

砂質地盤における割裂発生機構

MECHANISM OF HYDRAULIC FRACTURING IN SANDY GROUND

森 麟*・田村昌仁**・千柄 植***

By Akira MORI, Masahito TAMURA and Byung Sik CHUN

In order to elucidate the mechanism of hydraulic fracturing in sandy ground, we investigate the relation among the hydrofracturing pressure, the confining pressure and the permeability of sand through the injection tests on several kinds of sands, including the cemented sands as well as the cohesionless sands. The result is the following equation.

$$P_f = m\sigma'_3 + \sigma_t + R$$

P_f : hydrofracturing pressure, m : constant ($1 \leq m \leq 2$)

σ'_3 : confining pressure, σ_t : tensile strength

R : resistance of crack progression

The value of R depends upon the permeability of sands and increases as the permeability increases.

Keywords: hydraulic fracture, sand, laboratory test

1. まえがき

土中の局所的な水圧の増加が、地盤の破壊をもたらす場合がある。これは、ハイドロフラクチャリングとして知られる地盤の割裂現象である。

従来、割裂現象は岩石など透水性が小さくかつ大きな引張強度を有したものが、主な研究の対象とされ、割裂の発生は、注入孔壁周りの引張破壊に起因することが明らかにされてきた。透水性が大きく引張強度がほとんどない砂質地盤の割裂現象については、工学的にあまり問題とならなかったため、研究も少なく不明な部分が多かった。しかし、近年における工法の発達は、薬液注入による割裂注入や泥水シールドにおけるブローなどの割裂現象を生み出すことになり、砂質地盤における割裂発生メカニズムを解明する必要性が増してきた。

本研究は、砂質地盤における割裂発生機構の解明を目的とし、固結砂や未固結砂を対象として、その割裂発生圧に及ぼす注入加圧速度、液の粘性、砂の透水性・密度等の影響を実験的に調べたものである。なお、ここで対

象とする割裂圧とは、注入孔周りに割裂を発生させるのに必要な圧力としており、割裂がさらに伸びて遠方に進展させる圧力ではない。

2. 既往の研究

砂質土と異なり、結合力が高度に発達した岩石を対象とする割裂現象に関する研究は、鉱物資源の採取方法としてハイドロフラクチャリングが積極的に利用されているため、数多くなされている^{1)~4)}。Haimson & Fairhurst⁵⁾や Medlin & Masse⁶⁾は、液の浸透に伴う間隙水圧の増加を考慮して、割裂圧が式(1)、(2)で表わされることを示した。

$$\text{非浸透型 } P_f - u_0 = 3\sigma_2 - \sigma_3 + \sigma_t \dots\dots\dots(1)$$

$$\text{浸透型 } P_f - u_0 = \frac{3\sigma_2 - \sigma_3 + \sigma_t}{2 - \alpha \frac{1 - \nu}{1 + \nu}} \dots\dots\dots(2)$$

ここに、 P_f : 割裂圧, u_0 : 初期間隙水圧,
 σ_2 : 中間有効主応力, σ_3 : 最小有効主応力
 σ_t : 引張強度, α : ビオ定数,
 ν : ポアソン比

しかし、式(1)、(2)で用いられる引張強度は、岩石の引張強度(一軸引張試験もしくはブラジリアン試験)の実験値より大きく、割裂圧は、注入加圧速度などの影響を受けることが指摘されている^{7)~9)}。原田ら¹⁰⁾は、静

* 正会員 工博 早稲田大学教授 土木工学科

(〒160 新宿区大久保 3-4-1)

** 正会員 工博 早稲田大学助手 土木工学科(同上)

*** 正会員 工博 漢陽大学校副教授 土木工学科

的破砕剤によるコンクリートの割裂現象を、平均応力説に基づいて調べた。赤井ら¹¹⁾は、透水性軟岩の割裂圧を調べた。Lockner & Byerlee¹²⁾は、高拘束圧でしかも大きい軸差応力が作用している条件下では、岩石の割裂は、孔壁周りの引張破壊よりもむしろせん断破壊によって発生し得ることを指摘した。

Bjerrum ら¹³⁾が、原位置透水試験において透水性に及ぼす割裂の影響を指摘して以来、土質工学においても割裂現象は、重要な問題となってきた。Massarsch & Broms¹⁴⁾は、杭打ちに伴う粘性土地盤の割裂現象を調べた。嘉門ら¹⁵⁾は、割裂現象の土質安定への応用について述べた。Morgenstern & Vaughan ら¹⁶⁾は、注入に伴う間隙水圧の変化を考慮し、注入孔壁周りの土のせん断破壊が割裂を発生させると仮定して、注入時の許容注入圧を明らかにした。Horsrud ら¹⁷⁾は、浸透に伴う塑性域の発生を考慮して、割裂の発生を三次元応力状態のもとで、理論的に解析した。福島は、フィルダムコア材の割裂現象を調べた¹⁸⁾。

Jaworski ら¹⁹⁾は、締め固め土の割裂試験を行い、全応力表示の割裂圧 P_f が、式(3)で表わされることを示した。そして、Vaughan²⁰⁾は、式(3)の定数 m は1から2の範囲にあることを指摘した。

$$P_f = m \cdot \sigma_h + \sigma_{ta} \quad (3)$$

m : 定数, σ_h : 側圧, σ_{ta} : 見掛けの引張強度

ここに、 σ_{ta} は、 $P_f \sim \sigma_h$ 図において、線形関係が成立するとした場合の直線部の縦軸 P_f の切片である。しかし、この大きさは、土の引張強度よりはるかに大きくなり、 σ_{ta} の力学的意味は不明確である。

著者らは、飽和粘性土の割裂圧を実験的に調べた結果、割裂の方向は注入孔に対して半径方向の亀裂が生じる垂直割裂だけでなく、斜めおよび水平方向の割裂が発生することを明らかにした²¹⁾。そして、割裂圧 P_f は、割裂の方向にかかわらず、土中の最小主応力を σ_{min} 、粘性土の一軸強度を q_u とすると、全応力表示として式(4)で表わされることを示した。

$$P_f = \sigma_{min} + q_u \quad (4)$$

Woodward-clyde²²⁾は、注入現場の割裂圧は、土かぶり圧の1/2程度から、3~4倍になる場合があることを指摘しており、その大きさを支配する要因について明らかでない。未固結砂質地盤を対象とした割裂現象に関する研究はきわめて少なく、実測データを伴うものとしては、著者らの知る限りでは、文献23)がある。ここでは、大型三軸試験装置を用いて、透水係数 k が 10^{-3} (cm/s)程度の砂質土を対象とした定量注入を実施し、薬液の浸透状況を調べた。その結果によると、割裂が生じた場合の有効注入圧 P'_f (=割裂圧 P_f - 初期間隙水圧 u_0) は、有効拘束圧 σ'_c (=拘束圧 $\sigma_c - u_0$) の4~5倍となった。

未固結砂の場合、引張強度がゼロとなるので、式(1)、(2)を用いると、割裂圧は、最大でも拘束圧の2倍であり、実験値はかなり大きいことになる。したがって、割裂圧は、結合力を有しているものが未固結なものよりむしろ小さくなり、割裂の発生機構が両者で異なることも考えられる。

3. 固結砂の割裂発生圧

(1) 実験方法および試料

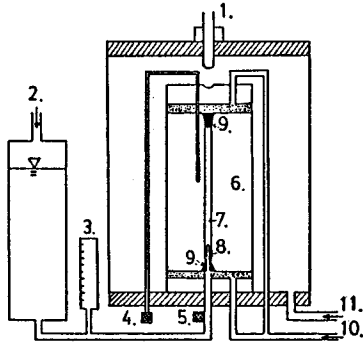
固結砂の場合、未固結砂に比較して割裂の方向の判定が容易で、実験操作が簡単であるため、まず固結砂の割裂圧を調べることにした。自然地盤より固結した均質な砂質土をサンプリングすることはきわめて困難なので、水ガラス薬液を用いて、砂に結合力を与えた。

固結砂供試体の透水係数 k は、三軸透水試験により求め、 1×10^{-7} (cm/s)、 1×10^{-5} (cm/s)程度の2種類を用いた。表-1には、供試体の一軸強度や引張強度(ブラジリアン試験)を示す。

透水係数 $k = 1 \times 10^{-7}$ (cm/s)の供試体は、直径75 mm、高さ150 mmで、2つ割りモールドに注入孔用の径4 mmのパイプを立ち上げて、このモールドに35%水ガラス薬液(硬化材グリオキザール)を入れ、この中に、乾燥した標準砂を落下投入し、所定の間隙比が得られるように突き固めて作製した。試料上部には間隙水圧測定孔用の径3 mmのパイプを注入孔から5 mmの位置に挿入する。その後、試料上部からピストンで40 kg荷重を載荷し、薬液のゲル化を待つ。試料は、ゲル化した後所定の寸法に切り出し、一日水中養生させた。割裂試験装置の概要を図-1に示す。供試体を三軸試験機にセットする際、下端のベダスタル中央に突き出ている注入パイプを供試体中央の注入孔に入れるが、注入水が下端面を通して漏れないようにするため、注入パイプ周りをプラスチック粘土で固める。次に、上端のキャップに接続されている間隙水圧測定用パイプを挿入し、供試体にゴムスリーブをかける。この状態から、拘束圧と背圧を作用させる。圧密完了後、注入パイプよりローダミン着色液を送り、注入圧を上げていく。注入加圧速度 P_R は、 0.10 kgf/cm^2 ずつステップ状に上げるが、これを5, 10, 30, 1800秒の4通りで行った。注入速度は、フローメーターで測定し、間隙水圧および注入圧を測定する。割裂圧の決定は、注入圧と注入量(注入速度を積分したもの)の関係において、急激な流量増加点にあたる注入量を割裂圧とみなした。

表-1 固結砂の種類

試料	一軸強度 q_u (kgf/cm ²)	引張強度 σ_t (kgf/cm ²)	透水係数 k (cm/sec)
固結砂A	3.80	0.45	1×10^{-7}
固結砂B	2.30	0.25	1×10^{-5}



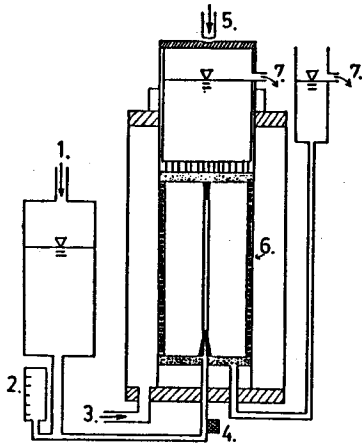
- 1. 軸圧 2. 注入加圧 3. 流量計
- 4. 間隙水圧計 5. 注入圧 6. 供試体
- 7. ポアホール (内径4mm) 8. 注入パイプ
- 9. プラスチック粘土 10. 背圧 11. 側圧

図一 固結砂Aの割裂試験装置

$k=1 \times 10^{-5}(\text{cm/s})$ の供試体は、薬液と砂を所定の配合で不飽和 ($S_r=80\%$) に混ぜ合わせて作製した。ただし、間隙水圧の測定は、試料がもろいため、実施できなかった。この場合、供試体の透水性がよく、加圧注入すると割裂前にかなり液量が流出する。このため、注入水を自由に排水させるような工夫が必要となり、図一2に示すように供試体の外周に厚さ5mmの排水層を設けた。注入液はこの層を通してセル外に排出する。したがって、この試験では、背圧は常にゼロとなる。注入加圧速度は、 0.10 kgf/cm^2 を5、30秒間隔で、ステップ状に上げた。供試体の直径、高さは、それぞれ65mm、120mmである。

(2) 固結砂の割裂発生圧に及ぼす透水性の影響

固結砂の割裂は、すべて半径方向に亀裂が生じる垂直



- 1. 注入加圧 2. 流量計 3. 側圧 4. 注入圧
- 5. 軸圧 6. 排水層 7. オーバーフロー

図二 固結砂Bの割裂試験装置

割裂となったことより、孔壁周りの引張破壊が進展したものである。この引張破壊について考える。拘束圧を σ_3 、孔壁の間隙水圧を u 、固結砂の引張強度を σ_t とすると、注入前の孔壁に作用する割裂抵抗圧 σ_R は、厚肉パイプの弾性論²⁴⁾より式(5)で表わされる。

$$\sigma_R = 2 \cdot \sigma_3 + \sigma_t - u \dots \dots \dots (5)$$

また、注入圧 P により生じる孔壁の引張応力 σ_o は、 $\sigma_o = P$ となる。したがって、孔壁の引張破壊が割裂を生じさせると仮定すると、割裂発生時の注入圧 P_f は σ_R に等しくなる。

割裂時の孔壁の間隙水圧 u の大きさは、試料の透水性等により異なるが、注入圧 P と背圧 u_o の間にある。したがって、有効割裂圧 $P'_f (= \text{割裂圧 } P_f - \text{背圧 } u_o)$ の上限値、下限値は、注入前の有効拘束圧を $\sigma'_3 (= \sigma_3 - u_o)$ とすると式(6)、(7)で与えられる。

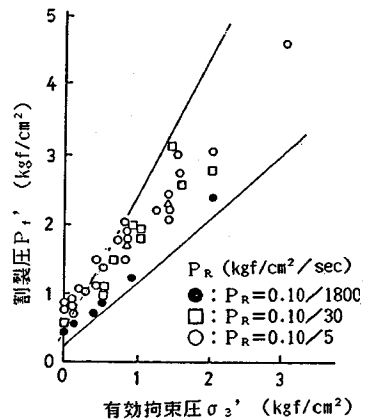
$$u = u_o \text{ で、 } P'_f = 2 \cdot \sigma'_3 + \sigma_t \dots \dots \dots (6)$$

$$u = P_f \text{ で、 } P'_f = \sigma'_3 + \sigma_t / 2 \dots \dots \dots (7)$$

図一3には、透水性が小さい固結砂Aの割裂圧 P'_f と拘束圧 σ'_3 の関係を示す。割裂圧は、 σ'_3 のごく小さい範囲を除いて、式(6)、(7)で示した孔壁の引張破壊に基づく割裂圧の上限値、下限値の間にある。

注入加圧速度が小さくなるにつれて割裂圧が小さくなっているが、これは、 P が小さいほど注入孔周りの間隙水圧が増加して、式(7)が成立する条件が得られやすくなったためであろう。図一4には、流入量 V と注入孔より5mmの位置で測定した間隙水圧の増分 u'_s と有効注入圧 P' に及ぼす注入加圧速度 P_R の影響を示す。事実、 $P_R = 0.10/5 (\text{kgf/cm}^2/\text{s})$ では、 u'_s はほとんど変化しないが、一方 $P_R = 0.10/1800 (\text{kgf/cm}^2/\text{s})$ では、 u'_s は加圧中にかなり増加している。

表一2には、透水係数 k が $1 \times 10^{-5}(\text{cm/s})$ の固結砂Bの実験結果を示す。固結砂Bの引張強度は固結砂Aと比較してかなり小さいにもかかわらず、割裂圧は、同等



図三 固結砂Aの割裂圧と拘束圧の関係

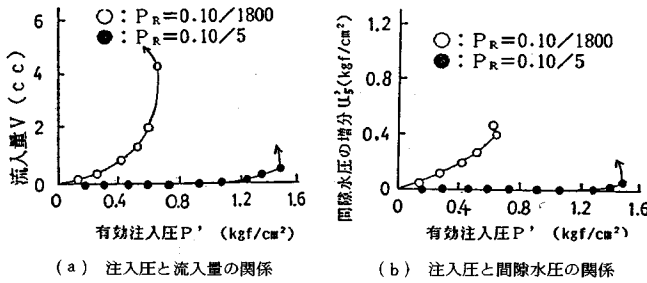


図-4 固結砂Aの加圧過程の注入圧 P' と流入量 V , 間隙水圧変化の関係 ($\sigma'_0 = 0.60 \text{ kgf/cm}^2$)

表-3 ゴム風船による固結砂Aの割裂圧 P_0

有効拘束圧 σ'_3	P_b	P_a	P_u
0	8.0	8.0	7.9
0.50	10.5	17.3	12.6
0.80	11.8	23.0	15.6
1.00	12.9	26.7	17.8

σ'_3, P_b, P_a, P_u : kgf/cm^2 , P_u の計算条件 ($C=0.45 \text{ kgf/cm}^2$, $E=300\sim450 \text{ kgf/cm}^2$, $\nu=0.30$, $\phi=38^\circ$)

もしくはそれ以上となった。このことは、透水性が小さい限り割裂は孔壁の引張破壊だけでは発生せず、余分の圧力が必要なことを示すものである。

以上は、注入液に水を用いた実験による割裂圧である。表-3には、注入液のかわりにゴム風船を用いた割裂実験の結果を示す。ゴム風船(内径3mm, 高さ10cm)は、図-1に示した注入パイプに結びつけられ、二重管ピュレットにより風船内を液体で加圧する。割裂圧の決定は、加圧により広がった風船の体積膨張量をピュレットにより測定し、急激な膨張が認められる段階の圧力を割裂圧 P_0 とした。また、表-3には、平均応力説に基づく割裂圧 $P_a^{(10)}$ と極限空洞内圧の理論値 $P_u^{(25)}$ も示した。 P_0 は、 P_a よりも P_u に近いものとなったが、液体による割裂圧 P'_0 に比して著しく大きくなった。風船による加圧では、孔壁が引張破壊して亀裂が生じて、亀裂内に液が浸透していくクサビ作用は生じないので、割裂圧 P_0 が大きくなるものと考えられる。

4. 未固結砂の割裂発生圧

(1) 試料および実験方法

前章では、結合力を有した固結砂の割裂圧を調べたが、ここでは未固結砂の割裂圧について調べることにした。未固結砂は、薬液注入にとっては最大の対象であり、割裂は注入効果に重要な関係をもっている。未固結砂の場合は、岩石や粘性土と異なり引張強度や一軸強度がゼロであるので、その分だけ割裂抵抗力が低下し、割裂圧も減少することが考えられるがその点について現時点で

表-2 固結砂の割裂圧に及ぼす透水性の影響

試料	拘束圧 σ'_3 (kgf/cm^2)	加圧速度 P_R ($\text{kgf/cm}^2/\text{sec}$)	割裂圧 P_0 (kgf/cm^2)
固結砂A	0.0	0.10/5	0.75
固結砂B	0.0	0.10/5	0.85
固結砂A	1.0	0.10/5	2.30
固結砂B	1.0	0.10/5	2.15
固結砂A	2.0	0.10/5	3.00
固結砂B	2.0	0.10/5	4.15
固結砂A	3.0	0.10/5	4.60
固結砂B	3.0	0.10/5	6.15
固結砂A	0.0	0.10/30	0.60
固結砂B	0.0	0.10/30	0.58
固結砂A	1.0	0.10/30	1.70
固結砂B	1.0	0.10/30	1.92
固結砂A	2.0	0.10/30	2.75
固結砂B	2.0	0.10/30	3.75

は、ほとんど明らかでない。

未固結砂の試料は、稲城砂や豊浦標準砂を主体にし、透水係数 k が $10^{-5}\sim 10^{-2}(\text{cm/s})$ になるように粒度調整しており、粒度分布等は、表-4および図-5に示す。供試体のサイズは、直径180mm, 高さ200mmであり、注入管の外径は10mmである。注入管中央部には、長さ6cm程度にわたり、内径2~3mmの孔を多数あけ、0.10~0.20mmの金属メッシュを巻き付けた。

割裂試験装置の概要は、図-6に示す。乾燥砂を所定の密度が得られるように突き固めた後、真空ポンプを用いて自立させる。セル内に液を満した後、側圧を加えて、供試体下端より注水する。その後、所定の側圧と背圧(初期間隙水圧)を与えて、試料を飽和させる。割裂の判定は、注入管の下端で測定されるボアホール圧と流入量の関係により求めることにし、急激な流入量の増加点を割裂圧とみなした。流入量は、図-6のピュレット

表-4 砂の種類

試料	密度 γ_s (gf/cm^3)	透水係数 k_t (cm/sec)	透水係数 k_a (cm/sec)	摩擦角 ϕ ($^\circ$)
A (粗砂)	1.73	2×10^{-3}	3×10^{-3}	43
B (7:3)	1.54	8×10^{-4}	2×10^{-3}	42
C (細砂)	1.81	7×10^{-5}	4×10^{-4}	46
D (稲城砂)	1.45	3×10^{-5}	1×10^{-4}	43
E (稲城砂)	1.20	6×10^{-5}	2×10^{-4}	36
F (豊浦砂)	1.60	6×10^{-3}	1×10^{-2}	38
G (8:2)	1.54	2×10^{-3}	3×10^{-3}	42
G (5:5)	1.56	8×10^{-5}	5×10^{-4}	44

透水係数 k_t, k_a は、それぞれ三軸透水試験、変水位透水試験による値である。試料B, F, Gは、豊浦砂と稲城砂の混合砂であり、(5:5)等はその重量比を示す。

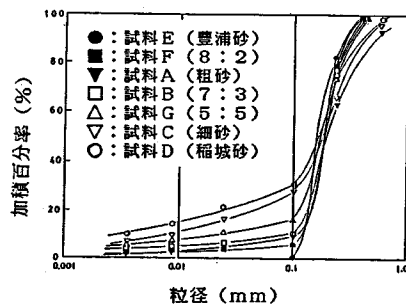


図-5 試料の粒度分布曲線

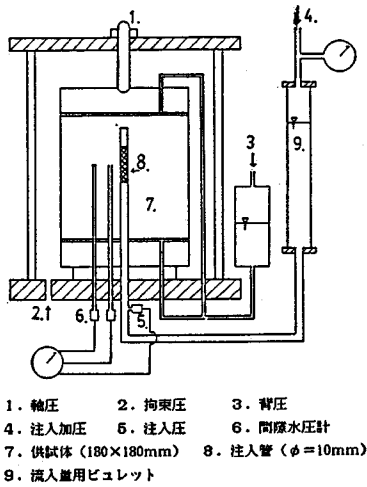


図-6 未固結砂の割裂試験装置

を用いて求めた。試料内部には、注入管外周より約5 mm の位置に鉄パイプを立て、加圧中の間隙水圧の変化を測定した。

注入液は、主に粘性を調整した CMC 溶液であり、標準注入加圧速度は $0.10(\text{kgf}/\text{cm}^2)$ を 10 秒でステップ状に上げたが、割裂圧に及ぼす液の粘性の影響についても調べた。注入液は、ローダミンで着色しており、試験後に試料を切り出して割裂の方向を確認している。

割裂圧に及ぼす軸差応力の影響は、有効軸応力 σ_1' と有効側応力 σ_3' の比が 2:1 となるようにして調べた。

(2) 割裂圧に及ぼす砂の透水係数、密度および液の粘性の影響

図-7 には、各試料の割裂試験結果を示す。透水性が大きい試料の場合、粘性が小さい液を用いると、浸透量が多くなるので割裂を正確に決定することができない。したがって、ここでは、粘性係数 $\eta = 130 \text{ cp}$ となる CMC 溶液を用いた。割裂圧は、砂の透水性の大きいものほど大きい結果となった。各試料の摩擦角の値は、ほ

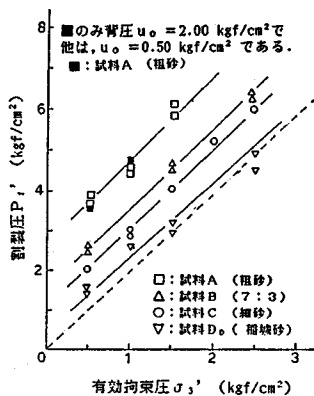
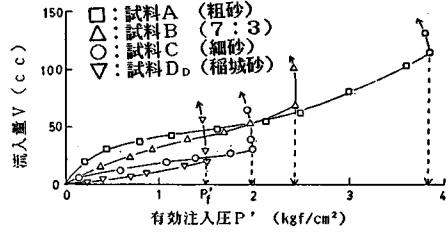
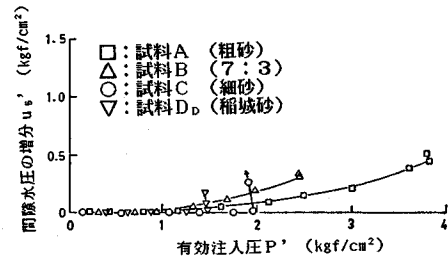


図-7 割裂圧に及ぼす砂の透水性の影響



(a) 注入圧と流入量の関係



(b) 注入圧と間隙水圧の関係

図-8 注入圧と流入量、間隙水圧の関係 ($\sigma_3 = 0.50 \text{ kgf}/\text{cm}^2$)

とんど等しいので透水性が割裂圧に大きい影響を及ぼすことになる。

図-8 には、図-7 の場合の拘束圧 $\sigma_3 = 1.00 \text{ kgf}/\text{cm}^2$ 、背圧 $u_0 = 0.50 \text{ kgf}/\text{cm}^2$ における加圧過程の流入量 V 、間隙水圧の増分 u_w' および有効注入圧 P' の関係を示す。流入量、間隙水圧の変化は、透水性の大きい試料が一番大きくなっている。加圧速度が一定であれば、透水性の大きいものほど浸透状況が得られやすく、試料内部の間隙水圧が増加するので、有効拘束圧が低下して割裂圧はむしろ小さくなると考えられるが、実験結果は大きくなった。流入量と注入圧の関係では、割裂が発生したときには流入量が急増するが、間隙水圧は、割裂の発生に必ずしも大きな影響を受けず間隙水圧の変化より割裂を判定するのは困難であった。

図-7 の■は、背圧 u_0 が $2.0 \text{ kgf}/\text{cm}^2$ における割裂圧である。割裂圧 P_f' の大きさは、背圧を増加すると大きくなるが、 $P_f' (= P_f - u_0)$ の値としては、背圧に左右されないことがわかる。

130 cp 液を用いたこの実験では、透水性が大きい試料 A (粗砂) の場合でも、流入量や間隙水圧の変化は小さい。注入管より 1.5 cm の位置に立てた鉄パイプにより測定した間隙水圧の増加分は、図-7 のいずれの試料においても、 $0.10(\text{kgf}/\text{cm}^2)$ 以下である。したがって、不透水に近い状態であり、水を用いた場合にいわば急加圧の状態を割裂させたことにあたる。図-7 において、割裂圧と拘束圧の関係は、式 (3) で $m = 2$ とした場合であり、間隙水圧の変化がない場合において求められ

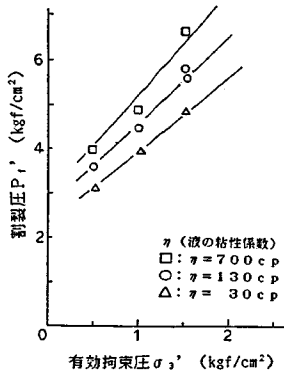


図-9 試料 A (粗砂) の割裂圧に及ぼす液の粘性の影響

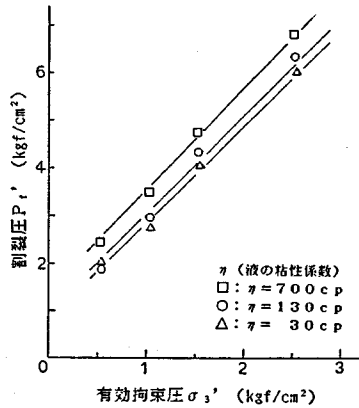


図-10 試料 C (細砂) の割裂圧に及ぼす液の粘性の影響

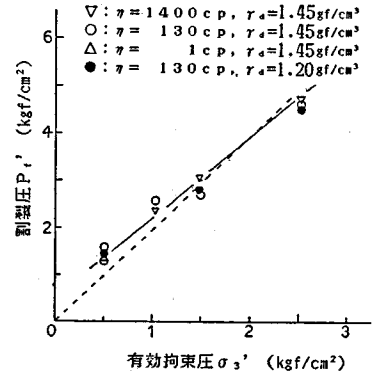


図-11 試料 D (稲城砂) の割裂圧に及ぼす液の粘性の影響

表-5 ゴム風船による未固結砂の割裂圧 P。

砂の種類	有効拘束圧 σ_3	Pb	Pu
試料A	0.30	3.30	3.40
試料A	0.40	4.20	4.60
試料A	0.50	5.30	5.70
試料A	0.60	6.40	6.80
試料C	0.30	3.30	3.60
試料C	0.40	5.40	4.90
試料C	0.50	6.40	6.10
試料D _b	0.30	3.10	3.40
試料D _b	0.50	4.25	5.70
試料D _b	0.60	5.85	6.80
試料D _b	0.80	7.60	9.10

σ_3', Pb, Pu : kgf/cm², Puの計算条件 (E=300~400kgf/cm², $\nu=0.3, \phi=42\sim45, c=0$)

た式(6)と一致する。しかし、 σ_{ia} の大きさは、結合力を有さない未固結砂でも生じることになり、透水性が大きいと、 σ_{ia} はかなり大きなものになる。

図-9, 10および, 11には試料A(粗砂), 試料C(細砂), 試料D(稲城砂)の割裂圧に及ぼす液の粘性の影響を示す。透水性が大きい砂の場合には、粘性が大きくなるにつれて割裂圧は大きくなる。透水性が小さい試料Dの場合は、割裂圧に及ぼす粘性の影響はほとんどない。

図-11の試料D(稲城砂)の黒丸は、乾燥密度 γ_d が、ゆる詰めめの1.20 gf/cm³における割裂圧である。割裂圧の大きさは、密詰めめの $\gamma_d=1.45$ gf/cm³の場合とほとんど変わらない。摩擦角 ϕ の大きさは、表-4に示したように密度により異なるが、透水係数の大きさとしては、あまり変わらない。このことから、割裂圧は、摩擦角よりも透水性に強く依存していると考えられる。

ゴム風船による割裂圧 P_b は、表-5に示しているが、固結砂の場合と同様に、割裂圧 P_b は、液による割裂圧 P_f よりもかなり大きくなっている。

(3) 割裂圧に及ぼす軸差応力の影響

許容注入圧を調べた Morgensternらは、孔壁周りの間隙水圧が浸透に伴い増加し、軸差応力の存在下では孔

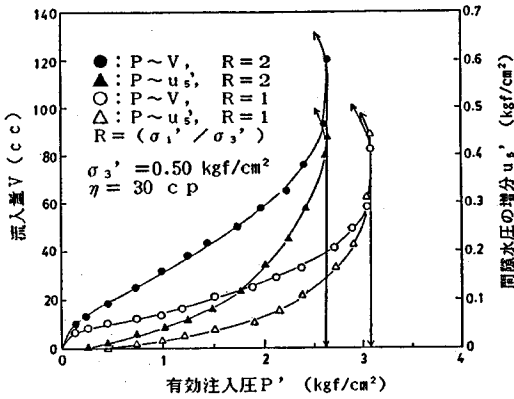
壁周りがせん断破壊して割裂が発生することを指摘している。Horsrudらも、孔壁周りのせん断破壊による割裂の関係を三次元応力状態のもとで理論的に考察している。しかし、これらの研究では、実験的な裏付けが十分でなく、割裂とせん断破壊との関係については明らかでない部分が多い。したがって、ここでは、未固結砂の場合における割裂圧と軸差応力の関係について調べることにした。なお、軸差応力の大きさは、すべて側圧と軸圧の比が1:2になるようにした。

図-12, 13には、試料A(粗砂), 試料C(細砂)の割裂圧に及ぼす軸差応力の影響を示す。注入液の浸透により注入孔周辺の間隙水圧が増加すると、平均有効応力が低下し、その状況によっては存在する軸差応力により注入管周りのせん断破壊が生じる¹⁶⁾。そして、注入孔周りのせん断破壊は、浸透面を増し流入量を増加させる役割を有すると考えられる。このため、軸差応力の存在している場合の方が、流入量が多くなったのであろう。しかし、割裂圧としては、必ずしも軸差応力による破壊で著しく低下するわけではなく、図-13では、むしろ割裂圧を大きくしていることがわかる。

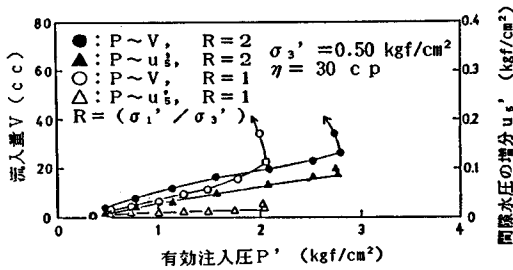
表-6には、他の場合の結果を示している。透水性が大きい試料A(粗砂)の場合には、軸差応力のために同じ側圧では割裂圧が低下しているが、流入量も多く注入液が試料全体にある程度浸透している。これらの場合においては、浸透につれて、ダイヤルゲージで測定できる供試体の軸方向の変位も生じるため、供試体全体がせん断破壊するので流入量が増加することも考えられ、必ずしも明瞭な割裂面が発生しているわけではない。

以上の結果より、割裂圧に及ぼす軸差応力の影響は少なく、注入管周りのせん断破壊が割裂を発生させることは困難と考えられる。

(4) 定速注入した場合の割裂発生圧



図一12 試料 A (粗砂) の割裂圧に及ぼす軸差応力の影響



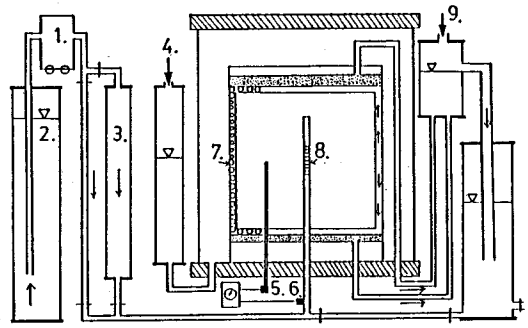
図一13 試料 C (細砂) の割裂圧に及ぼす軸差応力の影響

これまでの、砂質土の割裂圧を一定の注入加压速度のもとで、水および粘性を調整した液を用いて調べてきたが、ここでは、大型三軸注入装置を用いて実際の薬液注入の場合のように定速注入を行い、割裂発生圧を調べることにした。

図一14には、試験装置の概要を示す。供試体(直径470 mm、高さ500 mm)の外周には、厚さ20 mm程度のドレーン材(相馬砂、粒径1.00~2.00 mm)を巻き付け、試料の間隙水および注入水の排水が可能となっている。なお、20リットル/分の注入においてもドレーン材内部の間隙水圧の変化がほとんどないことを確認している。ドレーン材を通過した水は、背圧用タンクに流れるが、背圧用タンクの水位が変わらないようにオーバーフローさせてタンク外部に排水させている。

表一六 割裂圧に及ぼす軸差応力の影響

試料	軸圧 σ_1' (kgf/cm ²)	側圧 σ_3' (kgf/cm ²)	液の粘性係数 η (c p)	割裂圧 P' (kgf/cm ²)
試料A	1.00	0.50	30	2.65
試料A	0.50	0.50	30	3.12
試料A	2.00	1.00	30	3.87
試料A	1.00	1.00	30	3.90
試料A	1.00	0.50	130	3.95
試料A	0.50	0.50	130	4.40
試料C	1.00	0.50	30	2.75
試料C	0.50	0.50	30	2.09
試料C	3.00	1.50	30	4.80
試料C	1.50	1.50	30	4.10

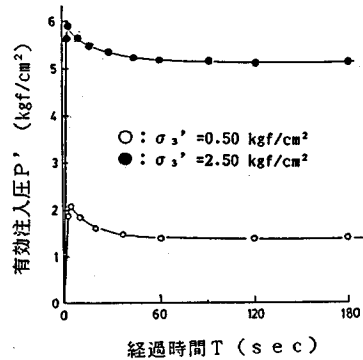


1. 定速ポンプ 2. 注入液用タンク 3. 着色液用タンク
4. 側圧 5. 間隙水圧計 6. 注入圧
7. 排水層 8. 注入管(φ=10mm) 9. 背圧

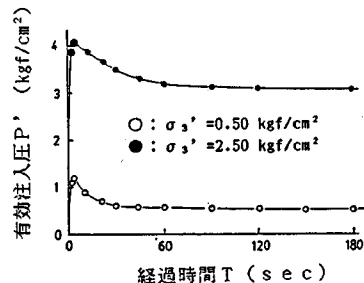
図一14 大型三軸注入試験装置

図一15, 16には、試料 B (7:3), 試料 D₀ (稲城砂) における注入圧と経過時間の関係を示す。なお、ここでいう注入圧とは、注入管下端で測定している注入圧の値から背圧を引いた有効注入圧 P' としている。注入は、すべて5リットル/分の定速注入で行っている。

注入圧は、注入直後にかなり増加し最大値を示すが、その後低下して一定値となる。最大注入圧および定常状態における注入圧はいずれも、透水性の大きい試料 B



図一15 試料 B (7:3) の経過時間 T と注入圧 P' の関係: 注入量 $q=5.0$ (リットル/分)



図一16 試料 D₀ (稲城砂) の経過時間 T と注入圧 P' の関係: 注入量 $q=5.0$ (リットル/分)

の方が、試料 D_0 に比較して大きくなっている。また、最大注入圧の大きさは、図一7に示した割裂圧の大きさとほぼ一致している。図一7の割裂圧は130 cp液を用いるので、図一8に示したように流入量も少なく、試料内部の間隙水圧の変化もきわめて少ない状態における割裂圧である。図一15, 16では、5リットル/分という注入量になるように急加圧しているので、これも試料内部の間隙水圧が変化しない段階で割裂を生じさせた結果である。したがって、注入圧～経過時間の関係における最大注入圧を割裂圧とみなすことが可能となろう。

5. 亀裂の進展と砂の透水性

割裂の発生は、注入管周りに生じた亀裂に液が浸入して、その亀裂を押し拡げていくクサビ作用が原因であると考えられるので、ここでは、割裂圧に及ぼすクサビ作用の影響を調べることにした。

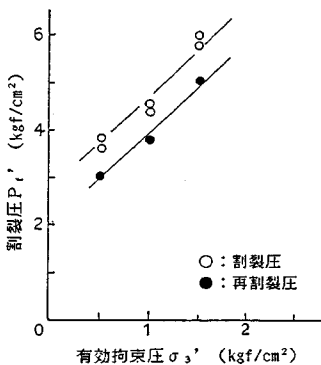
図一17, 18には、図一6の三軸装置を用いて、まず割裂試験を行い、再度圧密させたものに対する再割裂圧を示す。再割裂圧と割裂圧の差は、透水性が大きい図一17の試料A(粗砂)では小さく、既存割裂面の影響はわずかである。しかし、図一18の試料 D_0 (稲城砂)では、この差は大きい傾向にあり、再割裂圧が有効拘束圧よりわずかに大きい程度まで低下している。

前章では、割裂圧が砂の透水係数に影響されることを示したが、再割裂圧も砂の透水係数に大きく左右されることになった。この原因としては、亀裂(既存割裂面)の液圧は、亀裂の奥ほど低下し、周辺の砂の透水性が大きい場合は、亀裂先端圧が注入圧に比較してより小さくなりやすく、亀裂が進展しないためと考えられる。

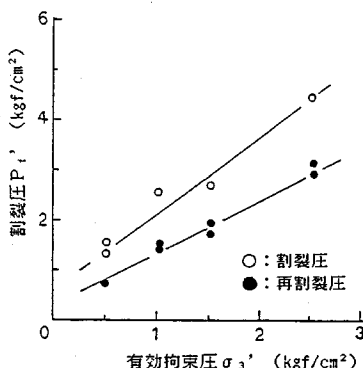
割裂圧に及ぼす既存亀裂の影響を調べるため、図一19に示すように注入孔に接し透水性の大きい相馬砂(粒径2.00~1.00 mm, 透水係数 $k=5 \times 10^{-1} \text{cm/s}$)をクサビ状に詰め、このクサビを有する試料B(7:3), 試料 D_0 (稲城砂)の割裂圧を調べることにした。与えたクサビ

の長さは、注入管より35 mmである。なお、注入液はともに130 cp液で拘束圧 $\sigma'_3=0.50 \text{kgf/cm}^2$ である。図一20, 21には、その割裂圧を示す。図一20の透水性が大きい試料B(7:3)では、割裂圧は、クサビの存在にあまり左右されず、拘束圧と比較してもかなり大きい。一方図一21の透水性の小さい試料 D_0 (稲城砂)では、割裂圧は、クサビの存在の影響が大きく、注入圧が拘束圧より少し大きい程度で割裂が発生した。これらの結果からも、透水性が大きい砂では、亀裂が存在してもクサビ作用によって割裂が進展しにくいと考えられる。図一19には亀裂の進展状況をスケッチしているが、試料B(7:3)では、既存亀裂の存在に無関係に割裂が生じている。

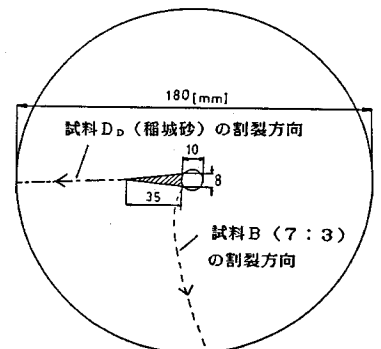
また、図一14の大型三軸注入装置を用いて、亀裂先端圧と亀裂周辺の砂の透水係数の関係を調べることにした。注入液は水を用い、注入管の流出口は、クサビの方向のみにあけることにした。クサビの内部には、図一19と同様に注入管周りに長さ10 cm程度相馬砂を詰め、クサビ先端には鉄パイプを立ち上げて、注入圧とクサビ先端圧の関係を求めた。図一22, 23には、試料G(5:5), および試料F(8:2)における注入圧 P' , クサビ先端圧 u'_i , および試料の体積膨張量 V の関係を示す。拘束圧 σ_3 は、 3.00kgf/cm^2 , 背圧 u_0 は、 0.50kgf/cm^2 である。なお、注入圧 P' , 先端圧 u'_i は、ともに背圧からの増分である。透水係数 k が、 $(0.8 \sim 5) \times 10^{-4} \text{(cm/s)}$ 程度と小さい図一22の場合には、注入圧 P' と先端圧 u'_i の差はほとんどなく、 u'_i が拘束圧 $\sigma'_3 (=2.50 \text{kgf/cm}^2)$ より大きくなるにつれて、試料の体積膨張が生じはじめていく。体積膨張は、割裂が周りの土を押し拡げたことを意味するので、先端圧が拘束圧程度になると割裂が進展すると考えられる。一方、透水性が大きい試料の図一23では、先端圧 u'_i は注入圧 P' よりもはるかに小さくなっている。着色水を用いて浸透状況を調べた結果において、図一22では、クサビの周りに均等な浸透がみられたが、図一23では、ほぼ注入管周りにほ



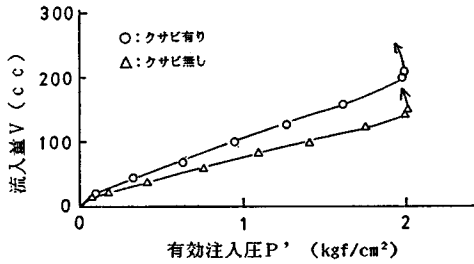
図一17 試料A(粗砂)の再割裂圧



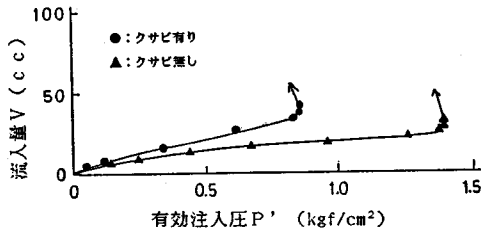
図一18 試料 D_0 (稲城砂)の再割裂圧



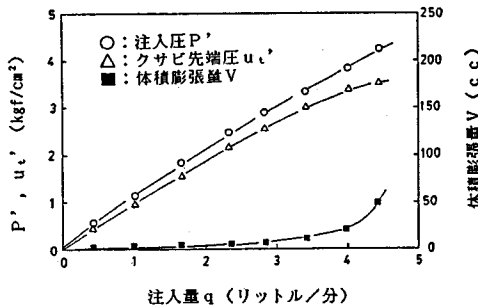
図一19 クサビの大きさ



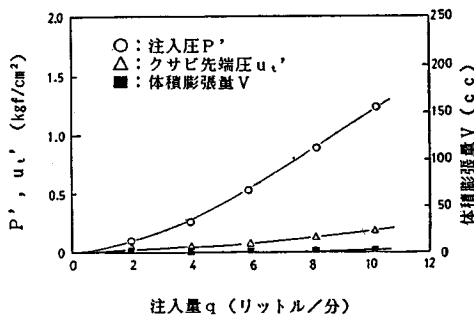
図—20 試料 B (7:3) の割裂圧に及ぼすクサビの影響 ($\sigma'_s=0.50 \text{ kgf/cm}^2$)



図—21 試料 D_b (稲城砂) の割裂圧に及ぼすクサビの影響 ($\sigma'_s=0.50 \text{ kgf/cm}^2$)



図—22 試料 G (5:5) の注入圧・注入量関係に及ぼすクサビの影響 ($\sigma'_s=2.50 \text{ kgf/cm}^2$)



図—23 試料 F (8:2) の注入圧・注入量関係に及ぼすクサビの影響 ($\sigma'_s=2.50 \text{ kgf/cm}^2$)

ぼ同心円状の浸透がみられた。注入圧とクサビ先端圧の差が大きいほど、同心円状の浸透が得られやすいので、浸透状況からも、試料 F では先端圧が低下していることがわかる。

6. 割裂の発生機構

前章までの結果より、砂の透水性が大きい場合には、クサビ周辺から液が浸透するため、クサビ先端の圧力が注入圧よりもかなり小さくなり、割裂が進展しにくいことが明らかとなった。3. で述べたように固結砂の場合でも、透水性が大きい方が透水性の小さいものより大きい結果となった。固結砂、未固結砂においても、孔壁の引張破壊だけでは、割裂の発生につながらず、透水性の大きい場合は、余分な圧力がさらに必要となる。したがって、砂質土の割裂圧 P'_f は、式 (8) のように表わすことができる。

$$P'_f = m \cdot \sigma'_s + \sigma_t + R \dots \dots \dots (8)$$

m : 定数, σ'_s : 有効側圧
 σ_t : 引張強度, R : 亀裂進展抵抗

式 (8) の m は、1~2 の範囲にあり、内部の間隙水圧の増加が無視できる加圧速度が大きいまたは透水性の小さい場合に最大 2 となり、孔壁周辺の間隙水圧が注入圧に近くなる場合に 1 に近づく。 σ_t は、固結砂では存在するが、未固結砂の場合ゼロとなる。式 (8) の右辺第 1 項と第 2 項の和は、孔壁に引張破壊を引き起こすのに必要な圧力を意味する。亀裂進展抵抗 R の値は、砂の透水性に強く依存している。透水性がきわめて小さい場合には、注入孔壁の引張破壊がクサビ作用を生じさせて、さらに亀裂を進展させるのに十分であり、 R はゼロに近い。一方、透水性が大きい場合には、孔壁に亀裂が生じたとしても亀裂先端での圧力が相当低下するので、亀裂は簡単には進展せず、大きな R の値をもつことになる。すなわち、第 1 項と第 2 項の和で引張破壊するがそのままでは割裂とならず、亀裂進展抵抗に打ち勝つ圧力が追加されたときに割裂に進展する。注入液の粘性が増加すると、浸透量が減少して内部の間隙水圧の増加が少なくなり、また亀裂内の圧力低下も粘性が大きいほど大きくなるので、 m, R はともに増加する。砂の透水性が大きくなるほど R が増加するので割裂圧も大きくなるが、実験的にみて割裂圧の最大値は、極限空洞内圧程度になると考えられる。ただし、 m, R の値を、液の粘性や注入加圧速度の影響を考慮に入れて定量的に決定することは困難であろう。

なお、著者らが提示した式 (8) は、Jaworski らの締固め土に対する式 (3) と類似しているが、見掛け引張強度 σ_{ta} という不明確なものを用いず、 σ_{ta} は σ_t と R の和に相当するものであることと、さらに m を決める

条件を明らかにしている。

7. ま と め

本研究は、固結砂および未固結砂の割裂発生機構を実験的に調べたものであり、以下のことが明らかとなった。固結、未固結を問わず砂質土の割裂圧 P_c は、式(8)で表わすことができる。割裂圧の大きさは、透水性に大きく影響され、透水性が大きくなるにつれて、割裂圧は大きくなる傾向にある。割裂圧に及ぼす砂の密度や軸差応力の影響は少ない。砂の透水性が小さい場合、注入孔周りの引張破壊で生じた亀裂内の圧力の低下が少なく、亀裂は進展しやすい。一方、砂の透水性が大きいと、亀裂の幅が特に大きくなり限り亀裂の側面から液が砂に浸透するので、亀裂内の圧力低下が大きくなってクサビ作用が生じにくいために大きい割裂圧が必要になる。また、割裂圧は、液の粘性が増すにつれて増加するが、これは浸透に伴う内部の間隙水圧の増加が少なく、さらには、亀裂内の圧力低下も粘性が大きいくほど大きくなるためと考えられる。

参 考 文 献

- 1) Scott, P. P., Bearden, W. G. and Howard, G. C. : Rock rupture as affected by fluid property, *Petroleum Transaction, AIME*, Vol. 198, pp.111~120, 1953.
- 2) Harrison, E., Kieschnick, W. F. and McGuire, W. J. : The mechanic of fracture induction and extension, *Petroleum Transaction, AIME*, Vol. 201, pp.252~263, 1954.
- 3) Hubbert, M. K. and Willis, B. G. : Mechanics of hydraulic fracturing, *Trans. AIME*, 210, pp.153~166, 1957.
- 4) Haimson, B. and Fairhurst, C. : In-situ stress determination at great depth by means of hydraulic fracturing, *Proc. 11th Symp. Rock Mech. AIME*, pp.559~584, 1970.
- 5) Haimson, B. and Fairhurst, C. : Initiation and extension of hydraulic fractures in rocks, *Soc. Petrol. Eng. J.*, 7, pp.310~318, 1967.
- 6) Medlin, W. L. and Masse, L. : Laboratory investigation of fracture initiation pressure and orientation, *Soc. Pet. Eng. J.*, pp.23~26, 1979.
- 7) Zoback, M. D., Rummel, F., Jung, R. and Raleigh, C. B. : Laboratory hydraulic fracturing experiments in intact and pre-fractured rock, *Int. J. of Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 14, pp.49~58, 1977.
- 8) 石島洋二・木下重教・伊藤芳則・町田和美：水圧破碎による地圧測定に関する実験的研究，*日本鉱業会誌*，96，1114，pp.871~876，1980。
- 9) 石島洋二・木下重教：水圧破碎に及ぼす封圧と流量について，*日本鉱業会誌*，96，1113，pp.827~864，1980。
- 10) 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*，No.360，pp.61~70，1985。
- 11) 赤井浩一・大西有三・八嶋 厚：透水性軟岩の水圧破碎に関する室内実験について，第13回岩盤力学に関するシンポジウム講演論文集，pp.71~74，1980。
- 12) Lockner, D. and Byerlee, J. D. : Hydrofracture in weber sandstone at high confining pressure and differential stress, *Journal of Geophysical research*, Vol. 82, No. 14, pp.2018~2026, 1977.
- 13) Bjerrum, L., Nash, J. K. T. L., Kennard, R. M. and Gibson, R. E. : Hydraulic fracturing in field permeability testing, *Geotechnique*, Vol. 22, No. 2, pp.319~332, 1972.
- 14) Massarsch, K. R. and Broms, B. B. : Fracturing of soil caused by pile driving in clay, *Proc. 9th Int. Conf. on Soil, Mech. and Found. Eng.*, Vol. 1, pp.197~200, 1977.
- 15) 嘉門雅史・Massarsch, K. R. : ハイドロフラクチャリングの土質安定への応用について，第17回土質工学研究発表会，pp.2461~2464，1982。
- 16) Morgenstern, N.R. and Vaughan, P. R. : Some observations on allowable grouting pressure, *Grouts and Drilling Muds in Engineering Practice*, London, Butterworths, pp.36~42, 1963.
- 17) Horsrud, P., Risner, R. and Bratli, R. K. : Fracture initiation pressures in permeable poorly consolidated sands, *Int. J. of Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr.*, Vol. 19, pp.255~266, 1982.
- 18) 福島伸二：ハイドロフラクチャリングによるフィルダムコア材の破壊規準，土と基礎，Vol. 34, No.12, 1986。
- 19) Jaworski, G. W., Duncan, J. M. and Seed, H. B. : Laboratory study of hydraulic fracturing, *Proc. ASCE, GT6*, pp.713~732, 1981.
- 20) Vaughan, P. R. : The use of hydraulic fracturing tests to detect crack formation in embankment dam cores, Initial report, Department of Civil Engineering, Imperial College, London, England, 1971.
- 21) Mori, A. and Tamura, M. : Hydrofracturing pressure of cohesive soils, *Soils & Foundations*, Vol. 27, No. 1, 1987.
- 22) Woodward-clyde : Results and interpretation of chemical grouting test program, Existing Locks and Dam No. 26, Mississippi River, Alton, Illinois, Final report for Department of the Army, St. Louis District, Corps of Engineers, Contract No. DACM43-78-C-0005, June, 1979.
- 23) 薬液注入の評価と開発に関する研究報告書，建設省土木研究所，1979。
- 24) Kastner, H. : トンネルの力学，森北出版，pp. 40~41，1974。
- 25) Vesic, A. S. : Expansion of cavities in infinite soil mass, *Proc. ASCE, SM 3*, pp.265~290, 1972.

(1987.2.13・受付)