

砂礫の浸透破壊と透水係数に及ぼす粒度の影響

藤倉 裕介¹・國生 剛治²

¹学生会員 中央大学理工学研究科土木工学専攻 (〒112-8551 東京都文京区春日1-13-27)
(現：株式会社フジタ 東北支店土木部)

²正会員 工博 中央大学教授 理工学部土木工学科 (〒112-8551 東京都文京区春日1-13-27)

粗粒の礫までを混在するような試料に対応可能な大型の可変水頭型定水位透水試験装置を作製し、粒度特性の異なる様々な試料に関して室内透水・浸透破壊実験を行った。その結果、浸透破壊のモードやそれが発生する動水勾配は試料の粒度分布、相対密度などに大きく影響をうけることを明らかにした。すなわち、浸透による破壊モードは均等係数 U_c が小さい場合には平均粒径の大小に関わらずポイリング破壊に至り、 U_c が大きい場合には大粒径の礫分とそれより細粒分との分離が生ずること、そして U_c が大きいほど限界動水勾配は理論値よりはるかに大きくなることが分かった。また、 U_c が大きい場合に、限界動水勾配よりはるかに低い動水勾配で細粒分が内部侵食を起こす粒度分布の条件を確認した。

Key Words : seepage failure, permeability, uniformity coefficient, sandy gravel, laboratory test

1. はじめに

ダムや河川堤防の浸透によるパイピング現象、掘削工事に伴うポイリング・ヒービング現象などの浸透破壊は古くから地盤工学の重要な問題の一つとされ、多くの研究が以前から進められている。実験的な研究としては原地盤より試料を円柱状に取り出すという仮定での一次元の透水・浸透破壊実験が多く行われてきた。このうち、限界動水勾配について調べた実験では、均一な砂では理論値と良く一致するような傾向が得られているが^{1)・2)}、細粒の砂やシルト、粘土から粗粒の礫を混在するような砂礫では理論値よりもはるかに大きな実験値^{3)・4)}が得られている。一方、理論限界値の $1/5 \sim 1/2$ という動水勾配で細粒分が部分的にパイピング現象を生じる場合があり^{5)・6)・7)}、粒度や密度によって多様な破壊モードを呈することが指摘されている。また、土が全面的に有効応力を喪失するような破壊現象ではなく、内部での部分的な移動に着目した研究⁸⁾もある。

このように大小様々な粒度を含む砂礫の浸透破壊においては、古典的な理論による限界動水勾配でのポイリング破壊では説明できない種々の複雑な現象が現れることが知られている。しかし、これらの破壊モードとその時の動水勾配が土の粒度分布、密度、粒子形状とどのように関連しているかを系統的に調

べた研究は少ない。そこで、本研究では粒径の大きな礫にまで対応できる可変水頭型定水位透水試験装置を作製し、パラメータを系統的に変化させた多くの砂礫を対象として、粒度分布、密度や粒子形状の異なる試料が上昇間隙水流によって浸透破壊に至るまでのプロセスを調べるための実験を行った。そして、それらのパラメータが浸透破壊モードや破壊時の動水勾配に与える影響に関して考察を加えた。それにより、砂礫の浸透破壊特性の違いと粒度特性などとの関係の系統的な評価法を提案した。

2. 試験試料

実験には利根川砂礫、ガラスビーズ、碎石を粒度調整して作成したものをを用いた。それらの粒径加積曲線は図-1と図-2に示してある。図-1は最小粒径を 0.075mm として最大粒径を変化させた試料、最大粒径を 26.5mm として最小粒径を変化させた試料、あるいはそれらと相似粒度をもった平均粒径の異なる試料の粒径加積曲線を示している。また、細粒分を含んだ試料としてポートアイランドより採取したまさ土の粒径加積曲線を図中に示してある。各試料の物理特性を表-1にそれぞれ示すが、表-1中のTYは豊浦標準砂、Tは利根川砂礫、GBはガラスビー

表-1 各試料の物理特性

試料	土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	粒子の形状係数 FU	最大間隙比 e_{max}	最小間隙比 e_{min}	均等係数 U_c
TY	2.640	0.734	0.977	0.605	1.69
T1	2.696	0.671	1.250	0.795	1.69
T2	2.700	0.671	0.944	0.587	3.29
T3	2.697	0.680	0.898	0.467	4.44
T4	2.683	0.693	0.652	0.341	8.51
T5	2.655	0.707	0.585	0.303	13.6
T6	2.690	0.671	1.046	0.724	1.72
T7	2.669	0.715	0.595	0.341	8.30
T8	2.661	0.677	0.955	0.542	2.07
T9	2.649	0.733	0.516	0.320	5.55
T10	2.653	0.739	0.569	0.368	5.14
T11	2.650	0.760	0.669	0.483	2.19
T12	2.639		0.560	0.443	3.80
GB1	2.480	0.954	0.667	0.507	1.69
GB3	2.487		0.549	0.401	4.44
GB8	2.495		0.623	0.472	2.07
GB9	2.515		0.458	0.307	5.55
GB11	2.523		0.596	0.438	2.19
CR8	2.713	0.616	0.924	0.504	2.07
CR9	2.695		0.713	0.356	5.55
CR11	2.730		0.899	0.499	2.19
P.I.Masa	2.622	-	0.832	0.263	35.4

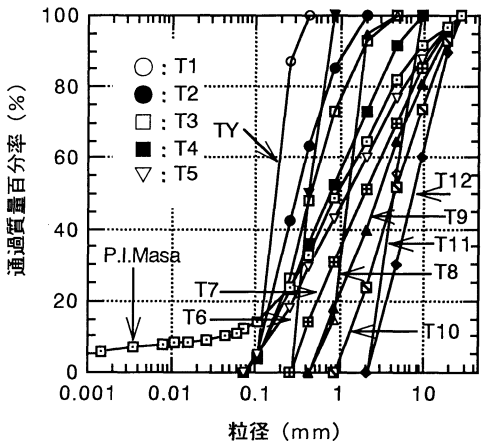


図-1 試料の粒径加積曲線

ズ、CRは碎石をそれぞれ示し、図中の試料番号は表中のそれと一致している。図-2は図-1で示した試料とは別に利根川砂礫を用いて0.075mm～2.00mmまでの粒径を含む砂を試料G0とし、2.00mm～26.5mmまでの粒径を含む礫試料をG100として、その配合割合を10%ごとに変化させて混合した試料の粒径加積曲線である。表-2に試料G0～G100の物理特性を示す。表-1、表-2中に示す最大・最小間隙比は、内径195mm、高さ

表-2 礫分含有率の異なる試料の物理特性

試料	土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	最大間隙比 e_{max}	最小間隙比 e_{min}	粒度分布	
				均等係数 U_c	含有率 礫分 (%)
G0	2.700	0.944	0.587	3.00	0
G10	2.694	0.810	0.462	3.29	10
G20	2.688	0.725	0.428	6.92	20
G30	2.682	0.655	0.389	8.46	30
G40	2.676	0.585	0.303	13.6	40
G50	2.670	0.520	0.301	23.3	50
G60	2.663	0.480	0.297	26.7	60
G70	2.657	0.445	0.312	28.6	70
G80	2.651	0.458	0.314	17.5	80
G90	2.645	0.533	0.363	4.25	90
G100	2.639	0.560	0.443	3.80	100

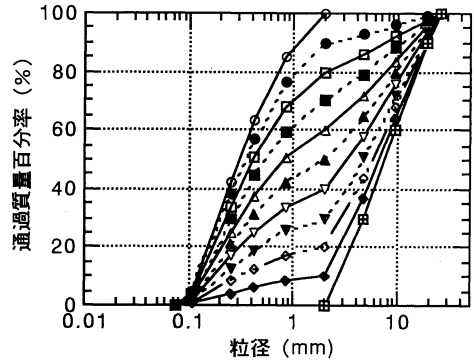
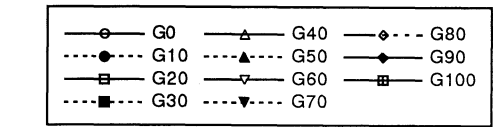


図-2 礫分含有率の異なる試料の粒径加積曲線

200mmのモールドを用いた最大・最小密度試験⁹⁾により求めた結果を示してある。さらに、これらの試料の粒子形状を定量的に表すために、凹凸係数FU(粒子の投影断面について、面積/(周長)²を円形断面の場合の1/4 π で基準化した値¹⁰⁾)による粒子形状の定量化法を適用した。各試料ともに礫分と砂分に分けて約200個の標本を無作為に抽出して計測した。粒度の広い試料に関しては重み付き平均を行うことにより算定した。

図-3は最小粒径を0.075mmと一定にそろえた均等係数の異なる利根川砂礫試料(T1～T5)の間隙比と均等係数の関係を示したものである。間隙比は最大と最小の値のプロットとそれらを近似したカーブにより範囲を示した。図-3より均等係数の増加

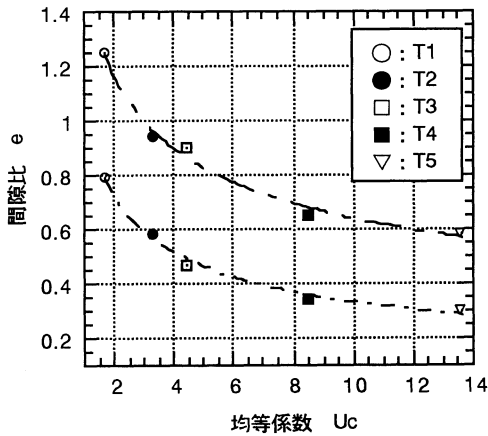


図-3 均等係数の異なる利根川砂礫の均等係数 U_c と最大・最小間隙比の関係

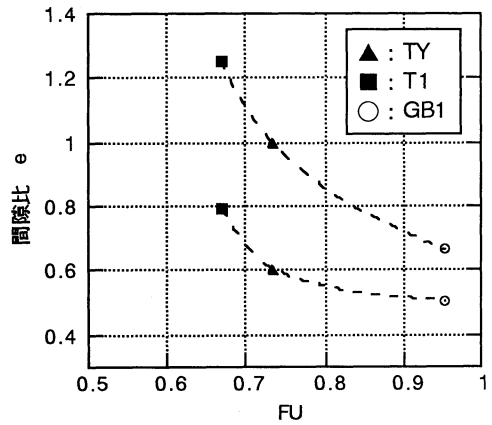


図-5 $U_c=1.69$ で粒子形状の異なる3種の砂の FU と最大・最小間隙比の関係

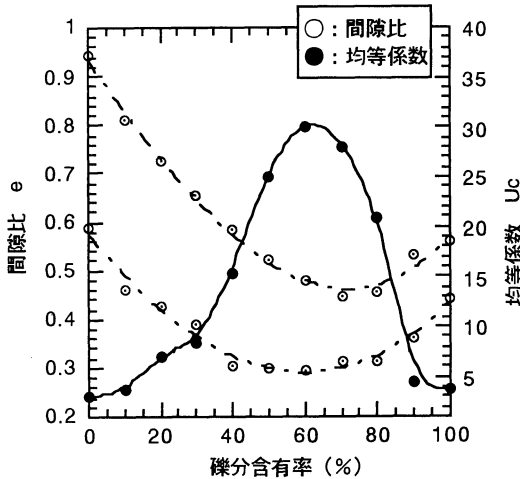


図-4 G0~G100の礫分含有率と最大・最小間隙比、均等係数の関係

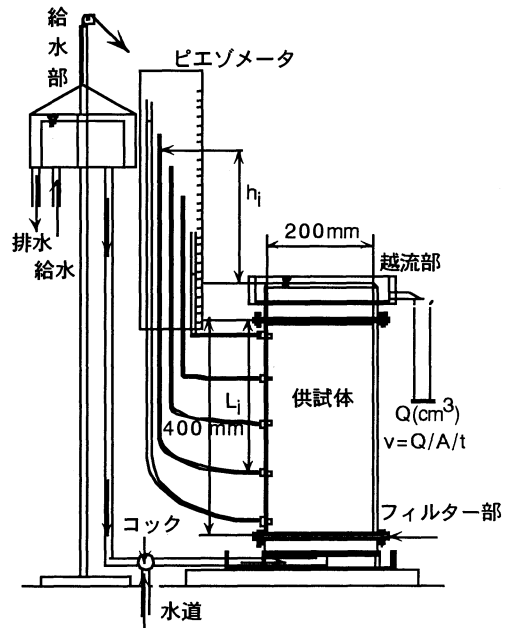


図-6 可変水頭型定水位透水試験装置

に伴い、最大・最小間隙比は明瞭な減少傾向を示すことがわかる。次に図-4は図-2の粒度分布をもつ試料 (G0~G100) の礫分含有率と最大・最小間隙比、均等係数の関係を示したものである。礫分含有率が60%のときに均等係数は最も大きくなるが、このときに間隙比も小さい値を示すことがプロットの近似カーブから読みとれる。

また図-5は均等係数 $U_c=1.69$ で粒子形状の異なる3種の砂 (TY, T1, GB1) に関して、間隙比と FU の関係をデータのプロット点とそれらの近似カーブにより示したものである。図-5より、 FU が1に近い試料ほど間隙比は小さい値の範囲をとることが分かる。つまり、同種の試料であれば均等係数の増

加に伴って間隙比は小さい値をとり、同様な粒度分布をもつ試料であれば粒子形状が複雑でない丸い粒子ほど間隙比は小さい値をとるということを表している。

3. 実験方法

実験装置の概略を図-6に示す。試料を入れる円筒は透明アクリル樹脂製のもので、内径200mm、長さ400mmである。円筒には透水試験時の水頭差

hを測定するためのピエゾメータが5本付いている。アクリル円筒内下部のフィルター部には多数の穴の開いたアクリル板と金網、ろ紙を用いて供試体下端部で浸透水圧が一樣に作用するようにしてある。供試体上端は基本的にフィルターなどは置かず、自由表面としている。通水管上部の給水部と透水円筒上部は水をオーバーフローさせて水位を一定に保つ構造となっている。図-6のように組み立てた装置において給水部を30mmごとに上方へ上げ、水位を変化させて実験を行った。また、非常に透水性の高い材料については浸透破壊までさらに流速が必要で給水部の高さに不足が生じたので、コック部に水道の蛇口からのホースを直接接続させ、コックにより動水勾配を微調整しながら試験を行った。各段階での測定は20~30分間隔で行い、越流部からの流量、各ピエゾメータの値を計測する。また同時に供試体の様子を観察した。動水勾配は均等係数の大きな試料においては場所によるばらつきが生じやすいが、各ピエゾメータの読みと越流部自由水面との差(図-6中に示す h_1)を各ピエゾメータの位置と供試体最上面までの距離(L_1)でそれぞれ除したものの平均値を採用した。供試体は砂については乾燥砂を空中落下法により密度調整をして作成し、砂礫については乾燥試料を分級なるべく生じないようにハンドスコップで試料を詰めながら木槌により密度調整して作成した。その後、下からゆっくりと水位を上昇させ、飽和させた。水道水を用いる透水試験機であり初期においても特に飽和度を高める工夫は行っていないため、試料中にある程度の気泡が残存すると考えられる。そこで、それが実験結果に与える影響についてあらかじめ豊浦標準砂を用いて予備実験をおこない、透水係数については最大3割程度の減少が生じるが、限界動水勾配についてはほとんど影響がないことを確認している^{1,2)}。

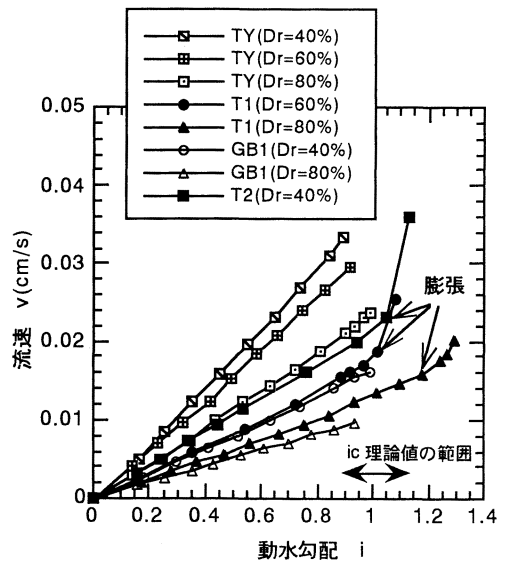


図-7 $U_c=1.69$, $U_c=3.29$ の砂の動水勾配と流速の関係

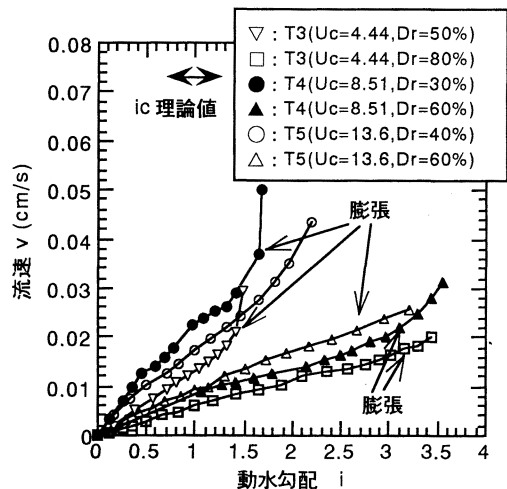


図-8 均等係数の大きな利根川砂礫の動水勾配と流速の関係

4. 試験結果

まず、各実験より得られた動水勾配と流速の関係の例を以下に示す。図-7は $U_c=1.69$ の(TY, T1, GB1)と $U_c=3.29$ の砂(T2)の動水勾配*i*と流速*v*の関係の一例を示したものである。なお、図中にはモールドの透明側壁を通して観察された供試体の内部での変化の様子と理論限界動水勾配 $i_c = ((\rho_s/\rho_w) - 1)/(1+e)$ の値の範囲を記入した。ここに*e*は間隙比、 ρ_s , ρ_w は土粒子と水の密度である。図-7より均等係数の小さな砂での動水勾配と

流速の関係はダルシーの法則 ($v = k \cdot i$) に従い、各*v*~*i*関係カーブの最も右端のプロットに対応した破壊直前の状態まで、透水係数*k*に対応した一定勾配をもつ直線を示していることが分かる。さらに、これらの試料における破壊モードとしては、供試体最下部よりポイリングを生じ、最終的には全体的な不安定化を生じた。ポイリングを生じた時点では砂は液体状を示し、有効応力が失われた状態であることは言うまでもない。また、中詰めから密詰めの試料では、全面的な破壊以前に全体的に数mm膨張するような現象が観察された。

図-8は、均等係数の大きな利根川砂礫

(T3, T4, T5) の動水勾配と流速の関係を示している。これらの均等係数が大きい試料では、動水勾配の増加に伴い、流速は逆S字カーブを描くように非線形的に増加することが分かる。つまり、動水勾配の増加に伴い、はじめは透水性の低下が生じ、ある動水勾配に達すると逆に透水性が増すような現象が現れる。これは細かい砂粒子の供試体内部での移動に起因していると考えられる。特にゆるぎの詰めの試料の場合、供試体は礫粒子の骨格間の間隙を細かい砂がゆるく埋めるような構造（アクリル壁面からの観察による）を持つ。これらの細かい粒子は有効応力が十分には働いておらず破壊以前の小さな流速によって容易に移動して部分的に目詰まりを生じさせ、それにより透水性が一時的に低下するため、逆S字カーブが表れると考えられる。さらに動水勾配を増していくと、細砂の移動が再び生じ、透水性が高まってやがて供試体全体の体積膨張が始まる。その後の破壊挙動は砂のようなボイリングとは異なり、部分的に水平または鉛直方向に数センチ程度のひび割れを生じる。そして礫粒子の骨格から砂粒子が噴き出し、分離するような現象を生じる。つまり、粒径の大きな礫粒子は砂から分離し、やがて透水円筒の底に再堆積し、砂はその上部に堆積する。このような粒子の大きさによる分離が可能なのは、粒子間の有効応力がゼロの状態となっているためであり、全体的な不安定が生じているものと考えられる。

図-9は粒径の比較的そろった細粒分を含まない $U_c=2.19$ の礫 (T11, GB11, CR11) と $U_c=3.80$ の礫 (T12) の試験結果の一例を動水勾配と流速の関係として示したものである。これら礫試料内を流れる浸透流は流速の増加に伴って、層流から乱流へ移行していくと考えられる。試料内の水の通り道を円管と考えると、そこを流れる乱流においては流速は動水勾配の累乗に比例する形 ($v = C \cdot i^p$) で表される¹¹⁾。ここで、係数Cは $i=1.0$ の時の割線勾配による透水係数に対応し、 p は流れの乱れによってダルシー則からずれる度合いを表す定数であり、 $0 < p \leq 1$ の値をとる。ただし、粒径が大きくても動水勾配 i が0.1以下の小さな値の範囲では、試料中の流れは層流状態にありダルシー則に従うと考えられる¹¹⁾。その後、乱流状態に至った後で、上記のように流速が動水勾配の累乗に比例する関係を示すものと考えられる。そこで、図-9およびこのように流速が動水勾配の累乗に比例するような挙動を示した他の試料 (T8, GB8, CR8) の結果より、 $Dr=50\%$ の場合について上記で示された各係数を最

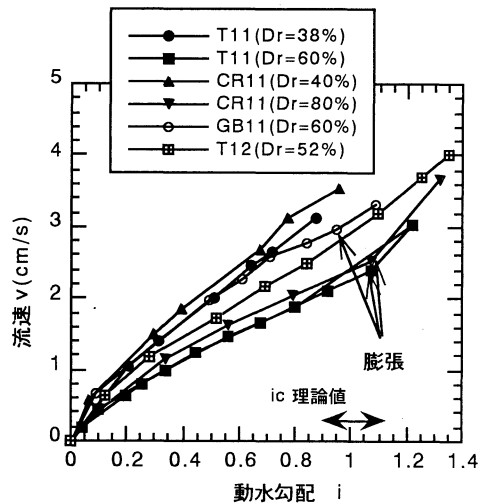


図-9 $U_c=2.19, U_c=3.80$ の礫の動水勾配と流速の関係

表-3 $Dr=50\%$ のときの透水係数と各係数

試料	係数		$k(\text{cm/s})$ ($Dr=50\%$)
	$C(\text{cm/s})$	p	
T8	3.3×10^{-1}	0.77	3.2×10^{-1}
GB8	4.7×10^{-1}	0.93	4.8×10^{-1}
CR8	2.3×10^{-1}	0.97	2.1×10^{-1}
T11	2.9×10^0	0.74	2.6×10^0
GB11	3.2×10^0	0.61	3.2×10^0
CR11	3.1×10^0	0.67	3.1×10^0
T12	4.2×10^0	0.62	4.3×10^0

小二乗法により求めた結果を表-3に示した。また、各試料ともに動水勾配が0.1以下の値を用いてダルシー則より求めた透水係数の値も示して比較した。この表より、係数Cは透水係数kにほぼ一致した値が得られ、透水係数として十分に扱えることが分かる。また、 p は1であればダルシー則を満足し、流速は動水勾配に比例して増加すると思われるが、粒径の大きな試料ほどそれからはずれる度合いは大きくなる傾向がこの表より分かる。これは、流速が増すにつれて水の流れの乱れが大きくなり、層流状態で得られた透水係数からのずれが生じるためと考えられる。

図-10はポートアイランドまき土の動水勾配と流速の関係を示したものである。図中には試験中に供試体の側面と上面から観察された供試体の変化の様子と理論限界動水勾配 i_c の範囲を記入した。細粒のシルトや粘土から粗粒の礫までを含むため、小さな動水勾配において礫粒子の骨格間の間隙内で細粒分

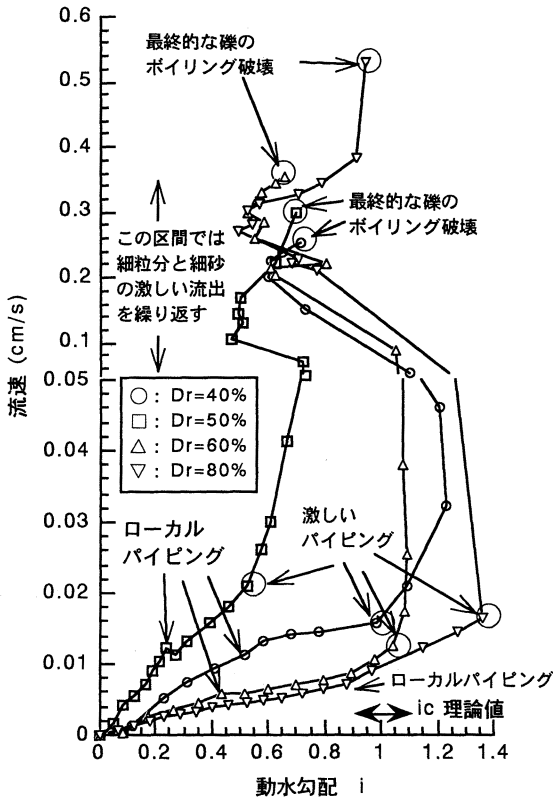


図-10 P.I.Masaの動水勾配と流速の関係

が部分的にパイピングを生じ始める。これは、礫粒子骨格間の細粒分には有効な載圧が十分には伝達せず、小さな浸透力によって移動しうることを意味している⁶⁾。その後、特にゆる詰めや中詰めを試料では理論限界動水勾配以前に、また密詰めを試料では理論限界動水勾配より少し大きな動水勾配にさらされた時点で激しいパイピングを生じる。この現象の際、礫の骨格は安定したままで細粒分や細砂が上昇流により運ばれ供試体上部表面より流出する。そのため、動水勾配の減少と流速の急増、つまり透水性の増加が生じる。さらに、動水勾配を増加させていくと細粒分および細砂の激しい流出の強弱を繰り返しながら、最終的には図-10に示すように礫分の骨格全体のボイリングへ至る。このようにまさ土は様々な破壊モードを示しながら、最終的には大きな流速にさらされることによって骨格をなしていた礫もボイリングのような破壊に至る。また、相対密度が大きい場合を除いて、 $i = 0.2 \sim 0.5$ の非常に低い動水勾配でパイピングを生じ始め、細粒分が移動するまさ土の特徴は兵庫県南部地震の際のまさ土の液状化に大きな影響を与えていると考えられる⁷⁾。

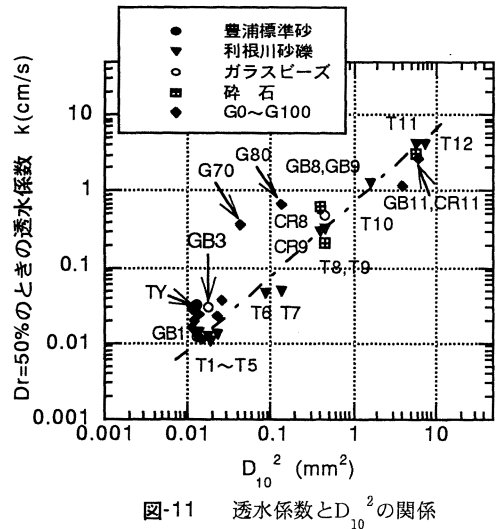


図-11 透水係数と D_{10}^2 の関係

続いて礫含有率の異なる砂礫 (G0~G100) の実験結果を示す。これらの試料の動水勾配と流速の関係は上記で記した図-7~9のいずれかのタイプを示した。すなわち、均等係数の小さなG0, G10での動水勾配と流速の関係は図-7で示したように破壊直前までダルシー則に従って直線関係を示し、G100では均等係数が小さくても粒径が大きいため、図-9で示したように流速が動水勾配の累乗に比例するような関係を示した。一方、均等係数の大きなG20~G90での動水勾配と流速の関係は均等係数が大きな試料特有の逆S字カーブを示した。ただし、G80, G90では理論限界動水勾配よりもはるかに小さな動水勾配 ($i = 0.1 \sim 0.3$) で砂分の部分的なパイピングを生じた。このパイピングとはまさ土で観察された現象と類似し、礫の骨格間の間隙をゆるく満たしている細粒の砂がその骨格を通して供試体上部から流出する現象を示している。そして、最終的には骨格として残された礫のボイリングを生じた。

5. 透水係数についての検討

ここで、各実験より得られた透水係数と粒度分布との関係を検討する。図-11は各試料の D_{10}^2 (D_{10} は粒径加積曲線上の通過質量百分率での10%粒径) と $Dr=50\%$ のときの透水係数の関係を両対数グラフに示したものである。ここで、透水係数は $v-i$ カーブが非線形を示す場合には原点付近 ($i < 0.1$) の勾配により求めた値を適用している。透水係数は D_{10}^2 に比例するとしたハーゼンの式 ($k = \alpha \cdot D_{10}^2$)

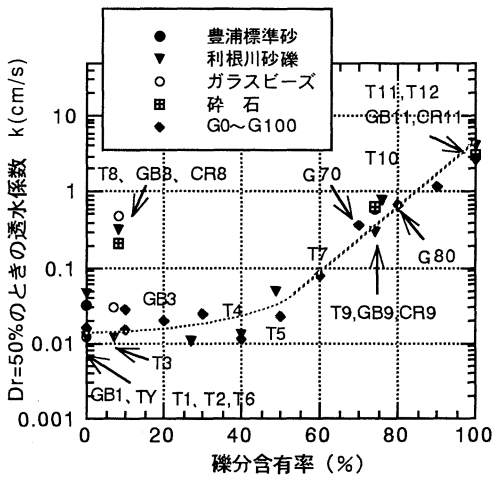


図-12 礫含有率と透水係数の関係

； α は任意定数）が知られているが、これの適用性を確認するために1:1の勾配の直線を図中に示した。また、各試料名も図中に記した。この図より、ほぼこの直線に従うような結果が得られていることが読みとれるが、G70やG80はこの傾向から大きくはずれている。これらの試料では D_{10} は小さな値を示しているが、実際の供試体では粗粒の礫が骨格をなし、その間隙が砂分で完全には充填されていないためであると考えられる。すなわち、階段状の粒度分布であったり、下に凸の形の粒度分布をもつような試料の場合は、必ずしも D_{10} に比例した透水係数が得られないことがあると考えられる。

次に図-12は各試料の礫含有率と透水係数の関係を示したものである。図中には試料名を示し、データの近似曲線を示した。ほとんどの試料がこの曲線に従うような値を示しているが、T8、GB8、CR8は大きくはずれていることが分かる。これは、T3と同様な礫含有率をもっているにも関わらず、最小粒径が大きいためであると考えられる。また、図-11において指摘したG70やG80については今回は傾向に従う結果が得られていることも読みとれる。以上より、通過質量百分率10%に対応する粒径 D_{10} を用いた場合の図-11と、粒径を一定(2mm)としてそれに対応する通過質量百分率を用いた場合の図-12の2つの方法によって透水係数との関係を示すことにより、多様な粒度分布をもつ砂礫の透水係数が概略評価できると言えよう。

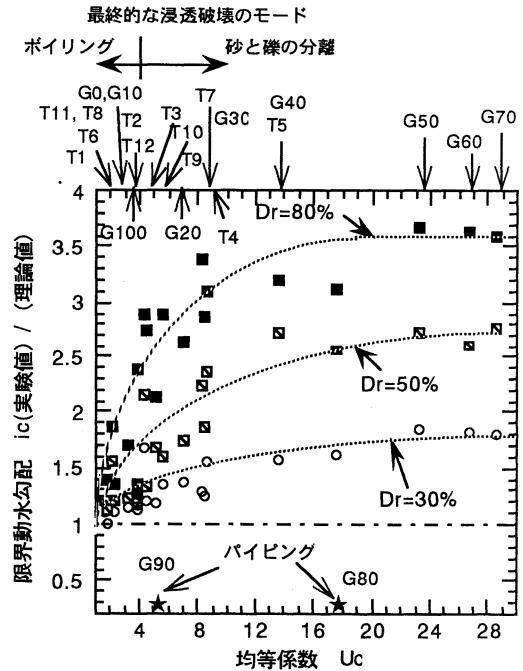


図-13 利根川砂礫(T, G0~G100)の均等係数と動水勾配の限界値との関係

6. 限界状態に関する考察

ここでは、浸透破壊のモードやそれが発生するときの動水勾配について得られた結果をまとめる。図-13は利根川砂礫(T1~T12, G0~G100)における限界動水勾配 i_c の実験値と理論値の比と均等係数 U_c の関係を示したものである。ちなみに限界動水勾配の実験値は供試体の有効効力が喪失する寸前での値、すなわち動水勾配の最大測定値である。図中には相対密度 $Dr=30\%$ 、 50% 、 80% に対応する傾向を3種類の記号とその近似カーブにより示し、表-1、2に対応して各試料名も記した。この図より均等係数や相対密度の大きな試料ほど浸透破壊時の動水勾配は理論値よりもはるかに大きくなることが読みとれる。また、図中には浸透破壊のモードとして、ボイリングを示す場合と砂と礫が分離する場合との境界($U_c=4$)を示した。すなわち、 U_c が4程度より小さい試料における破壊時の挙動は、供試体最下部よりボイリングを生じ、 U_c が4程度より大きい試料では砂のようなボイリングとは異なり、礫粒子の骨格から砂粒子が噴き出して分離するような現象を生じることが、多くの条件の異なる実験の

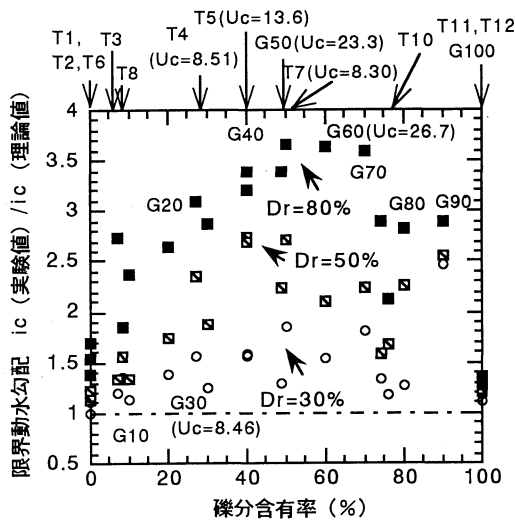


図-14 礫分含有率と限界動水勾配の関係

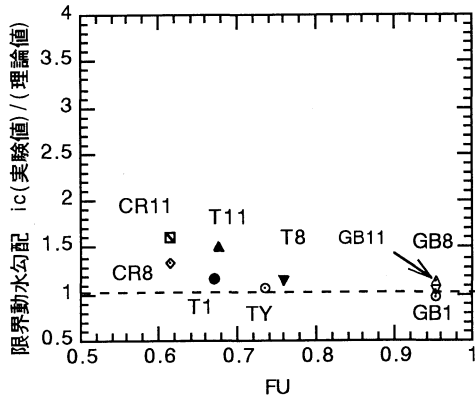


図-15 $U_c=2$ の砂礫のFUと $Dr=50\%$ のときの動水勾配の限界値の関係

観察から明らかになった。また、図中にはG80やG90において $Dr=30, 50, 80\%$ で観察された部分的なパイピング現象を★印で示した。ボイリングと分離の浸透破壊のモードの違いは、破壊を生じた後の様子にも表れる。すなわち破壊後も通水を続けると、砂礫のボイリングの場合では供試体の下端から上端にかけて対流が生じているのに対し、砂と礫の分離を示す場合では、分離によって下部には礫が再堆積して安定を取り戻し、上方へ運ばれた砂のみが対流を生じる。

一方、図-14は図-13と同じ動水勾配の比を礫分含有率に対して示したものである。この図より礫分含有率が50%~60%付近で最も大きな動水勾配を得ることが分かる。つまり、大粒径の礫のみの場合

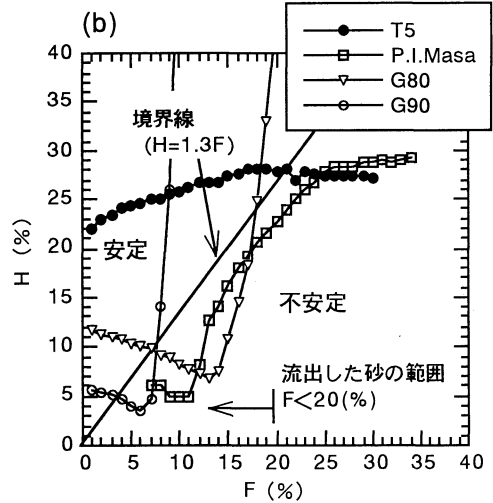
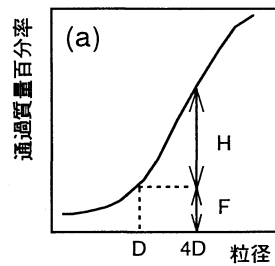


図-16 ケニーの図表におけるFとHの関係

より大小様々な粒径の粒子から構成されている場合に最も限界動水勾配は大きくなるという傾向がある。

さて、理論限界動水勾配には供試体の有効上載圧と下からの浸透圧が等しくなる条件から決まるものである。浸透破壊時に対応した動水勾配の実験値が理論値を大幅に上回することは、外力のつり合い条件からは供試体とアクリル円筒、すなわち原地盤においては周辺地盤との摩擦を考えなければあり得ない。実際、均等係数や相対密度が大きい試料での浸透破壊の限界時には、ダイランシーによる膨張圧が発生し、それがアクリル壁面との摩擦力を増大させ限界動水勾配の実験値を大きくしていることは、側壁にひずみゲージを張り付けた容器による実験で確認している¹⁾²⁾。実際の地盤においても浸透破壊を生じる土塊の周りには安定な土塊があることを前提として考えれば、同様にダイランシーに起因して限界動水勾配は大きな値となるものと考えられる。

図-15は $U_c=2$ である砂礫の粒子の形状係数FUと破壊時の動水勾配と理論限界動水勾配 i_c との比の関係をプロットしたものである。図中には相対密度 $Dr=50\%$ に対応する傾向を示したが、同様の粒度分

表-4 浸透破壊モードのパターンと発生条件

条件		最終的な破壊までの過程		最終的な破壊	
		$\sigma' \neq 0$ のとき		$\sigma' = 0$ に至るとき	
		モード	動水勾配	モード	動水勾配
Ucが4程度より小さい		-	-	膨張⇒最下部の浸食⇒ポイリング	i=1.0~1.5
Ucが4程度より大きい	(H/F) _{min} > 1.3	-	-	膨張⇒クラック⇒礫と砂の分離	i=1.5~4.5
	(H/F) _{min} < 1.3	ローカルパイピング	i < 1	膨張⇒最下部の浸食⇒礫のポイリング	i=1.0~3.0

布をもつ試料であっても、FUの増加に伴って限界動水勾配は小さい値をとることが読みとれる。ただし、その変化の割合は図-13や図-14で示したような粒度分布によるものよりも小さい。

次にポートアイランドまさ土 (P.I.Masa) や G80, G90において観察された部分的なパイピング現象に関して考察を加えておく。ここでのパイピング現象とは礫などの骨格が安定し有効応力が残留している状態で、骨格間の空隙にある細粒の砂やシルト、粘土が流出する現象を示している。図-16(b)は同種の問題について以前にケニーが提案した指標⁸⁾を今回の試料に適用した結果を示したものである。この図は図-16(a)に示されたように粒径加積曲線上に任意の粒径Dをとり、その4倍の値4Dとそれらに対応した縦軸の値F, Hを求め、1%ごとにとったFとそれに対応したHの関係として示したものである。この図表は浸透流にさらされた時に粗い粒子が細かい粒子をその骨格内から流出せずに留めておけるかという考えに基づいた、粒径加積曲線による判定法である。パイピングに対する安定と不安定の判定の境界はH=1.3Fの直線で表されている。比較のため、これらの試料と同様に広い粒度をもち、パイピング現象を生じなかったT5についても図中に示した。T5以外の試料は、パイピング現象によって流出したFの比較的小さな値の範囲(図中に示したF<20%)において境界よりも下にあるため不安定材料であると判定され、パイピング現象の生じる可能性を示しているのに対し、T5はパイピングに対して安定であることを表している。しかしながら、このパイピングは細粒分のみ不安定現象であり、この間粗粒の礫骨格は安定を保っている。さらに動水勾配または流速を増加させていくと最終的には砂礫の骨格全体として、有効応力の喪失に至る限界状態があることは図-10のまさ土の実験からも明らかである。

7. 透水・浸透破壊特性の評価法の提案

以上のように浸透破壊のモードとその時の動水勾配は均等係数Ucまたは礫分含有率、相対密度Drや粒子の形状係数FU、あるいはケニー図表による判定に関わる粒度特性の影響をうけることが分かる。表-4は、一連の試験で得られた結果をもとにして、最終的に有効応力が喪失するまでの浸透破壊モードやその発生条件を均等係数Ucなどにより系統的に分類したものである。均等係数Ucが4程度より小さい試料の浸透破壊時のモードは粒径にはよらずにポイリングを生じ、その時の動水勾配は理論限界動水勾配に従うかわずかに大きい程度である。一方、均等係数Ucが4程度より大きい試料での浸透破壊時のモードは砂のようなポイリングとは異なり、砂と礫の分離を示す。また、このときの動水勾配は均等係数や相対密度の増加に伴って、理論限界動水勾配を大きく上回る。均等係数が大きい砂礫については、骨格が安定したままで細粒の砂やシルトが不安定化する(パイピング)現象を理論限界動水勾配以下で生じる場合があり、その現象の発生する可能性はケニー図表によってほぼ判定可能である。ただし、部分的なパイピングを生じた後でさらに流量を増加させていくと最終的には骨格の有効応力の喪失に至る限界状態があり、このときには細粒分を流出した後であるので骨格である粗粒の礫のポイリングを示す。

8. まとめ

礫までを混在するような試料に対応可能な大型の可変水頭型定水位透水試験装置を作製し、相対密度、均等係数、粒子形状などのパラメータの異なる様々な試料に関して室内透水・浸透破壊実験を行った。

これより、以下の主な知見が得られた。

- 1) 浸透破壊時の限界動水勾配は、均等係数 U_c または礫分含有率、相対密度あるいは粒子の形状係数 FU などの影響を大きく受けることを明らかにした。すなわち、相対密度の増加に伴って破壊時の限界動水勾配は大きくなり、均等係数の大きな試料ほどその傾向が著しい。そして、同様な粒度分布をもつ試料について比較すると、粒子の形状が角張るほど破壊時の動水勾配は増加する傾向を示す。
- 2) 砂礫が最終的に有効応力を喪失するまでの浸透破壊現象を観察し、その破壊モードは均等係数 U_c により判別できることを示した。すなわち $U_c \leq 4$ を境としてそれ以下の貧配合の試料では平均粒径の大きさによらずボイリング破壊を生じ、それ以上の良配合の試料では細粒の砂と粗粒の礫の分離を示す。
- 3) U_c が大きい場合、最終的な破壊のはるか以前に細粒の砂やシルトが不安定化（パイピング）する現象が生ずる場合があり、その予測法としてケニーの図表が有効であることを確認した。
- 4) これら粒子特性の異なる砂礫の多くの実験結果に基づき、浸透破壊モードとその発生条件を分類した。
- 5) 砂礫の透水係数をハーゼンの式 (D_{10} による式)により推定する場合、粒度分布によって大きく外れる場合が出てくるが、 D_{10} のみではなく礫分含有率による推定も加えるとその信頼度を改善できることを示した。

参考文献

- 1) 大西有三, 大津宏康, 山花豊: ボイリング現象に關する一次元モデル実験について, 第15回土質工学研究発表会講演集, pp.1141~1144, 1980.

- 2) 杉井俊夫, 宇野尚雄, 佐藤健, 山田謹吾: 浸透破壊の発生プロセスと非均質性, 土と基礎, Vol.37, No.6, pp.17~22, 1989.
- 3) 山口嘉一, 松本徳久, 横井一秀: 粒度の広い砂のパイピング特性, 第25回土質工学研究発表会講演集, pp.1655~1656, 1989.
- 4) 藤倉裕介, 國生剛治, 荒井隆俊: 礫質土の浸透破壊への粒度の影響, 土木学会第53回年次学術講演会講演概要集, 第三部 (B), pp.610~611, 1998.
- 5) Adel, H. den, Bakker, K. J. and Breteler, M. K.: Internal stability of minestone. *Proc. Int. Symp. Modelling Soil-Water-Structure Interaction*, pp.225~231. Rotterdam: Balkema. 1988.
- 6) Skempton, A. W. and Brogan, J. M.: Experiments on piping in sandy gravels, *Geotechnique* 44, No. 3, 449-460.1994.
- 7) Kokusho, T., Fujikura, Y., T. Arai and Ushiro, K.: Instability of Masa soil due to upward seepage flow, *Proc. of the International Symposium on Problematic Soils*, pp.505~509, 1998.
- 8) Kenney, T. C. and Lau, D.: Internal stability of granular filters, *Can. Geotechnical Journal*, No.22, pp.215-225, 1985.
- 9) 國生剛治, 原忠: 礫質土の最大・最小密度試験法の検討, 土木学会第52回年次学術講演会講演概要集, 第三部 (A), pp.20~21, 1997.
- 10) 吉村優治, 小川正二: 砂のような粒状体の粒子形状の簡易な定量化法, 土木学会論文集, No.463/III-22, pp.95~103, 1993.
- 11) 松尾新一郎, 木暮敬二: 碎石の透水性に関する実験, 土と基礎, Vol.18, No.2, pp.5~10, 1970.
- 12) 藤倉裕介: 可変水頭型定水位透水試験機による礫質土の浸透破壊メカニズムに関する研究, 中央大学理工学部修士論文, 2000.

(2000.3.7 受付)

INFLUENCES OF SOIL PARTICLE GRADATION ON SEEPAGE FAILURE AND PERMEABILITY IN SAND AND GRAVEL

Yusuke FUJIKURA and Takaji KOKUSHO

Based on constant-head permeability tests, seepage instability characteristics in sand and gravel with different particle properties are summarized as follows. The critical hydraulic gradient for seepage failure depends on various factors such as the relative density D_r , the uniformity coefficient U_c and the grain shape factor FU . Instability behavior is different in different soils such that a poorly graded soil ($U_c < 4$) shows global boiling while well-graded gravelly sand ($U_c > 4$) undertakes a segregation between gravel and sand. Among well-graded soils, some may exhibit a local piping failure at hydraulic gradient much lower than the theoretical gradient, which can be differentiated based on particle gradation curves.