

静的破碎剤の膨張圧測定法と膨張圧の諸性質

原田哲夫*・副田孝一**・出光 隆***・
渡辺 明****

静的破碎剤は、岩盤やコンクリートの解体に広く用いられているが、最も重要なのは、ボーリング孔中の膨張圧の挙動をいかに正確に把握するかである。本研究ではまず、ボーリング孔中の膨張圧の直接的測定方法を開発し、それを用いて膨張圧に及ぼす各種要因とそれらに対する膨張圧の挙動について検討を行った。その結果、1) 膨張圧はあまり拘束度の影響を受けず、2) 液圧の伝播をする、3) 周囲の温度の影響が顕著であるが、温度が変化しても水和率が同じであれば、膨張圧は同じである等のことを明らかにした。

Key Words : pressure transducer, expansive demolition agent, demolition, expansive pressure

1. はじめに

静的破碎剤は我国で開発され、昭和54年に市販されて以来、コンクリートや岩盤の破碎に用いられ、低公害破碎工法としての実績を着実に積んできている。静的破碎剤は通常、水と練り混ぜてスラリー状にしたもの被破碎体のボーリング孔に充填するだけで、数時間後には硬化・膨張をおこし、その膨張圧を利用して破碎を行うものである。したがって、孔間隔の決定、破碎時間の推定等いわゆる破碎設計を精度よく行う場合、破碎の主役をなす膨張圧の挙動を十分に把握しておくことが最も重要なと考えられる。

本研究では、まず膨張圧の測定法、特に、ボーリング孔中の膨張圧の挙動を直接的にしかも精度よく簡便に測定できる方法を開発し、それらを用いて膨張圧におよぼす影響および膨張圧の挙動を実験的に検討した。膨張圧の特性については、一部をすでに文献1)で公表しているが、本論ではさらに実験的に深く調べるとともに、理論的な考察も行った。

なお、本論は第一筆者が東京大学へ提出した学位論文の一部²⁾に、その後の研究成果を加え、取りまとめたものである。

2. 静的破碎剤の膨張圧測定法

静的破碎剤は硬化とともに膨張をおこすため、固体化した物体の膨張圧を、しかもボーリング孔内周面に作用する膨張圧をいかに精度よく測定するかが問題となる。

以下、開発した測定法について述べる。

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

** 正会員 小野田セメント(株)建設材料研究所

*** 正会員 工博 九州工業大学助教授 工学部設計生産工学科

**** 正会員 工博 九州工業大学教授 工学部設計生産工学科

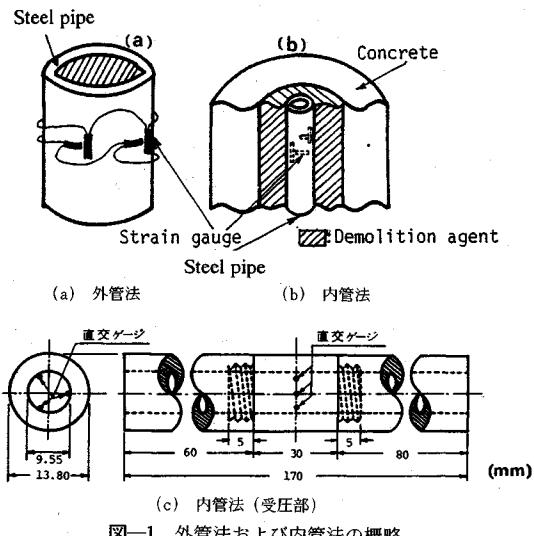


図-1 外管法および内管法の概略

(1) 外管法および内管法¹⁾

図-1(a)に示す鋼管(外管)に静的破碎剤スラリーを充填すると膨張圧は钢管には内圧として作用する。外管法はこの膨張圧(p_o)を钢管外周面に貼付したひずみゲージにより钢管円周方向ひずみ ε_θ 、軸方向ひずみ ε_z の値を測定し、式(1)により算定する方法³⁾である。すなわち、钢管自体が圧力計として用いられる。外管法は取扱いが簡便で実用的であるが、被破碎体に相当する部分が钢管であり、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。

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

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

ここに、 E_s : 钢管の弾性係数

ν_s : 钢管のポアソン比

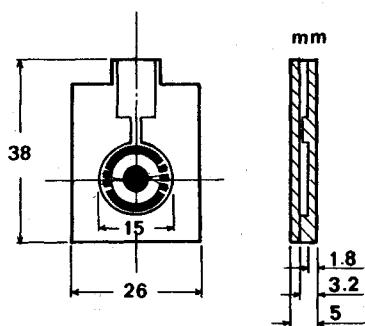


図-2 ダイヤフラム法（受圧部）

k ：钢管の外内径比（外径/内径）

これに対して、ボーリング孔中の膨張圧を直接測定するための考案した方法は、図-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鋼管（内管）を充填孔中に挿入し、それに生じるひずみ値より式（2）を用いて膨張圧 (p_i) を算定する方法である。この場合、膨張圧は内管には外圧として作用することになる。この方法は充填孔中に鋼管を挿入するので前者の“外管法”に対応して“内管法”と呼ぶこととする。図-1 (c) に受圧部の詳細を示す。受圧部の内面は旋盤加工を行って、ひずみゲージを貼付した。ひずみゲージのリード線は钢管内部を通すことで静的破碎剤の直接の接触から保護している。このゲージリード線導入管と受圧部とはねじ接合で一体とした。なお、钢管径の異なる二種類の内管を作製し、便宜的に A タイプ（外径 13.8 mm、内径 9.55 mm）、B タイプ（外径 17.4 mm、内径 12.0 mm）とした。

(2) ダイヤフラム法

コンクリートカッターなどの細い溝中に充填された静的破碎剤の膨張圧を直接測定することを目的に考案した方法である。細い溝中であるから、膨張圧測定用の圧力計は薄い偏平なものでなければならない。そこで、土圧計や流体圧測定用の圧力計の受圧部であるダイヤフラム部にヒントを得て、以下のようなダイヤフラム型の圧力計を考案、作製した。膨張圧の測定は、内管法と同様に圧力計の受圧部を溝部に挿入して測定する。このダイヤフラム型の圧力計を用いた膨張圧測定法を便宜的に“ダイヤフラム法”と呼ぶことにする。

図-2に、今回作製したダイヤフラム型の圧力計の受圧部の一例を示す。厚さ3.2 mmの鋼板に円形の凹部(ダイヤフラム部)を設け、その部分に円形のひずみゲージ(120Ω, 4ゲージ法)を貼付したものと、厚さ1.8 mmのフラットな鋼板とをはりあわせて一体としている。この圧力計では、ダイヤフラム部は周辺固定の円板に等分布膨張圧 P が作用するものと考えている。受圧部に作用する圧力とひずみの関係は式(3)で表される。

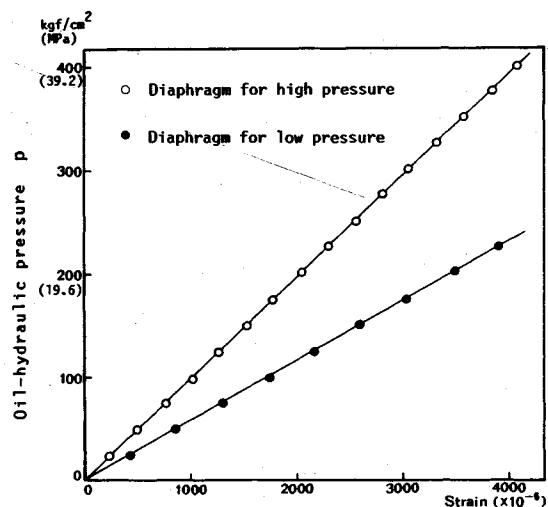


図-3 キャリブレーション結果の一例

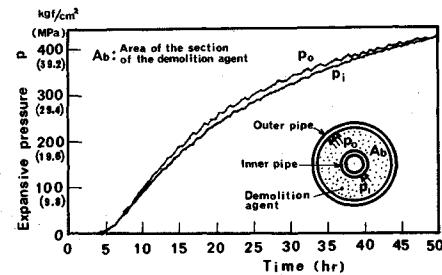


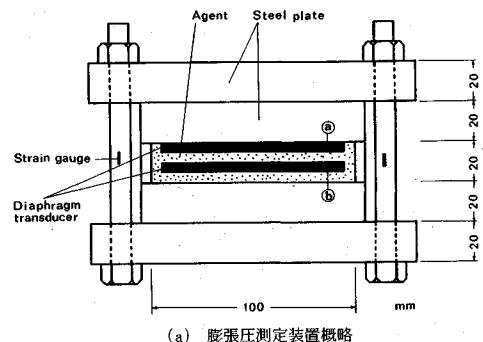
図-4 二重管試験における p_0 と p_1 の比較

校正係数 a は、油圧によりキャリブレーションを行つて求めた。この a は圧力計の感度を表し、ダイヤフラム部の肉厚と直径によって決まる。今回、これらを変化させることで膨張圧に応じた二種類の圧力計を作製した。油圧によるキャリブレーション結果の一例を図-3 に示す。載荷・除荷を 5 回程度繰り返したが、除荷後の残留ひずみは $5 \sim 10 \times 10^{-6}$ 程度であった。また、温度変化によるみかけひずみの変化は極めて小さく、仮に 30°C の温度変化があった場合でも膨張圧に換算して $2 \sim 3 \text{ kgf/cm}^2$ 程度であるので実用上は無視できる。

なお、もともとダイヤフラム法は、細い溝中の膨張圧を測定するために考案したのであるが、後述するように、ボーリング孔中の膨張圧も計測できる。

3. ダイヤフラム法の検証

内管法では、被破碎体に作用している膨張圧をどの程度の精度で検出できるかを確認する目的で、外管の中に内管を挿入して二重管とし、その間に静的破碎剤スラリーを充填して、外管に作用する膨張圧 p_o と内管に作用する膨張圧 p_i を比較するためのいわゆる二重管試験を行った。 p_o , p_i はそれぞれ式(1), 式(2)で求めた。その結果、図-4に示すように経時変化にともな



(a) 膨張圧測定装置概略

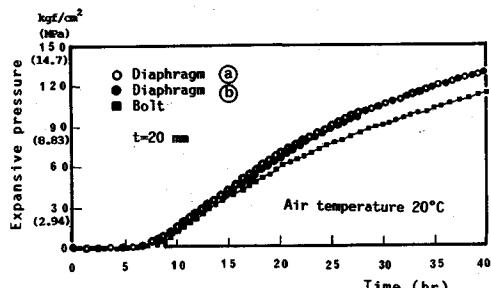
(b) 膨張圧の経時変化
(鋼棒ひずみからの算定値との比較)

図-5 溝部を模した膨張圧の測定と実験結果

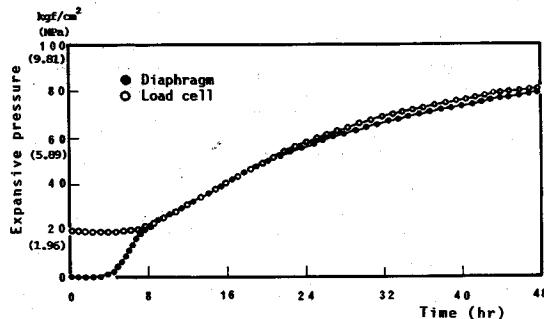
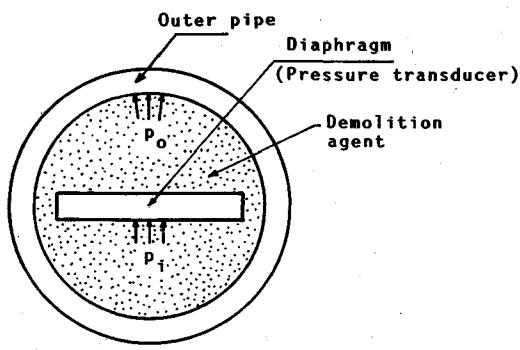
う p_0 と p_i は、ほぼ等しく作用することがわかった¹⁾。ダイヤフラム法の場合も、上記二重管試験に相当する試験を行って、まず、コンクリートカッター溝での膨張圧をどの程度の精度で検出できるかを確認する。

(1) 実験Ⅰ

図-5(a)のように厚い鋼板間に溝を模した厚さ $t=20\text{ mm}$ のすきまを設け、そこにダイヤフラム型圧力計を、一つは鋼板に接着し、他一つは溝中央部にそれぞれの間隔が 5 mm になるようにセットし、静的破碎剤をすきまに充填してそれによる膨張圧の経時変化を測定した。図-5(b)にその結果を示す。同図によると、鋼棒ひずみから求めた膨張圧とはわずかな差がみられるが、ダイヤフラム型圧力計による膨張圧は両者ともよい一致を示している。

(2) 実験Ⅱ

次に、図-5(a)に示した厚い鋼板間を 10 mm にとって、反力フレーム間に軸方向圧力 20 kgf/cm^2 を与えてセットし、膨張による軸圧縮力をロードセルで計測し、それを膨張圧に換算する方法でダイヤフラム型圧力計の検証を行った結果が図-6である。ここでは、ダイヤフラム型圧力計は鋼板下面に接着し、鋼板上面との間隔を 5 mm とし、その間に静的破碎剤を充填した。同図より、膨張圧が 20 kgf/cm^2 に達するまでは、ロードセルから求めた膨張圧は 20 kgf/cm^2 と一定であり、それ以後はロードセルから計測された膨張圧とダイヤフラム型圧力

図-6 膨張圧の経時変化
(ロードセルからの算定値との比較)

(a) 鋼管に挿入されたダイヤフラム型圧力計

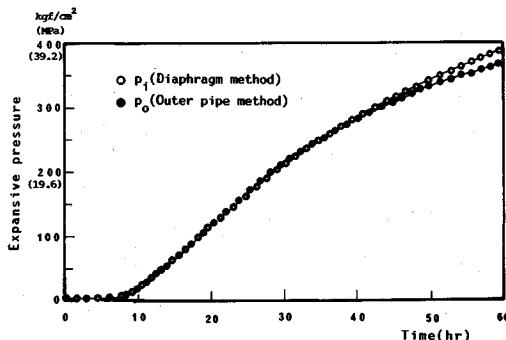
(b) P_0 および P_i の経時変化

図-7 鋼管中での膨張圧の測定と実験結果

計からのそれとはよく合致していることがわかる。

以上(1),(2)の実験結果から、ダイヤフラム法は、コンクリートカッター溝のような細い溝部での膨張圧を直接的にしかも精度良く測定できる方法であることが確認されたといえよう。

(3) 実験Ⅲ

ダイヤフラム法は上記のように、溝部の膨張圧を直接的に測定する方法として開発されたものであるが、ボーリング孔へも適用できれば便利である。そこで、図-7(a)のように鋼管(外管)の中にダイヤフラム型圧力計を挿入して、内管法と同様の試験を実施した。図-7(b)は結果の一例であるが、外管に作用する膨張圧 P_0 とダ

表-1 静的破碎剤の化学組成
(w t %)

Igloss	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	SO ₃	Total
1.3	8.5	2.0	0.9	82.9	0.7	3.3	99.6

イヤフラム型圧力計で計測される膨張圧 p_i はほとんど合致していることがわかる。これより、ボーリング孔中の膨張圧も直接的にしかも精度良く測定できることが確認できた。

上記の実験結果は、いずれも膨張圧の伝播は液圧的であることを示している。そうであれば、ダイヤフラム型圧力計は、橢円孔のように偏平な孔の場合にも適用できるのである。なお、内管法を用いた二重管試験において、外管および内管に作用する軸方向力の和 ($\sigma_{zo} \cdot A_{so} + \sigma_{zi} \cdot A_{si}$: ここに、 A_{so} 、 A_{si} は外管、内管の断面積、 σ_{zo} 、 σ_{zi} の値は、 $\sigma_{zo} = \sigma_{zi} = E_s(\varepsilon_z + \nu_s \varepsilon_\theta) / (1 - \nu_s^2)$ で計算) が半径方向膨張圧と静的破碎剤断面積との積 ($p_i \cdot A_b$) に等しくなるという実験結果が得られている^{1), 2)}。外管法のみの場合も同様の結果であった。このことは、軸方向へも半径方向と等しい膨張圧が作用していることを示すもので、静的破碎剤と鋼管との付着によって、軸方向への膨張が軸方向力として、鋼管に確実に伝達されているからだと考えられる。

以上いずれの実験も、静的破碎剤に O 社製の夏用を水一破碎剤比 (W/B) = 25% として使用した結果である。また、化学組成を表-1 に示した。以後の実験においてもすべて同様である。

4. 膨張圧に及ぼす拘束度の影響

静的破碎剤の膨張圧は、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ないまでもない。

(1) 拘束度の定義

いま、ボーリング孔の場合を対象に考えて、鋼管のような円筒に内圧 p が作用する場合、それによって生じる円筒内周面の円周方向ひずみ ε_θ との関係は式(4)で表される。

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

ここに、 E_s ：円筒の弾性係数

ν_s ：円筒のポアソン比

k ：外内径比（外径/内径）

式(4)で、 R を便宜的に拘束度とよぶことにする。上式からわかるように、 R は膨張圧が拘束体に作用したときに、内周面の半径方向変位（円周方向ひずみ）を

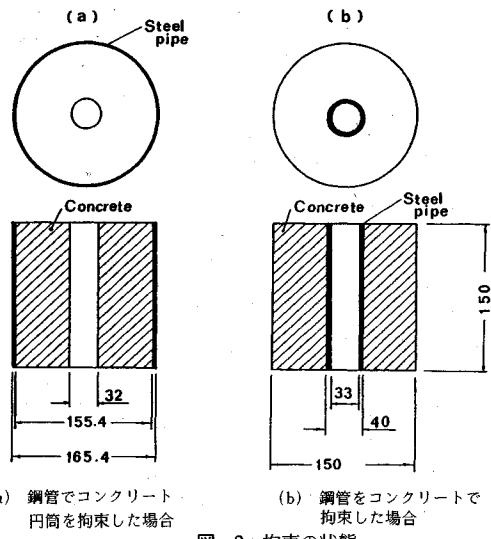


図-8 拘束の状態

生じさせるのに抵抗する度合いを表している。また、 R は拘束体の弾性係数、ポアソン比、外内径比の関数になっており、弾性係数と同じ次元をもつ。なお、 $k > 5$ では R の大きさは k の値による影響は無視できる程度に小さくなり、拘束体の弾性係数とポアソン比の値によって決まる。

(2) 実験結果および考察

a) 拘束体が弾性的と考えられる場合

拘束度は(1)で定義したように、外内径比および弾性係数の関数であるから、以下の①～④のように拘束度を変化させて拘束度の影響を実験的に検討した。

①鋼管の内径を一定として肉厚を変化させる場合。

②コンクリート円筒供試体の内径を一定として外径を変化させる場合。

③鋼管コンクリートとした場合。(図-8(a))

④鋼管の周りをコンクリートで固めた場合。(図-8(b))

図-9は①の場合の結果の一例で、経過時間をパラメータとして、膨張圧と拘束度の関係を表している。20°C 気中で、鋼管の内径は 22 mm、測定は外管法によった。同図によると肉厚が厚く、拘束の大きいほうが膨張圧はやや高めという結果である。

一方、内径 33 mm の鋼管を用い、同様に 20°C 気中で行った結果が図-10である。膨張圧の測定にはダイヤフラム法を用い、鋼管の拘束度はそれぞれ 1.6, 4.2, 5.5 ($\times 10^5$ kgf/cm²) とした。肉厚の薄いものは、途中で降伏しているが、それまで三者はほぼ同一の曲線上にあることがわかる。また、経過時間とともに拘束度の大きい方が、膨張圧もやや大きくなっているが、静的破碎剤温度もやや高くなっているが、温度の影響が考えられる。

②の場合について、ダイヤフラム法で調べた結果を図-11に示した。コンクリート円筒供試体（内径 3.2 mm,

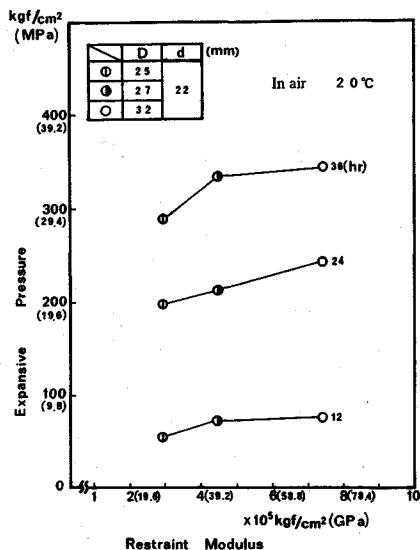


図-9 膨張圧と拘束度の関係(鋼管の肉厚を変化)

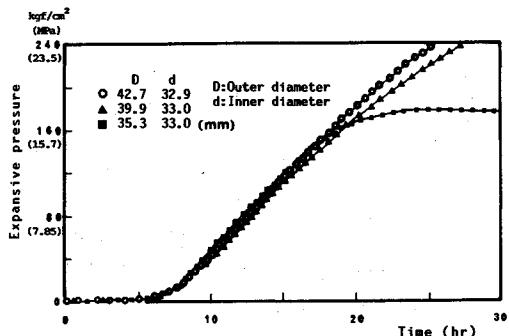


図-10 拘束度の異なる鋼管の膨張圧経時変化

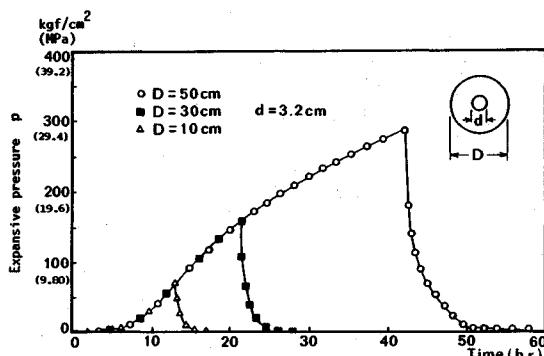


図-11 外径の異なるコンクリート供試体孔中の膨張圧経時変化

高さ 15 cm の外径を 10, 30, 50 cm と変化させた場合の膨張圧の経時変化である。外径が大きくなつても拘束度 R の変化が $2.1 \sim 2.5 (\times 10^5 \text{ kgf/cm}^2)$ と小さいために膨張圧はすべて同一曲線上に乗つておらず、拘束度の影響はみられない。なお、膨張圧が急激に低下しているの

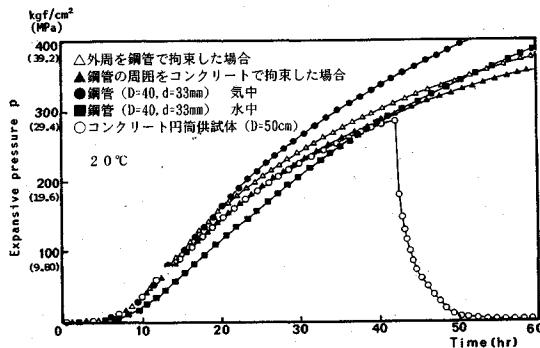


図-12 各種拘束下における膨張圧経時変化

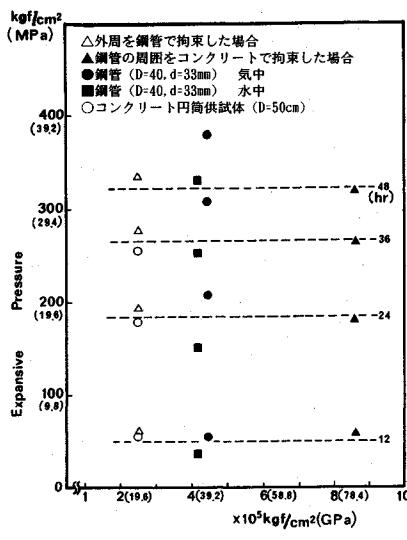


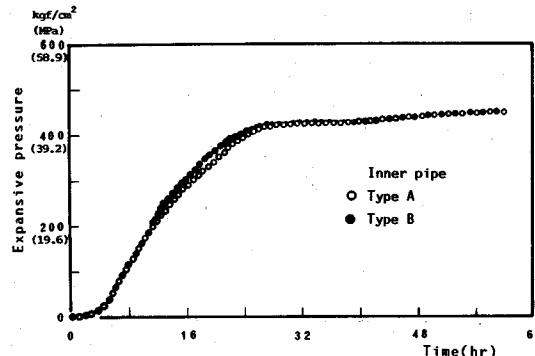
図-13 膨張圧と拘束度の関係

は貫通ひびわれが発生した時点であり、それまでは膨張圧は時間の経過とともに確実に増加しているのがわかる。

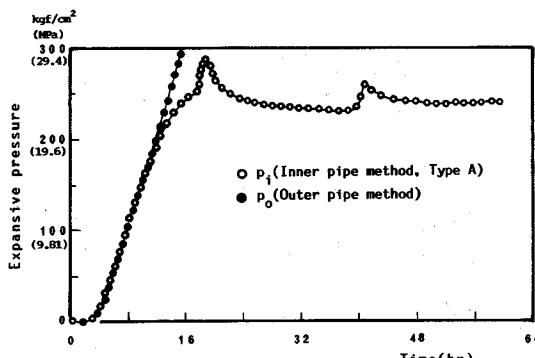
次に、20°C の気中で、②～④の項目を同時にを行い、膨張圧の経時変化を調べた。また、④の項目で使用した鋼管単独の場合についても、気中 20°C および水中 20°C での測定を行った。ここで、水中という条件では、鋼管等に充填後、ただちにそれを水中に入れて計測を開始している。膨張圧の測定にはダイヤフラム法を用いた。

図-12 は、膨張圧の経時変化である。同図によれば、充填後 40 時間までの膨張圧は、拘束度によらず、気中および水中放置の鋼管での膨張圧の間に収まるように変化している。

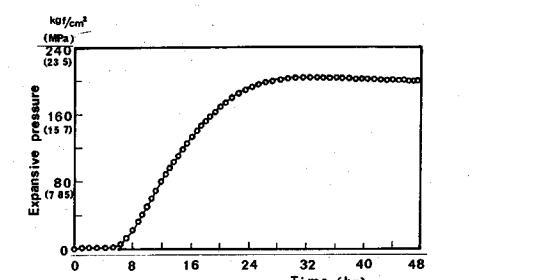
図-13 は、図-12 をもとに経過時間をパラメータにとって、膨張圧と拘束度の関係を示したものである。拘束度 R は $2.5 \sim 8.6 (\times 10^5 \text{ kgf/cm}^2)$ の範囲であるが、膨張圧は拘束度の影響をほとんど受けないことがわかる。むしろ、同一の拘束度の鋼管において、気中と水中



(a) 鋼管の場合（外径 25.5 mm, 内径 22.3 mm）



(b) 鋼管の場合（外径 36.4 mm, 内径 33.6 mm）



(c) アルミニウム管の場合（外径 40.0 mm, 内径 34.0 mm）。

図-14 拘束体が途中で降伏する場合の膨張圧経時変化

では外部環境温度が20°Cと同じであるにもかかわらず、水中の方が24時間後で50kgf/cm²も低く、図-9に示した気中のデータと比べても1~2割程度低めにんでいる。この理由は、静的破碎剤の水和反応にともなう反応熱が水中やコンクリートの方が気中より奪われやすいためと考えられるが、これを含む温度の影響については、次章で述べる。

以上の結果から、拘束度の膨張圧に及ぼす影響は小さく、温度の影響の方が大きいといえよう。

b) 拘束体が途中で降伏を起こす場合

上記実験で使用した外径50cm、内径3.2cmのコンクリートと拘束度が等しい鋼管に置き換えると、例えは、内径22.3mmの場合は外径24.9mm、内径33.57mm

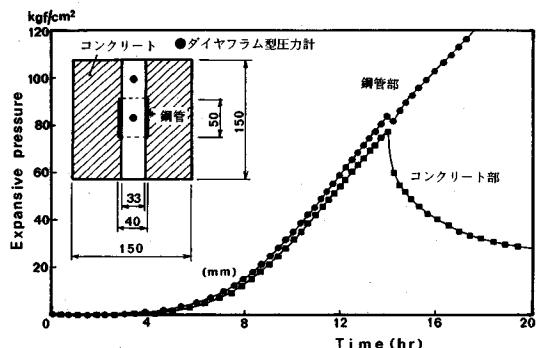


図-15 鋼管部およびコンクリート部の膨張圧経時変化

の場合、外径37.1mmとなる。この程度の肉厚であれば図-14(a), (b)に示すように膨張圧が鋼管の降伏圧力に達した時点で降伏を起こしている。このことは、外管法で拘束度を被破碎体であるコンクリートに合わせた計測では、降伏を起こして正確に測定できない場合があることを示している。鋼管のかわりに降伏圧力の低いアルミニウム管を使用し、ダイヤフラム法で計測した場合が図-14(c)であり、上記と同様に降伏を起こした。これらの降伏圧力は、油圧試験を実施して求めた値および文献4)からの式 $p_y = 2\tau_y \cdot \log k$ (τ_y : 材料の降伏せん断応力, k : パイプの外内径比)により計算した結果ともほぼ一致した。すなわち、内管法、ダイヤフラム法は、鋼管やアルミニウム管の降伏圧力をうまくとらえられる測定法であることがわかった。また、これらの図から降伏圧力に達したのちは、わずかながら圧力の低下がみられるものの、降伏圧力を維持したままでさらに膨張を続けており、60時間後に降伏を起こしたアルミニウム管の外径を測定したところ、元の外径40mmに対し、平均2mmの直径の増大がみられた。このことから、膨張能力の大きさがうかがえる。

c) 局部的に拘束度が異なる場合

局部的に拘束された場合の膨張圧の挙動についても調べた。すなわち、鋼管をコンクリート円筒の中央部分に埋め込み拘束した場合のコンクリート部、鋼管部の膨張圧の経時変化を図-15に示す。コンクリート部が破壊するまでは、両者の膨張圧はほぼ合致していることがわかる。この結果からも、被破碎体の拘束度が膨張圧に及ぼす影響は、かなり小さいものといえよう。

5. 膨張圧に及ぼす温度の影響

CaOの水和反応による膨張を利用した基づく静的破碎剤は、当然のことながら、温度の影響を受けることは予想されるが、これらについて系統的に調べられた結果についての報告はほとんどないように思われる。

一方、温度の変化が膨張圧の挙動に直接影響を及ぼすのであれば、破碎時間の推定に直接関わってくることに

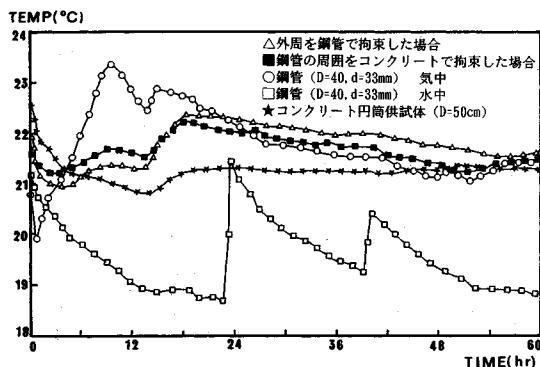


図-16 拘束度の異なる供試体中の静的破碎剤温度の経時変化

なるので、破碎設計および現場での管理上、十分把握しておく必要がある。

(1) 外部環境温度と膨張圧の挙動

外管法で、外気温と膨張圧の挙動を調べた結果、気温の違いによる膨張圧の変化は著しく、気温 30°C で 24 時間後の膨張圧は、20°C の場合の約 1.5 倍になっていること、さらに気温が高いほど膨張圧の発現が早いことをすでに報告した¹⁾。

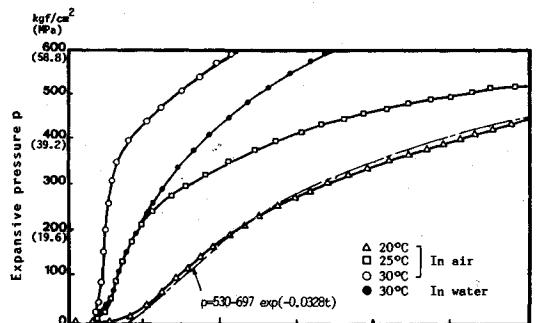
以下では、熱電対をボーリング孔内中央部に挿入して静的破碎剤温度を測定し、膨張圧との関係を調べた。

図-16 は、図-12 に示した拘束度の違いによる膨張圧の経時変化に対応する静的破碎剤温度の経時変化である。図-16 と図-12 を対比させながらみると、静的破碎剤温度が最も高い 20°C 気中では、膨張圧も最も高く出ており、逆に静的破碎剤温度の最も低い 20°C 水中での膨張圧が最も低くなっている。他の場合は、温度差はわずかであるが、静的破碎剤温度の高いものほど膨張圧も高く、拘束度よりも静的破碎剤温度の方が膨張圧とは密接に関係していることがわかる。なお、図-16において、水中での鋼管供試体の静的破碎剤温度と水温はほぼ等しく、二箇所の急激な温度変化は、水温調節用ヒーターの作動による水温変化と対応している。

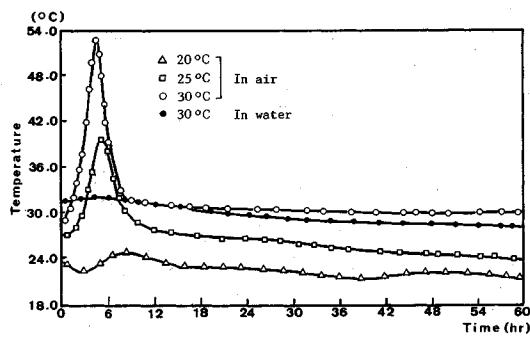
ここで、膨張圧に及ぼす温度の影響をさらに詳しく検討するために、同一内外径比の鋼管を用いて、外部環境を気中、水中とし、それぞれの温度を 20°C, 25°C, 30°C に設定した場合の静的破碎剤温度と膨張圧の経時変化の関係を図-17 に示す。

上記すべての実験結果から、次のようなことがいえる。

- ① 気中、水中いずれの場合にも温度が高いほど膨張圧の発現が早く、曲線の立ち上がりが急である。また、温度が高いほど、経時変化にともなう膨張圧も大きい。
- ② 同一環境温度でも、気中の方が水中より膨張圧が高くなっている。
- ③ 気中で 25°C, 30°C の場合には、充填後 4~5 時間で静的破碎剤温度が 40~50 °C に達するピークが表れ、



(a) 膨張圧の経時変化



(b) 静的破碎剤温度の経時変化

膨張圧が急激に増加する。このピークは CaO の水和反応による発熱である。

④ 20°C 気中の場合には、25°C, 30°C の場合のような明瞭なピークはみられず、外気温より 1~2°C 高くなっている。水中の場合は、静的破碎剤温度はいずれも水温にはほぼ等しい。また、コンクリート中での静的破碎剤温度は、外気温とほぼ等しいか、わずかに高い程度である。この場合の膨張圧の経時変化はなだらかな増加曲線である。

さらに、上記①~④を要約すれば、外部環境温度が高いほど水和反応が促進されるため、膨張圧の発現が早まり膨張圧も高くなるが、逆に水中やコンクリート中では水和反応熱が奪われやすいため、気中ほど反応が活性化されずに膨張圧が低めなることが定性的に説明できる。

(2) 膨張圧と CaO の水和率の関係

膨張圧と温度の関係を定量的に評価する方法として、静的破碎剤の膨張の主成分である CaO の水和率を取り上げ検討した。

静的破碎剤 (W/B = 25%) を鋼管 (外径 42.7 mm, 内径 32.8 mm, 長さ 15 cm) に充填し、鋼管の上下面は鋼板で拘束して、20°C, 30°C の水中における膨張圧と水和率を測定した。水和率測定用試料は、材齢 2, 6, 9, 24, 48, 66 時間で静的破碎剤硬化体を鋼管上下面より 2 cm 以上奥の位置からドライバー等ではつりだす方法で

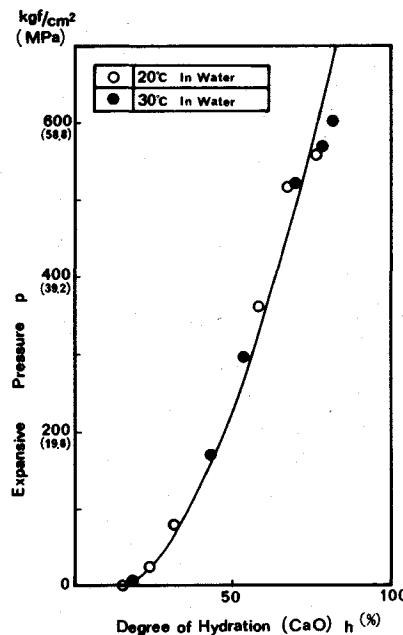


図-18 膨張圧と水和率の関係

採取し、ただちにアセトンで洗浄ろ過後、液体窒素により凍結させ、24時間以上真空乾燥して作製した。各試料において、反応した遊離石灰(CaO)は示差熱天秤により400°C付近のCa(OH)₂の脱水による重量減少に相当するCaOから求め、CaOの水和率は、30°C水中に66時間放置後の試料をさらに3日間65°Cで蒸気養生したものと100%基準として算定した。

図-18は膨張圧とCaOの水和率の関係である。同図によれば温度にかかわりなく、膨張圧と水和率には一定の関係があることがわかる。このことは、外部環境温度が変化する場合でも、水和率が同じであれば膨張圧が同じであることを示している。山崎ら⁵⁾の研究においても加熱促進養生した静的破碎剤の膨張圧発現曲線と遊離石灰の水和率曲線とはよく対応していると報告されている。図-18の膨張圧と水和率の関係は、最小自乗法で処理して式(5)を得た。

$$p = 1314(h/100 - 0.14)^{1.68} \dots \dots \dots (5)$$

ここに、 p : 膨張圧、 h : CaOの水和率(%)

(3) 温度変化がある場合の膨張圧の推定法

今回の実験におけるCaOの水和率の経時変化は、20°Cおよび30°Cの水中において、それぞれ式(6)、(7)で近似できた。

$$h/100 = t/(10.6 + 1.55t) \dots \dots \dots (6)$$

$$h/100 = t/(8.65 + 1.02t) \dots \dots \dots (7)$$

いま、図-19(a)のような温度変化を受けた場合を例にとって、その膨張圧の推定法を以下に示す。

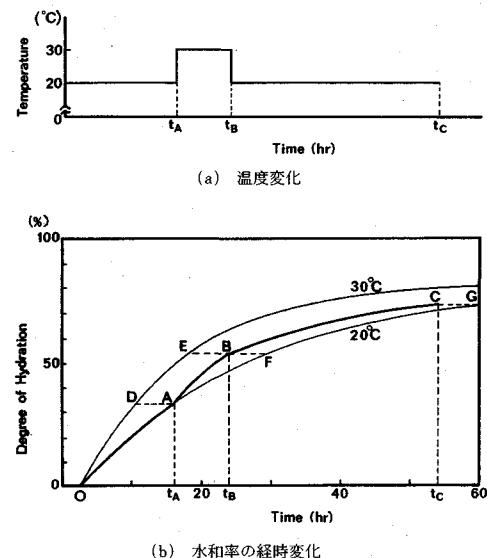


図-19 温度変化がある場合の水和率の経時変化

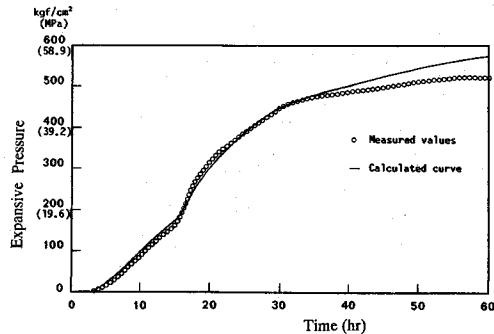


図-20 温度が変化した場合の膨張圧の推定曲線と実測値の比較 (20°C → 30°C → 20°C)

図-19(b)のように、 t_A 時間までは20°Cの水和率曲線であり、($t_A \sim t_B$)では、A点と同じ水和率のD点から($t_B - t_A$)時間分の水和率の変化DEを平行移動して得られるABが求める曲線である。再び20°Cに低下した場合も同様に、20°CのFGを移動してBCが得られる。したがって、OABCがこの場合の水和率の経時変化曲線となる。この求め方は、内田ら⁶⁾がセメントの水和発熱速度の研究において行っている、系の温度が段階的に変化した場合の積算発熱量曲線の求め方と同様である。水和率が求まれば、膨張圧は式(5)に代入して計算できる。

図-20には、一例として水温を15時間まで20°C、15時間から30時間まで30°C、それ以降20°C一定と変化させた場合の膨張圧の経時変化を上記の方法により推定した曲線と実験の結果とを比較して示した。同図によれば、両者はよく合致しており、上記の方法で精度よい推定ができることがわかる。なお、計算には式(5)

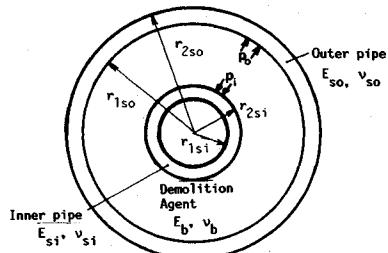


図-21 二重管試験の諸量

～(7)を使用した。今回は、20°C, 30°C水中の場合の水和率曲線しか求めていないが、種々の温度に対しての水和率曲線を求めておけば、複雑な温度変化に対応する膨張圧であっても精度の良い推定が可能と思われる。

6. 膨張圧特性に関する一考察

以上の実験結果で、①静的破碎剤の膨張圧の伝播は液圧的であり、②ある程度以上の拘束度では、膨張圧は拘束度の影響は受けないという興味深い結果が得られた。これらの理由について、静的破碎剤は水和とともに固体化し、ある程度の大きさの弾性係数値をもつようになるが、その値は拘束体に比べてかなり小さい弾性体であると考え、以下に若干の考察を行った。

いま、図-21に示すような二重管試験の場合を考える。外管と内管は鋼管とし、その間に静的破碎剤が充填されている。静的破碎剤は、無拘束下では約2倍の体積膨張をおこして自己崩壊するが、ある程度の拘束下にあって、硬化・膨張する。いま、弾性係数 E_b 、ポアソン比 ν_b を有する固体と仮定し、それが膨張ひずみ β で膨張した場合の外管および内管に作用する膨張圧をそれぞれ p_o 、 p_i とした場合、その比 p_o/p_i は次式で表される。

$$\frac{p_o}{p_i} = \frac{(1+\beta)(1+\nu_b) + ((k_i^2+1)/(k_o^2-1) + \nu_{si})/n_i}{(1+\beta)(1+\nu_b) - ((k_o^2+1)/(k_o^2-1) + \nu_{so})/n_o} \quad (8)$$

ここに、 $n_i = E_{si}/E_b$, $n_o = E_{so}/E_b$

$$k_i = r_{2si}/r_{1si}, \quad k_o = r_{2so}/r_{1so}$$

静的破碎剤の弾性係数 E_b が拘束体の弾性係数に対して十分小さい場合、すなわち $n_i, n_o \rightarrow \infty$ の場合には、式(8)における分子、分母の第二項はともに0となって、 $p_o/p_i = 1$ となり、液圧的な圧力伝播であることが示される。

鋼管(外径42.7 mm, 内径32.8 mm)に静的破碎剤を充填し、所定の膨張圧が発生した段階で、钢管をミリングカッターで軸方向にカットし、中の硬化体をとりだして直ちにひずみゲージを貼付し、圧縮試験を実施して、 E_b , ν_b の値を計測したところ、 $p=200 \text{ kgf/cm}^2$ のとき、 $E_b = 4.2 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$, $p=400 \text{ kgf/cm}^2$ のとき、 $E_b =$

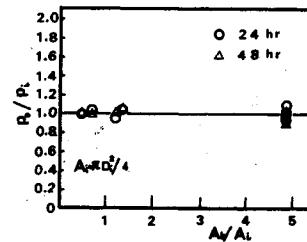
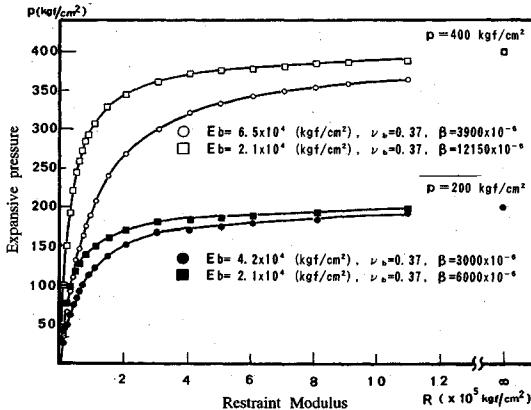
図-22 p_o/p_i と A_b/A_i の関係

図-23 拘束度の変化と膨張圧の関係

$6.5 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$ 、ポアソン比はいずれも $\nu_b = 0.37$ であった。これより、静的破碎剤は水和とともに固体化し、ある程度の大きさの弾性係数値をもつようになるが、その値は拘束体に比べてかなり小さい弾性体であるとの仮定は正しいといえよう。

いま、 $E_b = 4.2 \times 10^4 \text{ kgf/cm}^2$, $\nu_b = 0.37$ として、二重管試験(钢管: $k_o = 1.3$, $k_i = 1.38$, $\beta = 3000 \times 10^{-6}$ と仮定)の場合には、式(8)より $p_o/p_i = 1.12$ となる。拘束体がコンクリートの場合には $n_o = 10$ 程度であり、通常 $k_o > 5$ のので、 $p_o/p_i = 1.15$ となる。いずれも 15% 程度大きめの値となるが、実際にはこれにクリープの影響が加わるため、 p_o/p_i の値は 1 に近づくものと思われる。すなわち、静的破碎剤自身、高膨張圧を反力として受けているからで、仮にクリープ係数を ϕ としたときの、みかけの弾性係数は、 $E_b/(1+\phi)$ となり、式(8)の第二項はさらに小さくなるからである。液圧的な圧力伝播という性質はこのことから説明できるものと考えられる。

また、二重管試験における静的破碎剤断面積 (A_b) と内管断面積 (A_i) の比を変化させても、図-22のように p_o/p_i の値がほぼ 1 であり、静的破碎剤断面積の割合の影響は受けないとの実験結果は、式(8)において A_b/A_i に関する項が入ってこないからだと考えられる。

一方、外管のみの場合には、膨張圧 p_o と膨張ひずみ β の関係は、式(9)で表すことができる。

$$p_o = \frac{E_{so} \cdot \beta}{(1 - \nu_b) (1 + \beta) n_o + (k_0^2 + 1) / (k_0^2 - 1) + \nu_{so}} \quad \dots \quad (9)$$

拘束度が無限大 ($E_{so} \rightarrow \infty$) の場合には、式(9)は式(10)のように変形される。

式(10)において、例えば、 $p_0 = 200 \text{ kgf/cm}^2$ のときの実測値 E_b , ν_b を与えれば、 β の値が求められる。

いま、上記二つの実測値 (E_b , ν_b) を用いて、式(9)と式(4)より、膨張圧と拘束度の関係として表したのが、図-23である。いずれも拘束度の値が 2×10^6 kgf/cm^2 以上で、カーブはなだらかとなって膨張圧の大きさにあまり差がみられないことがわかる。このことは、今回の実験結果からもいえることである。さらに、クリープの影響を仮定して、 E_b の値を $1/2 \sim 1/3$ とみかけ上小さくとすれば、より拘束度の影響は小さくなることがわかる。

実際の現象としては、静的破碎剤の弾性係数、膨張ひずみはともに材齢と温度の関数であり、クリープが膨張圧と材齢、温度の関数であって、これらが相互に影響しあった形で膨張圧-材齢の関係および p_0 , p_1 との関係が決定されるものと考えられる。しかしながら、上記のように便宜的に静的破碎剤の弾性係数、膨張ひずみ等を任意材齢における定数と考えての説明は妥当と思われる。

7. 結論

本研究の範囲内で得られた知見をまとめると以下のようである。

(1) 静的破碎剤の膨張圧測定法として、外管法、内管法、ダイヤフラム法を開発した。内管法、ダイヤフラム法では、外部環境の影響を含めたボーリング孔中の膨

張圧の直接的な測定が簡便にしかも精度良く行える。

(2) 膨張圧は外部環境温度の影響は顕著にうけるが、拘束度の影響は小さいようである。

(3) 外部環境温度の影響は、定性的には、温度が高いほど、あるいは水和とともに反応熱の周囲への発散が小さいほど静的破碎剤の温度は上昇しやすくなり、水和反応が促進されるため、膨張圧の発現が早まるとともに、膨張圧も高くすると説明できる。

(4) 20°C および 30°C 水中における膨張圧と水和率の関係を調べたところ、膨張圧と水和率の関係は、温度によらず $p = 1314 (h/100 - 0.14)^{1.68}$ なる式で近似できた。温度変化がある場合の膨張圧は、その時点での水和率が求まれば、上式で精度良く計算できる。

(5) 静的破碎剤は拘束下にあっても膨張能力が大きく、弾性係数が小さい固体 (10^4 kgf/cm^2 のオーダー) であり、さらにクリープの影響を考慮することによって、膨張圧の伝播が液圧的であることや、拘束度の影響をほとんど受けないという実験結果が説明できた。

参 考 文 献

- 1) 原田哲夫・出光隆・渡辺明：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，土木学会論文集，第360号/V-3, pp. 61~70, 1985.
 - 2) 原田哲夫：静的破碎剤を用いたコンクリート構造物の解体に関する基礎的研究，東京大学学位論文，1988.
 - 3) 小林一輔・伊藤利治：膨張セメントの膨張圧における諸要因，土木学会論文報告集，第226号, pp. 67~72, 1974.
 - 4) 永井文雄：固体の力学，森北出版, pp. 156~165, 1980.
 - 5) 山崎之典・榎原善朗：静的破碎剤の水和と膨張特性，セメント技術年報，40巻, pp. 578~581, 1986.
 - 6) 内田清彦・榎原弘幸・斎藤豊：積算発熱に基づくセメントの水和発熱速度の定式化と温度上昇の予測，コンクリート工学，Vol. 24, No. 4, pp. 105~113, 1986.

(1993.3.15受付)

CHARACTERISTICS OF EXPANSIVE PRESSURE OF AN EXPANSIVE DEMOLITION AGENT AND THE DEVELOPMENT OF NEW PRESSURE TRANSDUCERS

Tetsuo HARADA, Keiji SOEDA, Takashi IDEMITSU and Akira WATANABE

Expansive demolition agents have been widely used to demolish rocks and concrete structures. To design the demolition works using expansive demolition agents rationally, it is important to estimate the expansive pressure exactly and to determine its action on the inner surface of a borehole. The authors have developed new pressure transducers which can directly measure the expansive pressure in a borehole. Several variables affecting the nature of expansive pressure in a borehole were investigated with the transducers. As a result, we determined the following : 1) Expansive pressure is transmitted in a manner similar to that of fluid. 2) The influence of the physical restraint of surrounding materials is very small. 3) The expansive pressure depends on thermal conditions including ambient temperature, but the relationship between expansive pressure and the degree of hydration of CaO is plotted on the same curve without dependence on temperature.