

Fig. 1 (a) Model underground magazine for test (No. 4)
(b) Grid for calculation ; unit in mm

お、火薬庫の壁面を完全剛体とし、相互作用を考慮しないで爆風圧特性のみについての計算も行った。

2.2 弾薬の等価爆薬量

弾薬は弾殻を破壊するためにエネルギーを消費するので、爆風圧は小さくなる。このため、爆風圧および周囲に与えるエネルギーは裸爆薬とは異なり弾薬の炸

薬を等価爆薬量に換算して計算する必要がある。米国エネルギー省のマニュアル⁵⁾によると弾殻等スチールの中にある爆薬が爆発した場合、外に与える爆風圧の影響について採薬に対する等価爆薬率を次式によって求めている。

$$W' = [0.2 + 0.8 / (1 + W_c / W)] \quad (1)$$

Table 1 Input Data of Explosive

Explosive	Comp. B	TNT for 203 HE
Density (g/cm ³)	$\rho_0 = 1.717$	$\rho_0 = 1.630$
Parameter	$A = 5.242 \text{ Mbar}$ $B = 0.07678 \text{ Mbar}$ $R_1 = 4.20$ $R_2 = 1.1$ $\omega = 0.34$	$A = 3.738 \text{ Mbar}$ $B = 0.03747 \text{ Mbar}$ $R_1 = 4.15$ $R_2 = 0.90$ $\omega = 0.35$

ただし、 W' = 等価爆薬率、 W = 炸薬質量、 W_c = 弾殻質量である。炸薬203HE (TNT炸薬) の場合には $W = 16.7 \text{ kg}$ 、 $W_c = 73.2 \text{ kg}$ であるから $W' = 0.35$ であり、炸薬質量の35%である。本計算では、前室における爆風圧の時間的変化の実験結果を積分して力積を求め、一方、爆薬量を変化させた計算を PISCES 2D ELK を用いて行い力積を求め、その結果と比較して実験結果とよく一致する等価爆薬量を決定した。その結果 $W' = 0.44$ であり、(1)式から得られた値よりやや大きい値を採用した。

2.3 材料モデル

2.3.1 爆薬および空気の状態方程式

爆薬の状態方程式についてはいくつかの提案があるが、ここでは、JWL (Jones-Wilkins-Lee)⁴⁾ の状態方程式を用いた。これは使用した PISCES CODE の

標準モデルとして入っている。JWL の状態方程式は次式によって示される。

$$P = A(1 - \omega \eta / R_1) \exp(-R_1 / \eta) + B(1 - \omega \eta / R_2) \exp(-R_2 / \eta) + \omega \eta e \quad (2)$$

ただし、 P = 圧力、 A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω = 定数、 $\eta = \rho / \rho_0$ 、 ρ = 密度、 ρ_0 = 初期密度、 e = 単位体積当りのエネルギーである。Table 1 は計算に用いた各爆薬に対する定数および密度等の値を示す。

また、空気の場合の状態方程式は次式によって与えた。

$$P = (\gamma - 1) \rho e \quad (3)$$

ただし、 γ = 比熱比であり空気の場合は $\gamma = 1.4$ である。

2.2.3 コンクリートの状態方程式と構成方程式

コンクリートの材料モデルは Lawrence Livermore

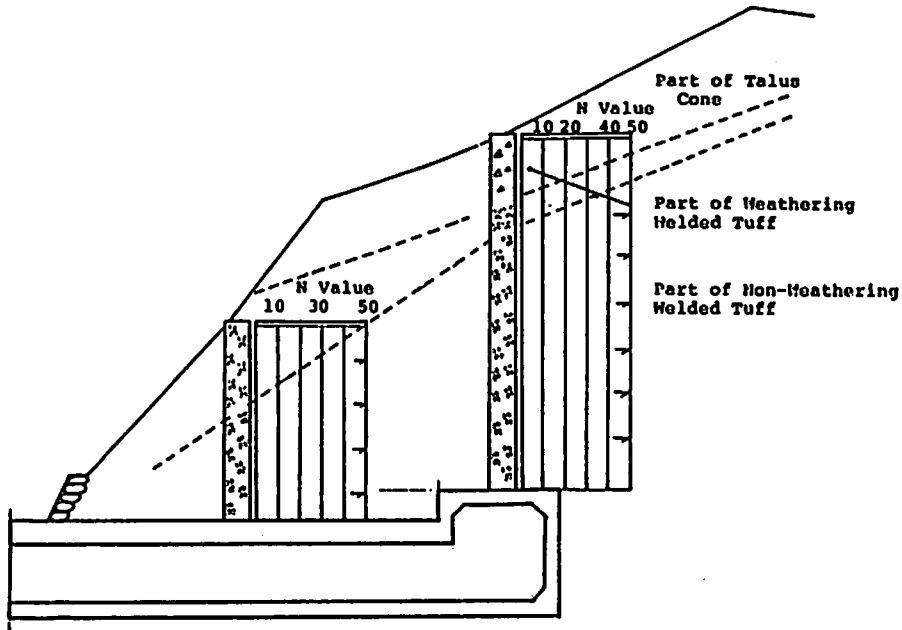


Fig. 2 Boring log of test site and georectical section

Lab. において提案されたもの⁶⁾を用いた。これは筆者等が弾丸のコンクリートへの侵襲現象を解明するために PISCES 2 DELK を用いて数値解析を行った結果⁶⁾、実験とよく一致することが認められたので、これを採用した。

コンクリートの状態方程式は次式によって与えた。

$$P = a\mu + b\mu^2 + c\mu^3 \quad (4)$$

ただし、 $a, b, c =$ 定数、 $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ で $\rho_0 = 2.47 \text{ g/cm}^3$ 、 $a = 0.256$ 、 $b = 0.256$ 、 $c = 1.0$ とし、単位は Mbar である。

また、構成方程式においては Mohr-Coulomb の降伏条件式を用い次式によって与えた。

$$Y = k + c_1 P \quad (5)$$

ここで、 $k = 0.01$ 、 $c_1 = 1.552 \times 10^{-4}$ 、 $P = J_1/3$ 、 $Y = \sqrt{3J_2}$ 、 $J_1 =$ 応力の1次不変量、 $J_2 =$ 偏差応力の2次不変量、単位は Mbar である。

2. 2. 5 岩盤および土の材料モデル

地盤を構成する岩盤の材料モデルは、岩の種類、含水量、密度等によって異なる。したがって、実際に火薬庫が施工される現場での力学的性質を把握する必要がある。力学的性質の一つは弾性係数であり、他は、弾塑性解析に必要な降伏条件式である。弾性係数について弾性波試験によって求めた。試験の結果応力波の伝播速度は未風化部で 900 m/s、風化部で 600 m/s であった。したがって、未風化部の体積弾性率 $K = \rho c^2 (1 + \nu)/3/(1 - \nu) = 0.0107 \text{ Mbar}$ である。ただし、 $\nu = 0.3$ 、 $\rho = 2.1 \text{ g/cm}^3$ である。後者については、高圧3軸圧縮試験によって求めた。

2. 2. 5. 1 岩石の高圧3軸圧縮試験

爆発近傍の岩石は非常に高い圧力を受ける。したがって岩石の力学的性質を求めるには、高圧下においての試験が必要となり、かつ、非線形問題として考える必要がある。そこで、現場の岩石の高圧3軸試験を実施した。

供試火薬庫を施行する前に、それぞれの位置においてボーリング調査を実施し、地層の性質を把握した。Fig. 2 は調査結果を示したものである。また調査時には N 値も同時に求めている。

現場（北海道上富良野町多田薬庫支処）の岩石は Fig. 2 に示したように火山岩で溶結凝灰岩である。岩石としては比較的強度が弱く、ガラス質がかなり混入したもろい岩石である。また、表面に近い部分は風化されている。

3軸試験用試料は供試火薬庫施工時に採取した岩石からダイヤモンドボーリングコア採取機によって、採取した。試料は直径 3.5 cm、長さ 7 cm とし、両端面はダイヤモンドカッターで切断した後、端面を平滑にす

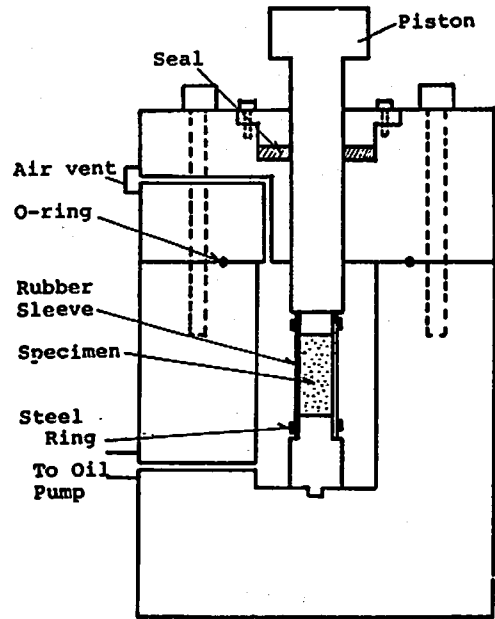


Fig. 3 High-pressure tri-axial compression test apparatus

るため、接着剤（エポキシ系）をもり上げ、サンドペーパー研磨して成型した。

試験装置は防衛大学校土木教室の高圧3軸圧縮試験装置を用いて行った。これは、高圧室（最高 2000 kgf/cm² まで加圧可能）、高圧発生装置および軸力載荷装置からなる。Fig. 3 は高圧室および試料の設置状況を示したものである。試験方法は当初当方圧縮試験を行い圧力と体積ひずみの関係を求めた。ついで、軸方向力を載荷してせん断試験を行って破断強度を求めた。せん断試験では、側圧 (σ_3) を 0 kgf/cm² (1軸圧縮)、50 kgf/cm²、100 kgf/cm²、300 kgf/cm²、500 kgf/cm²、1000 kgf/cm² に変化させて行った。

Fig. 4 は実験によって得られた圧力と密度の関係から $P-\mu$ 関係を求めたものである。 $P-\mu$ 関係は次式によって与えられる。

$$P = a_1 + a_2 \mu + a_3 \mu^2 \quad (6)$$

ただし、 $P =$ 圧力 (Mbar)、 $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ 、 $\rho =$ 密度、 $\rho_0 =$ 初期密度であり、係数 a_1 、 a_2 および a_3 のように与えて $P-\mu$ 関係を近似した。

$$a_1 = 0, a_2 = 0.0107, a_3 = 0 \quad \mu < 0$$

$$a_1 = 0, a_2 = 0.0033, a_3 = 0 \quad 0 \leq \mu \leq 0.01$$

$$a_1 = -0.00031, a_2 = 0.00066, a_3 = 0.0577 \quad \mu > 0.01$$

この関係は岩石の平均応力の計算に利用される。

3軸圧縮試験によって、各側圧に対するせん断強度を求め、降伏曲面として得られたものを Fig. 5 に示す。降伏曲面は平均応力とともに大きくなるが、徐々にそ

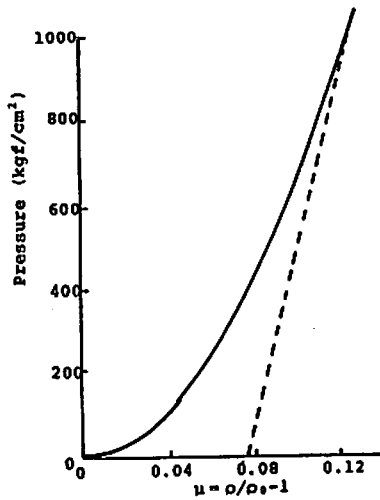


Fig. 4 Hydrostatic test results of welded tuff, broken line; unloading

の増加率が減少する傾向にあるので、2次曲線で近似し次式によって表わした。

$$Y = a + \sqrt{b + cP} \quad (7)$$

ただし、 Y, P は式(5)と同じで、 $a = -2064, b = 4.33 \times 10^8, c = 7949$, 単位は kgf/cm^2 である。

風化部の岩石はコア採取機による試料の採取が不可能であるので、ボーリング調査時の N 値から内部摩擦角を推定した。八木⁷⁾ は N 値と内部摩擦角 ϕ の関係をダンハムの式として次式のように示している。

$$\phi = \sqrt{12N} + 20 \quad (8)$$

風化部の N 値は平均30であるので、内部摩擦角 $\phi = 39^\circ$ となり、降伏曲面は次式によって与えた。

$$Y = \bar{\alpha}P \quad (9)$$

風化部に対する作用土圧は、爆発源よりかなり遠く圧力も小さくなるので、1次近似としても差し使えないと思われる。ただし、 $\bar{\alpha} = 1.59$ として与えた。

また、風化部の $P-\mu$ 関係は、現場密度 (1.79g/cm^3) と未風化部の岩石密度 (2.1g/cm^3) から換算して求めた。土については Goodrich⁶⁾ が多くの土に対して構成方程式および状態方程式を提唱している。これは地下爆発に対する応力波の伝播についての計算をするためにパラメータスタディを行ったものである。ここでは現地土の物理試験、現場密度試験および含水比試験を行って Goodrich のデータに最も近いものを用いた。

以上述べたようにして降伏曲面が得られれば、弾塑性理論の関連流動則によって、コンクリートおよび岩

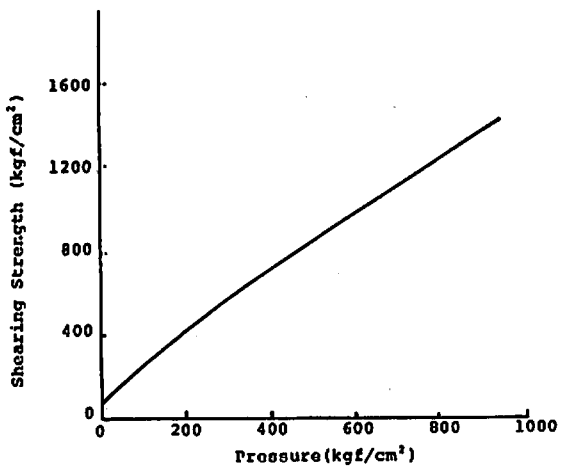


Fig. 5 Yield locus of welded tuff

石の増分型応力・ひずみマトリックスが得られる。

2.3 解析手順

本計算では、爆発から覆土の応答までかなり長い解析時間を必要とする。そのため、次のような解析手順に従って計算する。まず、覆土の重力による平衡状態を計算するため、Dynamic Relaxation によって初期状態を計算する。次に、ラグランジュゾーンの岩石およびコンクリートに対し、その変形を十分にカバーするだけのオイラーセルを加える。ここで爆発ガスの膨張についての解析を開始する。この場合、コンクリートと爆発ガスの相互作用解析はまだ行わない。ついで、爆発ガスがかなり膨張した所で、爆発ガスとコンクリートの間に相互作用境界を加え、コンクリートの境界を通じて圧力をコンクリートに伝播させる。ついで、コンクリートおよび岩盤の変形が開始し、爆発ガスの圧力がほとんど0に達した後は、コンクリートおよび地盤の変形のみを対象とした計算を続ける。

以上の手順によって計算を実施した。なお、供試火薬庫の壁面を剛体と仮定した計算の場合は最後まで爆発ガスの状態のみの計算を行った。

3. 解析結果と実験結果との比較検討

3.1 爆発ガスの膨張

Fig. 6(a) は Comp. 300kg を爆発させた場合、Fig. 6(b) は弾薬 203HE16発 (炸薬 300kg) を爆発させた場合の火薬庫内からの爆発ガスの伝播状況を示したものである。図の矢印は速度ベクトルを示しており、先端は衝撃波の先端を示している。図から爆発ガスの噴出状況および覆土の変形状態がよく理解できる。圧力の到達時刻および本体庫の破壊程度等の計算結果と実験結果とはほぼ一致していることが確認された。

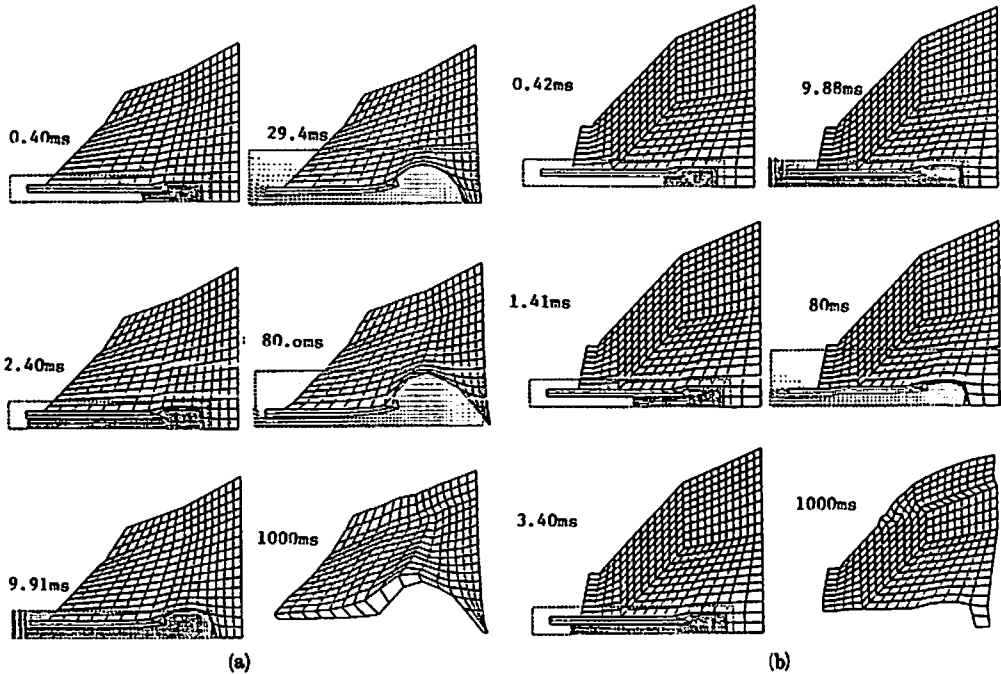


Fig. 6 Calculated results of explosion in the model underground magazine (a) No. 4 Comp. B 300kg (b) No. 3 203 HE 300kg

Fig. 7は56年度 (Comp. B 150kg) の実験について火薬庫外への火炎の噴出状況を高速カメラで撮影し解析したものを各時刻毎に示し、また数値解析では爆発ガスと空気の境界線をプロットした結果を同時に示したものである。ただし、数値解析は火薬庫の壁面を剛体としたものである。両者を比較すると火炎の噴出状況 傾向は比較的一致していることがわかる。壁面を剛体と仮定した場合とコンクリートおよび覆土の変形を考慮した場合の圧力の時間的変化の相違は、最大値が前者の方が若干大きくなる(約10%)。しかし、その差異はあまりないことが Comp. B 300kg に対して両者を計算した結果、確認されている。したがって、爆発現象、あるいは火薬庫外の爆風圧を検討する場合には、火薬庫の壁面を剛体と仮定して計算すると安全側であり、かつ計算時間も短くなる。

3.2 爆風圧の時間的変化

火薬庫内の爆風圧の時間的変化は本体庫の場合、実験結果の信頼性が低いので前室部分で比較する。Fig. 8は前室における爆風圧の時間的変化の実験結果と計算結果とを比較した一例 (Fig. 1(a)のP-5, 203 HE 300kg 3号庫)である。図から圧力の最大値は計算結果のほうが小さいが、全体的な爆風圧はほぼ一致していることがわかる。なお、Fig. 8の実験結果で初期に発生している圧力は火薬に点火するための導爆線の爆

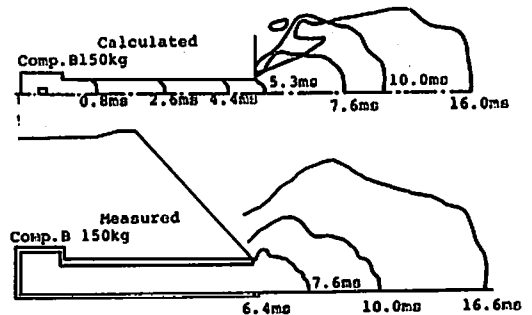


Fig. 7 Comparison between test and calculated results for propagation of flame, Test in 1981 Comp. B 150kg

発によるものであると思われる。

3.3 地盤の応答

Fig. 9(a)は3号庫(弾薬300kg)、Fig. 9(b)は4号庫(Comp. B 300kg)の実験での地盤表面の加速度の時間的変化を計算結果と同時にプロットしたものである。一般に、最大加速度の値はほぼ一致しており、計算値のほうがやや高周波成分が多くなっているが、全体的な時間的変化はよく一致していることがわかる。また、実験結果で第2番目の正の加速度は表面が一度持ちあげられ再び落下したためであると考えられる。

Fig. 10(a)は3号庫の本体直上の垂直方向の速度(計

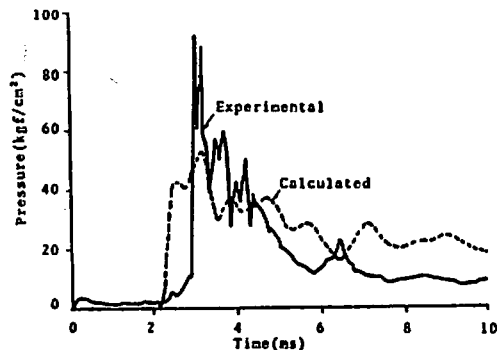
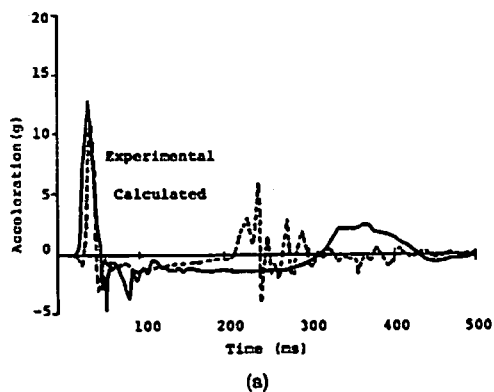
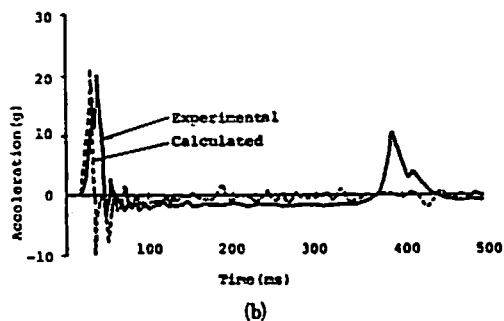


Fig. 8 Comparison between test and calculated results for pressure-time relationships (at P-5 No. 3 shown in Fig. 1 a)



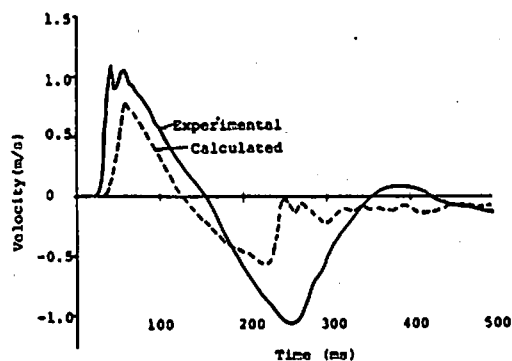
(a)



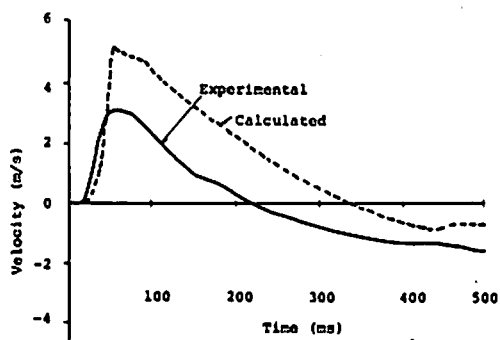
(b)

Fig. 9 Comparison between test and calculated results for acceleration-time relationships (a) at A-4 No. 4 (b) at A-3 No. 3

算では半径方向), Fig. 10(b)は4号庫の垂直方向の表面の速度の時間的変化を示したものである。実験結果は加速度を一回積分して求めた。時間的変化の傾向はよく似ているが、速度の最大値は実験と計算ではやや異なる。4号庫の場合はComp. Bの爆薬であり、実験より計算値の方が大きく3号庫の場合は弾薬であり計算値より実験値の方が大きい。これは後者の場合等



(a)



(b)

Fig. 10 Comparison between test and calculated results for velocity-time relationships (a) at A-2 No. 3 (b) at A-3 No. 4

価爆薬量を実際の炸薬の44%としたが、破片が壁面に衝突するエネルギーが計算では無視されているとともに、速度の最大値についてはこの等価爆薬量がやや小さかったためと考えられる。さらに、実際の供試火薬庫を2次元軸対象モデルにおき換えていること、岩盤やコンクリートの材料モデルの不正確さ等も原因と考えられる。

4. 結論

本研究は地中式火薬庫内で爆発事故が発生した場合の火薬庫の安全性を評価するため小規模の火薬庫模型によって実爆実験を実施し、それを数値計算でシミュレートし数値計算法の妥当性を確認するために行ったものである。このように極めて複雑な現象にもかかわらず、数値解析によってほぼ実際の現象を予測できるが、定量的にはまだ問題があり、特に材料モデルについては今後の課題として残されている。

本研究の結論を要約すると以下のとおりである。

- 1) PISCS 2 DELK によって地中式火薬庫内での爆発による爆風圧および火薬庫の変形等の応答がほぼ

- 予測できる。
- 2) 爆風圧の火薬庫外への吹出および爆風圧の分布に関しては壁面を剛体と仮定して計算しても実験結果とほぼ一致する。
- 3) 等薬の等価爆薬量は地盤の速度を予測する場合には44%ではやや小さい。

謝 辞

本研究において岩石の高圧3軸実験は防衛大学校土木教室の御協力を得て行い、また、計算については聯センチュリーリサーチセンタの伊東雅晴氏の御協力を得たことを付記してここに感謝の意を表する。

文 献

- 1) 日下部正夫, 石川昇, 藤原修三, 田中克己, 青木勝敏, 吉田正典, 角館洋三, 飯田光明, 工業火薬協会昭和59年度講演要旨集, pp. 105~106, 昭和59年5月
- 2) Laura J. Hageman, Darin E. Wilkins, Robert T. Sedgwick and Jerry L. Waddell, SSSR-75-2654
- 3) U. S. Department of Energy, DOE/TIC-11208, pp. 4-41
- 4) E. L. Jee., M. Finger and W. Collins, Lawrence Livermore Laboratory UCID-16189, Jan, 1973.
- 5) Lawrence Livermore Laboratory, PIFR-663, April, 1975
- 6) 藤本一男, 有限差分法によるコンクリートへの弾丸の侵徹解析, 第4研究所築城研究室, 未公表
- 7) 八木則男, N値及びcとφ考え方, 土質工学会, pp. 71-77, 昭和55年11月
- 8) Milton F. Goodrich, Jon B. Bryan, Jeffry M. Thomse and Charles M. Snell, UCRL-52038 (WES-TR-N-76-4), March, 1976

Numerical Analysis of Explosion in Underground Magazine

by Kazuo FUJIMOTO*, Jiro KURAMOCHI*, Yoshio TAKANEZAWA*,
Iwao YOSHIOKA*, Toshio MINOGUCHI* and Hiroshi YAMAGUCHI*

For the estimation of safety on underground magazine, it is important to predict damage and hazards from accidental explosion. The numerical analysis is effective method to predict explosion phenomena, because the tests of practical magazine will be very difficult and expensive. In this paper, the numerical calculations of the effects caused by explosion in underground magazine are carried out, and the calculated results and parameters for the constitutive equation of state are discussed by comparison with the results on explosion test of model underground magazine. The calculated results by PISCES 2DELK show the good agreement with experimental ones. It can be concluded that the numerical method, the input data and the modeling of magazine are well applicable to prediction of the blast wave propagation and ground shock from the explosion in underground magazine.

(*1st Div., 4th Research Center, Technical Research and Development Institute, Japan Defense Agency, 2-9-54, Fuchinobe, Sagami-hara, Kanagawa, 229)