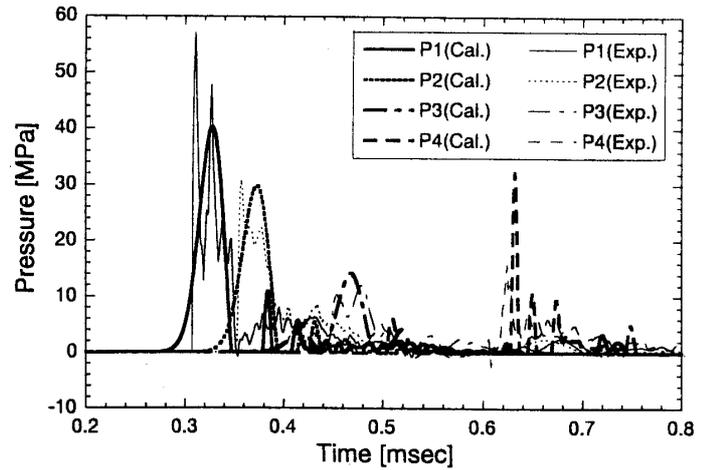


Fig. 14.1 Comparison between measured pressure and calculated pressure (with considering fluid-structure interaction, Model-B)

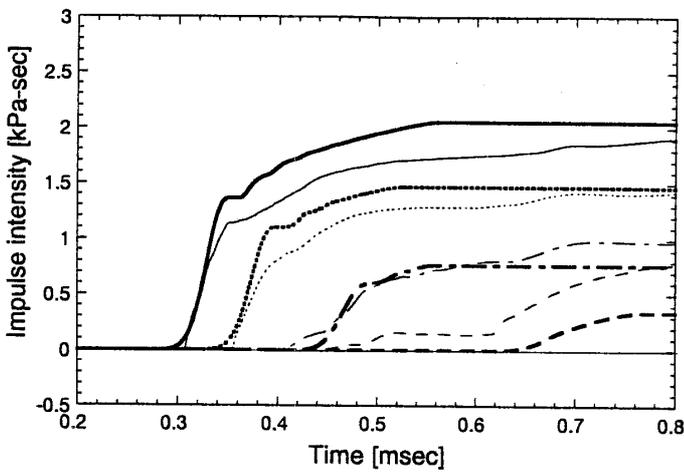


Fig. 13.2 Comparison between measured impulse and calculated impulse (without considering fluid-structure interaction, Model-A)

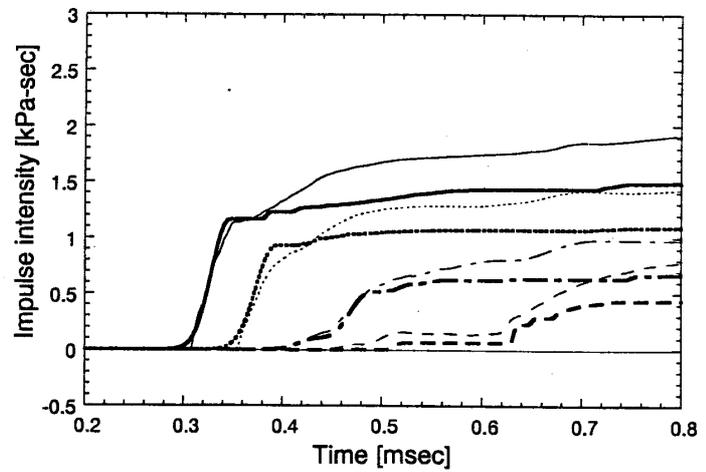


Fig. 14.2 Comparison between measured impulse and calculated impulse (with considering fluid-structure interaction, Model-B)

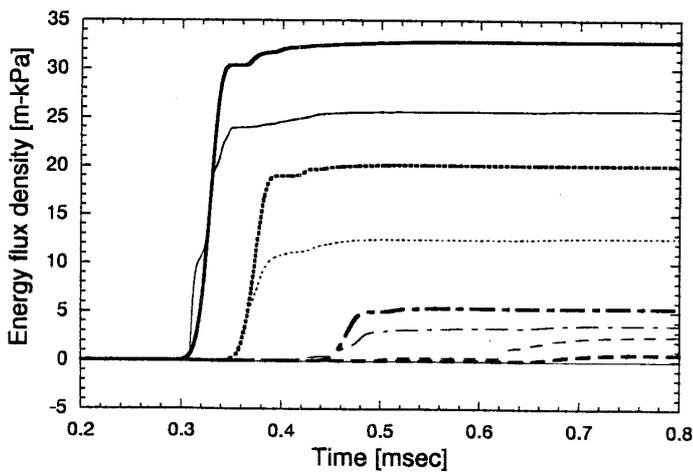


Fig. 13.3 Comparison between measured energy and calculated energy (without considering fluid-structure interaction, Model-A)

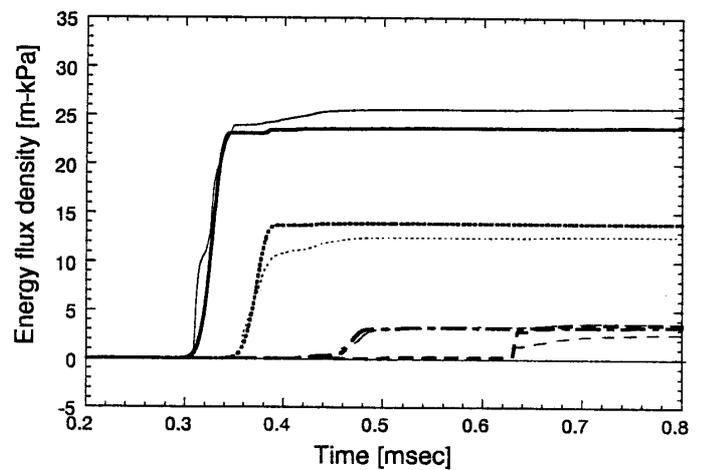


Fig. 14.3 Comparison between measured energy and calculated energy (with considering fluid-structure interaction, Model-B)

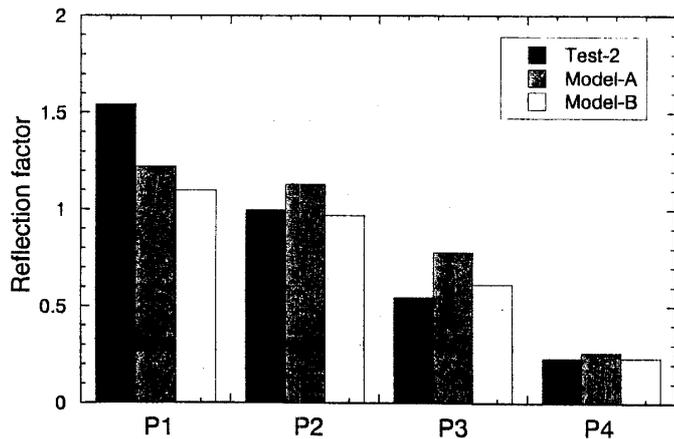


Fig. 15 Comparison of measured reflection factor with calculated one

力積値, エネルギー密度について実験結果と解析結果を比較すると, Model-A の場合, P1, P2 では解析結果が, 実験結果より大きくなる傾向にある。P3 においては, 実験結果と解析結果の差は小さくなり, P4 では逆に, 実験結果の方が解析結果より大きくなっている。一方, Model-B では, P1, P2 の力積値では, 実験結果の方が解析結果より大きくなっているが, エネルギー密度については, 解析結果と実験結果はほぼ一致している。P4 のエネルギー密度については, Model-B での解析結果は実験結果より大きくなっているが, これは先に述べた軸対称モデルを用いたことによる影響であると考えられる。力積値についても, Model-B では, 初期の立ち上がりから折れ曲がり点までは, 解析結果と実験結果はよく一致している。

(反射係数)

Fig. 15 に反射係数について実験結果と解析結果で比較したものを示す。この場合の反射係数は, 数値解析で求めた P1~P4 でのピーク圧力を(13)式で求まるフリーフィールド中の圧力で除して求めた。ただし, 実験結果から反射係数を求めた際と同様, P4 の位置で発生する試験体内部の弾性波にもとづくピーク圧力は対象外としている。Fig. 15 を見ると, スタンドオフポイントの P1 において, 解析結果から求まる反射係数は実験結果よりもかなり低くなっている。これは圧力波の立ち上がり時間の差異が影響していると思われる。一方, P2~P4 については, 解析結果と実験結果は概ね一致しており, その一致度は流体-構造連成効果を考慮する Model-B の方がよい。

以上, 今回の実験では, スタンドオフポイント近傍で構造物に入射した外力エネルギーは, 弾性変形の伝播により試験体背面に伝達されるとともに, その伝達過程において周囲流体と相互干渉し, 流体から構造, 構造から流体へのエネルギーの伝達が生じているといえる。そのため, 精度のよい解析を行うためには, それらを考慮した解析を行う必要がある。流体-構造連成効果を考慮した軸対称モデル

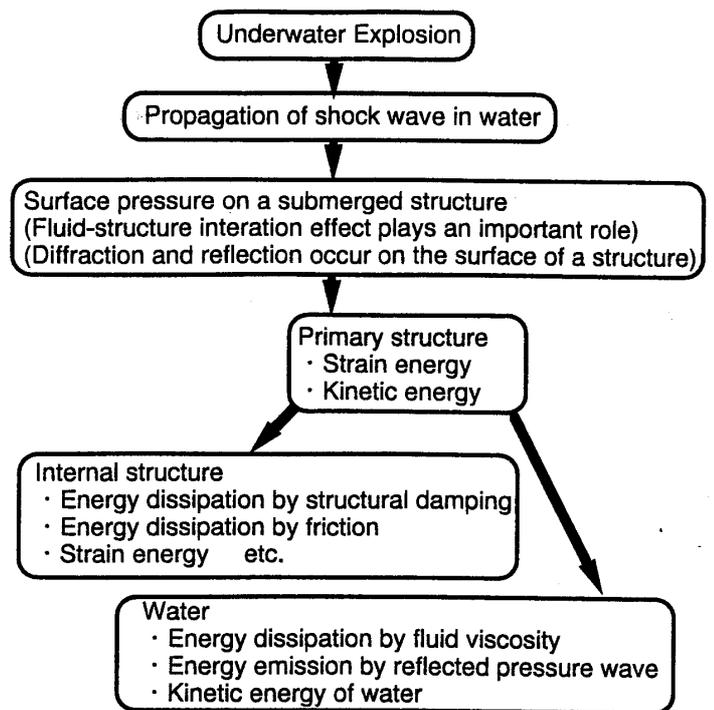


Fig. 16 Energy flow of UNDEX phenomena

による解析では, 弾性波の試験体長手方向への伝播が拘束されるため, 試験体背面へ伝達されるエネルギーが実際より増加するという欠点があるものの, 円筒構造物周囲の圧力特性の把握を効率的に行うことができることも明らかとなった。

## 5. 結 言

本論文では, 水中衝撃波を受ける水没構造物の衝撃応答を推定するための基礎的な研究成果を示したものである。

まとめとして, Fig. 16 に水中爆発現象におけるエネルギーフローを示す。図中に示すように, 水中爆発により発生した衝撃波は, 水中を伝搬し水没構造物に到達する。構造物に達した衝撃波は, 構造物表面で反射・回折する。また, 流体-構造連成効果により, 流体と構造間でのエネルギーの相互伝達が生じる。エネルギーの一部は, 構造物の歪エネルギーや運動エネルギーに消費される。構造物が塑性域に達した場合, その歪エネルギーは構造物に固定化される。内部構造まで伝達されたエネルギーについては, 構造減衰や摩擦により消散される。また, 構造物に入射したエネルギーの一部は, 構造物の弾性振動時に放出される圧力波や流体の粘性により再び, 周囲流体へ戻される。

そのようなエネルギーフローを考慮し, 本論文では, まず, 実験で計測したフリーフィールド中の圧力波形の整理方法について提案を行った。次に, 構造物表面の計測圧力とフリーフィールド中の計測圧力を比較し, 構造物表面における, 圧力波の反射・回折に関する考察を行った。また, 実験結果と数値解析結果の比較により, 構造物に負荷され

る衝撃圧力に、流体-構造連成効果が大きく影響していることを示した。

得られた主な結論・知見をまとめると以下のとおりとなる。

(1) 水中爆発により発生するフリーフィールド中の圧力波形のカーブフィッティング方法として、2重指数関数近似を提案した。それを用いると力積値、エネルギー密度に対して5%内の精度で圧力波形を関数表記することができる。また、2重指数関数近似でのパラメータ  $P_m$  と  $P'_m$  および  $\theta_m$  と  $\theta'_m$  の比は、異なる爆発条件においても、それぞれ、ほぼ一定であることを示した。

(2) 構造物のシャドウ効果により、スタンドオフポイントから構造物背面に行くに従い、衝撃圧力の円筒構造物表面上での反射係数は低下し、その到達時間に遅れが生じる。今回の実験条件では、円筒構造物背面の反射係数は0.3前後となった。

(3) 今回の実験条件では、反射係数は、主にスタンドオフに依存し、スタンドオフが大きい方が、反射係数は大きくなった。

(4) 構造物内部の異なった経路をとおり伝播する弾性波が会合する点の周囲流体には、高い圧力が発生する場合がある。

(5) 実験状況を模擬した数値解析を行い、圧力波形、反射係数、圧力の計測点への到達時間などについて実験結果と概略一致を得た。また、流体-構造連成効果が、円筒構造物周囲の衝撃圧力に大きな影響を与えており、精度のよい解析を行うためには流体-構造連成効果を考慮する必要があることも明らかとなった。

(6) 今回、数値解析に用いた軸対称モデルでは、構造物長手方向への弾性波の伝播が拘束されることによる誤差が生じるものの、円筒構造物周囲の圧力特性の把握を効率的に行うことができる。

なお、本報では、外力条件としては水中爆発により、発生する衝撃波のみを対象とし、また、構造物の変形は弾性域とした。構造物が塑性域となる場合の研究成果、および爆轟ガスの挙動に関する研究成果については次報以降で報告する。

#### 参 考 文 献

1) Cole, R. H.: Underwater Explosion, Princeton University Press, (1948)

- 2) 例えば、永井：円筒殻の衝撃外力による局部凹損実験の結果について、造船協会論文集，第117号(1965)，pp. 184-194，同第2報，造船協会論文集，第119号(1966)，pp. 108-115
- 3) 例えば、田中：水中爆発におけるガス球挙動(第2報)一水槽壁の効果とガス球の沈下一，工業火薬協会誌，Vol. 40, No. 4 (1975)，pp. 306-312
- 4) 例えば、小林，福山，鈴木，中野，山下：爆薬の爆轟によって媒質内を伝播する圧力波の研究(第1報)，工業火薬協会誌，Vol. 46, No. 5 (1985)，pp. 285-294，同(第2報)一海底爆破時に近接穴に作用する衝撃力一，工業火薬協会誌，Vol. 46, No. 5 (1985)，pp. 295-302
- 5) 米田，岩田，谷川，Rashed, S. M. H, 河原：三次元水中衝撃波と浮体構造物の衝撃応答シミュレーション，日本造船学会論文集，第175号(1994)，pp. 349-357
- 6) 木村，浅田，井上，井田：水中爆発荷重波が作用する構造物の動的応答に関する研究，三菱重工技報，Vol. 32, No. 2 (1995)，pp. 116-119
- 7) 斎藤，小川，八尾，村田：衝撃荷重を受ける船体の過渡応答(第一報，衝撃荷重の適用法と船体振動)，関西造船協会誌，第225号(1996)，pp. 167-174
- 8) 斎藤，八尾：衝撃荷重下におけるパネルの簡易変形予測，日立造船技報，第57巻，第3号(1996)，pp. 59-64
- 9) Michael M., Swisdak, Jr.: EXPLOSION EFFECTS AND PROPERTIES PART II EXPLOSION EFFECTS IN WATER, NSWC/WOL TR 76-116, (1978)
- 10) Blake, J. R., Taib, B. B., Doherty, G: Transient cavities near boundaries Part 1. Rigid boundary, J. Fluid Mech., Vol. 170 (1986)，pp. 479-497
- 11) R. J. ユーリック著，土屋訳，西村監修：水中音響の原理，共立出版(1978)，pp. 85-98
- 12) The MacNeal Schwendler Corp.: MSC/DYTRAN V 3.0 user's manual, USA, (1996)
- 13) Lee, S. H., Kim, J. Y., Lee, K. J., Kang, Yum, D. J, Seol, Y. S., Rashed, S. M. H, Kawahara, A.: Simulation of 3-D Sloshing and Structural Response in Ship's Tanks Taking Account of Fluid-Structure Interaction, SNAME Transactions, Vol. 103 (1995)，pp. 321-342
- 14) 工業火薬編：火薬ハンドブック，共立出版，(1987)
- 15) Lee, E. L., Hornig, H. C., Kury, J. W.: ADIABATIC EXPANSION OF HIGH EXPLOSIVE DETONATION PRODUCTS, Lawrence Radiation Lab., UCRL-50422, (1964)