

## 水圧破碎法による最大主応力の直接測定に関する基礎的研究

## A FUNDAMENTAL STUDY FOR DIRECT MEASUREMENT OF MAXIMUM PRINCIPAL STRESS BY HYDRAULIC FRACTURING

佐久間彰三\*・菊地 慎二\*・荒木義則\*\*・水田義明\*\*\*

By Shozo SAKUMA, Shinji KIKUCHI, Yoshinori ARAKI and Yoshiaki MIZUTA

The hydraulic fracturing technique as a potential method for determination of in-situ stresses has the advantage in contrast to the stress relief techniques in that it is not in need of the elastic modulus of rock. However, the level of confidence in the measured maximum principal stress is lower than in the minimum principal stress. In many instances, the maximum principal stress, generally the more important, is not directly measured.

In order to seek the possibility to measure the maximum principal stress directly from the shut-in pressure data by making a (pair of) artificial longitudinal slot (s) along the minimum principal stress direction, the authors carried out numerical analyses by boundary element method and laboratory tests using cubic specimens of mortar, which has a borehole with slot. This paper describes the results obtained from these experimental and numerical works.

*Keywords: hydraulic fracturing stress measurement, maximum principal stress, borehole slot*

## 1. 緒 言

水圧破碎応力測定法は、地下構造物が構築できるような岩盤ではその種類に関係なく適用でき、ボーリング孔さえあれば深部での計測が容易で、経費も比較的安いという利点があり、現在までに多くの実績がある<sup>1)</sup>。しかし、最小主応力は岩盤の弾性係数を必要とせず、シャットインプレッシャー ( $P_s$ : Shut-in Pressure) から直接算出することが可能であるが、最大主応力は変形等方位を仮定する弾性理論により算出するため、最大主応力値の信頼性が低いという問題がある。そこで著者らは、主応力値とその方向は、数mの位置の違いにより大きく変化しないという前提のもとに、最大主応力値を直接求める方法を考案した。すなわち、あらかじめ通常の水圧破碎を行って最小主応力と主応力方向を決定する。次に、同じボアホール内で、水圧破碎により発生した亀裂の影響を受けない位置まで測定区間を移動し、最小主応力方向に半小判状のスロットを人工的に切削する。Bock<sup>2)</sup>

が提唱する応力解放法の一つである応力測定法において、ボアホールスロットが使われているが、このボアホールスロットに装着されているダイヤモンドブレードをボアホール軸に沿って移動させることによりこのようなスロットを作成することができる。このスロットを含む区間で水圧破碎を行えば、亀裂がスロットの延長上に伸展して最大主応力を  $P_s$  として直接測定できる可能性がある。

著者らは、このスロットによる最大主応力の直接測定の可能性について検討するため、①数値解析と②モルタル供試体を用いた室内実験を行った。本論文は、これらの検討内容についてまとめたものである。

二次元境界要素法による数値解析においては、Crouch<sup>3)</sup>による仮想応力法プログラムを用いて、主応力比や引張強度の変化により、亀裂がボアホールのどの位置から発生するかを予測した。次に、比較的等方均質な材料であるモルタルを用いてボアホールとスロットを設けた立方体の供試体を作成し、この供試体の側面をフラットジャッキにより二軸載荷した状態で、O-リングを装着したミニチュアパッカーでボアホール内から等圧載荷試験を行った。

得られた圧力-時間関係、主応力比と亀裂発生位置や伸展方向の関係、さらにスロットの深さやその数(片ス

\* 正会員 日本国土開発(株)エンジニアリング本部  
(〒107 港区赤坂4-9-9)

\*\* 正会員 工修 中電技術コンサルタント(株)  
(〒734 広島市南区出汐2-3-30)

\*\*\* 正会員 工博 山口大学教授 工学部資源工学科  
(〒755 宇部市常盤台2557)

ロットまたは両スロット)が亀裂の発生条件や亀裂の伸展に与える影響を数値解析の結果と照らし合わせ検討し、この方法の適用範囲について言及した。

2. 数値解析による亀裂発生の可能性の検討

(1) 亀裂の発生に影響を及ぼす要素

水圧破砕法の適用可能な岩盤を対象として、ポアホール内にスロットを形成して水圧破砕を行う場合、亀裂がスロット先端から発生する可能性に影響を与える要素としては、岩盤の主応力の大ききのほかに、①岩盤の物性、②スロットの形状が挙げられる。これらについて数値解析では以下のように考え計算を実施した。

a) 岩盤の物性

水圧破砕法を岩盤に適用する場合、岩盤物性の中では特に透水性が問題となる。

非透水性の岩盤を考えると、二次元平面ひずみ状態において破壊規準は、

$$\sigma_{\theta} = 3Q_0 - P_0 + P = -S_t \dots\dots\dots (1)$$

で表わされる。

ここに、 $\sigma_{\theta}$ ：ポアホール壁面の引張応力

$Q_0$ ：岩盤の最小主応力

$P_0$ ：岩盤の最大主応力

$P$ ：ポアホール内からの載荷圧

$S_t$ ：岩盤の引張強度

また、Haimson<sup>4)</sup>は透水性岩盤の破壊規準を、有効応力を用いて次式で表わしている。

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta} - P &= 3(Q_0 - P^*) - (P_0 - P^*) \\ &+ P - \alpha \frac{1-2\nu}{1-\nu} (P - P^*) \\ &= -S_t - P \dots\dots\dots (2) \end{aligned}$$

ここで、 $P^*$ は間隙水圧、 $\nu$ は岩石のポアソン比である。また、 $\alpha$ は次式で与えられる<sup>5)</sup>。

$$\alpha = 1 - \frac{C_r}{C_0} \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $C_r$ ：流体の浸透を許す試験による圧縮率 (Unjacketed Compressibility, ただし Haimson によれば Material Matrix Compressibility)

$C_0$ ：間隙圧をゼロに保つ試験による圧縮率 (Jacketed Compressibility, すなわち Haimson によれば Material Bulk Compressibility)

ただし、 $\phi \leq \alpha \leq 1, 0 \leq \nu \leq 0.5, \phi$ ：空隙率 (Porosity) であるので、

$$0 \leq \alpha \frac{1-2\nu}{1-\nu} \leq 1$$

となる。また、 $P^*=0$ とすると式(2)は、

$$\sigma_{\theta} = 3Q_0 - P_0 + P + kP = -S_t \dots\dots\dots (4)$$

となる。ただし、

$$k = 1 - \alpha \frac{1-2\nu}{1-\nu}$$

岩石が完全な不透水性である場合には、式(4)の破壊条件式に第4項はなくてよい。しかし、岩石が透水性であることの効果として破壊条件式に第4項があり、その係数  $k$  が大きいほど岩石が透水性であることの効果が大きく、破壊条件に与える影響が大きい。そこで、数値解析は、非透水性の場合(第4項なし)と透水性を考慮する場合(第4項あり)との両方について行うものとした。また透水性を考慮する場合については  $k$  が0と1の間にあることから、この係数が非常に小さい場合(透水性であることの効果が小さい)と非常に大きい場合(透水性であることの効果が大きい)とに分け、次の2つの値を仮定し、計算を行った。

$k=0.02$  (透水性であることの効果が小)

$k=0.98$  (透水性であることの効果が大)

なお、透水性 (Permeability) と空隙率 (Porosity) や圧縮率 (Compressibility) との間には直接の関係はない。ただし、空隙率が大きければ、圧縮率も大きく透水性も大きくなる傾向はある<sup>6)</sup>。また、式(4)が真に現実の現象に対応しているものであるとすれば、空隙率が大きい場合すなわち  $\alpha$  が大きい場合に岩石の透水性が破壊条件に与える影響は小さいことになり、このことは常識に反するようにも思われる。そこで、本論文においては、係数  $k$  が透水性の影響の大きさを表わすという観点からその効果について検討するものとし、 $\alpha$  と透水性そのものとの関係には触れないことにする。

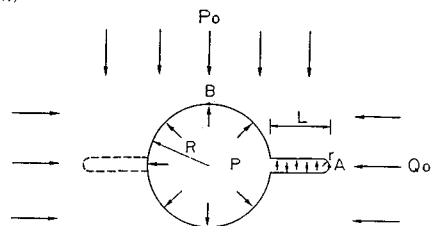
次に、スロットを有するポアホールで水圧破砕を行う場合を考える。図-1に示すようにスロット先端のA点とスロットから90°のポアホール壁面上のB点での破壊規準は、次式ようになる。

非透水性岩盤の場合

(A点)

$$(\sigma_{\theta})_A = a_A P_0 + b_A Q_0 + c_A P = -S_t \dots\dots\dots (5)$$

(B点)



(P：内圧,  $P_0, Q_0$ ：無限遠応力場 ( $P_0 > Q_0$ ),  
R：ポアホール半径,  $r$ ：スロット先端半径, L：スロット長)

図-1 無限板内のスロットを有するポアホール

$$(\sigma_{\theta})_B = b_B Q_0 + a_B P_0 + c_B P = -S_t \dots\dots\dots (6)$$

透水性岩盤の場合

(A点)

$$(\sigma_{\theta})_A = a_A P_0 + b_A Q_0 + (c_A + k)P = -S_t \dots\dots\dots (7)$$

(B点)

$$(\sigma_{\theta})_B = b_B Q_0 + a_B P_0 + (c_B + k)P = -S_t \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $a_A, b_A, c_A$ はA点の、 $a_B, b_B, c_B$ はB点の応力集中係数である。

b) スロットの形状

切削されたスロットの周辺は、外力(最大・最小主応力)や内圧により応力集中を起こす。特にその先端では、内圧の増加に伴い引張応力が大きくなる。この引張応力が岩盤の引張強度に達すると亀裂が発生する。ここでは後に説明を行う室内実験に用いる供試体のスロット先端の形状を考慮し、片スロットと両スロットの両者の場合につき次の2ケースを考える。

- ① 半円状    ② 平角状

①では、亀裂がスロット先端の中央部分から発生し、スロットの延長方向に延びていくと考えられる。一方、②ではスロット先端の角に最も大きな応力集中が生じ、亀裂が発生するが、亀裂はその位置から伸展せず、スロットの切削方向と同方向に伸展していく。このことを考慮すると、亀裂はスロット先端の中央部分から発生し伸展していくと考える方が妥当と思われる。ここでは、平角状においてもスロット先端の中央部から亀裂が発生するものとして検討を行った。

また、スロットの長さや厚さの違いで応力の集中度は違ってくるので、実際のスロット切削を想定して次に示すような範囲を考えて検討を行うものとした。

$$0.2 < L/R \leq 0.8 \quad 0.01 < r/R \leq 0.08$$

ここに、 $L$ :スロットの深さ、 $R$ :ボアホール半径、 $2r$ :スロットの厚さ。

c) 検討条件の組合せ

上記の影響要素条件をまとめると表-1のような検討ケースの組合せとなり、この条件の組合せを必要に応じて計算した。

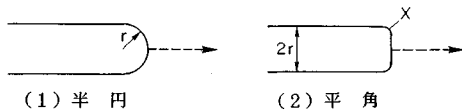


図-2 2種類のスロット先端形状

表-1 検討ケース

検討項目	計算条件	ケース数
透水性	非透水、透水性効果小、透水性効果大	3
スロット数	両スロット、片スロット	2
スロット先端	半円、平角	2
$L/R$	0.2, 0.4, 0.6, 0.8	4
$r/R$	0.01, 0.02, 0.04, 0.08	4

(2) 境界要素法による応力集中係数の計算

計算には、二次元境界要素法のうち仮想応力法(FSM)または応力不連続法(SDM)とよばれる間接法を適用した。無限領域・無限遠応力場において、スロットをもつボアホール壁面を要素分割し、荷重として最大主応力( $P_0$ )、最小主応力( $Q_0$ )、流体圧( $P$ )の3通りを考え、それぞれ単位荷重( $P_0=Q_0=P=1$ )を与え、スロット先端(A点)とスロットから90°の位置(B点)の要素の接線応力を計算し、各応力集中係数( $a_A, b_A, c_A, a_B, b_B, c_B$ )を求めた。

図-3に要素分割モデルを、図-4に荷重パターンモデルを示す。結果のうち両スロットにおける応力集中係数を表-2に示す。

これらの結果を使って式(5)~(8)を計算し、亀裂発生規準を作成した。図-5には、これらの亀裂発生規準のうちスロット先端形状が半円で両スロット、 $L/R$

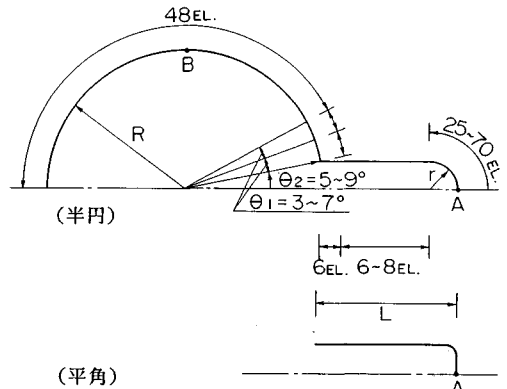


図-3 要素分割モデル(片スロットの場合)

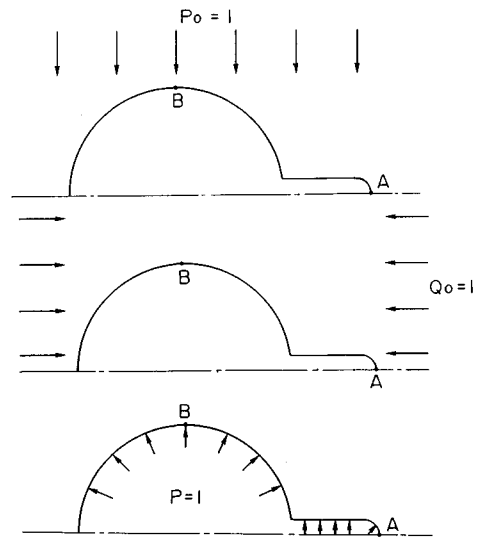


図-4 3種類の荷重パターン(片スロットの場合)

=0.8,  $r/R=0.08$  の場合の3種類の透水性(a), b), c)のケースと, 片スロットで非透水性(d))のケースについて最大主応力と最小主応力の比をパラメーターにし

表-2 応力集中係数 (両スロットの場合)

r/R	L/R	応力集中係数					
		A点			B点		
		a A	b A	c A	a B	b B	c B
0.01	0.2	24.539	-5.815	-17.724	-0.956	2.981	-1.024
	0.4	28.420	-4.885	-22.534	-0.937	2.973	-1.036
	0.6	30.845	-3.964	-25.880	-0.952	2.972	-1.020
	0.8	32.568	-3.234	-28.334	-0.988	2.974	-0.986
0.02	0.2	16.992	-4.023	-11.969	-0.985	2.989	-1.004
	0.4	19.478	-3.383	-15.095	-0.995	2.988	-0.993
	0.6	20.971	-2.773	-17.198	-1.029	2.990	-0.960
	0.8	22.124	-2.312	-18.812	-1.089	2.994	-0.906
0.04	0.2	12.224	-2.890	-8.334	-1.009	2.995	-0.987
	0.4	13.842	-2.437	-10.405	-1.041	2.999	-0.958
	0.6	14.807	-2.029	-11.770	-1.191	3.006	-0.905
	0.8	15.591	-1.733	-12.858	-1.179	3.013	-0.834
0.08	0.2	8.950	-2.114	-5.835	-1.015	2.997	-0.982
	0.4	9.974	-1.795	-7.179	-1.066	3.005	-0.939
	0.6	10.621	-1.533	-8.088	-1.140	3.014	-0.874
	0.8	11.169	-1.351	-8.818	-1.227	3.021	-0.795

て示す。これらの図では, 縦軸に引張強度を, 横軸には載荷圧をとり, 最大主応力で無次元化している。これらの図をみると引張強度が大きくなるとスロット先端(A点)から亀裂が発生する可能性が高いこと, また, 図の中のA, Bの亀裂発生規準ではA点の勾配が大きくなるか, B点の勾配が小さくなると, 亀裂がスロット先端から発生しやすくなるのがわかる。表-3には各検討要素を比較した結果のコメントを示す。この表の結果をまとめて記述すると, 亀裂がスロット先端から先に発生するためには, スロットの先端は半角よりも半円の方がよく, スロット長は長く, かつ薄い方がよいことがわかる。

### 3. スロットを有するポアホールを使った水圧破砕室内実験

#### (1) 実験概要

供試体は190mmの立方体で, 材料として早強ポルトランドセメント(比重3.13)と豊浦標準砂(比重2.64)を使用した。ポアホールとスロットは, モルタル打設時にあらかじめアルミパイプを使った型を設置し, 打設後型ぬきを行って作成した。図-6に, 供試体およびポアホールの形状, 寸法およびスロットの位置を示す。

ミニチュアパッカーは, 鋼製で, 加圧区間の密閉には,

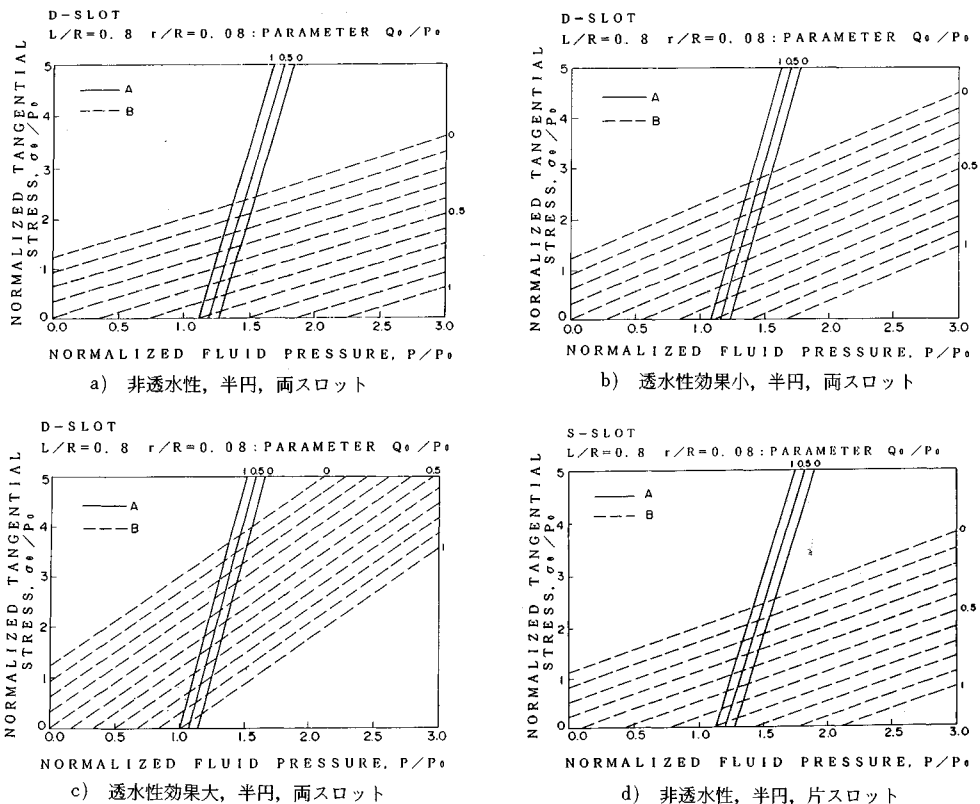


図-5 亀裂発生規準

表-3 数値解析結果比較

比較対象		比較条件	比較結果
図			
通水性	非	両スロット 半円 $L/R=0.8$ $r/R=0.08$	A: ほとんど変わらず
	小		B: 非、小、大の順で勾配が大きくなる
	大		
スロット数	両	非透水 半円 $L/R=0.8$ $r/R=0.08$	A: 片スロットの場合の勾配が少し小さいが、ほぼ同じ
	片		B: ほとんど変わらず
スロット先端	半円	非透水 両スロット $L/R=0.8$ $r/R=0.08$	A: 平角の場合の勾配が半円に比べ小さい
	平角		B: ほとんど変わらず
L/R	0.2	非透水 両スロット 半円 $r/R=0.08$	A: L/Rが大きくなると主応力比の幅(範囲)が狭まる B: ほとんど変わらず
	0.4		
	0.6		
	0.8		
	a)		
r/R	0.01	非透水 両スロット 半円 $L/R=0.8$	A: r/Rが大きくなると勾配が小さくなる B: ほとんど変わらず
	0.02		
	0.04		
	0.08		
	a)		

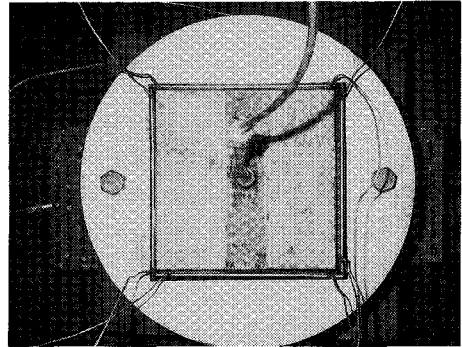


写真-1 実験装置

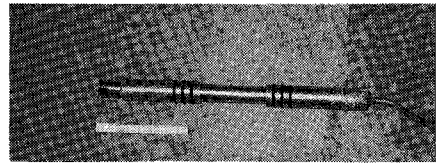


写真-2 パッカー

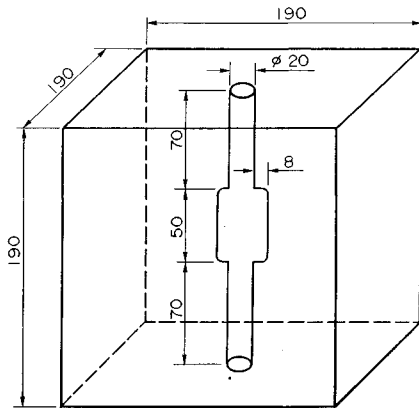


図-6 供試体の形状、寸法およびスロットの位置 (単位: mm)

スロットの両端に O-リングを 3 個ずつ 5 mm 間隔で装着して用いた。またポアホール壁面に生じたエアホールは、アラルダイトで穴埋めし止水性を確保した。実験装置を写真-1 に、使用したパッカーを写真-2 に示す。側圧は、190 mm×190 mm×5 mm のフラットジャッキ 4 枚と、それよりひとまわり大きく、供試体とフラットジャッキを取り囲むことのできる反力枠 (写真-1) を用いて、二軸載荷を行うものとした。

実験の手順は、以下のとおりである。

- ① 整形後の供試体のポアホール壁面にグリースを十分塗り、O-リングを取り付けたミニチュアパッカーを挿入する。
- ② この供試体を、最小主応力方向にスロットがくるように反力枠の中に置き、供試体との間にフラット

ジャッキを差し込む。

- ③ フラットジャッキの空気抜きをした後、ハンドポンプで側面に二軸載荷し、最大主応力、最小主応力を設定する。
- ④ バルブを切り替えて圧力を抜いた後、パッカーの加圧区間 (スロット位置) へ流体 (ハイドロリック #2) を圧入していく。
- ⑤ 加圧による圧力の直線的増加の後、一次亀裂が発生すると、圧力 (このときのピーク圧が Break-down Pressure:  $P_b$ ) が低下するが、この圧力の低下をブルドン管またはコンピュータのディスプレイで確認して流体の圧入を止める (亀裂の発生により、加圧区間内の流体は加圧区間外のポアホール内や供試体の端面 (自由面) に漏れてしまうので、圧力はさらに低下し、やがて一定値となる)。
- ⑥ 圧力がほぼ一定値に近づくと、再びハンドポンプで加圧する。このとき、内圧はハンドポンプの脈流で上昇下降を繰り返す。この傾向が現われると、再び加圧を止め圧力低下をみる。
- ⑦ ⑥を 3 回繰り返して実験を終了する。

ポアホール軸 (鉛直) 方向には載荷しないので、側圧 (水平方向載荷) が大きすぎると、ポアホール軸と直角の方向に亀裂 (横亀裂) が発生するおそれがある。これを防ぐため予備実験を行い、最大主応力 ( $P_b$ ) は 2.0 MPa 以下とした。

加圧は、ハンドポンプを用いて常に約 1 秒につき 1 回の割合で行った (流量は、約  $2.33 \mu\text{m}^3/\text{s}$ )。これらの圧力値は、すべてサンプリング時間ごとにデジタル量で

表一4 実験条件と実験結果

No	種類	主応力 (MPa)			Q <sub>0</sub> /P <sub>0</sub>	スロット			き裂発生位置	き裂状態の観察	分裂個数	シャットインプレッシャー (MPa)		
		P <sub>0</sub>	Q <sub>0</sub>	両/片		形状	深さ (mm)	P <sub>s</sub>						
								1-サイクル				2-サイクル	3-サイクル	
1	D-8	2.0	1.8	0.9	D	F	8	A	I III V X	2	1.8	1.83		
2		1.9	1.3	0.68	D	F	8	A	I III V VII IX	2	1.86	1.78		
3		2.0	1.0	0.5	D	R	8	A	I VI X	2		1.5	1.55	
4		2.0	0.8	0.4	D	R	8	B	II VII X	2			0.85	
5		2.0	0.6	0.3	D	R	8	B	II III V VII IX	2		1.07	0.85	
6	S-8	2.0	1.8	0.9	S	F	8	A	I III V VII X	2		2.0	1.68	
7		2.0	1.4	0.7	S	R	8	A	I III V X	2				
8		2.0	1.4	0.7	S	R	8	A	I V X	3				
9		2.0	1.3	0.65	S	R	8	A	I V X	3				
10		2.0	1.2	0.6	S	R	8	B	II IV VII X	2		1.44		
11		3.9	2.0	0.5	S	F	8	B	II III V IX	2		0.78		
12	D-4	1.9	1.9	1.0	D	F	4	A	I III V VII X	2		2.39	2.44	
13		2.0	1.8	0.9	D	F	4	A	I X	2		2.24	2.00	
14		2.0	1.8	0.9	D	F	4	B	II VI X	2	1.13	1.02		
15		2.0	1.5	0.75	D	F	4	B	II VI X	2				
16	スロット無し	2.0	1.0	0.5	-	-	-	B				0.89	0.99	
17		2.0	1.0	0.5	-	-	-	B				1.11	0.96	
18		2.0	1.0	0.5	-	-	-	B			1.06	1.05		
19		2.0	0.8	0.4	-	-	-	B				1.55	1.63	

スロット ; D:両スロット S:片スロット F:平角 R:半円 き裂発生位置 ; A:A点で発生 B:B点で発生

コンピュータに記録した。

(2) 実験結果

実験では供試体を計19個作成し、上記手順を繰り返した。実験仕様と亀裂発生位置、亀裂観察結果およびシャットインプレッシャーの一覧を表一4に示す。

この表のスロットの項のうち、Dは両スロット、Sは片スロットを、Fは先端形状が平角、Rは半円を表わす。亀裂発生位置の項でAはスロットの先端、Bはスロットから90°の位置での亀裂の発生を示す。シャットインプレッシャーの項で測定値がないものは、測定装置の不備によりデータが得られなかったことによる。なお、No.16からNo.19の供試体ではスロットの無い状態で水圧破碎を行っている。

a) 主応力比と亀裂発生箇所

実験の結果、両スロットでスロット長が8mmの供試体(D-8)では、Q<sub>0</sub>/P<sub>0</sub>=0.5でスロット先端から亀裂が発生しているが、Q<sub>0</sub>/P<sub>0</sub>=0.4ではスロットの効果が現われず、スロットから90°のボアホール壁面上(最大主応力方向)から亀裂が発生している。つまりD-8の供試体におけるスロットの効果は、主応力比が0.5~0.4の間に限界点があると考えられる。

同様に、S-8の供試体の限界点は、主応力比が0.65~0.6の間にあり、D-4の供試体の限界点は、主応力比が0.9の場合であった。

b) 亀裂の観察結果

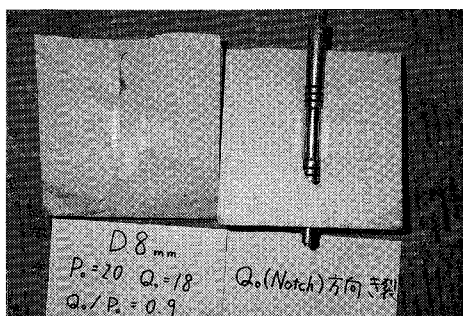
破碎後の供試体は、亀裂の発生箇所や亀裂の伸展方向、さらに亀裂面の形や大きさ等を調べるため、ボアホール

表一5 亀裂の発生パターン

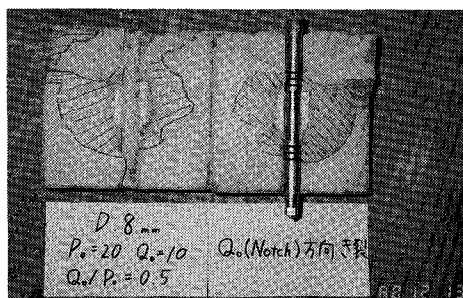
パターン	き裂状態
I	最小主応力方向(Q <sub>0</sub> )でスロットの先端からき裂が発生した
II	最大主応力方向(P <sub>0</sub> )でスロットから90°のボアホール壁面上からき裂が発生した
III	(加圧区間内の状態) き裂面に凹凸が少ない
IV	き裂面に凹凸が多い
V	き裂はスロットの延長状にほぼ直線的に進展している
VI	き裂が湾曲している
VII	(加圧区間外の状態) き裂面に凹凸が少ない
VIII	き裂面に凹凸が多い
IX	き裂はほぼ直線的に進展している
X	き裂が湾曲している

の入口にくさびを打ち込んでボアホール軸方向に切断した。亀裂の発生箇所および伸展方向の一例を、写真一3に示す。亀裂面の観察からすると、亀裂は切断面のほぼ全体にわたって伸展していることがうかがえる。

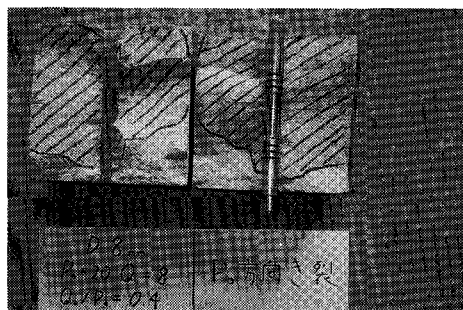
たとえば写真一3のa)からもわかるように、加圧区間内の亀裂はボアホール軸と平衡に生ずるが、加圧区間外(Oリングの外側)では亀裂はボアホール軸に垂直な方向すなわち最小主応力に垂直な方向へと湾曲しやすい。しかし、著者らが行った実験の範囲では、スロット



a) No.1 D-8



b) No.3 D-8



c) No.4 D-8

写真-3 切断した供試体 (単位: kgf/cm<sup>2</sup>)

の先端から発生した亀裂は、スロットの延長方向にはほぼ直線的に伸展しており、スロットの方向制御効果がよく現われていることがわかる。しかし、供試体がもっと大きければ、端面に達する以前に亀裂は最小主応力に垂直な方向へと湾曲することは間違いないと思われ、シャットインプレッシャーがこのことによって影響を受けることが考えられる。また、最近の模型実験による研究において、ポアホール径が実際のもものと比べて非常に小さい場合には、かなり大きな寸法効果が現われ、式(1)による破砕圧評価の信頼性がなくなることが報告されている<sup>7)</sup>。したがって、亀裂の湾曲の影響を明らかにし、寸法効果を取り除くためにはポアホール径を大きくし、かつそのポアホール径と比較してかなり大きな供試体を用いて実験を行わなければならない。

本実験においては、亀裂の湾曲がシャットインプレッシャーに及ぼす影響については無視できるものと仮定し、寸法効果については次節で述べるように、破砕箇所周辺の応力分布の形(寸法はポアホール径により無次元化されている)だけに依存するものとした。すなわち、亀裂の湾曲の影響が実際には無視できないほど大きくなれば、その影響を考慮に入れた算定を行う必要がある。ところで亀裂の湾曲や寸法効果を考慮した厳密な算定を行うためには、実寸法の実験を行うことが望ましい。そこで、ポアホールスロッターを利用する最大主応力の直接測定の適用性についてさらに詳しい検討を行うために、あとで述べる原位置試験を行うことにしている。

c) 圧力-時間曲線

縦軸を流体圧 (MPa) とし、横軸を時間 (s) とした流体圧-時間曲線のデータの一例を図-7 に示す。

ハンドポンプにより加圧を始めると、圧力は亀裂が発生するまでほぼ一直線上に上昇を続けているのがわかる。

ピーク後、圧力は加圧を連続して行っているにもかかわらず、ポンプの脈動により上下動を繰り返しながら低下していき、この現象は、亀裂の伸展を現わしている。リアルタイムで圧力の低下を確認した後、加圧を中止すると、圧力は直線的に急激な低下を起こした後、徐々にゆるやかになる。このとき、亀裂面は閉口し始める。

再びハンドポンプにより加圧を行うと、圧力は上昇し、すでに造成されている亀裂は再開口する(このとき、最大の圧力を  $P_{sb}$  (Secondary Breakdown Pressure) と呼ぶ)。その後、圧力はポンプの脈動による上下運動を繰り返すが、ほぼ一定の値を保ち続ける。これは、亀裂面が開いたり閉じたりすることを表わしている。

一方、1 サイクル目で亀裂の伸展が不十分であれば、2 サイクル目にも圧力低下を起こしてから一定の圧力に落ち着く。そして圧力を止めると前者と同じような下降曲線が得られる。この動作を繰り返して4 サイクル目まで行くと、3 サイクル目と4 サイクル目はほぼ同じ圧力

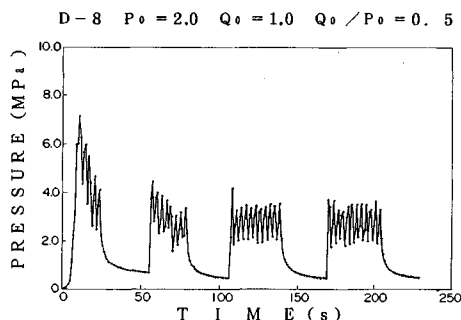


図-7 流体圧-時間曲線の例

の変化を示しており、同じ現象の繰り返しであることがわかる。

スロット方向は、最小主応力方向と一致しているので、スロット先端で亀裂が発生すると、 $P_s$ は亀裂面に直角に作用する圧縮応力であるので、最大主応力を示すことになる。 $P_s$ の決定は、亀裂伸展抵抗が大きいことや亀裂面の開閉の繰り返しによる塑性変形の影響を考慮して、1サイクル目で亀裂が十分に伸展している場合は、1サイクルと2サイクルの2つのシャットイン曲線を対象とし、2サイクル目で前半に亀裂伸展抵抗があり後半で定常状態に達している場合は、2サイクルと3サイクルの2つのシャットイン曲線を対象とした。

d) シャットインプレッシャー

加圧を止めたあとの圧力-時間曲線(シャットイン曲線)の勾配が変化し始めるときの圧力を  $P_{is}$  (Instantaneous Shut-in Pressure) とよび、一般にはこの  $P_{is}$  が亀裂面に垂直な応力成分を示すものとして用いられている。しかし、シャットイン曲線の直接観察から  $P_{is}$  を検出することが困難な場合も少なくない。そこで、本論文においては、林らによる手法<sup>8)</sup>によってシャットイン曲線を処理した後に検出される  $P_s$  (Shut-in Pressure) を用いた。すなわち、シャットイン曲線から水圧の時間変化率の逆数 ( $dT/dP$ ,  $T$ : 加圧停止後の経過時間) と加圧区間の水圧  $P$  との関係から求めると、 $P_s$  が2本の直線の屈曲点として明確に表わされるという理論に基づく手法を実験データの解釈に適用した。求めた  $P_s$  値を各サイクルごとにまとめたものを表-4 に示している。この表から、以下の2つのことがいえる。

- 1) A点から亀裂が発生した場合、D-4の場合を除いて  $P_s$  値は、 $P_0$  値(最大主応力)と等しいかやや小さな値となる。
- 2) B点から亀裂が発生した場合、 $Q_0/P_0$  が0.6以下(No.11を除く)では、 $P_s$  値はほぼ  $Q_0$  値と等しいかいくぶん大きい値となるが、 $Q_0/P_0$  が0.9では、 $P_s$  値が  $Q_0$  値よりかなり小さな値となる。

(3) 解析結果と実験結果の比較検討

a) モルタル供試体の引張強度

圧裂試験から求めたモルタルの引張強度の平均値は3.6 MPaであり、スロットのない供試体を用いた水圧破碎実験(No.16~No.19)から求めた引張強度の平均値は7.6 MPaであった。このような差が生ずる主な原因が応力分布の違いにあると考えてみよう。圧裂試験においては載荷点を通る直線上で、載荷点近傍を除けばほぼ一様な引張応力が生ずるが、水圧破碎においては、引張応力はボアホール壁面からの距離の2乗に反比例して減少する。また、スロットがある場合には、スロット先端からの距離の増大に伴ってスロット延長上の応力が減

少する割合はさらに大きい。そこで、応力勾配がその位置の引張強度に及ぼす影響を破壊の確率論<sup>9)</sup>を用いて検討することにした。

Weibull のいう Risk of rupture  $B$  は、彼のいう均一性係数  $m$  を用いて次式で表わされる。

$$B = \int c\beta S^m dV \dots\dots\dots(9)$$

ここで、 $c, \beta$  は定数、 $S$  は応力、 $dV$  は微小容積要素である。

外径  $b$ 、内径  $a$ 、高さ  $d$  のモルタル円筒供試体において、内圧  $S_h$  を作用させたとき、ボアホール壁面から放射方向の接線方向応力分布は、

$$S = S_h \cdot \frac{a^2}{r^2} \dots\dots\dots(10)$$

となる( $r$  は、円筒中心からの距離)ので、式(10)を式(9)に代入して計算すると、内圧が作用する円筒の risk of rupture  $B_h$  は、次式となる。

$$B_h = c\beta\pi da^{2m} S_h^m \frac{b^{2-2m} - a^{2-2m}}{1-m} \dots\dots\dots(11)$$

一方、均一引張応力  $S_t$  が作用している場合、risk of rupture  $B_t$  は、

$$B_t = c\beta\pi d(b^2 - a^2) S_t^m \dots\dots\dots(12)$$

となる。

平均引張強度は、 $B=0.5$  で与えられるので、式(11)と式(12)から、 $S_h$  と  $S_t$  の比は次式のように書ける。

$$\frac{S_h}{S_t} = \left[ (1-m) \frac{(b/a)^2 - 1}{(b/a)^{2-2m} - 1} \right]^{1/m} \dots\dots\dots(13)$$

水圧破碎実験に用いた立方体のモルタル供試体を円筒と考え、 $S_h/S_t = 7.6/3.6 = 2.11$ 、 $a = 0.01$  m、 $b = 0.095$  m として均一性係数を求めると、 $m = 8.759$  となる。

次にスロットをもつモルタルの円筒供試体の場合を考える。 $a = 0.018$  m、 $b = 0.095$  m とし、境界要素法を用いて求めたスロット先端延長上の接線方向応力分布を使い、数値計算によって式(9)の積分を行って式(13)と同様に均一応力の場合との比を計算すると、 $m = 8.759$  に対して2.34となる。これら両者の強度比と均一性係数の関係を図-8に示す。

この図からわかるように、応力勾配がある場合と応力勾配がない場合(圧裂試験)との差が、2倍以上であるのに対して、スロットがある場合とない場合との応力勾配による引張強度の違いは10%程度でしかない。

円孔およびスロット周辺の応力分布は、弾性理論によって解析されたものであって、実際の応力分布が必ずしもこのとおりであるとはいいい切れない。また、スロットがある場合の応力勾配はスロットの長さにも関係する。



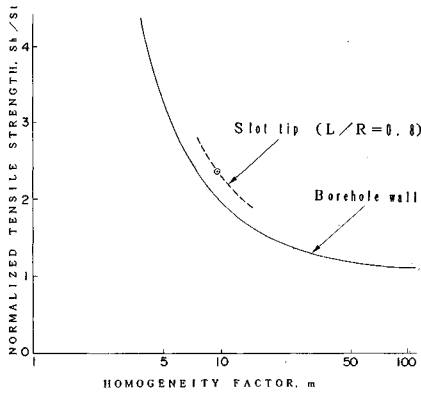
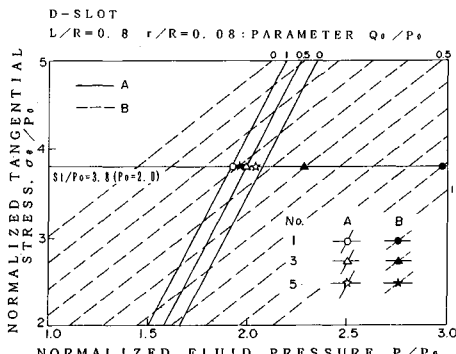


図-8 破壊の確率論により応力勾配を考慮に入れて計算された引張強度と均一性係数  $m$  との関係

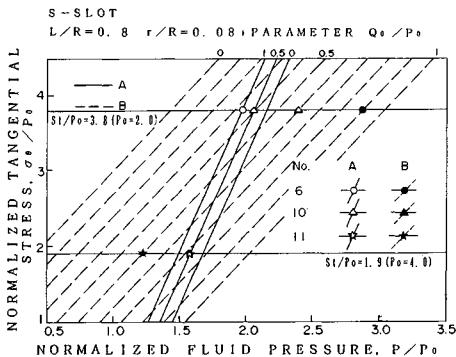
表-6 亀裂発生位置比較

No	種類	主応力 (MPa)		$Q_0/P_0$	$S_t/P_0$	き裂発生位置	
		$P_0$	$Q_0$			解析	実験
1	D-8	2.0	1.8	0.9	3.8	A	A
2		1.9	1.3	0.68	4.0	A	A
3		2.0	1.0	0.5	3.8	A	A
4		2.0	0.8	0.4	3.8	A	B
5		2.0	0.6	0.3	3.8	B	B
6	S-8	2.0	1.8	0.9	3.8	A	A
7		2.0	1.4	0.7	3.8	A	A
8		2.0	1.4	0.7	3.8	A	A
9		2.0	1.3	0.65	3.8	A	A
10		2.0	1.2	0.6	3.8	A	B
11	3.9	2.0	0.5	1.9	B	D	
12	D-4	1.9	1.9	1.0	4.0	A	A
13		2.0	1.8	0.9	3.8	A	A
14		2.0	1.8	0.9	3.8	A	B
15		2.0	1.5	0.75	3.8	A	D

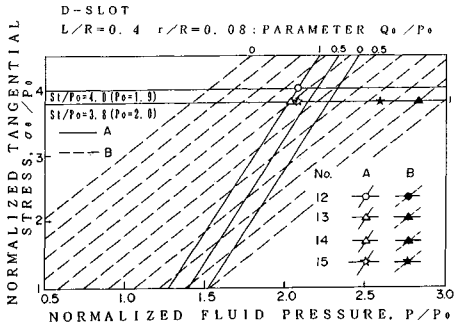
(引張強度  $S_t=7.6$  MPa, 透水性効果大, 両スロット)



a) D-8, 透水性効果大, 両スロット



b) S-8, 透水性効果大, 両スロット



c) D-4, 透水性効果大, 両スロット

図-9 解析結果による亀裂発生位置

そこで、スロットがない場合の4回の水圧破砕実験から求められたモルタル引張強度の平均値7.6 MPaをスロット先端におけるモルタルの引張強度と考え、以下の検討を行うものとする。

b) 亀裂発生規準と実験結果との整合性

2. で求めた亀裂発生規準に、引張強度の平均値7.6 MPaを適用すると、主応力比 ( $Q_0/P_0$ ) をパラメーターとして、亀裂発生箇所 (A点またはB点) と亀裂発生圧力 ( $P_0$ ) を理論的に決定できる。

この理論値と実験により求めた表-4の亀裂発生の結果とを比較すると、モルタルを透水性の効果の大きい材料と考え、スロット先端の形状が、A点やB点の接線応力に与える効果を考慮に入れて (先端形状が平角の場合には半円形状に換算して) 計算した結果が、実験結果と最もよく合っている。また、このことはスロットの種類にほとんど影響されないことがわかる。

図-9には解析結果から求めた亀裂発生位置をプロットしている。また、この結果と実験結果を比較したものを表-6に示す。

D-8の図 (図-9のa) とc)) では、 $Q_0/P_0=0.4$ の場合に解析結果と実験結果がくいちがっているがその他は一致している。S-8の図 (図-9のb)) では、 $Q_0/P_0=0.6$ の場合にくいちがいが、D-4の図では、 $Q_0/P_0=0.9$ と0.75の場合にくいちがっているのがわかる。また、くいちがいの程度を比較すると、D-8の場合が最も理論値に近いことがわかる。

したがって、主応力比の変化と亀裂発生位置との関係の整合は、両スロットでスロットの長い場合が最も信頼性が高いといえる。

一方、この図から亀裂発生時の内圧についても、解析値と実験値とを比較することができるはずであるが、実験から得られた内圧は解析値の2倍程度大きく出ている。これは供試体の材料としての不均一性、スロット先

端およびボアホール壁面の凹凸や小さなエアホールによる応力分布の擾乱の影響によると思われる。

#### (4) ま と め

スロットを有する供試体の室内水圧破碎実験から、次に列挙する結論を得た。

- 1) 応力解析から求めた亀裂発生規準は、両スロットで長さが半径比0.8の場合に、実験結果と調和的である。
- 2) スロットは、亀裂伸展に一定の方向性をもたせる効果があり、最大主応力に対応するシャットインプレッシャーの精度は、通常の水圧破碎における最小主応力に対応するシャットインプレッシャーの精度に匹敵する。

ただし、1)については寸法効果が破壊の確率論による立場のみで考慮されており、2)については亀裂の湾曲が $P_3$ に与える影響が無視されている。

#### 4. 結 言

著者らは、現在水圧破碎法の弱点となっている最大主応力値を直接測定する方法として、最小主応力の方向に亀裂を発生させる目的で人工スロットを設け、これを含む区間で水圧破碎を行うことを考案した。本研究では、この方法で最大主応力を直接測定できる可能性を検討するため数値解析と室内実験を実施した。まず、スロットを含むボアホール断面を平面ひずみ問題と考え、二次元境界要素法を使って応力解析を行い、スロット先端の形状や長さ、片スロットと両スロットの違い、岩盤の透水性の効果の違いによる亀裂発生位置の違いを主応力比をパラメーターにして求め、亀裂発生規準としてまとめた。

次に、モルタル供試体を使い、主応力比を変化させて水圧破碎実験を行い、亀裂発生位置を確認するとともに、圧力-時間データからシャットインプレッシャーを求め、これから最大主応力（スロット方向から亀裂が発生した場合）または最小主応力（スロットから90°のボアホール壁面上から亀裂が発生した場合）を計算した。

この結果、解析値と実験値が最も調和的だったのは、モルタルを透水性の効果大きい材料と考え、両スロットでスロット長 $L/R=0.8$ の場合であった。このことは、解決すべきさまざまな課題はあるものの実際の現場においてボアホール径よりも小径のディスクカッターを内蔵した切削装置「ボアホールロッター」を製作し、人工スロットを作成することにより、亀裂発生位置を制御して行う水圧破碎応力測定が可能であるということであり、現在の水圧破碎法の弱点を補う有力な手法となり得ることが示された。

本研究における室内実験では、比較的小さな供試体を

用いたので、亀裂の湾曲による影響について検討することができなかった。また、スロットを供試体内に容易に形成する必要上、透水性のモルタルを材料として用いた。しかし、実際の水圧破碎法を適用する岩盤は非透水性に近い材料と考えるべきであり、非透水性あるいは低透水性の材料を用いて実証実験を行う必要があるが、これらの材料内にスロットを切削することは、室内実験規模では非常に困難である。また、寸法効果を取り除くうえでも、実寸法のボアホールによって実験を行うことが望ましい。

そこで今後の研究は、現位置で使用可能なボアホールスロットを製作し、実際の岩盤を対象に検討を行うことにしている。

謝 辞：この研究を実施するにあたって、山口大学建設工学科の中川浩二教授および資源工学科の佐野 修助教授に懇切な指導を賜りました。心から感謝の意を表します。

#### 参 考 文 献

- 1) Mizuta, Y., Sano, O., Ogino, S. and Katoh, H. : Three dimensional stress determination by hydraulic fracturing for underground excavation design, Int. J. Rock Mech. Min. Sci & Geomech. Abstr., Vol.24, No.1, pp.15~29, 1987.
- 2) Bock, H., Foruria, V. and Lequerica, R. : A new stress relief concept for in-situ stress measurements in rock and its implementation in two recoverable stressmeters, Fourth Australia-Newzealand Conference on Geomechanics, Perth, 1984.
- 3) Crouch, S.L. and Starfield, A.M. : Boundary element methods in solid mechanics, George Allen & Unwin, 1983.
- 4) Haimson, B. : Hydraulic fracturing in porous and non-porous rock and its potential for determining in-situ stresses at great depth, PhD thesis, U. of Minnesota, 1968.
- 5) Biot, M.A. and Willis, D.G. : The elastic coefficients of the theory of consolidation, J. of applied mechanics, December 1957.
- 6) Haimson, B. and Fairhurst, C. : Hydraulic fracturing in porous-permeable materials, J. of petroleum technology, July 1969.
- 7) 伊藤高敏・林 一夫・阿部博之：坑井近傍の応力勾配を考慮した破壊基準に基づく水圧破碎評価に関する基礎的研究，資源と素材，Vol.106, No.3, 1990.4.
- 8) 林 一夫・櫻井 泉：第954回材料力学講演会講演論文集，No.880-7, 1988.11.
- 9) 横堀武夫：材料強度学，技報堂出版，1955.

(1989.5.31・受付)