

圧力注入における地盤のハイドロ・フラクチャリング現象

もり
森あきら
麟*

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。

砂質土や粘性土と異なり、結合力が高度に発達した岩石の割裂現象に関する研究は多い^{1)~4)}。透水性が大きく引張り強度がほとんどない砂質地盤や粘性土地盤では、割裂現象については工学的にあまり問題とならず不明な部分が多かったが、近年では、ダム基礎の浸透水圧による割裂現象、薬液注入による割裂注入さらには泥水シールドにおけるブローといったハイドロ・フラクチャリング現象がみられるようになり、この現象の解明は重要になっている。

地盤の割裂圧を実験的に調べた研究は極めて少ないが、Jaworski らは⁵⁾、ダムコア材としての締固め土の割裂試験を行い、全応力表示の割裂圧 P_f が、(1)式で表されることを示した。そして Vaughan は⁶⁾ (1)式の定数 m は 1 から 2 の範囲にあることを指摘した。

$$P_f = m \cdot \sigma_h + \sigma_{ta} \quad \cdots \cdots (1)$$

m : 定数

σ_h : 側圧

σ_{ta} : 見かけの引張り強度

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、この力学的意味は不明確であり、 m や σ_{ta} の大きさを支配する要因については明らかではない。

筆者は、一般の地下水面下で飽和している砂質土や粘性土地盤を対象にハイドロ・フラクチャリング現象の発生メカニズムと割裂圧について調査したので、ここではその解明結果について述べる。

2. 砂質土の割裂発生圧

2.1 孔壁の引張り破壊に起因する割裂理論

割裂の発生は、従来より孔壁の引張り破壊に起因すると考えられている^{7), 8)}。注入圧 P により孔壁に作用する引張り応力は P であり、 P が地盤の引張り抵抗 σ_R をこえると孔壁で引張り破壊が生じる。地盤の拘束圧を σ_3 、孔壁の間隙水圧を u とすると割裂圧 P_f は、厚肉パイプの弾性論⁹⁾

より(2)式となる。ここに、 σ_t は試料の引張り強度である。

$$P_f = 2 \cdot \sigma_3 + \sigma_t - u \quad \cdots \cdots (2)$$

孔壁の間隙水圧 u の値は、注入加圧速度や試料の透水性により異なるが、注入前の初期間隙水圧 u_0 と P の範囲にある。ここで、割裂圧を初期間隙水圧 u_0 からの増加分 P_f' で示すと、 P_f' は $u = u_0$ の急加圧条件のとき最大値、 $u = P$ の緩加圧条件のとき最小値となり、それぞれ(3)、(4)式で与えられる。

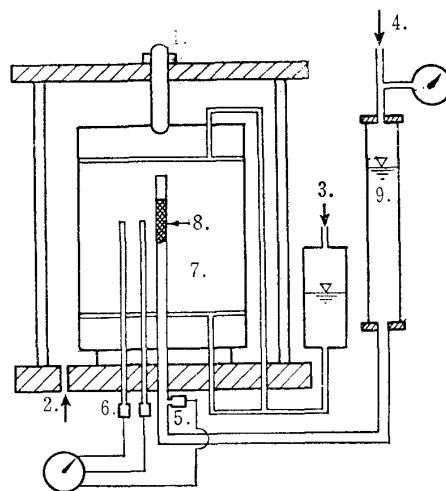
$$P_f' = 2(\sigma_3 - u_0) + \sigma_t = 2\sigma_3' + \sigma_t \quad \cdots \cdots (3)$$

$$P_f' = (\sigma_3 - u_0) + \sigma_t / 2 = \sigma_3' + \sigma_t / 2 \quad \cdots \cdots (4)$$

岩石等では、(3)式のような割裂理論が適用されているが、透水性があり引張り強度 σ_t がゼロの砂質土では、割裂発生のメカニズムが明らかではない。それゆえ、砂質土について独自の研究を行った。

2.2 急加圧状態における割裂圧

注入圧の加圧速度の急緩が割裂圧に影響するので、まず急加圧状態における割裂圧を調べた。割裂試験装置の概要は図一1に示す。供試体に所定の側圧と背圧(初期間隙水圧)を与えた状態のもとで、注入管に液を圧送して液圧を $0.10(\text{kgf/cm}^2)/10$ 秒でステップ状に上げる。割裂の判定は、注入管の下端で測定されるポ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。用いた砂試料は、表一1に示すもので、稲



1.軸 圧 4.注入加圧 7.供試体(180×180mm)
2.拘束圧 5.注入圧 8.注入管(φ=10mm)
3.背 圧 6.間隙水圧計 9.流入量用ビューレット

図一1 未固結砂の割裂試験装置

*早稲田大学教授 理工学部土木工学科

特別講演

表—1 砂の種類

試料	密度 γ_d (gf/cm ³)	透水係数 k_t (cm/s)	透水係数 k_a (cm/s)	摩擦角 ϕ (°)
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 _D (稲城砂)	1.45	3×10^{-5}	1×10^{-4}	43
D _L (同上綴)	1.20	6×10^{-5}	2×10^{-4}	36
E (豊浦砂)	1.60	6×10^{-3}	1×10^{-2}	38
F (8:2)	1.54	2×10^{-3}	3×10^{-3}	42
G (5:5)	1.56	8×10^{-5}	5×10^{-4}	44

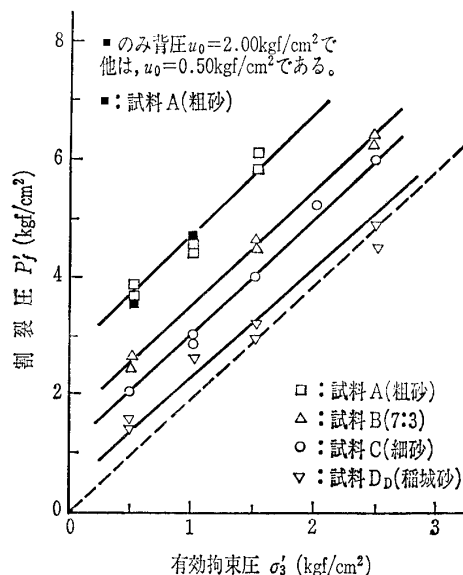
透水係数 k_t , k_a は、それぞれ三軸透水試験、変水位透水試験による値である。試料B, F, Gは、豊浦砂と稲城砂の混合砂であり、(5:5)等はその重量比を示す。

城砂や豊浦標準砂を主体にし、透水係数 k が $10^{-5} \sim 10^{-2}$ (cm/s) になるように粒度調整している。

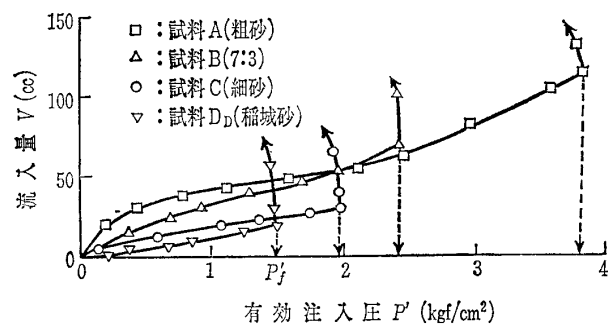
透水性が大きい試料の場合、粘性が小さい液では浸透量が多くなり急加圧状態を得ることができず、割裂の判定も困難になる。したがって、粘性係数 $\eta = 130$ cp となるCMC溶液を用いて急加圧状態を得ることにし、割裂圧に及ぼす液の粘性の影響についても調べた。注入液は、ローダミンで着色しており、試験後に試料を切り出して割裂の方向を確認している。

図—2には、各試料の割裂試験結果を示す。割裂圧は、砂の透水性に大きく関係し、透水係数が大きいものほど割裂圧が大きい結果となった。各試料の摩擦角の値は、ほ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。また、割裂の方向は、すべて注入孔より半径（鉛直）方向であった。

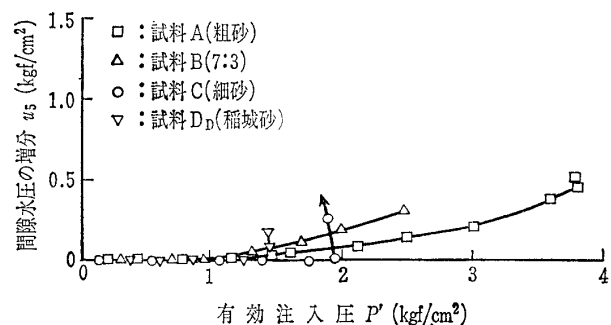
図—3には、図—2において拘束圧 $\sigma_3 = 1.00$ kgf/cm²、背圧 $u_0 = 0.50$ kgf/cm² の場合の加圧過程の流入量 V 、注入管より5mmの位置における間隙水圧の増分 u_s' および有効注入圧 P' の関係を示す。透水性が大きい試料A（粗砂）の場合でも、流入量や間隙水圧の変化は小さく、不透水に近い状態であり、水を用いて急加圧の状態で割裂させ



図—2 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

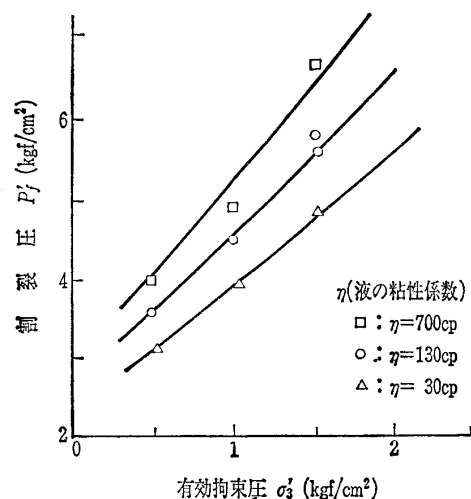


(b) 注入圧と間隙水圧の関係

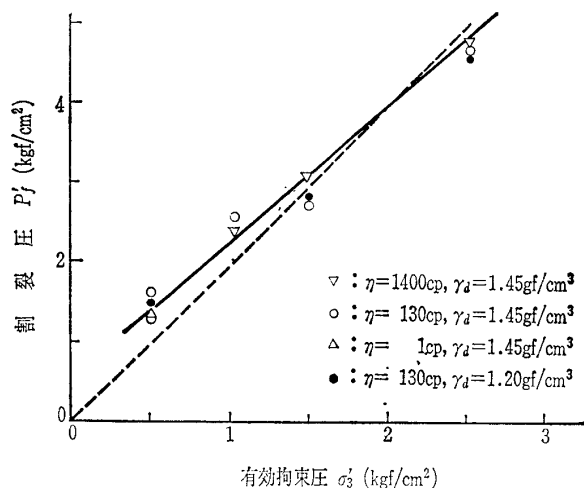
図—3 注入圧と流入量、間隙水圧の関係
($\sigma_3' = 0.50$ kgf/cm²)

たことに当たる。図—2の■は、背圧 u_0 が 2.0 kgf/cm² における割裂圧である。割裂圧 P'_x の大きさは、背圧を増加すると大きくなるが、 $P'_x (= P'_f - u_0)$ の値としては、背圧に左右されないことが分かる。

図—2の割裂圧 P'_x は拘束圧 σ_3' の2倍に比例して大きくなっている。これは、間隙水圧の変化のない(3)式と一致し、(1)式で $m=2$ とした場合に相当する。しかし、実際上結合力を有さない $\sigma_t = 0$ の未固結砂でもかなりの見かけの引張り強度 σ_{ta} をもつことになり、透水性が大きくなるにつれ、 σ_{ta} は大きくなっている。したがって(3)式の孔壁面の引張り破壊だけでは割裂には進展せず、 σ_{ta} 分だけ余分



図—4 試料A（粗砂）の割裂圧に及ぼす液の粘性の影響



図—5 試料D (稲城砂) の割裂圧に及ぼす液の粘性の影響

表—2 試料

試料 No.	配 合 (グラム)	q_u (kgf/cm ²)	σ_t (kgf/cm ²)
a	木節 粘土 2 400, 石膏 1 100 ベントナイト 300, 水 1 800	1.40~1.80	0.32~0.35
b	木節 粘土 2 400, 石膏 1 000 ベントナイト 300, 水 1 800	1.00~1.30	0.21~0.24
c	木節 粘土 2 400, 石膏 750 ベントナイト 300, 水 1 700	0.75~0.83	— 測定不可能
d	木節 粘土 2 400, 石膏 500 ベントナイト 300, 水 1 600	0.32~0.38	—
e	圧密カオリン粘土 圧密圧 $P_c'=3.00$ kgf/cm ²	0.50~0.57	—
f	圧密カオリン粘土 圧密圧 $P_c'=2.00$ kgf/cm ²	0.35~0.41	—

q_u : 一軸強度 σ_t : 引張り強度 (ブラジリアン試験)

な注入圧が必要なが分かる。

割裂圧に及ぼす液の影響は、図—4、図—5 のようになり、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。また、透水性が小さい砂の方が割裂圧に及ぼす粘性の影響は少ない。図—5 の試料D (稲城砂) の●は、乾燥単位体積重量 γ_d が、緩詰め の 1.20 gf/cm³ における割裂圧である。割裂圧の値は、密詰め の $\gamma_d=1.45$ gf/cm³ の場合とほとんど変わらない。摩擦角 ϕ は表—3 に示したように単位体積重量により異なるが、透水性の大きさとしては、あまり変わらない。このことから、割裂圧は、 ϕ よりも透水性に強く依存していると考えられる。

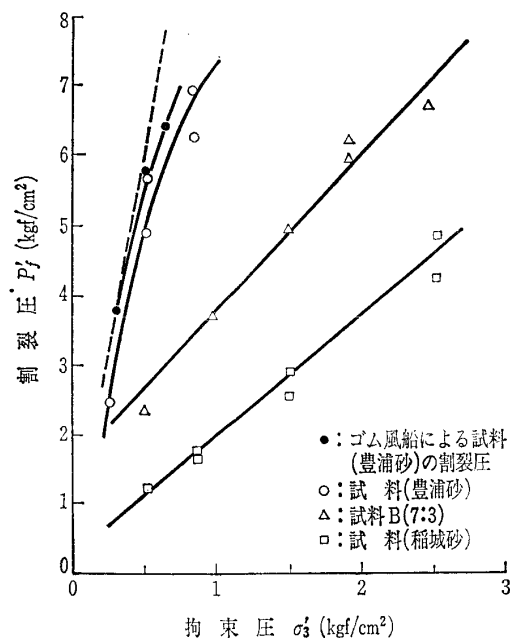
2.3 懸濁液および風船加圧による割裂圧

泥水加圧シールドでは粘土懸濁液で切羽地盤が加圧され、薬液注入でも目的によっては懸濁液が使用される。ここでは懸濁液として10%ベントナイト泥水を用いた場合の結果を図—6 に示す。泥水による加圧では、孔壁の砂の表面に泥膜が形成されるので、砂の透水性がかなり大きい場合にも流入量が極めて少なく、注入管周りの間隙水圧が変化しない状態で割裂が生じる。透水性の小さい試料Dd (稲城

表—3 ゴム風船による割裂圧 P_u' と極限内圧 P_u

側圧 σ_h (kgf/cm ²)	割裂圧 P_u' (kgf/cm ²)	極限内圧 P_u (kgf/cm ²)
0	0.90	0.83~0.99
0.50	1.35	1.33~1.49

$E=100q_u$, $\nu=0.50$, $q_u=0.32\sim0.38$ (kgf/cm²)

図—6 泥水による割裂実験 (拘束圧 $\sigma_3=1.00$ kgf/cm², 背圧 $u_{BP}=0.50$ kgf/cm²)

砂) および試料B (7:3) では、泥水による割裂圧 P_f' は、図—2 の130 cp 液による P_f' とほぼ一致しているが、透水性がよくなると泥水による P_f' の方が大きくなり、試料E (豊浦砂) のように透水性 $k=10^{-2}$ (cm/s) とかなり大きい場合は、割裂圧が拘束圧に比して著しく大きくなった。

注入孔壁を直接加圧せず、注入孔にゴム風船を挿入し、風船内圧で孔壁を加圧した場合の割裂圧 P_b は図—6 の●である。また、図中の破線は、試料E (豊浦砂) における Vesic の極限空洞内圧 $P_u'^{10)}$ の理論値で無限土中に空洞を生じさせるのに必要な圧力を示しているが、割裂圧 P_b' は、 P_u' とほぼ一致している。なお、 P_u' の大きさは、(5)、(6) 式に示す。試料B、試料Dd では、泥水による割裂圧 P_f' が P_u' (すなわち P_b') より著しく小さいが、これは液加圧の場合にくさび作用があるためと考えられる。しかし、透水性が大きい試料E (豊浦砂) では、 P_b' と泥水による割裂圧がほぼ一致しており、この場合には、液による加圧でもくさび作用が効果的に発揮されにくいと考えられる。

$$P_u' = F_q \cdot \sigma_3' + (F_q - 1) \cot \phi \cdot c \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$F_p =$$

$$(1 - \sin \phi) \left\{ \frac{E \cdot \sec \phi}{2(1 + \nu)(\sigma_3' \tan \phi + c)} \right\} \left\{ \frac{\sin \phi}{1 - \sin \phi} \right\} \dots \dots (6)$$

E : 弾性係数, ν : ポアソン比

ϕ : 摩擦角, c : 粘着力

特別講演

2.4 定量注入した場合の割裂圧

実際の薬液注入の場合には、定量注入方式を用いているので、ここでは、大型三軸注入装置を用いて定量注入(1/分)を行い、その割裂圧を調べることにした。

図-7には、試験装置の概要を示す。供試体(直径470mm, 高さ500mm)の外周には、厚さ20mm程度のドレーン材(相馬砂, 粒径1.00~2.00mm)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。

図-8には、試料D_D、試料Bにおいて、定量ポンプで水(1cp)を5リットル/分注入した場合の注入圧と経過時間の関係を示す。

注入圧 P' は、注入直後にかなり増加し最大値を示すが、その後に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の方が、試料D_D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-2に示した割裂圧の大きさとほぼ一致している。図-2と図-8とも試料内部の間隙水圧がほとんど変化しない段階において割裂が生じた結果で、図-8の注入圧~経過時間の関係における最大注入圧を急加圧

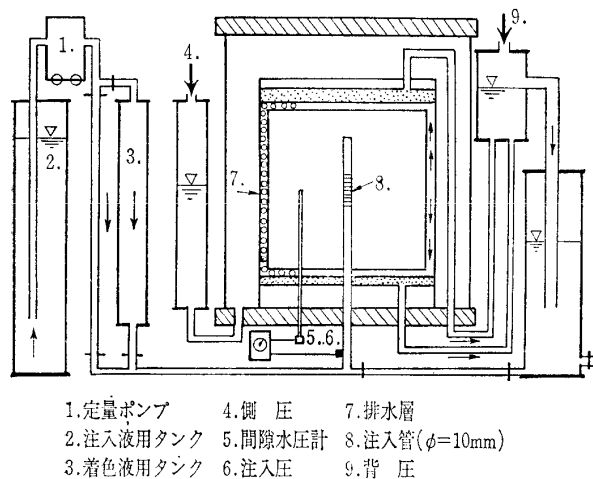


図-7 大型三軸注入試験装置

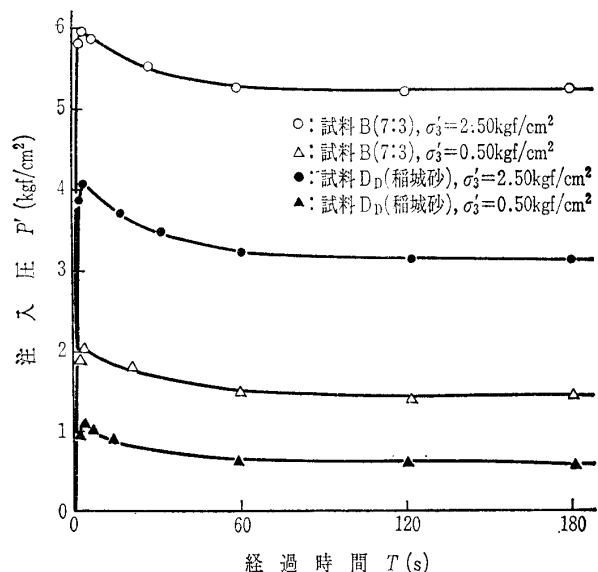


図-8 注入圧と経過時間の関係

状態における割裂圧とみなすことができる。

2.5 緩加圧状態における割裂圧

ここでは、注入管周りの間隙水圧が増加して注入圧が孔壁の間隙水圧にほぼ等しくなるような緩加圧状態での割裂発生状況を図-7の装置を用いて調べることにした。図-9, 図-10, 図-11には、注入圧が約0.20~0.30 kgf/cm² ずつ増加するように注入量を増していき、各段階における定常状態における注入圧と注入量の関係を示す。なお、定常状態とは、各注入量のもとで1分間の注入圧の変化が0.01 kgf/cm² 以下となる状態とした。

これらの図の P' ~ q 曲線は、初期部では拘束圧 σ'_3 に無

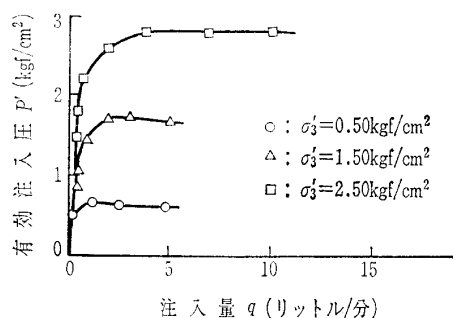
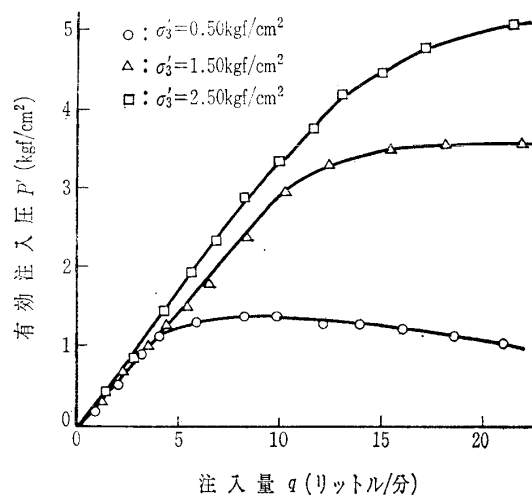
図-9 試料D_D(稲城砂)の注入圧と注入量の関係

図-10 試料B(7:3)の注入圧と注入量の関係

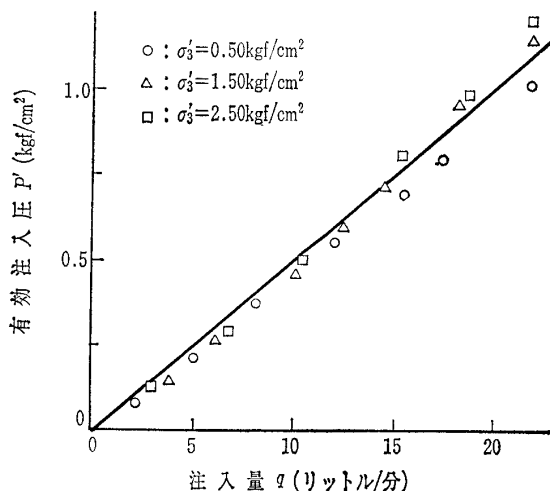


図-11 試料E(豊浦砂)の注入圧と注入量の関係

関係に1つの直線上にあるが、拘束圧 σ_3' の順に直線から下側にずれてくる。このずれは、注入量が増加することであり、割裂して浸透面積が増したことを意味する。したがって、このずれの始まる点の圧力を割裂圧と見なすことができる。また、この点から割裂を意味する供試体の体積膨張現象が始まるものと考えられる。

図-9の試料D_Dでは、ずれの始まる点と体積膨張の発生がよく一致しており、割裂圧 P_f' は、拘束圧 σ_3' 程度であることが明らかである。したがって、この場合(1)式において $m=1$ の場合に当たると考えられ、(4)式とも一致している。

図-10の試料Bでは、ずれの始まる点の確認が難しいので、 P_f' と σ_3' の関係は明確には求められないが、 P_f' が図-2の値より小さいことは明らかであり、 m は2より小さく、1に近いものと考えられる。

透水性のよい試料E（豊浦砂）では、図-11の範囲では直線部からのずれと体積膨張がないため割裂していないと判断されるので、緩加圧による割裂圧の変化は不明であるが、どの砂でも緩加圧では急加圧の場合より、割裂圧は小さくなるものと考えられる。

2.6 割裂とくさび作用

割裂の発生は、注入管周りに生じた亀裂に液が浸入して、その亀裂を押し広げていくくさび作用が原因であると考えられるので、ここでは、割裂圧に及ぼすくさび作用の影響を調べることにした。図-7の装置を用いて、試料にあらかじめくさび状にカットし、注入圧 P' とくさび先端圧 u_i' の関係を求めることにした。注入液は水を用い、注入管の流出口は、くさびの方向のみにあけることにした。注入管から半径方向に長さ100 mm、厚さ5~10 mm程度のくさびを設け、ここに透水性の大きい相馬砂（粒径1.00~2.00 mm, $k=5 \times 10^{-1}$ cm/s）を詰めておく。くさび先端にはパイプを立ち上げて、注入圧とくさび先端の間隙水圧の関係を求めることにした。図-12, 13には、試料G（5:5）および試料F（8:2）における注入圧 P' 、くさび先端圧 u_i' 、および試料の体積膨張量 V の関係を示す。拘束圧 $\sigma_3=3.00$ kgf/cm²、背圧 $u_0=0.50$ kgf/cm² で、注入圧 P' 、先端圧 u_i' は、共に背圧からの増加分である。透水係数 k が小さい図-12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 $\sigma_3' (=2.50$ kgf/cm²) より大きくなるにつれて、試料の体積膨張が生じ始めている。体積膨張は、割裂が周りの土を押し広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-13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-12ではくさびの周りに均等な浸透が見られたが、図-13では注入管周りにほぼ同心円状の浸透が見られた。注入圧とくさび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

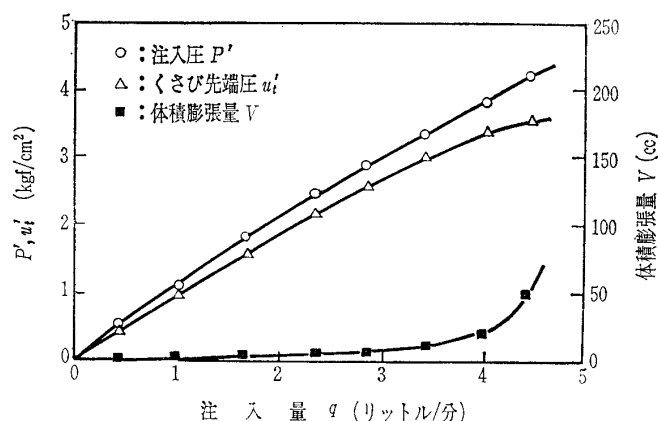


図-12 試料G（5:5）の注入圧・注入量関係に及ぼすくさびの影響、 $\sigma_3'=2.50$ kgf/cm²

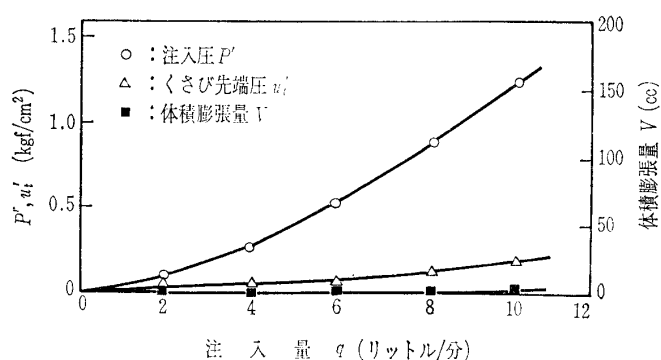


図-13 試料F（8:2）の注入圧・注入量関係に及ぼすくさびの影響、 $\sigma_3'=2.50$ kgf/cm²

況からも、試料Gでは先端圧が低下していることがわかる。

以上の結果より、砂の透水性が小さいと亀裂内の水圧低下が少なく、亀裂は簡単に進展するが、透水性が大きいと亀裂内の水圧低下が大きくなるので亀裂は進展しにくいことが分かる。くさび作用で割裂が進展していくためには、亀裂先端圧が最低でも拘束圧は必要となるので、透水性の大きい砂では亀裂を進展させるのにそれだけ余分の注入圧が必要になる。このため、透水性の大きい砂ほど割裂圧が大きくなったものと考えられる。

これらのことは、2.で述べた孔壁面が引張り破壊する注入圧では、孔壁亀裂が割裂に進展しないことを意味するもので(3)、(4)式の P_f' が砂質土に対して合わない理由である。

2.7 砂質土の割裂発生機構

これまでの結果により、砂質土の割裂圧 P_f' は、急緩の加圧状態と砂の透水性に強く依存しており、透水性が大きくなるほど割裂圧が増加することが明らかになった。そして、 P_f' と拘束圧の関係を考慮すれば、 P_f' は(7)式で表すことができる。

$$P_f' = m \cdot \sigma_3' + R \quad \dots \dots \dots (7)$$

m : 定数 σ_3' : 有効拘束圧 R : 亀裂進展抵抗

(7)式の 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急加圧状態において最大2となり、孔壁周辺の間隙水圧が注入圧に近くなる緩加圧状態では1に近づ

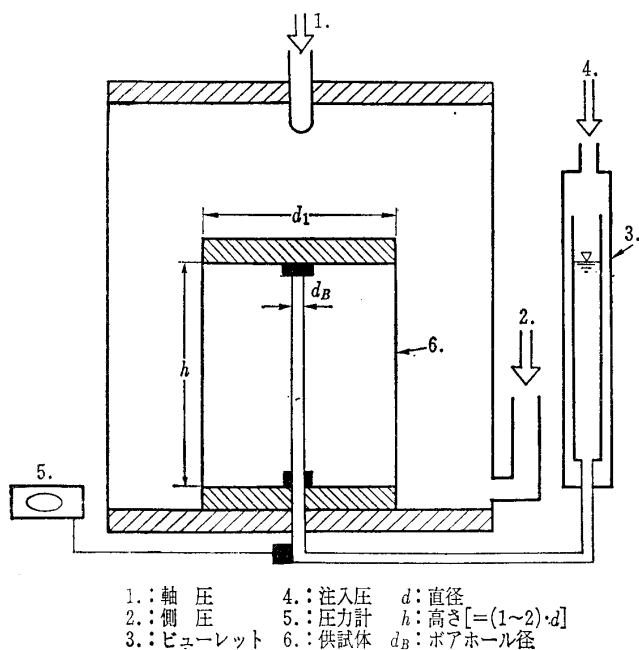
特別講演

く。(7)式の右辺第1項は、孔壁に引張り破壊を引き起こすのに必要な圧力を意味する。引張り強度を有さない未固結な砂質土において、引張り破壊を考慮したのは、割裂の方向がすべて半径（鉛直）方向であったためである。亀裂進展抵抗 R の値は、砂の透水性に強く依存している。透水性が極めて小さい場合には、注入孔壁の引張り破壊がくさび作用を生じさせて、さらに亀裂を進展させるのにほぼ十分であり、 R はごくわずかである。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。亀裂進展抵抗 R の値を正確に決定することは困難であるが、今回の実験の範囲において、透水係数 $k=10^{-3}\sim 10^{-4}(\text{cm/s})$ の砂で、 R は $2\sim 1\text{ kgf/cm}^2$ 程度になる。透水性がより大きい場合や地盤の拘束圧が小さい場合には、(7)式による割裂圧が、極限空洞内圧 P_u' より大きくなりうるが、実験的にみて割裂圧の最大値は P_u' 程度になるので、これらの場合には、割裂圧は上限値極限空洞内圧 P_u' で与えられると考えられる。

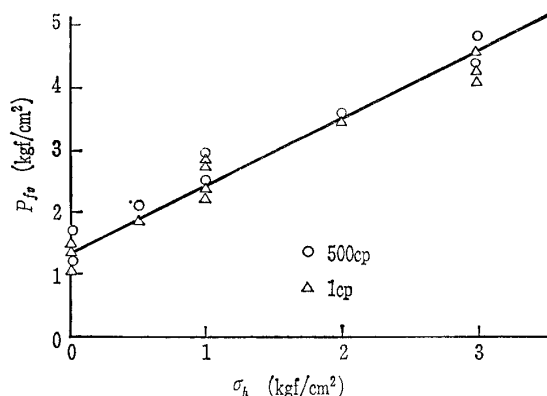
3. 粘性土の割裂圧

砂質土では、透水性が小さくなるにつれて割裂圧が低下することが明らかになったが、ここでは、透水性がさらに小さい粘性土の割裂圧を調べることにした。

割裂装置の概要は図一14に示す。試料の強度特性は表一2のようなものである。試料に所定の側圧 σ_h を加えた後、注入液に水または500 cp CMC溶液を用い注入圧を一定の注入加圧速度でステップ状にあげる。注入加圧速度は、 0.10 kgf/cm^2 を5秒間隔で上げるのを基準とした。注入加圧速度が大きくなると割裂圧が増加するが、 $0.10\text{ kgf/cm}^2/5\text{ s}$ で最大の割裂圧が得られることを確認している。



図一14 割裂試験装置



図一15 試料aの垂直割裂試験結果

砂質土では、等方圧下における割裂方向はすべて半径（垂直）方向であったが、粘性土の場合は、水平・斜め方向に割裂が発生する場合もあった。図一15には、試料aの垂直割裂の場合の試験結果を示す。そして、垂直割裂時の割裂圧 P_{fv} と拘束圧の関係は次式で表されることが分かった。ここに、 σ_a は図一15の縦軸の切片であり、この大きさは試料の一軸強度 q_u より少し小さい程度となった。そして、他の試料においてもほぼ(8)式が成立した。なお、必ず垂直割裂を生じさせるために、軸圧が側圧より試料の一軸圧縮強度 q_u の20~30%程度だけ大きい状態で試験を行った。

$$P_{fv} = \sigma_h + \sigma_a = \sigma_h + q_u \quad \dots\dots\dots(8)$$

砂質土では、急加圧の場合には(7)式で $m=2$ となるが、粘性土では $m=1$ となった。これは、全試料のUU試験の摩擦角がすべてゼロなので、試験の有効圧が拘束圧を問わず一定となることに加えて、粘性土の場合には、孔壁よりの浸透がなくとも注入圧により過剰間隙水圧が発生するので、加圧速度が速い場合でも孔壁の間隙圧が注入圧に近い値にまで増加し、緩加圧状態に近づくためと思われる。

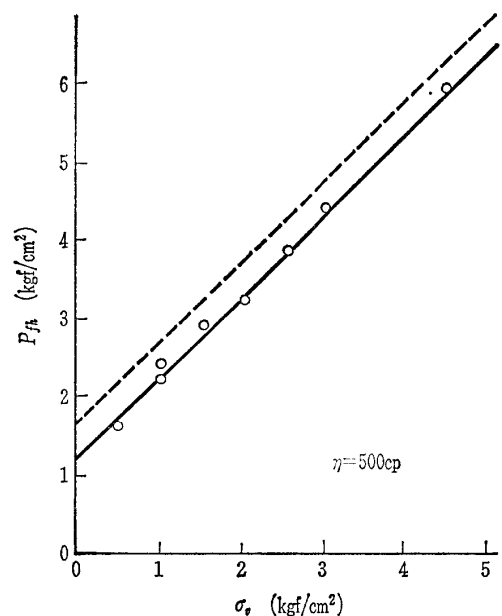
以上は、垂直割裂の結果であるが、応力状態や粘性土の強度によっては、水平および斜め方向の割裂も発生する。この可能性は、粘性土の一軸強度 q_u が小さくなるにつれて増加する。図一16は、試料bについての水平および斜め割裂の試験結果を示す。この試験では、軸圧 σ_v と側圧 σ_h が独立して載荷できる装置を用いており、 $\sigma_h = 0.50(\text{kgf/cm}^2) + \sigma_v$ とした。この条件下では、すべて水平および斜め方向の割裂が発生し、割裂圧 P_{fh} と拘束圧の関係は次式で表すことができる。図一16縦軸の切片の値も、垂直割裂のように q_u 程度となった。

$$P_{fh} = \sigma_v + \sigma_a = \sigma_v + q_u \quad \dots\dots\dots(9)$$

図中の破線は、(8)式の垂直割裂圧の大きさを表しているが、軸圧 $\sigma_v < \sigma_h$ の条件下での実験値は(8)式の値より小さいため、垂直割裂が生じなかったと思われる。

以上の結果より割裂圧と拘束圧の関係は、土中の最小主応力を $\sigma_{\min}$ とすると、近似的に次式で表すことが可能となる。

$$P_f = \sigma_{\min} + q_u \quad \dots\dots\dots(10)$$



破線は、垂直割裂の発生条件($P_f = \sigma_h + q_u$)を表している。

図-16 試料bの水平・斜め割裂試験結果
 $\sigma_v = \sigma_h - 0.50(\text{kgf/cm}^2)$

粘性土では、加圧速度が十分大きい場合でも割裂圧が(10)式となり、割裂圧の値は q_u が大きい場合を除いて、(7)式で与えた砂質土の値より小さくなり、一般的には、土の透水性が小さくなるにつれて割裂圧が低下する傾向にあることが明らかになった。

割裂の発生は、前述の砂質土の垂直割裂の結果からポアホール周りの引張り亀裂の進展に起因すると考えてきた。しかし、粘性土では、必ずしも引張りによる垂直破壊ではなく、水平および斜め方向の割裂も発生したので、孔壁のせん断亀裂によることが考えられる。孔壁がせん断破壊するときの注入圧については、最大主応力が半径方向応力 σ_r ($=P$)、最小主応力が孔壁の円周方向応力 σ_θ ($=2\sigma_h - P$)、もしくは軸方向応力 σ_v とすると次の P_1 、 P_2 のどちらかになる。

$$P_1 = \sigma_h + q_u/2 \quad (11)$$

$$P_2 = \sigma_v + q_u \quad (12)$$

一般には、(11)式の P_1 が(12)式の P_2 より小さいため、孔壁のせん断破壊はまず(11)式で与えられるが、側圧 σ_h が軸圧 σ_v と同等以上の場合や、 q_u が小さい場合では、 P_2 が P_1 に近づき、(12)式のせん断破壊が生じやすくなる。また、割裂圧の値も、(11)、(12)式で示した値にほぼ近いうえ、粘性土は垂直、斜め、水平割裂の場合いずれも割裂圧は同等であることから、(10)式で与えた粘性土の割裂圧は、せん断破壊による亀裂を進展させる圧力と言うことができる。

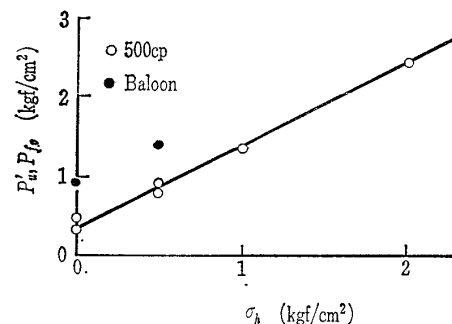


図-17 試料dの垂直割裂試験結果

以上は注入液による加圧の結果であるが、図-17には、試料dにおいて、注入液のかわりに注入孔に直径2mmのゴム風船を挿入して風船内を加圧した場合の割裂圧 P_b を示す。また、表-3には、Vesicの粘性土の場合の極限空洞内圧 $P_u^{(10)}$ とゴム風船による割裂圧 P_b の関係を示す。 P_u は、粘性土の場合、次式となる。

$$P_u = c[\ln\{E/2(1+\nu)+1\} + \sigma_h] \quad (13)$$

P_b と P_u はほぼ一致しているが、 P_b は液による割裂圧 P_f より大きくなった。これは、2.3節で述べたように注入液による加圧では、亀裂を押し広げていくくさび作用が発揮されるためであろう。

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., Kiesnick, W.F. and McGuire, W.J.: The mechanic of fracture induction and extention, 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) Jaworski, G.W., Duncan, J.M. and Seed, H.B.: Laboratory study of hydraulic fracturing, Proc. ASCE, GT6, pp.713~732, 1981.
- 6) 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.
- 7) Haimson, B. and Fairhurst, C.: Initiation and extention of hydraulic fractures in rocks, Soc. Petrol. Eng. J., 7, pp.310~318, 1967.
- 8) Medlin, W.L. and Masse, L.: Laboratory investigation of fracture initiation pressure and orientation, Soc. Pet. Eng. J., pp.23~26, 1979.
- 9) Kastner, H.: トンネルの力学, 森北出版, pp.40~41, 1974.
- 10) Vesic, A.S.: Expansion of cavities in infinite soil mass, Proc. ASCE, SM3, pp.265~290, 1972.

(原稿受理 1987.5.19)