

# 静的破碎剤を用いたコンクリートの解体に関する基礎的研究

## DEMOLITION OF CONCRETE WITH EXPANSIVE DEMOLITION AGENT

原田 哲夫\*・出光 隆\*\*・渡辺 明\*\*\*

By Tetsuo HARADA, Takashi IDEMITSU and Akira WATANABE

Recently in Japan, some chemical expansive materials have a tendency to be used for demolition of rock-like materials, old concrete structures etc. Those are called as "expansive demolition agent". With the agent, demolition work can be done in safety without sound, vibration and any other pollution, since high expansive pressure is obtained gradually by only mixing the agents with water and pouring the sully into bored holes. In order to estimate the time for demolition works, it is necessary to clarify the amount of the expansive pressure acting on the inner surface of the holes and mechanism of fracture of materials demolished. The authors carried out experimental and theoretical studies to clarify the above problems, and give how to design the demolition works with the agent.

### 1. まえがき

近年、コンクリート構造物が、耐力はなお十分あるにもかかわらず、機能低下、土地の高度利用などの観点から解体されることが多くなってきた。従来、解体には主として火薬類や重機械類が用いられてきたが、これらによる工事では騒音・粉じん・振動を伴うため、特に都市内において、安全性と公害の面が問題視され、その対応が急がれてきた。このような情勢の中、膨張剤系の破碎剤を用いて、コンクリート構造物や岩盤を静的に破壊・解体する方法が注目を集め、すでに建設省の技術評価を受けたもののほか、いくつかの商品が市販され、その実績を拡大しつつある。

この方法は、被破碎体にあらかじめ穿った孔に水と混ぜた破碎剤のスラリーを充填し、そのまま放置しておくだけで硬化・膨張して数時間後には孔間に貫通ひびわれを発生させ、その後の解体・撤去作業を容易にするという特長を有している。しかも破碎の際、無騒音・無振動で飛石・粉じん・ガスなども発生せず、無公害かつ安全

な工法である点、まさしく時代のニーズに答えたものといえよう。しかるに、破碎の主役をなす膨張圧の推定方法、膨張圧による破壊のメカニズムなどの基礎的事項が明らかにされていないため、実際の施工では経験に頼らざるを得ない。

そこで、充填された破碎剤スラリーが何時間でどの程度の圧力を発現し破壊に至るかを算定し、また被破碎体の条件に応じた最適孔間隔・配置なども即座に決定する合理的な破碎設計法とそれに基づく効率的な施工法の確立が望まれる。

本研究では、まず、①膨張圧の測定方法の開発と膨張圧特性、②無筋コンクリートの破碎時膨張圧の測定と破碎時間、③破壊のメカニズム、などを実験的に明らかにし検討を加えた。そして、破碎設計上の諸資料を提示し、破碎時間の推定方法を提案し、併せて鉄筋コンクリート部材の解体に関しても言及した。なお、破壊と破碎の定義は厳密には異なるが、本文では被破碎体に貫通ひびわれが生じた状態を破碎とよぶことにする。

### 2. 破碎剤の膨張圧測定

本研究では充填された破碎剤スラリーが、どのような膨張圧特性を有するかを調べることが最も重要な事項である。なかでも、被破碎体に実際に作用している膨張圧、

\* 正会員 工修 長崎大学助手 工学部構造工学科  
(〒852 長崎市文教町1-14)

\*\* 正会員 工修 九州工業大学助教授 開発土木工学科  
(〒804 北九州市戸畠区仙水町1-1)

\*\*\* 正会員 工博 九州工業大学教授 開発土木工学科(同上)

特に破碎時膨張圧を精度よく簡便に測定することは必須条件と考えられる。

本章では、まず測定方法を種々検討し、次にそれらの測定法による膨張圧の特性を実験的に明らかにする。実際の施工では、ハンドハンマー・クローラードリルなどによるボーリング孔に充填する方法が用いられているので、以下、(1)～(3)ではこのボーリング孔に破碎剤を充填した場合の膨張圧の間接、直接の測定法について検討する。さらに、(4)ではボーリング孔のほかに、コンクリートカッターによる溝に破碎剤を充填し、破碎する方法の場合の膨張圧測定法について吟味する。

用いた破碎剤は、比重 3.12、粉末度 2380 cm<sup>3</sup>/g であり、実験はすべて恒温恒湿室で行った。

#### (1) 鋼管による間接的膨張圧測定法

a) 実験概要 Fig.1(a) に示す鋼管（外管）に破碎剤スラリーを充填すると、膨張圧は鋼管には内圧として作用する。この膨張圧は、鋼管外周面に貼付したゲージによりひずみを測定し、厚肉円筒理論式を用いて算定される。いま、この測定法を次節に示すものと対比して“外管法”と呼称する。外管法は被破碎体に相当する部分が鋼管であり、被破碎体に作用する直接の膨張圧が測定できない間接的測定法である。しかしながら、破碎剤

の膨張圧特性をとらえる点では簡便で実用的な方法と考えられるので、ここではまず、外管法によって以下の項目、①水-破碎剤比と膨張圧の関係、②膨張圧に及ぼす温度の影響、③鋼管の内径、肉厚と膨張圧の関係、などについて調べた。なお、膨張圧  $p$  は各時間ごとに測定された鋼管円周方向ひずみ  $\varepsilon_\theta$ 、軸方向ひずみ  $\varepsilon_z$  より次式で計算できる。

$$p = \frac{E_s(k^2 - 1)}{2(1 - \nu_s^2)} (\varepsilon_\theta + \nu_s \varepsilon_z) \quad (1)$$

ここに、 $E_s$ ：鋼管の弾性係数

$\nu_s$ ：鋼管のポアソン比

$k$ ：鋼管の外内径比（外径／内径 =  $r_o / r_i$ ）

b) 実験結果および考察 メーカー推奨の水-破碎剤比 ( $W/B$ ) は 30 % であるが、それを目安とし、実際の充填作業性と膨張性の両見地から、最適水-破碎剤比を見出すべく予備実験を行った。鋼管は外径 2.72 cm、内径 2.34 cm、長さ 100 cm を用いた。

充填後 24 時間の鋼管中央部での膨張圧の一例を Fig.2 に示す。同図によると  $W/B$  が小さいほど大きな膨張圧を示しているが、 $W/B < 20\%$  のスラリーは流動性が乏しくボーリング孔への充填が困難で、また  $W/B > 35\%$  では水が多くなりすぎて上下に濃度差を生じ、鋼管上層

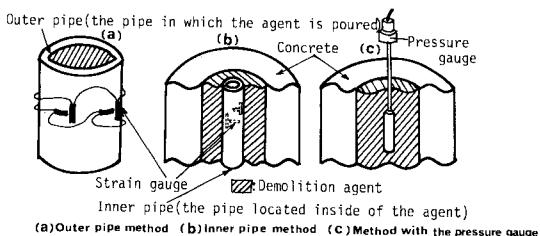


Fig.1 Various methods of measurement of expansive pressure.

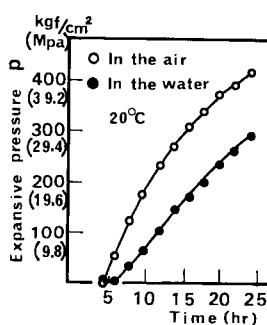


Fig.4 Expansive pressure-time curves in the air and in the water at 20°C. (Axial expansion was restrained.)

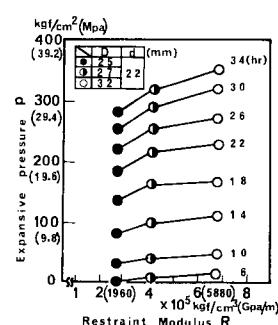


Fig.5 Expansive pressure versus Restraint Modulus (R.M.).

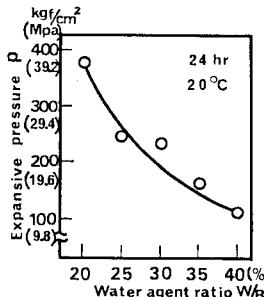


Fig.2 Relationship between expansive pressure and  $W/B$ .

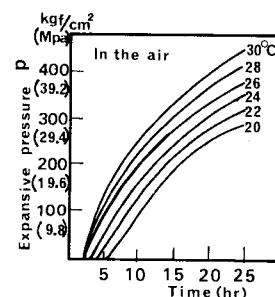


Fig.3 Expansive pressure-time curves at various temperatures in the air.

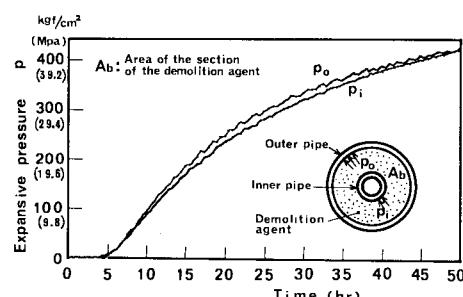


Fig.6 Comparison of expansive pressure acting on outer pipe with the one on inner pipe.

では膨張圧がきわめて小さくなる傾向がみられた。 $W/B=25\%$ では、深さ方向にはほぼ均等な圧力分布が得られたので、本実験はすべてこの配合で実施した。

**Fig.3** は膨張圧に外気温がどの程度影響しているかを調べた結果である。同図によると気温による膨張圧の変化は著しく、気温  $30^{\circ}\text{C}$  で 24 時間後の膨張圧は  $20^{\circ}\text{C}$  の場合のその約 1.5 倍となっている。また、気温が高いほど膨張圧の発現が早く、いずれの場合にも時間の経過とともに膨張圧は増加し続けることがわかる。

**Fig.4** は同一温度  $20^{\circ}\text{C}$  で、気中、水中と外部環境が異なる場合の膨張圧について調べた例である。気中の膨張圧の方が水中のそれより大きく出ている。温度が同じでも水の熱伝導率は空気のそれより大きいため  $\text{CaO}$  の水和熱が発散しやすく、管内の温度が上昇しやすい気中の方が  $\text{CaO}$  の水和、 $\text{Ca}(\text{OH})_2$  の結晶成長が促進されたためと考えられる。また、孔径が大きくなれば、単位深さ当たりの破碎剤スラリー量が増加するため、上記と同様  $\text{CaO}$  の水和熱に起因する温度上昇が大きくなり、膨張圧が高く出ることが河野ら<sup>11</sup>によって報告されている。

静的破碎剤による膨張圧は化学反応に起因するものであるが、無拘束状態では自由体積膨張のみ起こし、圧力は生じない。膨張圧はこの自由体積膨張を拘束することによって生じる接触圧と考えられるから、拘束の程度に影響されることはいうまでもない。いま、厚肉円筒理論

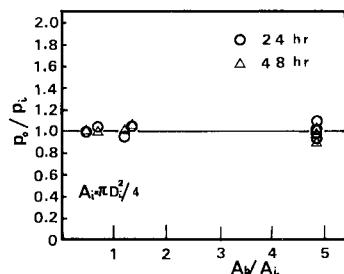


Fig.7 Relationship between  $p_o/p_i$  and  $A_b/A_t$ .

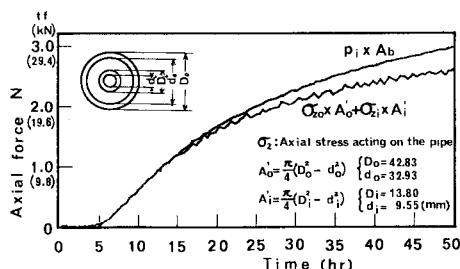


Fig.8 Comparison of expansive axial forces due to the agent with the sum of axial tensile forces acting on the inner pipe and the outer one.

によれば、内圧  $p$  とそれによって生じる鋼管内周の半径方向変位  $u_1$  との関係は式(2)のように書ける。

$$p = \frac{E_s(k^2-1)}{r_1 |k^2+1-\nu_s(2-k^2)|} u_1 = R \cdot u_1 \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここに、 $R$  は破碎剤の膨張に対して钢管が抵抗する度合いを示しており、これを便宜的に“拘束度”(Restraint Modulus) とよぶことにする<sup>2)</sup>。

**Fig.5** に膨張圧と拘束度の関係を示す。同一時間では、線形的ではないが、拘束度が大きいほど膨張圧も大きくなることがわかる。ただし、拘束度の影響は本実験の範囲では、温度、孔径、水-破碎剤比などに比べれば小さいように思われる。

## (2) 鋼管による直接的膨張圧測定法

外管法では、温度、拘束度などの諸条件を被破碎体と同一にしても膨張圧を間接的にしか測定できないから、実体を把握するためには、実際のボーリング孔中の圧力を直接測定する工夫が望まれる。

そこで、**Fig.1(b)** に示すように内周面に直交ひずみゲージを貼付した钢管を充填孔中に挿入し、それに生じるひずみより膨張圧を推定する方法を試みた。この方法は充填孔中に钢管を挿入するので、“内管法”とよぶことにする<sup>3)</sup>。内管法は、実際のボーリング孔中に適応でき、膨張圧を直接測定できる利点を有する。膨張圧は内管には外圧として作用するから、実測ひずみ  $\epsilon_o$ 、 $\epsilon_z$  を用いて式(3)で求められる。

$$p = \frac{-E_s(k^2-1)}{2(1-\nu_s^2)k^2} (\epsilon_o + \nu_s \epsilon_z) \quad \dots \dots \dots (3)$$

(1) で述べた外管の中に、いま仮に内管を挿入して 2 重管とし、その間に破碎剤スラリーを充填して外管で求めた膨張圧 ( $p_o$ ) と内管でのそれ ( $p_i$ ) を比較した結果を **Fig.6** に示す。同図において両者はよく合っていることがわかる。**Fig.7** には破碎剤断面積を変えて行った試験結果を示す。いずれの場合も  $p_o/p_i$  の値はほぼ 1 となっている。以上のことから、内管法では被破碎体に作用する膨張圧を実用上十分な精度で直接測定できることが証明されたといえよう。また、钢管内壁面の摩擦により軸方向へも膨張圧は生じているので、上記 2 重管試験において軸方向への膨張力（半径方向膨張圧  $p_i$  と破碎剤断面積  $A_b$  の積）と外管および内管に作用する軸方向力の和との関係を求め **Fig.8** に示した。両者は比較的よく合致しており、軸方向へも半径方向と同じ大きさの膨張圧が生じていることがわかる。

以上の結果から、破碎剤は水和に伴い固体化するものの圧力伝播は液体に似た挙動をすることが推察される。よって、外管法による膨張圧は  $\epsilon_o$  の測定のみでよく、式(1)の代わりに式(4)から求められ、工藤ら<sup>4)</sup>もこれを裏付ける実験結果を報告している。

$$p = \frac{E_s(k^2 - 1)}{2 - \nu_s} \varepsilon_\theta \dots \dots \dots \quad (4)$$

### (3) 圧力変換器による膨張圧測定法

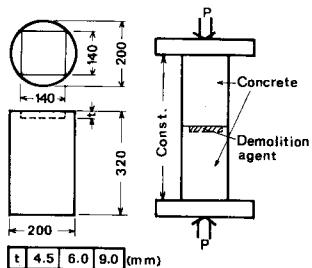
Fig.1(c)に示すように、不活性ガスを封入した受感部を圧力変換器と連結させ、膨張圧による該部のガス圧を測定する方法である。原理的には内管法と同じであり、被破碎体に作用する膨張圧を直接測定できる。

圧力変換器のキャリブレーションは、まず受感部に油圧を作用させることにより行い、次に破碎剤を用いた場合について内管法の場合と同様に行つた。本法は、前二者の方法に比べるとコスト高となる。

#### (4) コンクリートカッターの溝に破碎剤を充填した場合の膨張圧測定

被破碎体にカッターで溝を設け、破碎剤を充填し破碎できるのであれば、破壊箇所や切断方向がコントロールしやすく作業能率の向上も期待できる。その場合、細い溝への充填でどの程度の膨張圧が生じるかを確認しておく必要がある。

そこで、膨張圧の間接的な測定法として Fig. 9 に示すごときものを考案した。すなわち、変位制御可能な圧縮試験機の加圧板間に、溝を模してすきまを設けた 2 本のコンクリート円柱供試体をセットした。次いで、そのすきまに破碎剤スラリーを充填した後、上下加圧板の間隔を一定に保ちながら荷重の経時変化を測定した。膨張圧は、荷重を破碎剤充填断面積で除して求めた。



**Fig.9** Indirect measurement method of expansive pressure acting on the part of ditch

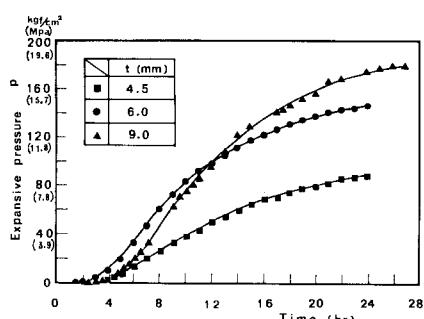


Fig.10 Expansive pressure acting on the part of ditch

実験結果を Fig. 10 に示すが、膨張圧は経過時間とともに確実に増加しており、わずか 6 mm のすきまの場合でも、実際に  $150 \text{ kgf/cm}^2$  ( $14.7 \text{ MPa}$ ) に達している。また、すきま  $t$  が大きくなるほど破碎剤スラリー量が増加するため、膨張圧が高く出ていることがわかる。

### 3. 1円孔コンクリート円柱供試体の破碎

被破碎体の破碎にはどの程度の膨張圧が必要なのか、破壊条件式はどう表わされるのか、また破壊のメカニズムはどうなののかを、まず基本的な1円孔の場合について明らかにする。破碎時圧力を2.で述べた各種測定法により求めたが、同時に破碎剤の代わりに圧力媒体を変えて油圧を用いた場合についても検討した<sup>5)</sup>。これは、破碎時圧力は圧力媒体によらず被破碎体に固有の値となるはずであるし、油圧法が直接的で最も正確であるのでこれを実施し、上記測定法による結果を検証することを目的としたのである。ここに、破碎圧力とは破碎時までの最大負荷圧力を意味する。

### (1) 破碎圧力の測定

a) 実験概要 供試体用コンクリート、モルタルの強度、弾性係数などを Table 1 に示す。孔は所定の径の塩化ビニールパイプを打設時に埋め込み、硬化後にこれらを引き抜くことによって設けた。油圧による破碎試験は、Fig. 11 に示す試験装置で、油圧ポンプにより毎分 8~10 kgf/cm<sup>2</sup> (0.78~0.98 MPa) の割合で加圧することにより実施した。圧油のものは、O リングをはめ込んだ厚板を上下にボルト・ナットで一定に締めつけることにより防止した。この場合、締めつけによる供試体軸

**Table 1** Physical properties of specimens.

Kinds of concrete	Compressive strength kgf/cm <sup>2</sup> (Mpa)	Tensile strength kgf/cm <sup>2</sup> (Mpa)	Young's modulus x10 <sup>3</sup> kgf/cm <sup>3</sup> (Gpa)
Plain concrete	305～456 (299～44.7)	23.8～32.8 (2.33～3.21)	2.77～3.63 (27.1～35.6)
Mortar	382～490 (37.4～48.0)	22.7～29.8 (2.22～2.92)	2.68～3.70 (26.3～36.3)
High strength concrete	616 (60.4)	43 (4.21)	4.00 (3.92)

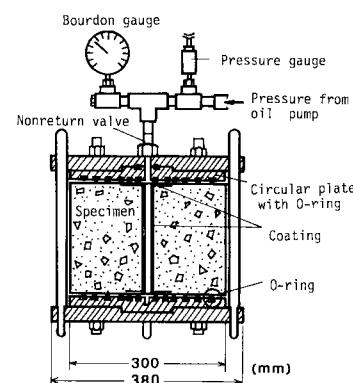


Fig.11 Specimen and device for oil-hydraulic pressure test.

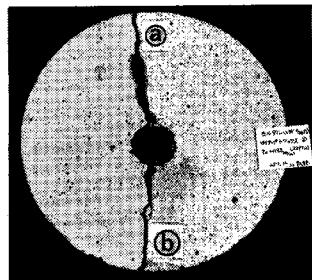


Photo 1 Fracture mode of the cylinder demolished by oil-hydraulic pressure. ( $D=15$ ,  $d=2.2\text{cm}$ )

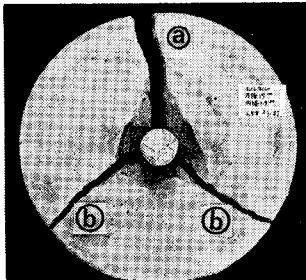


Photo 2 Fracture mode of the cylinder demolished by the agent. ( $D=15$ ,  $d=1.5\text{cm}$ )

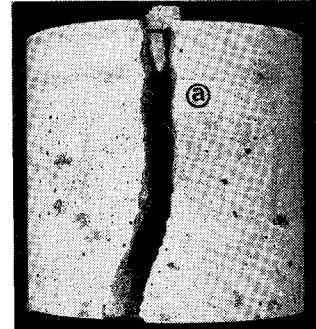


Photo 3 The crack mode of outside surface.

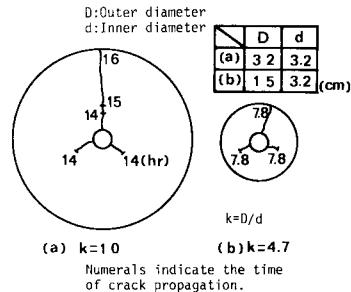


Fig.12 Difference of the crack mode due to  $k$ .  
(a)  $k>5$ , (b)  $k<5$

方向ひずみは $5\sim10\times10^{-6}$ 程度にすぎず、実験結果への影響は小さいと考えられた。

破碎圧力の測定は、内管法、圧力変換器などによる直接的測定法のほか、外管法でも行った。外管法で孔径、拘束度が異なる場合には、膨張圧の経時変化曲線を補正することになる。なお、破碎剤用の供試体も油圧用のそれと同じく高さ15 cmであり、その内径を2.2~4.8 cm、外径を7.5~60 cm程度まで変化させた。

この実験では、供試体内への圧油の浸透による悪影響が懸念されたので、施工性と実験精度上適当と思われる種々のコーティングを孔内壁および端面に施し、予備実験を行った。その結果、孔内壁にはブチルゴム系接着テープと軟質塩化ビニール系チューブとの組合せ、端面には

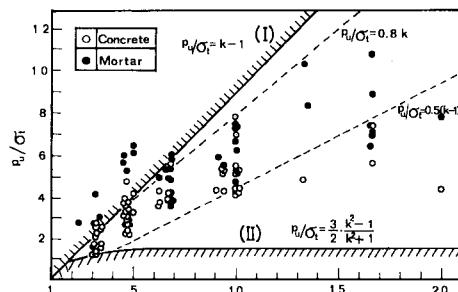


Fig.13 Relationship between  $p_u/\sigma_t$  and  $k$  in case of oil-hydraulic pressure.

エポキシ系接着剤を用いるのが最適と思われたので、そのコーティングを施して以後の実験を遂行した。なお、装置の都合上、供試体寸法は外径7.5~30 cm、内径0.9~3.2 cmと種々変化組み合わせた大きさで、高さは15 cmとした。

b) 実験結果および考察 Photo 1, 2において、いま、便宜的に最初に入ったひびわれに記号④を付す。油圧による場合、すべての供試体で破碎が急激に起こり、“ポン”という音とともに瞬時に外周部が5 mm程度開口したのに対し、破碎剤を用いた場合には Fig. 12 (a), (b) に示すように、供試体の外内径比  $k=5$  程度を境にして2通りの破碎が観察された。すなわち、 $k<5$  では油圧の場合と同様に瞬時に破碎するのに対し、 $k>5$  ではひびわれが伸展しながら破碎した。④のひびわれは外周までほぼ直線的であり、油圧、破碎剤いずれを用いた場合も Photo 3 に示すように円筒の中心軸を含む縦断面に生じているので、それは円周方向引張応力  $\sigma_\theta$  により誘起されたことがわかる。

Fig. 13, Fig. 14 はそれぞれ油圧、破碎剤の場合につ

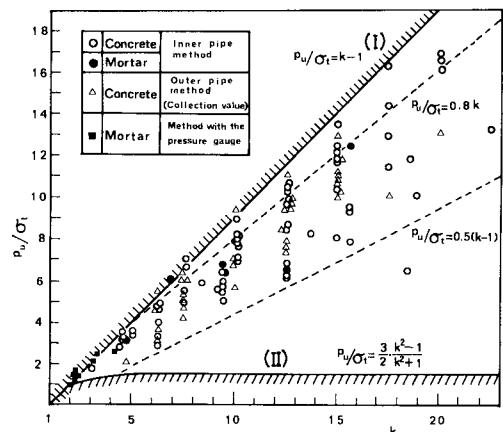


Fig.14 Relationship between  $p_u/\sigma_t$  and  $k$  in case of expansive pressure.

いて、 $p_u/\sigma_t$ と外内径比  $k$  の関係を示したものである。ここに  $p_u$  は破碎圧力、 $\sigma_t$  は割裂引張強度である。一般に、外管法ではひびわれ発生後の膨張圧を追跡できないので、同時に実施した内管法の値で補正した修正値も Fig. 14 には併示している。

佐藤ら<sup>6)</sup>によると、せい性材料の破壊は図中に示した曲線(Ⅰ)、(Ⅱ)の間で起こり、“延性”的影響が増してくれれば(Ⅰ)に、より“せい性的”になれば(Ⅱ)に漸近すると述べられている。同図からわかるように、著者らの実測値も多少のはみ出しあるものの、前記領域内に収まっていることがわかる。

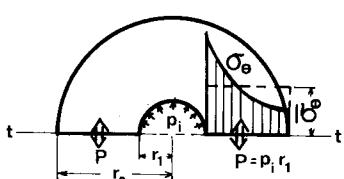
Fig.13, Fig.14において、 $k < 5$  の範囲では延性的な挙動をするごとく（Ⅰ）近くに存在しており、この範囲での破碎は円周引張応力の平均値  $\bar{\sigma}_0$  が、供試体の引張強度  $\sigma_t$  に達したとき破碎するといういわゆる平均応力説により起こったものと考えられる。すなわち、

式(5), 式(7)より破碎圧力  $p_u$  は

と表わされ、直線(I)となる。式(8)は、円筒を完全塑性体あるいは薄肉とみなすときの破壊条件を表わす式である。

さて、 $k < 5$  では孔内周応力が引張強度に達しても周囲の応力の小さい部分がこれを支持するため、ただちに破碎には至らず、さらに圧力の上昇が可能となって、孔周辺から、あたかも塑性域の広がりが断面全体に及んだ形で破碎すると解される。直線（I）近くに分布するのはこのためと看えられる。

$k > 5$  では、油圧、破碎剤いずれの場合にも  $k$  の増加とともに直線（I）からしだいにずれて、別の曲線に移行しているようである。いま、破碎剤の場合  $k > 5$  では、断面全体が平均応力に達する以前に孔周辺部が局部的な破碎を起こし、前記したようにひびわれは入るがただちに破碎には至らなかった。ひびわれが伸展、拡大するためにはさらに圧力の上昇を必要とすることになるが、こ



**Fig.15** Circumferential equilibrium at t-t section in case of one bored hole.

の圧力上昇は断面全体が平均応力に達するほどには大きくならなかったために、直線(I)からずれてくるものと考えられる。これに対し油圧では、コーティングを施していても孔内周に最初のひびわれが入るや否やコーティングが破れ、圧油が浸透しひびわれ先端に圧力が作用する結果、ただちに破碎するものと考えられる。破碎剤の場合に比べて、 $p_u/\sigma_t$ の値がやや低下しているのはこのためと思われる。

破碎剤による場合には軸方向にも引張応力が作用するが、その影響は小さいものと考えられる。すなわち、軸方向の平均応力  $\bar{\sigma}_z$  と  $\bar{\sigma}_{\theta}$  の比は  $1:(k+1)$  であり、 $\bar{\sigma}_{\theta}$  の方が圧倒的に大きいからである。

以上の結果より、実用的な破壊条件は平均応力説を一般化したものとして

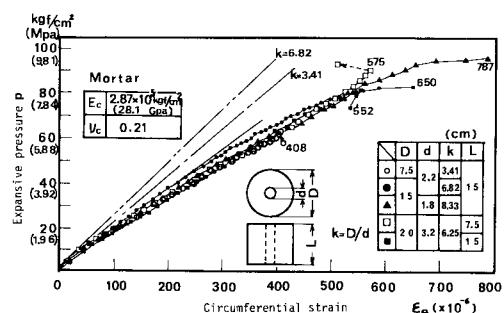
とおくことになると、 $k < 5$ では  $\alpha = 1$ となり式(8)が成立する。 $k > 5$ では実験結果にばらつきがあり、Fig.14の破碎剤の場合、 $\alpha = 0.5 \sim 0.8$ であるが、破碎設計が安全側となるよう上限の  $\alpha = 0.8$ をとれば、式(8)との連続性も保てて

が得られる。

## (2) 内周ひずみの挙動

破碎までの圧力-ひずみ関係を知ることは、破碎設計上重要と考えられる。限界ひずみに着目した破碎設計法が可能になるからである。そこで、端面より3~4cmの位置孔内側円周方向にひずみゲージを貼付して、油圧を負荷することにより破碎までの挙動を調べた。

Fig. 16 にモルタル供試体での実測例を示す。同図によれば、 $200 \sim 300 \times 10^{-6}$ あたりでしだいに直線性がなくなっているように見受けられる。このあたりは通常いわれている伸び能力の限界点である。しかしながらその変化は少なく、全般的には破碎まではほぼ直線的な挙動を示しているようである。いま、破碎時のひずみに着目した場合、約  $500 \sim 750 \times 10^{-6}$ であり、通常の伸び能力の



**Fig.16** Behavior of the circumferential strain at inner surface of Mortar cylinders up to rupture

2~3倍とかなり大きい。

なお、圧縮試験より求まる弾性係数  $E_c$ 、ボアソン比  $\nu_c$  を用いて式(11)により計算した  $p-\varepsilon_\theta$  の関係も併せて Fig.16 に示したが、それによれば、実測曲線の勾配が計算曲線のそれに比べ小さく出ていることがわかる。これは、圧縮試験で求めた上記変形特性値と引張状態下のそれとが、異なることに原因があると考えられる。

$$\varepsilon_\theta = \frac{p(k^2+1) + \nu_c(k^2-1)}{E_c(k^2-1)} \quad \dots \dots \dots (11)$$

### (3) 破碎機構

油圧による破碎モードを Photo 1 に、破碎剤による場合のそれを Photo 2 に示したが、次に両者を比較しながらその機構について考察する。

油圧、破碎剤いずれの場合も最初に生じたひびわれは写真に示す④であるが、それ以外のひびわれは両者でその性状が異なっていることがわかる。すなわち、油圧による場合は断面を 2 分割する破碎モードであるのに対し、破碎剤による場合は④のひびわれも含め 3 方向に生じており、④に対してほぼ 120 度を形成している。

さて、ひびわれ⑤を誘発した動因は、ひびわれ④発生後ただちに圧力がゼロにならず、その内圧による曲げモーメントにあると考えられる。最大曲げモーメントの位置は、油圧の場合④に対して 180 度方向となり、最大主応力の位置もこの方向であることはいうまでもない。しかしながら、破碎剤による場合には充填された破碎剤が硬化・膨張するとともにかなりの弾性係数値をもつようになり、また孔内壁面との付着も増大していくため、この硬化した破碎剤自身が変形の妨げとなって、曲げモーメントあるいは最大主応力の位置が 120 度方向にずれてくるものと考えられる。なお、供試体および孔の寸法、孔内壁面の状態などによってもこれらの性状が変化することはもちろんである。

このような破碎剤による特徴的な破碎モードを有効に利用した孔配置として正六角形配置が考えられるが、これについては実験結果を次章に示す。

## 4. 破碎時間の推定および破碎設計

### (1) 破碎設計の基本と破碎時間の推定法

Fig.17 に示す無限円孔列における任意の 2 円孔の場合について考える。内圧を  $p_i$ 、孔間隔を  $l$  とすれば、 $t-t$  断面における力のつり合いより、平均応力  $\bar{\sigma}_\theta$  は式(12)で表わせる。

$$\bar{\sigma}_\theta = \frac{p_i r_1}{l/2 - r_1} = \frac{p_i}{k-1} \quad \dots \dots \dots (12)$$

ここに、 $k=(l/2)/r_1$

いま、1 円孔の場合と同様に破壊条件  $\bar{\sigma}_\theta/\sigma_t=1$  を用いれば、破碎圧力  $p_u$  は

$$p_u/\sigma_t = k-1$$

となり、式(8)と同一となる。このことから、2 円孔の場合でも Fig.17 に示すような破線で示す内径  $2r_1$ 、外径  $l$  の 1 円孔の場合として取り扱えることを意味している。

いま、被破碎体の  $k$  と  $\sigma_t$  がわかれば、式(8)または式(10)により破碎圧力  $p_u$  が求まり、たとえば Fig.18 に示した膨張圧の経時変化より破碎圧力が推定できるようになる。ちなみに、Fig.18 の実線はコンクリート供試体について内管法で、破線は同時にコンクリート供試体と同じ拘束度を有する外管によって求めた膨張圧の時間的推移を最小二乗法で処理した曲線であり、それぞれ次式のように表わせる。

$$p = 418 - 560 \exp(-0.0460 T) \text{ (内管法)} \quad \dots \dots \dots (13)$$

$$p = 553 - 672 \exp(-0.0328 T) \text{ (外管法)} \quad \dots \dots \dots (14)$$

式(8)、(10)および式(13)、(14)を用いて引張強度  $\sigma_t$  をパラメーターとし、 $k$  と破碎時間  $T_u$  の関係を示した Fig.19 を求めておけば破碎設計がより簡便になる。ここに、同図の実線は式(8)、(10)と式(13)より、破線は式(8)と式(14)より求めたものである。また、Table 2 は版供試体における破碎圧力・破碎時間を Fig.19 の実線を用いて推定した値と実測値との比較を示したものである。同表より、計算値と実測値はよく合致していることが認められる。

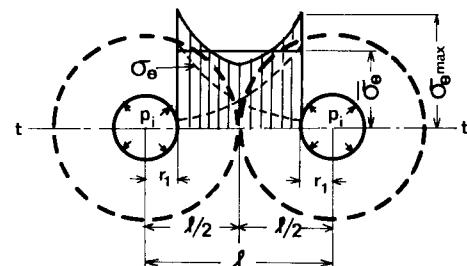


Fig.17 Circumferential stress and its average value at  $t-t$  section in case of two bored holes.

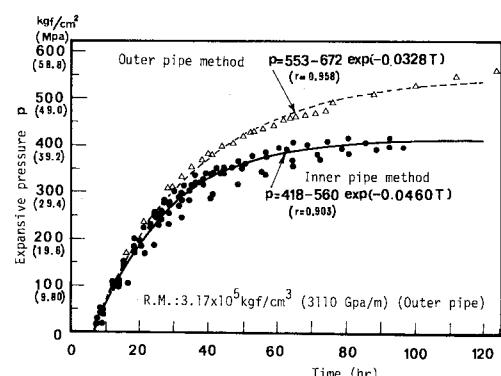


Fig.18 Regression curves of expansive pressures.

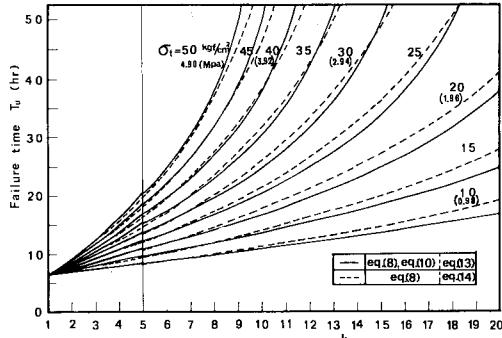


Fig.19 Relationships between failure time and  $k$  for various tensile strengths of concrete.

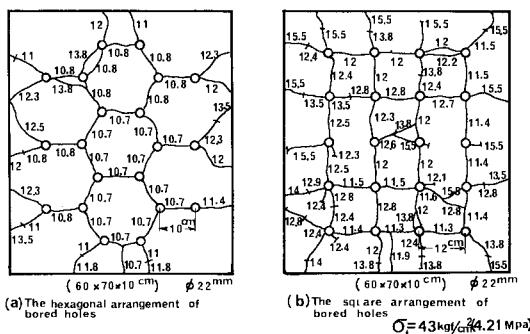


Fig.20 The crack modes of concrete slabs.  
(Numerals indicate the cracking time.)

実際の現場においては、ボーリング孔について内管法で測定し、Fig.18, Fig.19などの実線に相当する資料を求めておけば、精度のよい破碎設計が行えることはいうまでもない。しかしながら、Fig.19において  $k < 15$  の範囲内では、実線、破線それぞれから求められる  $T_u$  には約 10% 程度の差しかみられず、現場において温度等の外部環境の影響が小さいと判断される場合には、簡便に行える外管法により求めた圧力の経時曲線(式(14))と式(8)を用いて破碎時間を推定しても実用上の支障はないものと考えられる。

## (2) 破碎時間と破碎状態

孔配置、穿孔深さなどにより破碎時間は当然異なる。また、被破碎体の条件によっても破碎設計は異なると考えられるので、より効果的で経済的な破碎を達成すべく基礎的な実験を実施した。

まず、平面的な孔配置として孔径、孔数を同一にした正六角形配置と正方形配置について、高強度コンクリート版供試体を用いて比較した結果を Fig.20(a), (b) に示す。正六角形配置では 10.5~12.5 時間にほとんどすべての孔間に貫通ひびわれが生じ、かつそれらが有機につながったのに対し、正方形配置では破碎時間のずれが大きく、途中で止まったひびわれすら認められた。こ

Table 2 Comparison of the calculated values with measured ones.

	$k^*$	Expansive pressure at failure $\text{kgf/cm}^2 (\text{MPa})$		Failure time (hr)	
		Calculated	Measured	Calculated	Measured
A	i)	—	—	—	—
	ii)	5.91	126 (12.3)	—	14.1 12.8
B	i)	1.88	2.3 (2.25)	57 (5.59)	9.0 8.5
	ii)	5.63	120 (11.8)	—	13.7 13.5
C	i)	3.13	57 (5.59)	57 (5.59)	8.0 8.5
	ii)	5.22	111 (10.9)	—	13.1 12.0
D	i)	4.69	98 (9.60)	71 (6.96)	10.4 9.5
	ii)	4.69	98 (9.60)	88 8.62	10.4 10.5
E	i)	6.25	133 (13.0)	90 (8.82)	14.7 11.0
	ii)	4.16	84 (8.23)	—	9.6 11.5
F	i)	7.5	160 (15.7)	90 (8.82)	16.8 11.0
	ii)	3.75	73 (7.16)	90 (8.82)	8.9 11.0

$k^*$ : (Distance from a bored hole) / (Radius of a bored hole)

ii): (Distance of bored holes/Diameter of a bored hole)

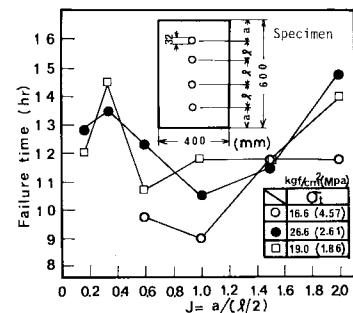


Fig.21 Relationship between failure time and  $J$ .

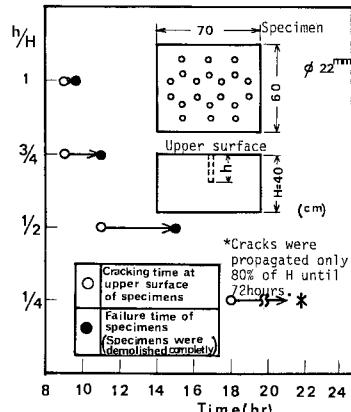


Fig.22 Relationship between  $h/H$  and failure time.

れより、同じ孔数で破碎するには正六角形配置の方が有利ということになる。

自由面をうまく設定していくことも効率的な破碎を図るうえで有用である。Fig.21 は同一寸法・形状の供試体で、自由端距離  $a$ 、孔間隔  $l$  を種々変えた版供試体の貫通ひびわれ発生時間と自由端距離との関係を示したものである。自由端距離が小さい場合にはその端部でのひびわれ発生は早いが、版全体へのひびわれの伸展は遅くなった。自由端距離が孔間隔の  $1/2$  のとき最も短時間に

貫通ひびわれが生じ、効率のよい破碎ができることが結果的にわかった。

上記2つは版供試体による平面的な破碎効率についての検討であったが、次に、コンクリート塊の深さ方向に對して穿孔深さをどの程度にすればより有効な破碎ができるかを検討した。60×70×40cmの供試体にφ22mmの孔を正六角形に配置して、それらの深さを変化させ、ひびわれの発生時間、その幅および破碎状況などを調べた。Fig.22がその結果である。同図によると孔が深いほどひびわれの発生が早く、かつその幅の増大も著しく、より早く破碎できる。貫通孔にした方が最も短時間に破碎できることはいうまでもないが、必要以上に深い孔をあけるのは不経済となる。同図によると、ひびわれ発生時間は $h/H$ が1および3/4で9時間、 $h/H$ が1/2で13時間、1/4で18時間であり、破碎後のコンクリート塊の形状は、 $h/H$ が1および3/4の場合ほぼ正六角形であったが、 $h/H$ が1/2では下半分が太目（または細目）の塊に割れた。1/4では下半分は完全には破碎しなかった。このことから、穿孔深さは厚さの3/4程度あれば十分であり、厚さの1/2以上もあれば時間は要するが、一応破碎するものと考えられる。

次に、孔の形状とひびわれ発生時間の関係を調べる目的で、矩形コンクリート版（50×60×10cm）の3周辺部を鉄筋で補強し、残りの1自由面から10cmおよび20cmの位置に孔を開けたものについて破碎実験を行った。Fig.23は孔の形状と自由面のコンクリートひずみの関係を示したものである。同図によると、同一断面積では応力集中の度合が高い鋭角な孔ほど、コンクリートのひずみ増加が速く、頂角の部分からひびわれも早く発

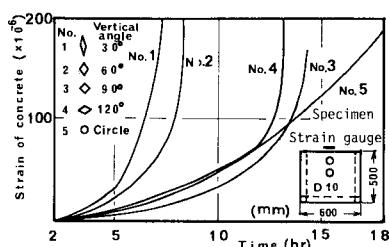


Fig.23 The cracking time versus the shape of bored hole.

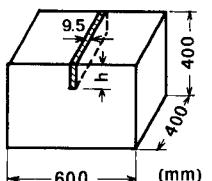


Fig.24 The shape and size of the concrete specimen.

Table 3 Relationship between  $h$  and failure time.

$h$ (mm)	50	100	150	200
Failure time (hr)	1.6	9	7	6

$\sigma_t = 30 \text{ kgf/cm}^2 (2.94 \text{ MPa})$

生している。円形の孔に比べると、頂角30度の孔では約1/2以下の時間でひびわれが発生し、孔の形状の影響がきわめて大きいことを示している。したがって、切欠きの付け方次第でひびわれの方向が誘導でき、また、破碎時間も大幅に短縮させることができると考えられる。

以上は、孔に破碎剤を充填した場合を対象に述べたが、さらにコンクリートカッターであけた溝に破碎剤を充填した場合の破碎効率についても調べた。すなわち、Fig.24に示す形状のコンクリート塊に幅9.5mm、深さ $h$ の溝を設け破碎剤を充填し、深さ $h$ と破碎時間の関係を調べた結果をTable 3に示す。同表によれば、溝深さ $h$ は供試体高さの1/4以上であれば破碎時間に大きな差がないことがわかる。

## 5. 鉄筋コンクリート供試体の破碎

ぜい性体の破碎は比較的容易であるが、鉄筋で補った韌性の高い複合構造を一気に破碎させることは容易でない。そこで、このような場合、まず鉄筋とコンクリートの付着を切るべく、かぶり部コンクリートを破碎剤によって取り除き、鉄筋を切断あるいは除去した後、再

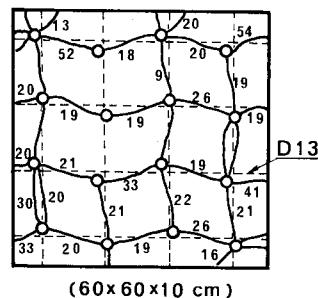


Fig.25 Fracture mode of RC slab specimen demolished by the agent. (Numerals indicate the cracking time.)

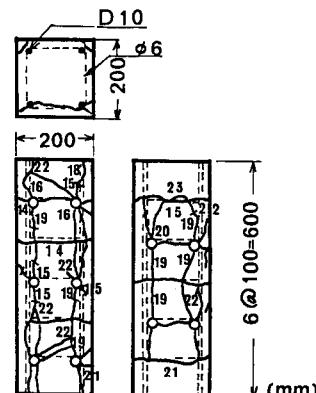


Fig.26 Fracture mode of RC column specimen demolished by the agent. (Numerals indicate the cracking time.)

び破碎剤によって内部コンクリート塊を破碎させるという段階的な解体を進める必要がある。

いま、予備実験として Fig. 25 および Fig. 26 に示すような RC 版・柱供試体を用いて破碎実験を行った。鉄筋を 2 方向に配置した版供試体では、ひびわれは鉄筋に沿って生じたものの、鉄筋による拘束が大きいためその幅は増大せず、鉄筋とコンクリートが付着破壊するまでには至らなかった。

Fig. 26 には柱供試体の破碎状況を示す。図中の○印は孔の位置を示し、いずれも供試体を貫通している。ひびわれは孔間を結んだ線上に発生し、かぶり部分のコンクリートをドライバーで容易に取り除き得、鉄筋を露出させることができた。鉄筋を切断すると、破碎剤による膨張圧が作用しているため、内部コンクリートはただちに数個のブロックに破碎した。

以上のことから、現段階ではかぶりコンクリートの除去、鉄筋切断、内部コンクリートの破碎という段階的な解体が得策と考えられる。このようにすれば、第 1 段階でのかぶりコンクリートの取り除き、第 3 段階での内部コンクリートの分塊化は無筋コンクリートの破碎であり、4. で述べた破碎設計が適用できることになる。

## 6. 結 論

本研究で明らかになった事項を要約すると以下のようである。

(1) 水-破碎剤比は、ワーカビリチーと膨張圧の観点から、25~30%が適当と判断される。

(2) 破碎剤の膨張圧測定法として、①外管法、②内管法、③圧力変換器法が考えられるが、特に内管法は外部環境の影響を含めた膨張圧の直接的な測定が、簡便にしかも精度よく行える有用な方法である。

(3) 膨張圧は気温、拘束度などの外部環境によって変化するが、特に前者の影響が著しい。また、圧力伝播は液体に似た挙動をする。

(4) 破碎剤によるコンクリート供試体の最初のひびわれは、円周引張応力により生じ、破碎形式は 2 種類である。1 つは瞬時に起こる破碎であり、他はひびわれが伸展しながらの破碎である。また、多くは 3 方向に割れ、120 度を形成する独特の破碎モードとなる。

(5) 破壊条件は、平均応力説を一般化したものとして、 $\bar{\sigma}_t/\sigma_t = \alpha$  を用いる。すなわち、 $k < 5$  では  $\alpha = 1$  として、 $p_u/\sigma_t = k - 1$ 、 $k > 5$  では実験結果の上限値  $\alpha = 0.8$  をとって、 $p_u/\sigma_t = 0.8k$  である。これら 2 式は、2 円孔以上の場合にも同様に用いることができる。

(6) 破碎時間は、現場被破碎体での標準的な膨張圧

経時曲線を内管法で求めておき、被破碎体引張強度  $\sigma_t$  がわかれば、上記 2 式を用いて精度よく推定できるが、外管法により求めた膨張圧経時曲線と  $p_u/\sigma_t = k - 1$  を用いた場合でもわずか 10 % の差が生じる程度で、簡便に行える外管法も条件次第では有効な方法と考える。

(7) ポーリングによる円孔を設けた破碎設計が基本と考えられるが、応力集中の生じやすい角孔やコンクリートカッターによる溝を設ける方が、場合によってはひびわれ発生時間が早く、ひびわれ方向も誘導しやすい。

(8) RC 部材の解体は一気に行うのではなくて、かぶり部コンクリートの取り除き、鉄筋切断、内部コンクリート塊の破碎という段階的な解体が得策と考える。

いまや、コンクリート構造物を永遠のモニュメントとしてではなく、社会的ニーズによって、新設・解体が 1 つのサイクルで繰り返されるものと考える必要がある。すなわち、いつかは必ず解体されるのであり、今後ますます問題となってくるであろう公害防止策、省資源省エネルギー工事の観点からも、破碎剤を用いた解体工事は重要度を増してくるように思われる。そのためには、コンクリート構造物建設の際、構造耐力や施工性等を慎重に配慮したうえで、将来の解体が容易になるようにあらかじめパイプなどを埋め込み、破碎剤充填孔を設けておくことも必要と考える。

## 参 考 文 献

- 1) 河野俊夫・石井四郎：破碎剤「プライスター」を用いた破碎工法、石灰石、No. 189, pp. 26~31, 1981.
- 2) 渡辺 明・後藤 司・松田 浩：静的破碎剤によるコンクリート構造物の解体に関する実験的研究、セメント技術年報、36, pp. 183~186, 1982.
- 3) 出光 隆・岡田雅文・新徳雅男：静的破碎剤の膨張圧測定に関する研究、昭和 57 年度土木学会西部支部研究発表会講演概要集、pp. 482~483, 1983 年 2 月.
- 4) 工藤洋三・橋本堅一・中川浩二：鋼管による静的破碎剤の膨張圧測定に関する研究、土木学会第 38 回年次学術講演会講演概要集、第 5 部、pp. 531~532, 1983 年 9 月.
- 5) 原田哲夫・渡辺 明・金武寛文・浜田 棟：コンクリート系材料よりなる厚肉円筒の内圧破壊に関する実験的研究、長崎大学工学部研究報告、第 13 卷、第 21 号、pp. 179~185, 1983 年 8 月.
- 6) 佐藤和郎・茂村達也・永井文雄：せい性材料からなる円筒の内圧破壊に及ぼす延性の影響、日本機械学会論文集 (A 編)、45 卷、391 号、pp. 220~226, 1979 年 3 月.
- 7) 出光 隆・竹田宣典：静的破碎剤によるコンクリートの破碎に関する研究—膨張圧測定と破碎時間の推定法—、土木学会第 38 回年次学術講演会講演概要集、第 5 部、pp. 539~540, 1983 年 9 月.

(1984.8.23・受付)