

## Wide Space 爆破の機構に関する検討

### SOME CONSIDERATIONS ON THE FRAGMENTATION MECHANISM IN WIDE SPACE BLASTING

中川 浩二\*・坂本 俊\*\*・橋本 堅一\*\*\*

By Koji NAKAGAWA, Takeshi SAKAMOTO and Ken-ichi HASHIMOTO

#### 1. はじめに

大規模土木工事における骨材の採取、岩盤の切り取りや石灰石山の採鉱においてベンチカット爆破法が用いられることが多い。これらの爆破において重要なことは単に穿孔および爆破そのものに要する経費を小さくすることのみではなく、穿孔、爆破、積み込み、輸送、破碎といった一連の諸経費を最小にすることである。そのためにはその現場に応じた最適の破碎度を爆破により得ることが重要であると考えられる。すなわち、その現場で得られる碎石は目的に応じた粒度まで一次爆破によって破碎されていることが望ましく、小割発破や小割機による二次的な破碎はできるだけ避けるべきである。

このことを考慮すると発破設計において孔間隔 (Spacing,  $S$ )、最小抵抗線距離 (爆破孔から自由面までの距離、以下抵抗線と略、Burden,  $W$ : 図-1 参照)、薬量などをはじめとする諸量の変化により、採取される碎石の粒度がどのように変化するかを検討することは重要である。なかでも孔間隔と抵抗線の変化による破碎性の変化特性は爆破作業の経済的見地からしても、また力学的な見地からしても非常に興味のあるところである。

ベンチカット爆破において孔間隔  $S$  と抵抗線  $W$  とを変化させることによりよい破碎性を得るために爆破法が Langefors によって提案されており<sup>1)</sup>、この方法の実施によりいくつかの現場での成功が報告されている<sup>2),3)</sup>。すなわち従来のベンチカットにおいては孔間隔  $S$  と抵抗線  $W$  との比が通常 1.0~2.0 程度にとられていたものを  $S$  を大きくとり、それによって生じる爆破効果の低下を  $W$  の減少により補うものである。Langefors はこの爆破法を示すにあたって Plexiglass による一連の実験を行っている。そこでは  $S$  と  $W$  との比、

起爆時間差、孔の配列、そして対象とする岩盤が前列の爆破によるクラックを有するかどうかに関する検討を行っている。その実験結果によると段差爆破は齊発爆破よりも破碎性がよく、爆破孔の千鳥配列は並列配列よりも破碎性がよい。また前列の爆破により岩盤中にクラックを有する供試体は爆破の影響を受けてない供試体よりよい破碎性を与えている。そして  $S \times W$  を一定にする(爆破孔一孔当たりの破碎量を一定とする)爆破において  $S/W$  の値を 8 まで広げた実験を行い、千鳥配列の場合  $S/W$  の増加とともに破碎性がよくなることを示し、また  $S/W$  の増加により破碎性のよくなる理由として前列の爆破により発生したクラックの次列の爆破におけるクラックパターン形成時の有効な作用を挙げている。

Bhandari and Vutukuri<sup>4)</sup> はベンチカット爆破における破碎性に対する衝撃波とガス圧の検討と、Wide Space 爆破の機構の検討を目的としてコンクリートおよび花崗岩によるベンチモデルを用いた実験を行っている。そして破碎性の向上に関して抵抗線の減少に伴う衝撃波の自由面での反射の役割の向上を強調している。

Harris<sup>5)</sup> は爆破孔の有効な配置によるクラックの発達という点から Wide Space 爆破法による破碎性の向上を説明している。

これらの研究や現場報告を見るとき、Wide Space 爆破法の破碎性の向上に対する有効性は一般に認められているが、なぜ Wide Space とすることによって破碎性が向上するかについての説明が不十分であるように思われる。また Langefors の実験は広範囲に及んでいるが用いられた材料は Plexiglass であり、岩質材料との力学的相違に関する検討も必要であろう。

以上より本研究では多列の Wide Space 爆破を行うときに生じる爆破機構を明らかにすることを目的とし、岩質材料であるセメントモルタルを用いた基本的な Wide Space 爆破の模型実験を行った。そしてそれらの実験に対する有限要素モデルによるシミュレーション解析を行い、Wide Space 爆破の機構について力学的な解

\* 正会員 工博 山口大学助教授 工学部土木工学科

\*\* 日本化薬(株)火薬事業部 業務担当部長

\*\*\* 正会員 德山工業高等専門学校助手 土木建築工学科

釣を行っている。

## 2. 実験

実験にはセメントモルタル供試体を用いた。材料として早強ポルトランドセメントと砕砂を用い、配合を  $C : S : W = 1 : 2 : 0.52$  とした。打設後 1 日で脱型、試験日まで湿润状態を保つようにした。試験時材令は 2 週間である。なお材令 2 週間の同種のセメントモルタルの一軸圧縮強度は約  $400 \text{ kg/cm}^2$  (約  $39.2 \text{ MN/m}^2$ ) であった。供試体の厚さは 10.5 cm であり縦横の寸法は爆破孔の配列によって異なり、図-1 および表-1 に示すとおりである。打設に際して図の爆破孔位置に直径約 6 mm の鋼棒を埋め込み、モルタルの半硬化後抜き取ることによって必要な配列の孔を設けた。なお爆破に際してはこのようにして設けられた孔を径 6.5 mm のビットを用いコンクリートドリルで整えて用いている。用いた爆薬は導爆線である。導爆線は外径約 5.2 mm であり、PETN を心薬とし、薬量は  $10.7 \text{ g/m}$  であるため、一孔当たりの薬量は  $1.12 \text{ g}$  となる。

実験においては Wide Space 爆破の最大の問題点と思われる孔間隔と抵抗線の変化による破碎性の変化について検討することとした。そこで供試体の爆破孔位置を先の図-1 に示すように 1 本の爆破孔当たりの破碎量を等しくするため  $S \times W = 80 \text{ cm}^2$  と固定し、 $S/W = 1.0, 2.0, 4.0, 6.0, 8.0$  となるようにとった。実際のベンチ爆破において破碎面積は現場に応じて最適とされる破碎片の粒度分布の程度などに応じて決定されるべきであるが、本実験のように相対的な破碎性の変化を検討することを目的とする場合には絶対的な規準はない。そこで本



写真-1 モルタル供試体と爆薬

研究では簡単な予備実験の結果一つの規準値として前記の  $80 \text{ cm}^2$  を採用した。

Wide Space 爆破においては爆破孔は一般に並列に配置されるより千鳥に配列される方が有効であるとされている。これは千鳥配列とすることにより多列爆破を行ったときのクラックの発達が隣接孔の影響を受けることが少ないためとされているようである。そこで本研究では千鳥配列のみを検討している。

爆破孔間の起爆時間差は MS あるいは DS 雷管を用いた多段の爆破が行われることもあるが、実際の施工に際しこの複雑さを避けるため各列については齊発で行われることも多い。また段発とするときはその時間差の変化のため問題は非常に複雑となり得る。そこで本実験では各列については同時爆破を行うこととした。そのため各列の爆破において雷管（6号電気雷管）から各孔に至る導爆線の長さを等しくとり、次列の爆破に際しては改めて装薬を行っている（写真-1）。

爆破時には供試体の周囲を板枠で囲むことにより破碎片の飛散を防ぎ、各爆破ごとの破碎片を集めて後の検討に供している。

## 3. 実験結果

爆破の結果得られた破碎片を集め、それぞれの爆破ごとのふるい分けを行っている。ふるい分けられた典型的な破碎片の写真を写真-2 に示す。また破碎性を定量化して表わすためにふるい分けに用いた各ふるいに留まるものの百分率の累計である粗粒率 (FM 値) を求め、 $S/W$  について示したもののが図-2 である。ふるい分けは骨材のふるい分けについての JIS A 1102 に従った。図によると FM 値は  $S/W$  の増加とともに低下し（破碎性は向上し）また  $S/W = 4$  以上ではおよそ同程度の値となるようである。

これを各列別にみると第 1 列の爆破（クラックの発生していない供試体の爆破）では FM 値は  $S/W$  の増加とともに  $S/W = 8$  に至るまで小さくなる傾向がみられる。しかし、第 2 列では  $S/W = 4$  で最低となりそれ以

表-1 モルタル供試体の諸元 (cm)

$S/W$	1	2	4	6	8
$S$	8.9	12.7	17.9	21.9	25.3
$W$	8.9	6.3	4.5	3.7	3.2
$A$	60	45	38	35	33
$B$	85	105	130	150	167

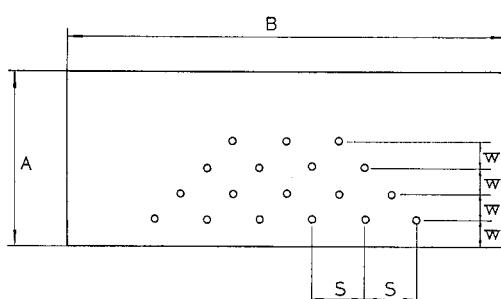


図-1 モルタル供試体の諸元

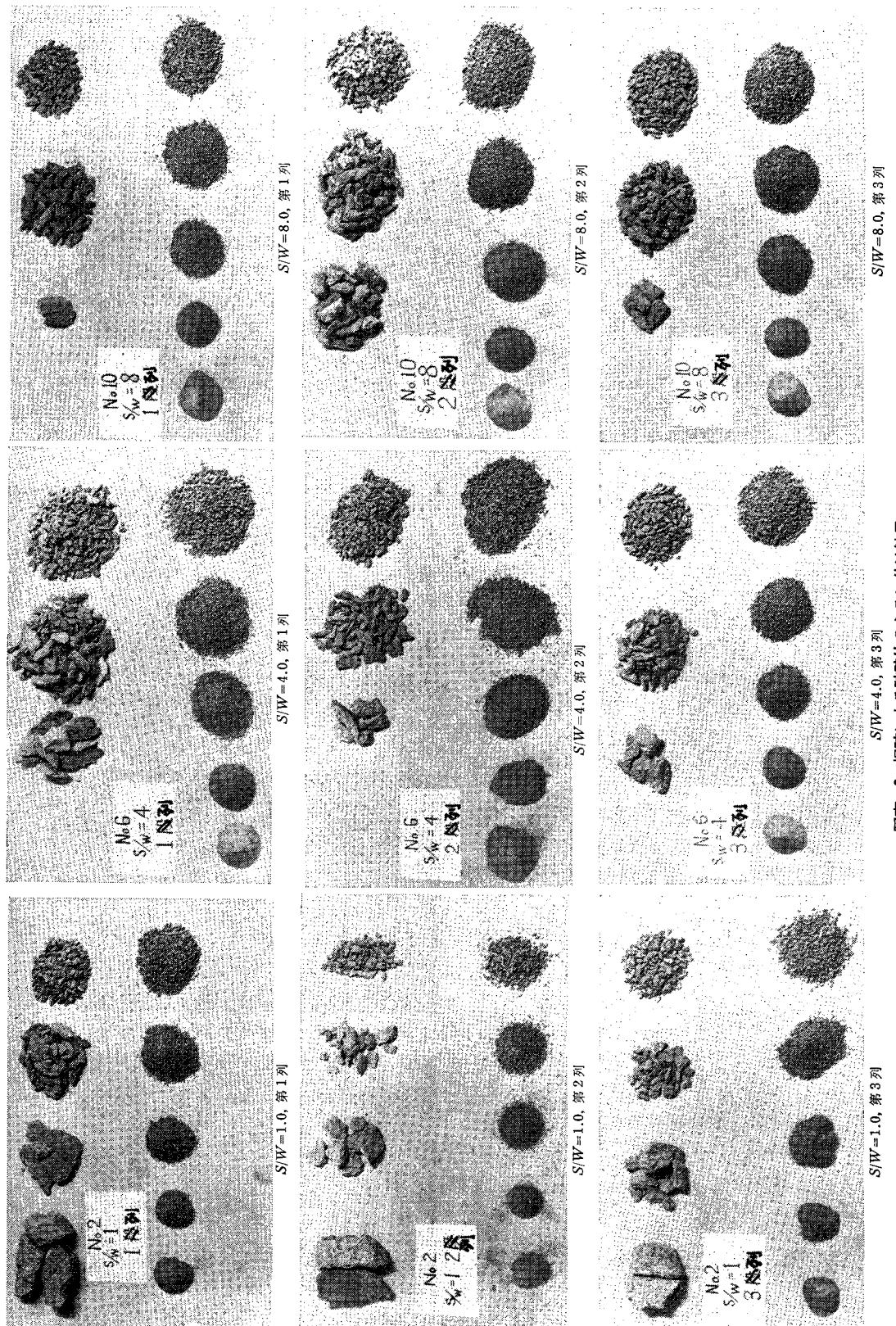
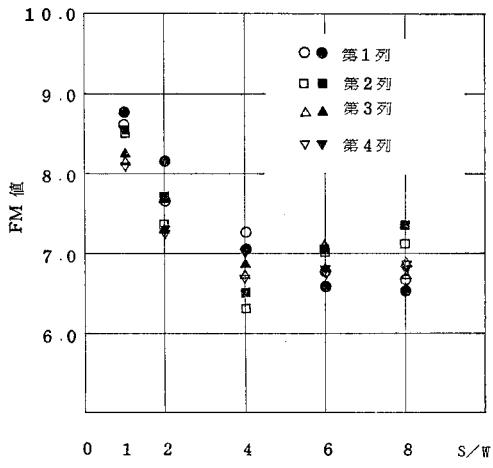


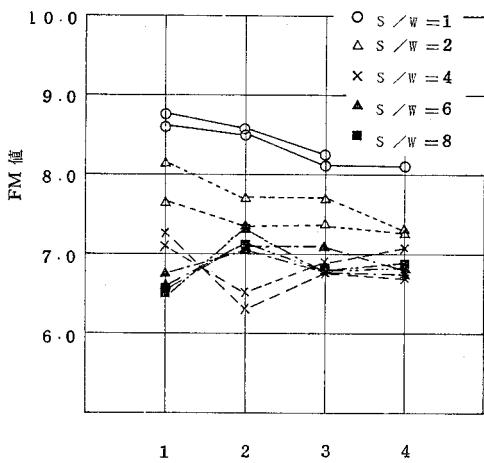
写真-2 爆破による破砕片のふるい分け結果

図-2  $S/W$  の増加による FM 値の変化

後はむしろ増加するようである。そして第3列と第4列とではほぼ同様な傾向にあり、 $S/W=4$ までは $S/W$ の増加とともにFM値は減少し、それ以後はほぼ一定値となるかのようである。

この傾向をより詳しく検討するために各列ごとの爆破によるFM値の変化を図-3に示す。この図によると $S/W=1$ および2では列番号の増加とともにFM値が低下するのがみられる。また $S/W=4$ では第1列と比べて第2列で低下し、第3,4列では第1列と第2列の中間程度となる。これに対し $S/W=6$ および8では第1列で低いFM値を示すが第2列で若干高くなり、第3,4列では第1列程度の値に戻る。

爆破による破断面は $S/W$ が1および2の場合には各爆破孔を直線で連ねたような形となる。これに対し $S/W=4$ の場合にはこの連結が若干あいまいとなり、クラ

図-3 各  $S/W$  の値における爆破列ごとの FM 値の変化

ックによる爆破孔の連結は可能であるが必ずしも直線状とはいえない。そして第2列以降の爆破では時に大きな凹凸面を示すことがある。 $S/W=6$ および8では第1列の爆破によってできる破断面はクレーター部分と爆破の影響が及ばずそのまま残された自由面を連ねた形となる。そして第2列の爆破で破断面は第2列の爆破孔と前列である第1列の爆破孔とを連ねた折線状態となり、以後第3,4列も同様な状態となる。ここでは実験技術上、予備実験で行った同様の実験結果を示す(写真-3)。

この破断面の凹凸の影響を定量的に扱うための一つの方法として各列の爆破により予想される破碎量に対して実際の破碎量がどの程度となるかを図示したものが図-4である。ここで予想破碎量および実際の破碎量は図-1において前列およびその列の両端の爆破孔を結んで得られる台形の面積に供試体の厚さとモルタルの近似的な密度  $2.3 \text{ g/cm}^3$  を用いて算出している(第1列の場合は

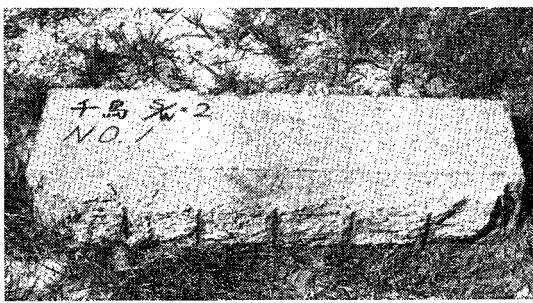
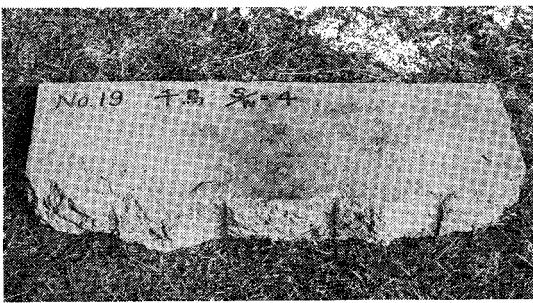
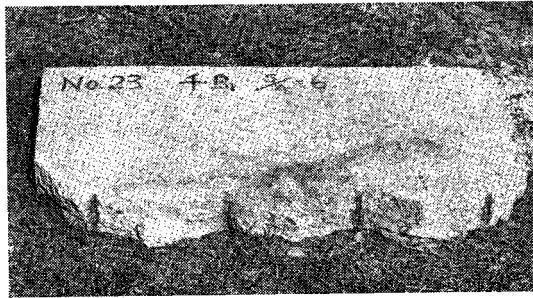
 $S/W=2$ , 第2列 $S/W=4$ , 第2列 $S/W=6$ , 第1列

写真-3 予備実験において得られた破断面

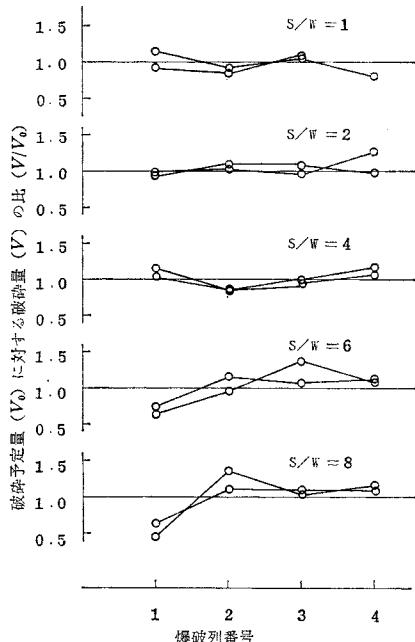


図-4 各列での破碎予定量 ( $V_0$ ) に対する実際の破碎量 ( $V$ ) の比

自由面上に等間隔で 7 本の爆破孔があるものと仮定する。これによると  $S/W=1$  および 2 では特に明らかな傾向はみられないが、 $S/W=4, 6, 8$  では列番号の増加に伴う破碎量の変化が図-3 の列番号の増加に伴う FM 値の変化傾向と類似しておりこの間の関連性を示唆しているようである。

#### 4. 数値シミュレーションの方法

セメントモルタル供試体による Wide Space 爆破の実験結果をクラックの発生、発達という立場から理解するには動的有限要素法を用いた数値シミュレーションが有効であると思われる。そこで著者らは先に発表した<sup>6)</sup>数値シミュレーションの方法を応用してこの機構を検討することにした。

##### (1) 要素分割、載荷孔の配列

クラックの発生、発達をはじめとする破壊の発生、発達に関する有限要素シミュレーションの問題点の一つは、破壊の発達方向が要素分割方向の影響を受けることである。すなわち本研究のように載荷孔となる要素からのクラックの発達を考える場合、クラックが要素分割線に沿って発達しやすくなる傾向がある。そのためここでは要素分割に正三角形要素を用い、クラックの発達しやすい方向を  $60^\circ$  間隔に 6 方向となるようにした（正方形要素を用いる場合には  $90^\circ$  間隔に 4 方向となる）。載荷孔

の配列はセメントモルタルによるモデル実験をシミュレートする目的から千鳥配列のみを考え、また各列は同時載荷とする。各列に十分な数の載荷孔があるとすると対称性より数値解析を必要とする領域は 図-6~9 に示す範囲のみとなる。ここで地山方向には無限の広がりを有するものと考え、この部分には Lysmer ら<sup>7)</sup>による粘性境界条件を用い境界に到達した波動エネルギーをこの境界で吸収する。これにより無限に連続する状態と近似的に等価な境界が与えられることになる。

本研究では孔間隔  $S$  と最小抵抗線  $W$  の積を一定とすることにより一孔当たりの破碎予定量を等しく保つつ  $S$  の値を変化させるととき、破碎性の変化を検討するのが目的である。そのため要素分割の状態や載荷孔に相当する要素三角形の方向をすべてのモデルで同等にするため要素分割を決定している。図で斜線を施したもののが載荷孔に対応する。これによりそれぞれのモデルにおいて一孔当たりの破碎予定面積は正三角形の一辺の長さを 1 としてそれぞれ (A)  $48\sqrt{3}$ , (B)  $48\sqrt{3}$ , (C)  $50\sqrt{3}$ , (D)  $48\sqrt{3}$  となりほぼ等しく、 $S/W$  の値は (A) 1.15, (B) 1.73, (C) 3.08, (D) 6.92 となる。

##### (2) 数値積分法、破壊条件、入力

波動伝播問題の数値積分法として前報<sup>8)</sup>と同じく Newmark の  $\beta$  法において定数  $\gamma$  を 0.7 とし、波動伝播の過程で周波数により選択的減衰を生じさせる方法を用いた。

要素材料の破壊は簡単のため引張応力のみによって生じた。引張応力によりクラックの発生した要素はクラックと垂直な方向の弾性係数を 0 とする直交異方性要素に変化するとしている。クラック面がその後の波の伝播により圧縮応力を受け、あるいはせん断応力を負担することも実際にはあり得るが、クラック面の圧縮、引張に応じて弾性係数を変化させる方法は慎重な取扱いをしないと弾性係数の修正の不完全さにより事实上生じ得ない大きな応力状態を生じることがある。この混乱を避けるため破断面の閉そくによる弾性係数の回復は考えないとした。このことによりクラック面の閉そくを考えた場合とは数値解析結果に若干の差が現われることもあり得るが、全体としてみたとき、その差は特に大きくなはないであろう。

有限要素解析において諸定数は無次元化して与えている。すなわち材料の引張強度 1.0 に対して載荷孔に作用する単位幅当たりの入力はピーク値  $P_0$  で 7.5 とした。この値はモルタルの模型実験において  $S/W=4$  が破断面が直線状に形成されるほぼ限界近くとみられたことから、これと  $S/W$  の値が比較的近いモデル (C) において載荷孔間がクラックで連結されるほぼ限界の値と

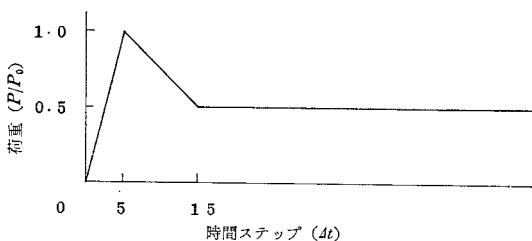


図-5 載荷孔に作用する荷重の時間ステップに伴う変化

して選んだものである。この値はモルタルの動的引張強度を著者らが推定した<sup>8)</sup>標準砂モルタルの動的引張強度を参考に  $150 \text{ kg/cm}^2 (14.7 \text{ MN/m}^2)$  とするとき単位幅を  $1 \text{ cm}$  として載荷孔に作用する内圧は約  $1130 \text{ kg/cm}^2$  (約  $110 \text{ MN/m}^2$ ) となり、伊藤らにより報告されている爆破孔内圧力およそ  $3000 \text{ kg/cm}^2$  ( $294 \text{ MN/m}^2$ )<sup>9)</sup> と比べて  $1/3$  程度となる。しかしながらモルタル等の爆破においては爆破孔壁に作用する孔壁圧力は大きくても材料の圧潰等のため伝播する衝撃波の減衰は著しく、爆破孔近傍を少し離れるとほぼ弾性的な応力波状態になると考えられる。この減衰特性に関する資料は今日得られておらず、したがって数値シミュレーションに上記実測値を載荷入力として用いることには問題がある。そこで本研究では爆源近傍における材料の圧潰およびそれに伴う波動の減衰などは考慮せず、弾性領域における計算結果を実験結果と対応させることにより入力を決定している。

時間ステップ幅  $\Delta t$  と波動伝播速度 (bar velocity)  $c$  および要素の一辺の長さ  $4x$  との関係は  $c\Delta t = 0.5 \Delta x$  としている。入力の波形は図-5に示すとおりであり、三角波と一定応力波との合成波形として与えている。ピーク値までの立ち上がり時間は  $5\Delta t$ 、以後ピーク値からその  $1/2$  の値まで下りに要する時間を  $10\Delta t$ 、その後ピーク値の  $1/2$  の一定圧が継続作用するものとしている。いまここで  $\Delta x = 1 \text{ cm}$  とすると  $c = 4000 \text{ m/sec}$  として  $\Delta t = 1.25 \mu \text{sec}$  となる。したがって三角波は  $6.25 \mu \text{sec}$  の立ち上がり後、 $12.5 \mu \text{sec}$  の下り時間をもち、その後  $1/2 P_0$  の圧力が載荷孔に継続作用する状態となる。このとき  $\Delta x = 1 \text{ cm}$  に対してモデル (A) では一孔当たりの破碎面積は約  $83 \text{ cm}^2$  となる。

第2列以後の載荷は前列の載荷によるクラックが発達した供試体を除荷し、新たにその列のみを載荷するという形をとっている（実際の計算では載荷継続時間は各列  $65\Delta t$  であり、ほぼ各列の載荷によるクラックの発達は完了している）。

## 5. 数値シミュレーション結果と Wide Space 爆破の機構に関する検討

図-6～9 に (A), (B), (C), (D) のモデルにおける

クラックの発生、発達の状況を示す。図中太実線は載荷により供試体中に発生したクラックとその発生方向を示す。また一度クラックの発生した要素がクラックに平行に引張強度を超えた引張応力を受けた場合、その応力によるクラックも発生するとしている。

各図の (1), (2), (3) はそれぞれ第1列のみ、第1列と第2列、および第1列と第2列と第3列とを載荷したときのクラックパターンを示す。実際の爆破においては各列の爆破によるクラックパターンの形成によりモデルの一部に対応する部分は飛散することになる。

模型実験における  $S/W=1$  および  $2$  はモデル (A), (B) に、 $S/W=6$  および  $8$  はモデル (D) に対応している。またモデル (C) の  $S/W$  は  $3.08$  であり、模型実

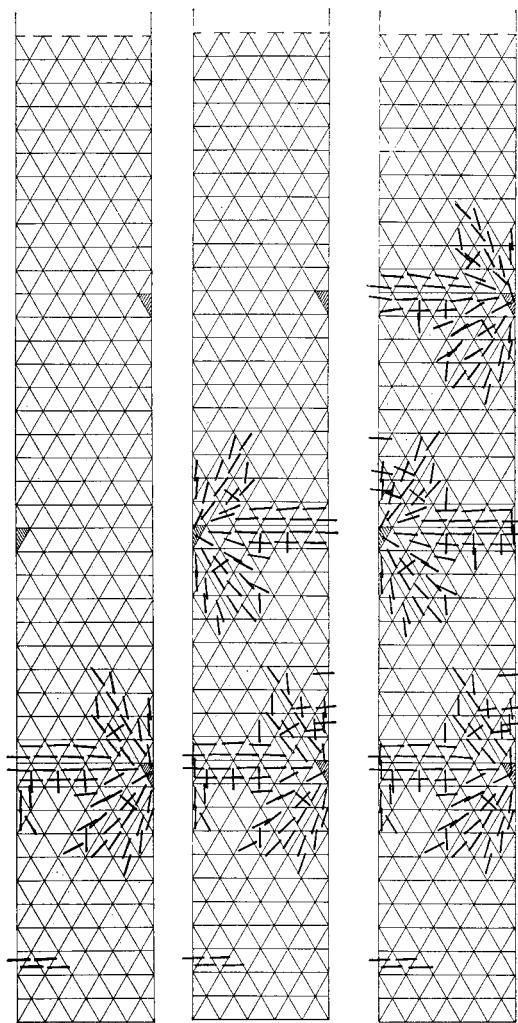


図-6 モデル (A) ( $S/W=1.15$ ) におけるクラックの発達  
(1. 第1列のみを載荷したもの、2. 第1列と第2列を順に載荷したもの、3. 第1列～第3列を順に載荷したもの：図-7～9 についても同じ)

験の  $S/W=4$  とは差があるが、定性的なクラックの発達機構を比較検討するためのモデルとしては十分に参考になると考へ、両者を対応させて考えることとした。それぞれ対応する爆破による破碎状況とクラックの発生、発達の状況とを比較し、Wide Space 爆破の機構について検討することとする。

### (1) $S/W$ が比較的小さい場合

図-6 ( $S/W=1.17$ ) をみると第1列の載荷により生じるクラックはほぼ載荷孔の周囲に発達するものと、供試体を横切って発達するものとに限定される。すなわち第1列の載荷により載荷孔を直線的に連ねる形でクラックによる連結がなされ、スムーズプラスティングが行われたような状態となる。そしてクラックで結ばれる線より外側(自由面側)には特に大きなクラックは発達せず、破断部は一体となる。この状態は第2列、第3列の載荷においても大差ない。ただ第2列、第3列の載荷においては自由面に対応する部分は前列の破断面であり、その近くでは前列の載荷によりかなりのクラックの発生がみられ、第1列に比べてクラック密度は高くなる。また、この場合載荷孔周辺のクラックの発達は他のモデルに比べて少ない。これは隣接孔からの圧縮波によるクラックの抑制効果が大であることを意味すると思われる。

図-7 ( $S/W=1.73$ ) となるとクラック発達のパターンにかなりの変化が生じる。すなわち第1列の載荷において載荷孔がクラックで連結され、スムーズプラスティングが行われた場合のようなクラックパターンが得られることには変化がないが、抵抗線が減少することによって破断領域に長いクラックの発達がみられる。このことは(A)の場合と比べて第1列の載荷による破断領域のクラック密度が若干高くなることを意味する。しかし破断領域にクラックの発生していない要素は多く、かつそれらは連続しており、実際の爆破時の大塊に相当すると考えられる。載荷が第2列となると破断領域のクラックパターンは密になる。すなわち第1列の載荷により発達したクラックと第2列の載荷により発達したクラックとが第2列の爆破による破断領域をうまくクラックで覆う形となる。この場合第1列の載荷により発達した破断面もまた自由面としての作用をもち、クラックの発達を助長するようである。

以上のように実験結果における破断面の直線性、破碎量が爆破列により特に大きく変動しない状態、あるいは各列の爆破で大塊が放出される状況などシミュレーションによりよく説明されるようである。これらの状況は孔間隔が短く、かつ同時爆破が行われるため、また最小抵抗線が大きいため生じるものと考えられる。シミュレーションでは第2、第3列の載荷により生じるクラックパ

ターンには大差ない。しかし実験によると列番号の増加により破碎性は向上しているようである。このことはシミュレーションでは表現し得ない微小なクラックが各列の爆破ごとにかなりの範囲に至るまで蓄積され、これが以後の爆破による破碎性の向上に貢献していると考えるべきであろう。

### (2) $S/W$ が中程度の場合

図-8 ( $S/W=3.08$ 、モデル(C)) では事情は変化する。前述のように材料強度に対して入力はこの載荷孔間隔でクラックの連結がほぼ限界となる程度に選んである。

第1列の載荷によって載荷孔から自由境界へ向かう方向はかなりの部分がクラックの発生した要素で埋められ、その結果クラック密度は高くなる。しかしこの場合にも前2者の場合と同じく第1列の載荷により載荷孔を連結するクラックが発生し、孔間は連結される。そのため第1列の載荷孔をつなぐ線で破断が生じ、破断領域にはかなり大きなクラックの未発達部分が含まれる。その結果第1列の載荷によるクラック密度は(A), (B)の場合より高いが必ずしも破碎性がよいとはいえない。

第2列の載荷により破断領域には第1列の載荷により発生、発達したクラックと第2列の載荷により第1列の

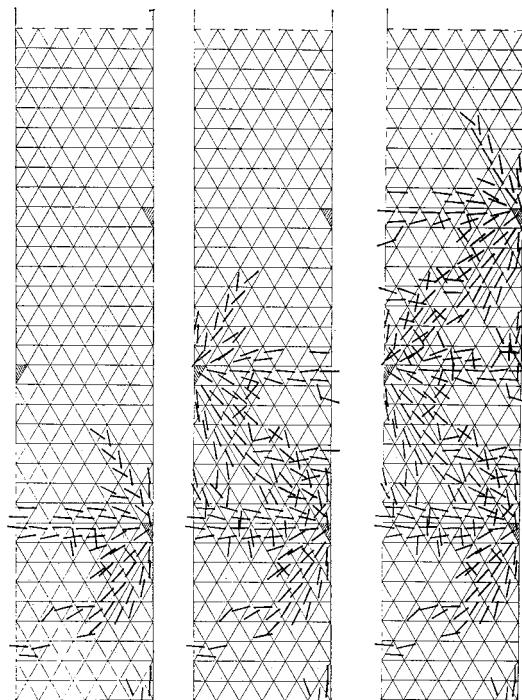
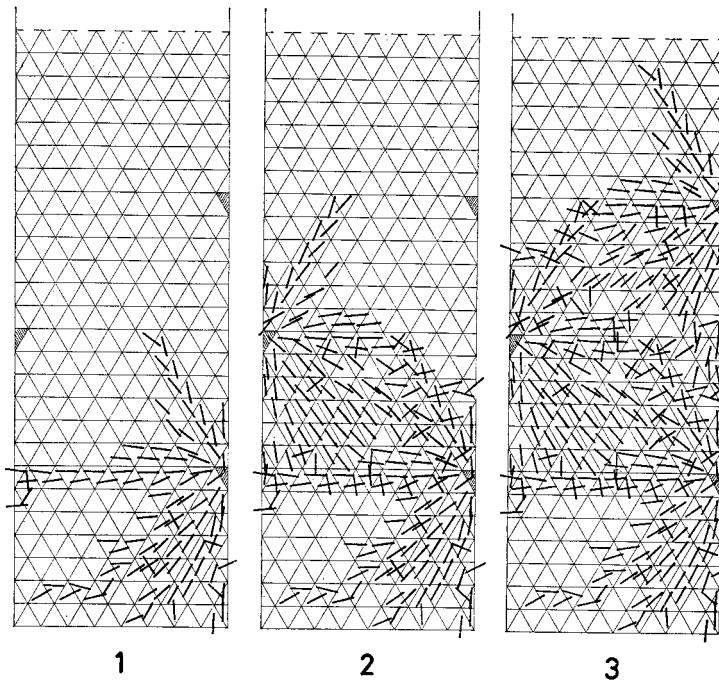


図-7 モデル(B) ( $S/W=1.73$ ) におけるクラックの発達

図-8 モデル (C) ( $S/W=3.08$ ) におけるクラックの発達

載荷によるクラック面の影響を受けつつ発達したクラックがうまく入り組み、ほぼ全面がクラックで覆われる形となる。このことは第2列の載荷によるクラック密度がすこぶる高く、破碎性が良好となることを示している。またこの第2列の載荷によっては載荷孔を連結するクラックの発達はみられない。これは前列の載荷により発達したクラックによりクラックの発達が阻止されるためであり、第2列の載荷による破断領域にはこのクラック未発達部分は含まれないことになる。第3列の載荷によってはほぼ第2列の載荷の場合と同様な傾向がみられている。そして前列の載荷で載荷孔を結ぶクラックが発達し

なかつたためクラックの未発達部分となった部分にも第3列の載荷によるクラックの発達はみられる。

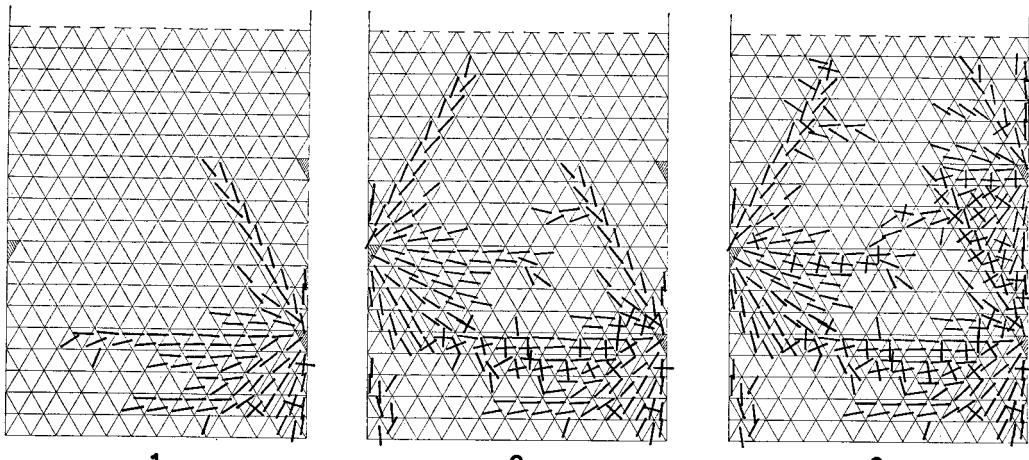
実験において  $S/W=4$  のとき、爆破による孔間のクラックによる連結は可能であるが、破断面は必ずしも直線状ではない。このことは相互に隣接する爆破孔からの衝撃波等の干渉が小さくなることを意味し、各爆破孔の爆破エネルギーは有効に破碎に用いられることを意味する。しかし第1列の爆破では隣接する孔の中間あたりの自由面近くでは十分な破碎が行われないため、FM値は特に低くはならない。これが第2列の爆破となると前列の爆破で低い破碎性を与える原因となった部分は前列の爆破孔周辺に対応し、爆破によるクラックの発達により十分破碎されており FM 値は低くなる。また爆破による破断面は第1列ではかなり

直線状に近いが、第2列以後ではかなり凹凸が激しい。そのため第2列の破碎量は若干小さくなり、破碎性がよくなることと対応しているようである。

いま、ここでより詳しく図-8のクラックパターンを検討すると第3列の載荷による破断領域の方が第2列の載荷による破断領域よりも若干クラック未発達部分を多く含む。このことは実験の傾向と一致しているようであり興味がある。

### (3) $S/W$ が比較的大きい場合

図-9 ( $S/W=6.92$ , モデル (D)) の場合、第1列の

図-9 モデル (D) ( $S/W=6.92$ ) におけるクラックの発達

載荷により載荷孔の直前の部分はほぼ全面にクラックが発達する。しかし、この場合載荷孔間隔が大きいため、第1列の載荷によって載荷孔を連結するクラックは発達しない。すなわち前三者とは異なり、第1列の載荷により破断される領域は孔間を連ねる線より前面のうちの一部となり、載荷孔の直前部にのみ限定される。そして孔と孔との中間になる部分では自由面近くはほとんどクラックの発生しないままに残ることになる。そのため第1列の載荷により破断される領域は一孔当たりの面積としては著しく小さくなるが、破断領域のクラック密度はかなり高い。

ここで第2列の載荷を行うと発生、発達するクラックは第1列の載荷により発生したクラックと連結され、クラックパターンを形成する。すなわち第2列の載荷によって得られる破断面は第1列と第2列の載荷孔をクラックで連結した凹凸ある面となる。この載荷により第1列の載荷で破断されずに残った載荷孔間の自由面に近い部分は第2列の載荷によりかなりクラックの発達を受けつつ破断される。そしてこの部分のクラック密度は周辺部分と比べて低く、全体としては第1列よりかなり低いクラック密度を与えることになる。第3列の載荷に際しても破断面は前列とその列の載荷孔を連結する形となり、凹凸の大きいものとなる。この場合もクラック密度はきわめて高いとはいえないが、第2列の場合と比べて前列の載荷により自由面近くが多くクラックの発達をみていくため、全体としての密度はかなり高くなる。

実験では  $S/W=6$  および  $8$  の場合、第1列の爆破により破断されるのは爆破孔前面の部分のみであり、自由面の一部は破断面を形成する。そのため第1列の爆破による破碎量ははなはだ少ない。この場合、抵抗線は短く、破碎には自由面からの反射引張波によるものが支配的とみられ、破碎性はよく、FM 値は低い。またこの  $S/W$  に対して爆破による破断面は一般に孔位置に支配される凹凸を有する面となり、次列の爆破孔は凸部分の中央近くにある。このため次列の爆破のエネルギーは有效地に破碎に用いられ、全体に破碎性はよくなる。しかし第2列の爆破に限り、爆破孔前面の自由面に近い部分は前列の爆破によるクラックの発生、発達が少なく、若干の破碎性の低下をみるようである。

ここでモデル (D) の第3列のクラック密度をみると先のモデル (C) の第3列のクラック密度と比べてかなり低い。しかるに実験によると  $S/W=4$  と  $S/W=6$  および  $8$  では第3列、第4列の FM 値に大差はない。この点については先に著者らが報告したスムーズプラスティングに関する実験結果<sup>10)</sup>が参考になる。すなわち材料としてコンクリートを用い、爆破孔径を約  $12.5\text{ mm}$ 、抵抗線を  $10\text{ cm}$  とする同時爆破において、 $S=16\text{ cm}$  まで

はほぼ直線状の孔間の連結がみられ、 $S=20\text{ cm}$  となると連結状態は直線状ではなくなり、 $25\text{ cm}$  では連結面は孔間を結ぶ線からかなり外れる (Unevenness が大きくなる)。このことより Wide Space 爆破においても  $S/W=4$  ( $S=17.9\text{ cm}$ ) は孔間の直線的な連結がなされる限界近くと考えられる。そして  $S/W=6$  ( $S=21.9\text{ cm}$ )、 $S/W=8$  ( $S=25.3\text{ cm}$ ) は孔間隔のみから判断すれば孔間は曲線状のクラックによって連結され得る距離である。しかし抵抗線が短くなることにより自由面方向へのエネルギーの解放が大きく、明確なクラックによる孔間の連結は行われない。したがって孔間には破断面に至らないまでも自由面近くにまで多くの微小なクラックが発達していることが予想され、これが次列の爆破による破碎性の向上に大きく貢献していると考えられる。そのため  $S/W=6$  および  $8$  において第3列および第4列での破碎性がよくなるのはあり得ることである。これは先に述べた  $S/W=1$  および  $2$  における列番号の増加に伴う破碎性の向上とも関連し、シミュレーションの限界であるといえよう。

## 6. おわりに

本研究ではセメントモルタルを用いて Wide Space 爆破の模型実験を行い、孔間隔と抵抗線の変化による破碎片の破碎性、破断面および破碎片の形状を検討した。またそれに対応した有限要素法による数値シミュレーションを行い、クラックの発生、発達の状態を検討し Wide Space 爆破の機構に関する検討を加えてきた。その結果ベンチカットの一般規格とされている  $S/W=1\sim 2$  の爆破法に対し Wide Space とすることにより破碎片の破碎性が著しく向上することが実験的に示され、また数値解析により証明された。なかでも供試体を1列ずつ爆破していくときの破碎性の変化については数値解析によるクラックの発生、発達という過程から明確な解釈が可能であった。Wide Space 爆破により破碎性が向上する理由について本研究で確認されたものを列挙すると次のとおりである。

- (1) 最小抵抗線の減少は自由面での反射引張波による破壊を顕著にし、破碎性を向上させる。
- (2) 爆破孔の配列を孔間隔を大きくし、かつ千鳥配列とすることにより各孔からのクラックは隣接孔からのクラックに妨げられることなく発達し、各孔からの爆破エネルギーは周辺材料の破壊に効果的に用いられる。
- (3) 爆破孔間隔が大きくなると同時に爆破においてそれぞれの孔からの衝撃波が隣接孔からのクラックの放射状の発達を抑制する効果は小さくなり、破碎性の向上をもたらす。この隣接孔相互のクラック抑制効果が顕著で

なくなる爆破孔間隔は同時爆破したとき、両孔を結ぶ直線状のクラックが現われなくなる距離をもって一つの目安とすることができる。

(4) 実験結果によるとベンチカット爆破において現実的である第3列以降の爆破においては  $S/W=4$  以上では破碎性は大差ない。実際の施工において  $S/W$  を大きくとると穿孔精度の問題や前列の爆破によるオーバーブレークのため部分的に著しく抵抗線が小さくなることによる大きな飛石の問題が考えられる。これらのこと考慮するとき、 $S/W=4$  程度とすることが適当と思われる。

以上のように Wide Space 爆破の機構の解明はほぼなされたと考えられるが、実験結果とシミュレーション結果との間には破碎性の変化について若干の定量的な不一致がみられた。その理由として、ここで用いた数値シミュレーション法の問題点として次の点を挙げることができる。

(1) 衝撃的压力および準静的ガス圧を爆破孔に作用させてはいるがクラック中への爆発生成ガスの流入はシミュレートしていない。

(2) シミュレーションにおいてクラックの発達性状は要素分割の影響をいくらか受けようである。そのため正三角形要素分割では  $60^\circ$  の間隔をなす放射状にクラックが発達しやすい傾向にある。

(3) クラックの発生した要素はクラックに垂直な方向の弾性係数を 0 とする直交異方性要素としている。これは破壊の発達やそれ以後の載荷などによりクラック面に圧縮応力が作用すべき場合にも変化しない。そのためクラックが発生した面はそれを横切るクラックの発達を阻止する効果が大きい。

(4) 実際の爆破においてはクラックは微小なものから破断面として現われるものまでいわば連続的に存在する。すなわち明確にクラックとして観察されるものの少ない領域においてもクラックは存在し、それ以後の爆破における破碎性を向上させる原因となる。これに対しシミュレーションではクラックに段階はない。

以上のようにシミュレーションにはいくつかの問題点があるが、本研究の目的は Wide Space 爆破の機構を明確にすることであるので、これらの点については今後の課題としたい。

本研究の一部であるモルタル供試体の爆破実験は日本化薬厚狭工場（山口県厚狭郡山陽町）の爆発実験場において実施されたものであり、実験に便宜をお計りいただいた石井工場長、終始実験を手伝っていた荒木主任をはじめ関係各位に謝意を表する。また実験、数値解析に種々の協力をいただいた鎌田一郎君（現 奥村組）をはじめ山口大学工学部の学生諸君に感謝する。

#### 参考文献

- 1) Langefors, U. : Fragmentation in Rock Blasting, Min. Minls Engs. Vol. 2, pp. 339~347, 1966.
- 2) 有田健二：宇都宮田鉱山におけるワイドスペース発破法，第37回石灰石工業大会資料，昭和53年5月。
- 3) Lindgren, G. and P. Travis : Mechanisation at Renström, Mining Magazine, Vol. 125, No. 3, pp. 188~197, 1971.
- 4) Bhandari, S. and V.S. Vutukuri : Rock Fragmentation with Longitudinal Explosive Charges, Proc. Third Congress, Int. Soc. Rock Mech. Denver, pp. 1337~1342, 1975.
- 5) Harris, G. : The Practical Implications of Blasting Theory, Proc. Australia-New-Zealand Conference on Geomechanics, pp. 149~153, 1975.
- 6) 中川浩二・坂本 伝・山本顕一郎：面内方向に爆破衝撃を受ける岩質材料板の挙動と数値シミュレーション，材料，29卷，322号，pp. 736~741, 1980.
- 7) Lysmer, J. and R.L. Kuhlemeyer : Finite Dynamic Model for Infinite Media, J. of ASCE, 95, EM 4, pp. 859~877, 1969.
- 8) 工藤洋三・中川浩二：衝撃波を受けるセメントモルタルの動的引張強度の推定について，セメント技術年報 31, pp. 397~399, 1977.
- 9) 伊藤一郎・佐々宏一：スムーズプラスティングにおける破壊機構の一考察，日本鉱業会誌，Vol. 84, No. 964, pp. 1059~1065, 1968.
- 10) 中川浩二・坂本 伝・山本顕一郎：スムーズプラスティングの機構に関する実験的検討，土木学会論文報告集，第316号，pp. 77~86, 1981年12月。

(1981.2.17・受付)