

エネルギー法による地震時斜面変形量 評価法の開発

石澤友浩¹・國生剛治²

¹学生会員 中央大学大学院 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)

E-mail : ishizawa@civil.chuo-u.ac.jp

²正会員 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)

E-mail : kokusho@civil.chuo-u.ac.jp

地震時の斜面安定は、静的震度を考慮した滑り面法や加速度時刻歴を用いた Newmark 法により評価されてきたが、これらの方法は破壊後の大きな変形量や下流への影響範囲の評価には無力である。本研究では、地震時の斜面崩壊に関わるエネルギーに着目したエネルギー的評価方法の開発を目指し、新たに工夫した振動台実験により乾燥砂模型斜面の滑り破壊に関わるエネルギーと斜面の残留変位量を計測した。模型実験では、斜面変形に関わるエネルギーが破壊後の変形量と密接に関係していることが示された。振動台の振動数と斜面勾配の斜面変形量への影響を検討し、これらの結果と剛体ブロックモデルでのエネルギーバランスに基づき、実用レベルへの課題はあるものの、エネルギー的な斜面変形量の簡便な評価法の基本的な可能性を明らかにした。

Key Words : earthquake energy, energy dissipation, shaking table test, slope deformation, rigid block model

1. はじめに

地震による斜面安定は、これまで滑り土塊の力の釣り合いにより評価されてきた。これらの方法では、崩壊の有無を判断するための滑り安全率を求め、さらに、Newmark 法¹⁾によって滑り土塊のすべり面に沿った変形量も算定できる。しかし、安全率では土塊の変形量を評価することができず、Newmark 法は滑り面上に沿って滑る土塊を剛体と仮定して評価するため、滑り土塊が大きく流動変形することを考慮できない。

筆者らは、図-1 に示すように斜面の流動崩壊のエネルギーバランスを用いて、エネルギーの観点から斜面変形量の定量的評価法開発を目指す研究を進めてきた^{2),3)}。斜面は地震により震動エネルギーが与えられ、このエネルギー量がある限界を超えると斜面崩壊が起こる。その際に崩壊土塊は、せん断、流動などにより損失エネルギー E_{DP} を費やし残留変形が生じる。地震により斜面崩壊が引き起こされる場合、斜面崩壊に寄与する震動エネルギー E_{EQ} 、重力による位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ (δE_p は通常は負であるため、負号を付けている)、斜面内部での消費エネルギー E_{DP} 、崩壊土塊の運動エネルギー E_k の4つの

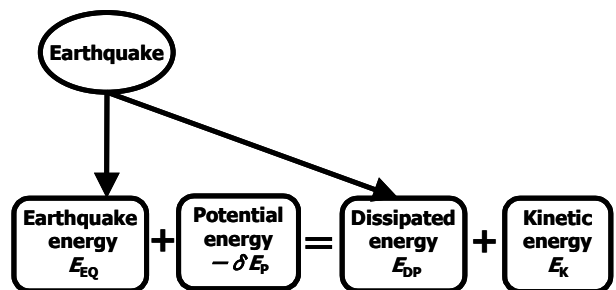


図-1 地震時斜面崩壊のエネルギーバランス

エネルギーが図-1 に示す等式で結ばれる。そこで、このうち斜面崩壊に寄与する震動エネルギー E_{EQ} を定量的に評価するために、振動台を用いた模型実験の手法を開発し、このエネルギーバランス式により斜面変形量を算定できる可能性を示した^{2),3)}。本稿では、入力振動数や斜面勾配を変化させて行った模型実験の結果をもとに、斜面崩壊に関わるエネルギーと変形の関係をより詳細に検討し、エネルギー的アプローチによる実用的な地震時の斜面変形量の評価方法を提案する。

2. 模型実験でのエネルギーと変位の計測方法

図-2(a)に示すような板バネ支持式小型振動台の上に面粗度の微細な矩形アクリル土槽を載せて、振動台を水平方向に初期変位 u_0 まで引張り、切り離すことにより模型斜面に自由減衰振動を与える。模型斜面(以後、試験体 A と呼ぶ)には、室乾状態の豊浦砂(質量 30.0kg)を用いた。模型斜面の作成方法は、矩形土槽を想定する斜面角度 $\theta=29^\circ$ に傾斜させ、空中落下法により模型斜面の相対密度 D_r が約 40%になるように作成した。全ての試料を投入した後に、傾斜させた矩形土層の底面を水平に戻し、図-2(b)に示すように斜面の断面計測用の鉛直マーカーと斜面表面の計測マーカーを挿入した。

この模型実験では、振動台の減衰振動の振幅から減衰定数が計算できるが、この減衰メカニズムには斜面変形に寄与する損失エネルギー以外に、試験装置の基礎への逸散減衰や板バネの減衰などの損失エネルギーも含まれる。そこで斜面変形に使われるエネルギーだけを挿出するために、図-2(c)に示すように数個のコンクリート円柱からなる剛体モデル(以後、試験体 B と呼ぶ)を用い、試験体 A と質量と重心が一致するように調節し、同様な実験を行った。なお、これらの実験において、振動台の水平変位と水平加速度は図中に示す位置で計測している。

結果の一例として、図-3 は試験体 A, B での減衰振動波形の比較を示している。両試験体とも振動台の固有振動数 $f = 2.73\text{Hz}$ であり、ほぼ一致している。しかし、振動台の初期変位 u_0 は 1.5cm、質量 30kg で等しいにも関わらず、波数が増加するごとに減衰振動の振幅の差異は大きくなるのがわかる。試験体

B のコンクリートブロック内部で失われるエネルギーは無視できるほど小さいと考えられるので、この差より、試験装置自身の減衰の影響を差し引いた模型斜面の変形による損失エネルギーを定量化することができる。

具体的には、減衰振動波形より 1 波毎の損失エネルギー ΔW を次式により算出する。

$$\Delta W = 4\pi W D = 4\pi \left\{ \frac{1}{2} k \left(\frac{u_i + u_{i+1}}{2} \right)^2 \right\} \left(\frac{1}{2\pi} \ln \frac{u_i}{u_{i+1}} \right) \quad (1)$$

ここに、 W は板バネのひずみエネルギーであり、バネ定数 k と振動台の変位 u より算出できる。また、 D は減衰定数であり、減衰振動の隣り合う波の振幅比から求められる。すなわち、減衰振動の u_i と u_{i+1} を、減衰振動での i 波目と $i+1$ 波目の変位振幅とすれば、 ΔW は結局、式(1)の最右辺のようになることがわかる。

試験体 A, B の損失エネルギーの 1 波毎の増分を ΔW_A , ΔW_B とすると、模型斜面の変形で消費された振動エネルギーの増分 ΔE_{EQ} は結局、次式で得られることになる。

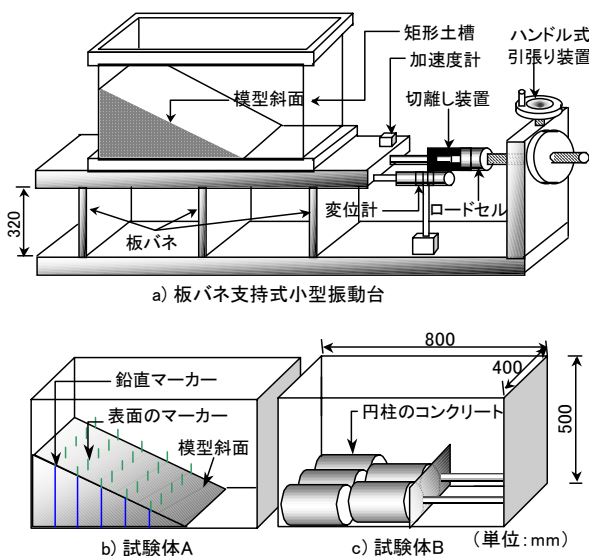


図-2 試験装置

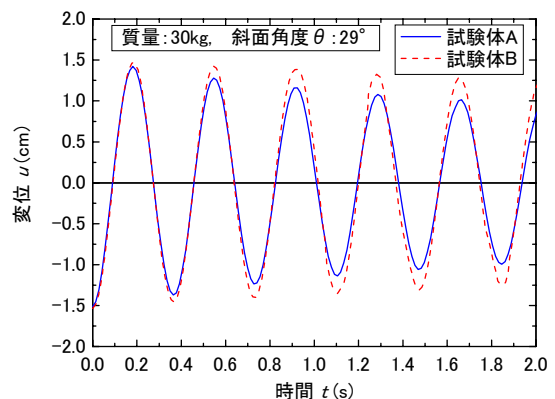


図-3 試験体 A, B の減衰振動波形の比較

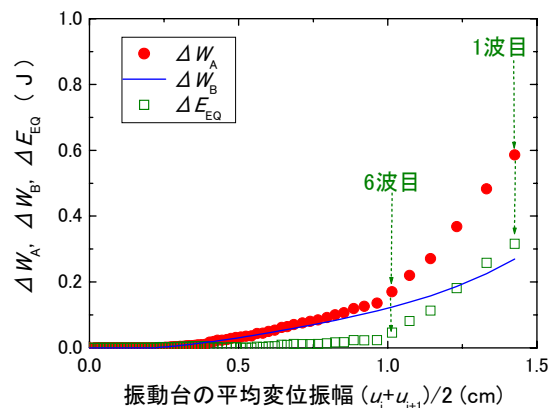


図-4 試験体 A, B の損失エネルギーの比較

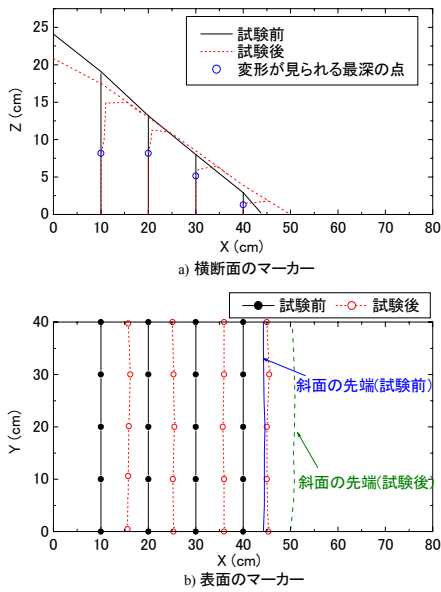


図-5 試験前後のマーカの動き

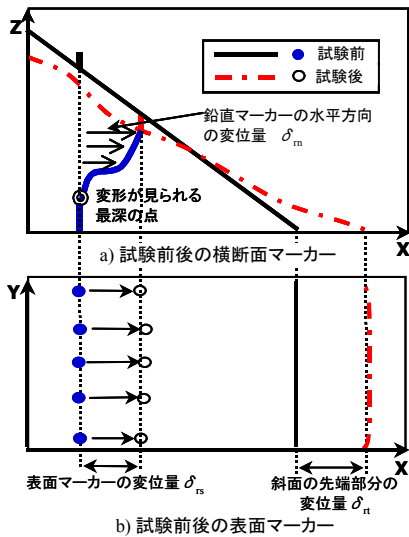


図-6 斜面水平方向の平均変位 $\Delta \delta_{rs}$ の評価方法

$$\Delta E_{EQ} = \Delta W_A - \Delta W_B \quad (2)$$

図-4 は、試験体 A、試験体 B の 1 波毎の損失エネルギー ΔW_A 、 ΔW_B と振動台の平均変位振幅 $(u_i + u_{i+1})/2$ の関係の一例を示している。試験体 B の ΔW_B については、同様な試験条件のもとで行った 4 回の試験より得られた結果の平均値をカーブで表している。同図には式(2)により ΔE_{EQ} を 1 波毎に算出した値も示しているが、6 波目で降明らかに減少傾向に変化が表れ、0 付近に収束していることがわかる。これはビデオカメラの映像による模型斜面の変形が 6 波目までに限られていたことと整合している。

模型斜面の変形量を測定するために、アクリル土

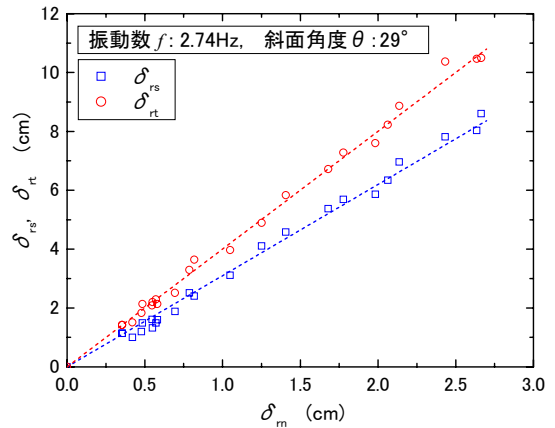


図-7 水平方向の変位量 δ_m と斜面表面マーカの
変位量 δ_{rs} 、斜面先端部分の変位量 δ_{rt} の関係

槽の横と上から 2 つのビデオカメラを用いて模型斜面を撮影した。斜面の断面計測用として、図-2 のように細かい粒径の着色ビーズを用いた鉛直マーカを 10cm 間隔で柱状に並べた。斜面表面の計測用マーカとしては、長さ 5cm の乾麺を表面から鉛直に 2.5cm の深さまで、斜面方向と奥行き方向に 10cm 間隔で挿入した。また、試験前後にレーザー変位計を用いて、奥行き方向に 5cm 間隔の測線上で連続的に斜面表面形状を測定した。図-5 は試験前後のマーカの動きの一例を示している。斜面表面のマーカの動きから、模型の奥行き方向にも変位は比較的均一であり、ほぼ 2 次元的な変形を示していることがわかる。これより壁面摩擦の影響が少ないことがわかる。実際、土層傾斜実験より相対密度 $D_r \approx 40\%$ の豊浦砂とアクリル土槽の底面と壁面との間の静止摩擦係数を計測したところ、それぞれ約 0.38(摩擦角 21°)、0.33(摩擦角 18°) の値が得られ、後述するように砂の安息角よりかなり小さいことがわかった。

このような測定値に基き、斜面の水平方向の残留変位を図-6 に示すように以下の 3 つの方法で検討した。まず、鉛直マーカの変形が見られる最深の点より上部の水平変位量を各マーカについて平均し、奥行き方向は観察断面と同様な変形が見られたと仮定する。各マーカでこのように算出した平均変位量を全鉛直マーカで平均し、残留変位 δ_m とした。つまり、 δ_m は変形が見られる最深の点から上部の土塊全体の平均的な水平変位であり、文献^{1),2)}ではこの値を用いている。次に、10cm 間隔で挿入した斜面表面の全マーカの試験前後での水平変位量の平均値を残留変位 δ_{rs} とした。さらに、斜面先端の水平変位量を奥行き方向に 5cm 間隔で計測した値を全て平均し、残留変位 δ_{rt} とした。計測は、残留変位

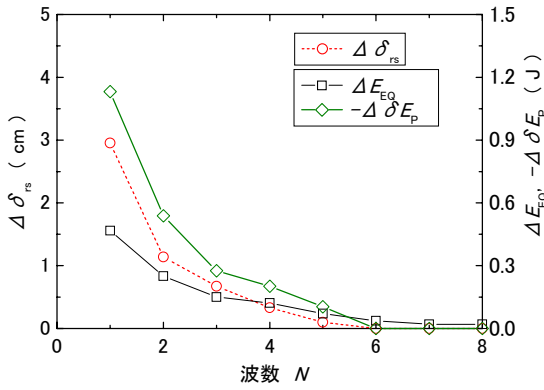


図-8 1波毎の水平方向の変位量 $\Delta \delta_{rs}$ と振動エネルギー ΔE_{EQ} と位置エネルギー ΔE_p の関係

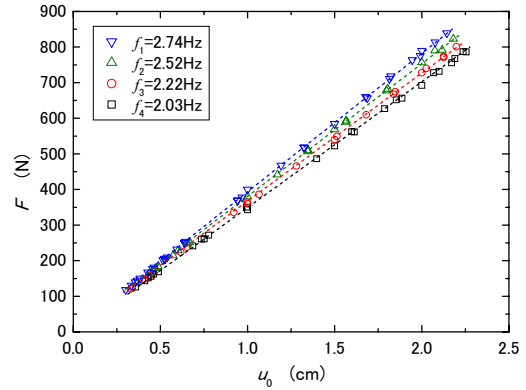


図-10 振動台の初期引張力 F と初期変位 u_0 関係

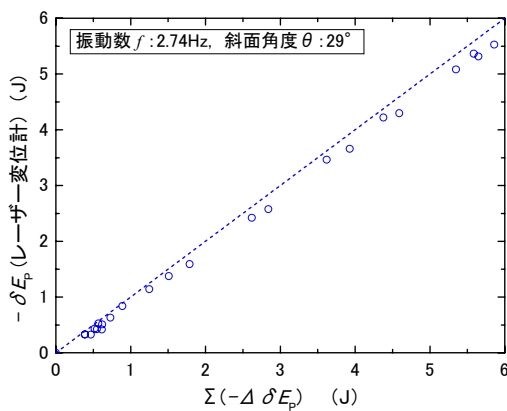


図-9 1波毎の位置エネルギー変化量の累積値 $\Sigma(-\Delta \delta E_p)$ とレーザー変位計による位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ の関係

増分 $\Delta \delta_m$, $\Delta \delta_{rs}$, $\Delta \delta_{rt}$ を得るために1サイクル毎に行い、それらの試験終了までの累積値 δ_m , δ_{rs} , δ_{rt} を算定した。

図-7は、結果の一例として試験前後での3種類の変位量 δ_m , δ_{rs} , δ_{rt} の相互関係を示している。それぞれの変位量の間には、ある程度のデータのばらつきはあるものの、図中の破線のように明瞭な比例関係が見られる。実際の設計において地震時の斜面変形を検討する際、どの変位量を重視するかについては色々の考え方があり得るが、ここでは斜面表面での水平方向の残留変位 δ_{rs} に着目する。しかし、お互いの比例関係が成り立っていることを考えれば、以下の議論は他の変位量についても定性的には同様にあてはまると考えられる。

図-8は、1波毎の残留変位の増加量 $\Delta \delta_{rs}$ と波数 N の関係の一例を示したものである。また、振動エネルギーの波数 N に対する変化量 ΔE_{EQ} と位置エネルギーの変化量 $-\Delta \delta E_p$ も同図に示した。ここで

$-\Delta \delta E_p$ はビデオ画像に基づき、各サイクルでの斜面形状の変化から次式により算出した。

$$\Delta \delta E_p = \Delta \left(\rho_d g B \int z dx dz \right) \quad (3)$$

ここに、 x は水平座標、 z は上向きにとった鉛直座標、 g は重力加速度、 B は斜面の奥行き幅、 ρ_d は乾燥砂の密度（一定と仮定）であり、式中の積分は斜面の断面全体について行っている。ビデオ画像による斜面の残留変形は6波目までで終息しており、斜面変形に使われた振動エネルギーの増分 ΔE_{EQ} や位置エネルギーの増分 $-\Delta \delta E_p$ の変化傾向と整合していることが確認できる。

図-9は試験終了までの1波毎の位置エネルギーの変化量の累積値 $\Sigma(-\Delta \delta E_p)$ と試験前後に測定したレーザー変位計の計測値より算出した位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ の関係を示している。図中の破線は傾き1の直線を示している。この直線より、レーザー変位計により得た位置エネルギー δE_p の方が僅かに下回っているものの、両者はほぼ一致していることがわかる。これは試験終了後の表面の斜面形状が斜面奥行き方向に凹凸があまり見られず、ほぼ均一に変形をしているためと思われる。以下の分析では、試験前後のレーザー変位計より得られる位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ を用いた。

3. 振動数の影響

本研究では、振動数が斜面の変形に与える影響を調べることを大きなねらいのひとつとしている。そのために、振動台上盤に薄い鉄板を取り付けることにより振動台の固有振動数 f を変化させた。上盤のみの場合は $f=2.74\text{Hz}$ であるが、質量 25, 50, 75kg の鉄板を付けた場合には固有振動数は 2.45, 2.22,

表-1 理論値の実験値との固有振動数の比較

鉄板 (kg)	総質量 m (kg)	バネ係数 k (kN/m)	理論値 f (Hz)	実験値 f (Hz)
0.0	111.7	39.0	2.95	2.74 ≒ 2.7
25.0	136.7	37.7	2.65	2.45 ≒ 2.5
50.0	161.7	36.4	2.39	2.22 ≒ 2.2
75.0	186.7	35.0	2.18	2.03 ≒ 2.0

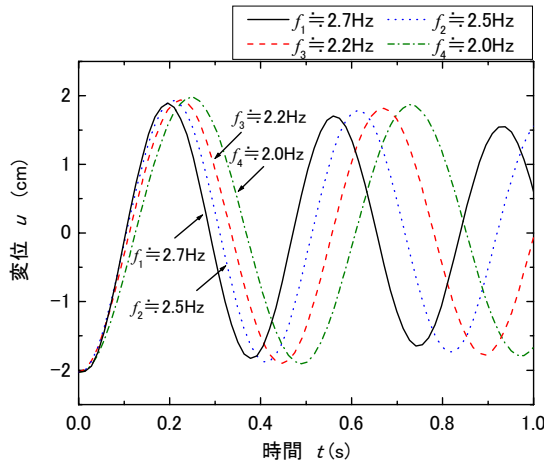


図-11 異なる振動数 f の減衰振動波形の比較

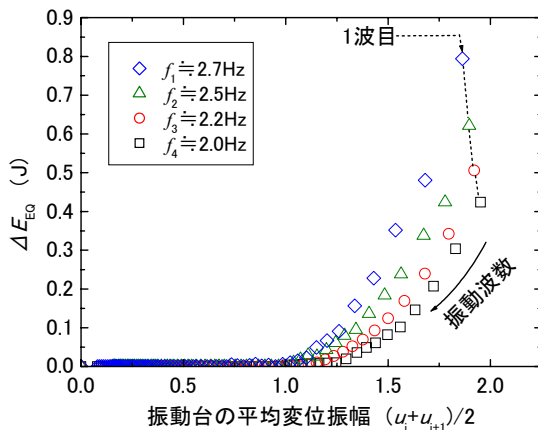


図-12 異なる振動数における 1 波毎の振動エネルギー ΔE_{EQ} の関係

2.03Hz となった。

図-10 は、4 種類の固有振動数 f における振動台の初期引張力 F と初期変位 u_0 の関係を多数の実験値のプロットと近似直線により示している。これよりバネ係数 k を算出すると、上盤に質量を加えることにより、振動台のバネ係数が僅かに変化することがわかる。表-1 は、式(4)より得られる 1 自由度振動系の固有振動数の理論値と実験値の比較を示している。

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (4)$$

表中に示したバネ係数 k は図-10 より得られた各固有振動数によるバネ係数を示し、質量 m は、振動台

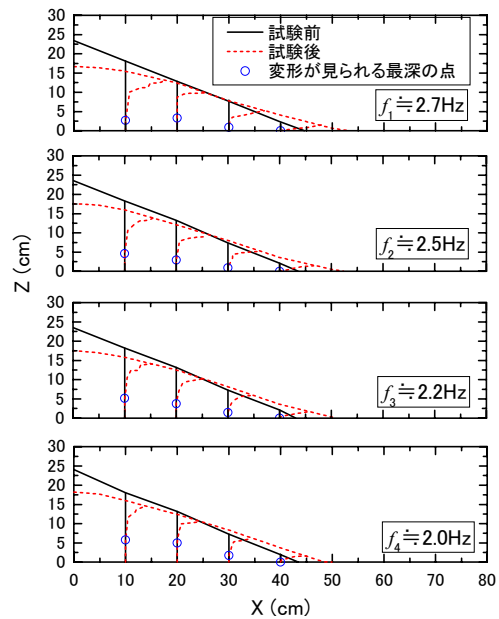


図-13 試験前後の横断面のマーカー

の上盤(49.1kg)、矩形土槽(32.6kg)、試験に用いる豊浦砂の質量(30.0kg)と、振動数を変化させるために用いた薄い鉄板の質量の合計を示している。本試験機の固有振動数は、式(4)より得られる理論解よりも多少小さいが、質量 m の増加により、振動数が減少する傾向はほぼ整合している。

図-11 は相対密度 $D_r \approx 40\%$ 、斜面角度 29° の試験体 A を異なる振動数 f で同一の初期振動台変位 $u_0 = 2.0\text{cm}$ により振動させた減衰振動波形を比較している。質量を増加させることにより、減衰振動波形の振動数が異なるだけでなく、振幅の減少割合も大きく異なることが読み取れる。

図-12 は異なる振動数 f での実験により同じ初期変位 $u_0 = 2.0\text{cm}$ を与えた際の 1 波毎の斜面変形に使われた振動エネルギー ΔE_{EQ} と振動台平均振幅の関係を示している。 ΔE_{EQ} はともに 7~9 波目でほぼ 0 に収束している。図-13 は、ビデオカメラとレーザー変位計より得た試験前後の横断面マーカーの変形を示している。振動数が高いほどその変形が大きい。

図-12 で、振動数が高い方が斜面変形に寄与する振動エネルギー増分 ΔE_{EQ} が大きいことと整合している。

次に、1 サイクル毎の斜面変形に使われる振動エネルギー増分 ΔE_{EQ} を加え合せ、累積エネルギー E_{EQ} ($E_{EQ} = \sum \Delta E_{EQ}$) を算出した。そして、4 種類の異なる振動数の条件で、初期変位を段階的に変化させた多数の実験結果に基づき、初期に振動台へ与えた全入力エネルギー E_{IP} と斜面の変形に寄与した振動エネルギー E_{EQ} の関係を求め、図-14 に示す。 E_{IP} は振動台

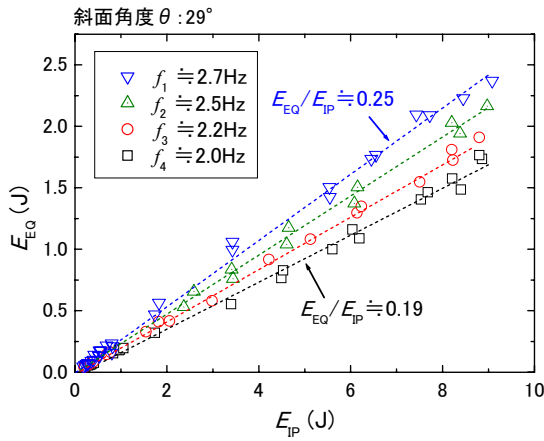


図-14 振動エネルギー E_{EQ} と入力エネルギー E_{IP} の関係

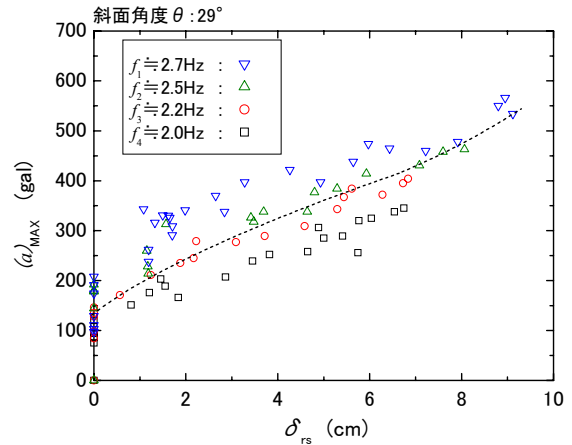


図-16 最大加速度 $(a)_{MAX}$ と水平方向の平均変位 δ_{rs} の関係

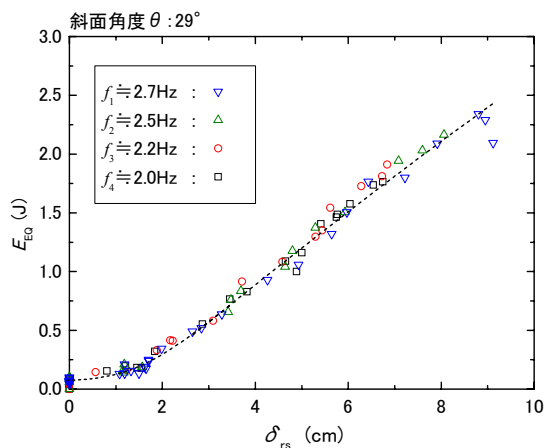


図-15 振動エネルギー E_{EQ} と水平方向の平均変位 δ_{rs} の関係

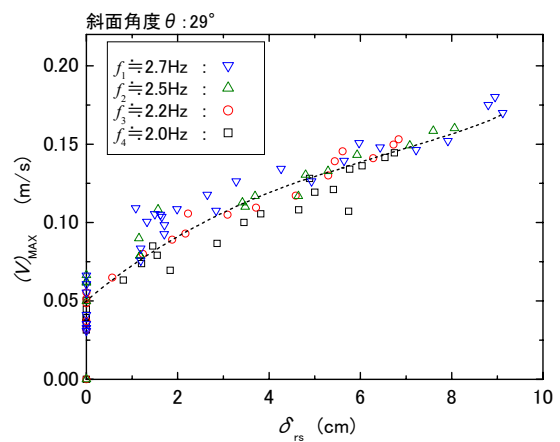


図-17 最大速度 $(V)_{MAX}$ と水平方向の平均変位 δ_{rs} の関係

初期変位 u_0 と振動台支持用の板バネのバネ係数 k により $E_{IP}=ku_0^2/2$ で計算した。この図より、 E_{EQ} と E_{IP} は直線でほぼ近似でき、全入力エネルギー E_{IP} が大きくなるにしたがって、斜面変形に寄与するエネルギー E_{EQ} はほぼ同じ割合で比例的に増加していくことがわかる。また、その割合を示す原点を通る近似直線の傾きは、振動数 f が減少するほど減少する傾向が見られる。 E_{EQ} と E_{IP} がほぼ直線関係にあることは、斜面変形に寄与する振動エネルギーは、振動数が一定の場合、斜面崩壊の大小に関わらず入力エネルギーにほぼ比例して増加することを意味している。

図-15は斜面表面の変位量 δ_{rs} に対する振動エネルギー E_{EQ} の関係を示している。両者の間には明確な正の相関関係が見られ、振動数にほとんどよらず図-15中の1本のカーブでほぼ近似できる。また、振動台の初期変位が小さい場合、 E_{EQ} は小さいがゼロではない値となるのに対し、斜面の残留変位 δ_{rs} がゼロとなり、そのようなプロットもグラフ上に示されている。

したがって、この近似曲線は縦軸の原点よりわずかに上を出発点として E_{EQ} が小さい範囲でカーブを描き、 E_{EQ} が大きくなるとほぼ直線的になる。また、この縦軸上の出発点は斜面の変形が生じ始める振動エネルギー E_{EQ} の閾値の存在を示唆しているものと思われる。この閾値は、斜面内部で減衰する消費エネルギーが含まれていると考えられる。今後、斜面変形が生じ始める閾値についてエネルギーに着目し、検討していく予定である。

一方、同じ実験結果に基づき、変位量 δ_{rs} と一般的に斜面安定解析で用いられる加速度との関係を整理した。図-16には各試験での最大加速度 $(a)_{MAX}$ (1波目の値) と平均変位量 δ_{rs} の関係を示している。 $(a)_{MAX}$ の算定に当たっては、振動台切離し時の加速度測定値のばらつきの影響を避けるため、2波目以降の減衰曲線より1波目を外挿した。その結果、最大加速度 $(a)_{MAX}$ と平均変位量 δ_{rs} の間には、図中の破線の近似カーブのように明瞭な相関関係は見られるが、振

動数によりその関係は大幅に異なり、エネルギーのように普遍的な関係は得られない。

次に加速度とは異なり、地盤ひずみとの関連の深い速度について同じデータを用いて整理した。ここで、最大速度 $(V)_{MAX}$ の算定は、最大加速度 $(a)_{MAX}$ と振動数 f より式(5)を用いて行った。

$$(V)_{MAX} = \frac{(a)_{MAX}}{2\pi f} \quad (5)$$

最大速度 $(V)_{MAX}$ と変位 δ_{rs} の関係を図-17に示す。速度と平均変位量 δ_{rs} の間には図中の破線カーブで近似できる相関関係が見られ、加速度よりも振動数 f による違いが小さい。しかし、図-17に示す速度～変位量の近似曲線の相関係数は、0.86であり、図-15のエネルギー～変位量の相関係数0.97に比べてばらつきが小さいことがわかる。

これらの結果より加速度、速度よりエネルギーによる方が斜面変形の評価に適していることが明瞭に示された。従来、地震による斜面安定は加速度を用いて評価されてきたが、加速度の値は必ずしも破壊に対して直結していないことは明らかである。また、地震波の速度値は、地盤中の発生ひずみや波動エネルギーに直結しているため^{5),6)}、地盤の破壊により密接に関連したパラメーターだと考えられているが、それだけでは破壊が決定されないようである。本試験により、地震による斜面の残留変位量と斜面変形に使われるエネルギー E_{EQ} の間には密接な一意的な関係が見られ、地震時の斜面変形の評価にはエネルギーが適していることが明確に示された。したがって、斜面変形に寄与する振動エネルギー E_{EQ} が分かれば、振動数によらず斜面残留変位量が一意的に計算できることになる。

4. 斜面角度の影響

ここまでは斜面角度 $\theta = 29^\circ$ の模型斜面について述べてきた。次に、斜面角度の違いによる残留変位量と損失エネルギーの関係について検討するため、質量30kg、相対密度 $D_r = 40\%$ を一定に保ったまま、模型斜面の角度を $\theta = 29^\circ$ だけでなく $\theta = 10^\circ$ 、 $\theta = 20^\circ$ と変化させ上記と同様な一連の模型実験を行った。

図-18は、振動台の固有振動数を前述の4種類の値に設定し、種々の振動台初期変位で行った多数の試験結果に基づき、模型斜面表面の水平変位 δ_{rs} と振動エネルギー E_{EQ} との関係を示している。全体的に E_{EQ} が大きくなるほど δ_{rs} が大きくなる傾向は明瞭に見られるが、同じ斜面変位に対する振動エネルギー

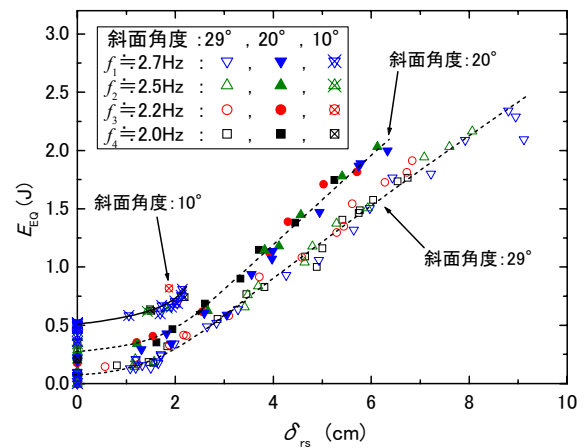


図-18 異なる斜面角度 θ 、振動数 f における震動エネルギー E_{EQ} と水平方向の平均変位 δ_{rs} の関係

E_{EQ} は斜面角度 θ が小さいほど大きくなることわかる。

また、図-15で既に指摘したように、振動数 f にはほとんどよらず、各斜面角度 θ について1本のカーブでほぼ近似できる。前述のようにこの近似曲線は縦軸の原点より上を通り、斜面の変形が生じ始める振動エネルギーの閾値の存在を示唆しており、斜面角度 θ が大きくなるほどこの閾値も小さくなる傾向が読み取れる。

5. 斜面変形に寄与するエネルギー

以上の振動台による斜面崩壊の実験結果を簡便な設計法に結びつけるために、滑り平面上を滑動する剛体ブロックモデル¹⁾に基づいてエネルギー的解釈を加えた^{2),3)}。斜面崩壊の開始前と終了後のエネルギーバランスを検討すると、図-1のエネルギーバランス式のうち、運動エネルギーは $E_k = 0$ であり、 $E_{EQ} - \delta E_p = E_{DP}$ と簡単になる。このとき、このブロックの滑りに寄与する位置エネルギー δE_p 、ブロックと斜面の間の摩擦で失われる損失エネルギー E_{DP} 、ブロックの滑動に使われる振動エネルギー E_{EQ} は、それぞれ次式で求められる^{2),3)}。

$$-\delta E_p = Mg\beta\delta_r \quad (6)$$

$$E_{DP} = \frac{\mu(1 + \beta^2)}{1 + \mu\beta} Mg\delta_r \quad (7)$$

$$E_{EQ} = \delta E_p + E_{DP} = \frac{(\mu - \beta)}{(1 + \mu\beta)} Mg\delta_r \quad (8)$$

すなわち、地震時の斜面変形に寄与する各エネルギーは斜面の摩擦係数 $\mu = \tan \phi$ 、斜面勾配 $\beta = \tan \theta$ 、

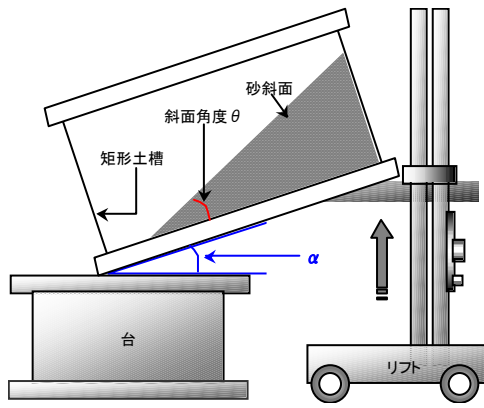


図-19 安息角の測定方法

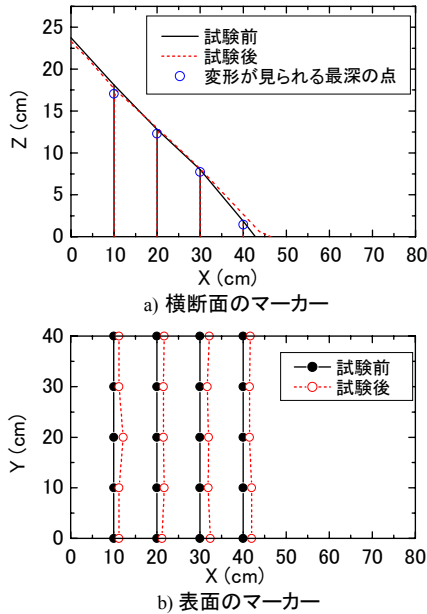


図-20 静的な試験の試験前後のマーカの動き

崩壊土塊質量 M 、重力加速度 g 、ブロックの水平滑動量 δ_r により表される。また、この剛体ブロックモデルで検討した場合、各エネルギー間の相互比率は次式のように μ と β のみの関数で表される^{2),3)}。

$$\frac{-\delta E_p}{E_{EQ}} = \frac{\beta(1 + \mu\beta)}{\mu - \beta} \quad (9)$$

$$\frac{E_{DP}}{E_{EQ}} = \frac{\mu(1 + \beta^2)}{\mu - \beta} \quad (10)$$

ここで、実験で用いた模型斜面の摩擦係数 μ を把握するために、安息角を測定する試験を行った。まず、振動台実験と同様に相対密度 $D_r \approx 40\%$ 、斜面角度 $\theta = 29$ 度の模型斜面を土槽中に作製し、図-19に示すように、土槽の片側だけをリフトにより上昇させる。毎秒 0.01° 程度の割合でゆっくりと土槽を傾けていき、斜面に滑り破壊が生じた時点でリフトの上昇を止め、矩形土槽の傾き α を測定する。斜面角度

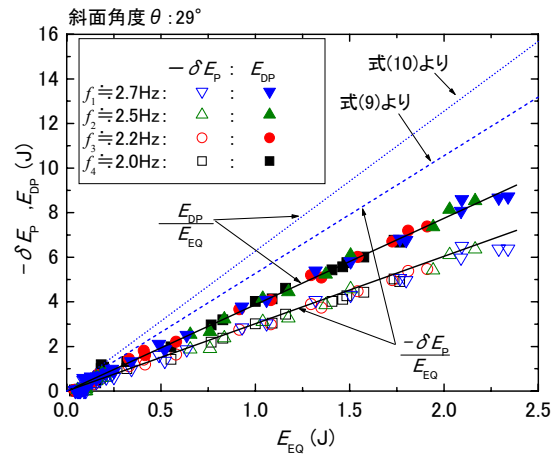


図-21 斜面角度 29° の異なる振動数 f による振動エネルギー E_{EQ} と位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ 、消費エネルギー E_{DP} の関係

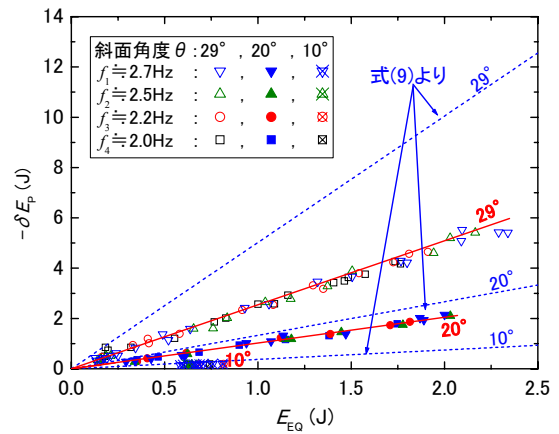


図-22 異なる斜面角度と振動数による振動エネルギー E_{EQ} と位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ の関係

θ と土槽の傾き α より安息角 ϕ ($\phi = 29^\circ + \alpha$) を計算する。この一連の試験を 6 回行い、その試験結果より、安息角の値の範囲として $34.5^\circ \sim 36.2^\circ$ 、平均で 35.4° が得られた。安息角を静的ブロックモデルでの斜面の摩擦角と等しいと仮定した場合、摩擦係数は $\mu = \tan(35.4^\circ) = 0.711$ である。また、この静的な試験の前後におけるマーカの動きの一例を図-20に示している。マーカの動きは斜面表面に限られ、少し深くなると変形が見られないことがわかる。

以上を踏まえて、乾燥砂を用いた模型実験と剛体ブロックモデルとの対比を行った。図-21は、 29° の斜面について 4 種類の振動数 f で行った模型実験結果より得た振動エネルギー E_{EQ} と位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ 、斜面内部で消費するエネルギー E_{DP} の相関関係を示している。これより振動数 f に関わらず、斜面変形に寄与する振動エネルギー E_{EQ} と

表-2 実験結果と剛体ブロックモデルによる理論値との比較

斜面角度 θ (β 値)	$-\delta E_p/E_{EQ}$		E_{DP}/E_{EQ}	
	実験値 (μ 値)	理論値 (μ 値)	実験値 (μ 値)	理論値 (μ 値)
29度 ($\beta=0.554$)	2.6 ($\mu=0.869$)	5.0 ($\mu=0.711$)	3.6 ($\mu=0.869$)	6.0 ($\mu=0.711$)
20度 ($\beta=0.364$)	1.0 ($\mu=0.855$)	1.3 ($\mu=0.711$)	2.0 ($\mu=0.855$)	2.3 ($\mu=0.711$)
10度 ($\beta=0.176$)	0.30 ($\mu=0.851$)	0.37 ($\mu=0.711$)	1.3 ($\mu=0.851$)	1.4 ($\mu=0.711$)

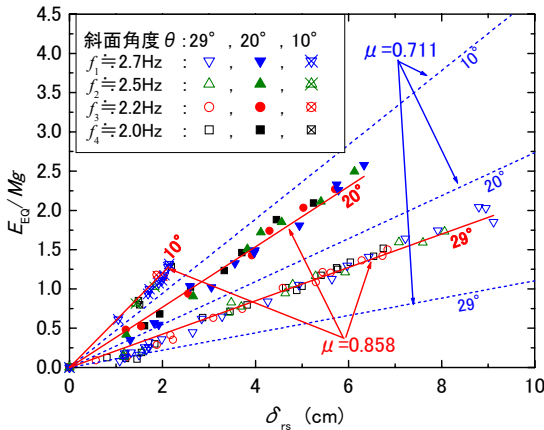


図-23 異なる振動数 f , 斜面角度 θ の模型実験により E_{EQ}/Mg と水平方向の変位量 δ_{rs} の関係

$-\delta E_p, E_{DP}$ の間には図中の実線のような明瞭な比例関係が見られる。このことは、式(9)、(10)の理論式が定性的には乾燥砂の模型斜面にもあてはまることを意味している。しかし、式(9)、式(10)に、摩擦係数 $\mu = \tan 35.4^\circ = 0.711$ と斜面勾配 $\beta = \tan 29^\circ = 0.554$ を代入して理論値を計算すると、図-21 に破線で示すように、模型実験結果と勾配にはかなり隔たりが見られることがわかる。

図-22 は、3 種類の斜面勾配の試験結果に基づき、振動エネルギー E_{EQ} と位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ の関係を示している。各斜面勾配において、振動数に関わらず斜面変形に寄与する振動エネルギー E_{EQ} と位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ の間には明瞭な比例関係が見られる。図中の実線は E_{EQ} と $-\delta E_p$ の直線近似を示している。この傾きは斜面角度が大きいくほど大きく、斜面角度が 29 度では 2.6、20 度では 1.0、10 度では 0.30 程度である。すなわち、斜面崩壊に寄与するエネルギーの割合は、斜面傾斜角 θ が大きい場合は $E_{EQ} < -\delta E_p$ であり、 θ が小さくなるほど $E_{EQ} > -\delta E_p$ となる。つまり、傾斜角が大きい場合では、振動エネルギー E_{EQ} は斜面崩壊のきっかけを与えるが、実際には崩壊土塊中での損失エネルギー E_{DP} には主に位置エネルギーが当てられる。逆に

斜面角度が小さい場合では、主に振動エネルギーが当てられると解釈できる。また、同図には式(9)より得られる剛体ブロックモデルによる理論値を破線で斜面角度ごとに示しているが、いずれも実験値の勾配よりかなり大きい。

表-2 は、3 つのエネルギー $E_{EQ}, -\delta E_p, E_{DP}$ の間の比率の実験値と $\mu = 0.711$ を用いた理論値の比較を示している。これより実験値のエネルギー比率を説明できる摩擦係数 μ を式(9)、式(10)を用いて逆算した結果が同じ表-2 の実験値の欄に示されている。斜面角度によって μ の逆算値に多少のひらきがあるが、模型斜面の製作精度を考えるとこの程度の違いは誤差と考えられる。逆算結果を平均すると $\mu = 0.858 = \tan^{-1}(40.6^\circ)$ が得られる。すなわち、 $\phi = 40.6^\circ$ ととることにより、すべての振動実験結果がほぼ矛盾なく説明できることになる。

それでは静的傾斜実験の $\mu = \tan(35.4^\circ) = 0.711$ と逆算値 $\mu = \tan(40.6^\circ) = 0.858$ との差異の理由は何であろうか。ここで、図-13 に示した振動を与えて行った模型斜面の破壊モードと、図-20 に示した静的に傾斜実験の破壊モードを比較してみる。動的な破壊モードの場合では斜面表面よりかなり深い所まで変形が見られるが、静的な場合ではほぼ表面のみの変形である。このような動的と静的での砂の挙動や破壊モードの違いにより、剛体ブロックモデルに置き換えた場合の等価な摩擦係数が異なったことが考えられる。

剛体ブロックモデルでは、固定された明瞭な滑り面を仮定するが、乾燥砂を用いた模型斜面では、滑り面が刻々と変化することなど、両者の間にはせん断のメカニズムに大きな違いがある。しかし、等価な摩擦係数を適切に推定することができれば、実際の斜面崩壊を単純な剛体ブロックモデルにより評価できることが以上の結果から明らかになった。

さて、剛体ブロックモデルによれば、水平滑動量 δ_r は、式(8)により斜面変形に寄与する振動エネルギー E_{EQ} と関連づけられている。ここで乾燥砂模型斜面の表面水平変位 δ_{rs} を δ_r に等価と考え、 $\delta_r = \delta_{rs}$ とすると、式(8)より振動エネルギー E_{EQ} は Mg で正規化した次式の形で表される。

$$\frac{E_{EQ}}{Mg} = \frac{(\mu - \beta)}{(1 + \mu\beta)} \delta_{rs} \quad (11)$$

図-23 は振動数 f , 斜面角度 θ を変化させたすべての実験結果を E_{EQ}/Mg と水平方向の変位量 δ_{rs} のグラフ上にプロットしている。ここで、崩壊土塊の質量 M は式(6)を用い、位置エネルギーの変化量 $-\delta E_p$ の計測値と水平変位量 δ_{rs} より算出した。各々の斜面角度

ごとに、水平方向の変位量 δ_{rs} と E_{EQ}/Mg の間には振動数 f の違いに関わらず、ほぼ比例的な関係が見られる。これより、斜面角度が小さくなると同じ変位量 δ_{rs} に対して E_{EQ}/Mg は大きくなるのがわかる。

また、図中には安息角に対応した摩擦係数 $\mu=0.711$ と斜面勾配 β を用いて計算した剛体ブロックモデルによる式(9)の理論値を破線で示しているが、実験結果とはかなり隔たりが見られる。一方、さきほど求めた逆算値 $\mu=0.858$ を用いて式(11)で計算した結果を図中に実線で示している。この逆算した摩擦係数を用いることにより、剛体ブロックモデルによって、実際は破壊メカニズムがかなり異なる砂斜面の変位量が振動数に関わらず非常に精度よく算定できることがわかる。

6. エネルギー法による斜面の地震時変形量評価方法

以上に述べた模型実験と剛体ブロックモデルの理論的考察に基づいて、エネルギー法による斜面の地震時変形量の評価方法は図-24 に示すように考えることができる⁴⁾。最初に、斜面あるいは盛土直下の基礎地盤での入射エネルギー E_{IP} を定義する。SH 波の鉛直伝播を考えた場合、この入射エネルギー E_{IP} は基礎の波動インピーダンス ρV_s 、基礎速度入射波 du/dt により次式で表される^{5),6)}。

$$E_{IP} = \rho V_s \int (du/dt)^2 dt \quad (12)$$

次に斜面直下の地盤での逸散エネルギー E_{RD} を仮定する。これにより斜面の変形に寄与する震動エネルギー $E_{EQ}=E_{IP}-E_{RD}$ が決まる。模型実験においては、図-14 に示すように、斜面に与えた全エネルギー E_{IP} と斜面変形に寄与するエネルギー E_{EQ} の比は、一定である結果が得られた。これは E_{RD}/E_{IP} の値が斜面崩壊の大小によらず一定であることを意味している。この関係は対象とする地震波の波形が同一であれば実地盤でも成立する可能性が高いが、実際の設計で E_{RD} をどのように定量化するかについては今後さらに検討が必要である。

剛体ブロックモデルとは異なり実際の斜面では、斜面の変形に寄与する震動エネルギー E_{EQ} の中に斜面の内部減衰、液状化などに使われるエネルギー E_{EQ}' が含まれる。実際、前述の乾燥砂斜面の模型実験においても測定された E_{EQ} には小さいながら斜面の内部減衰で失われるエネルギーも含まれていたものと考えられる。したがって、斜面崩壊のみに使われる震動エネルギーは $(E_{EQ}-E_{EQ}')$ となる。

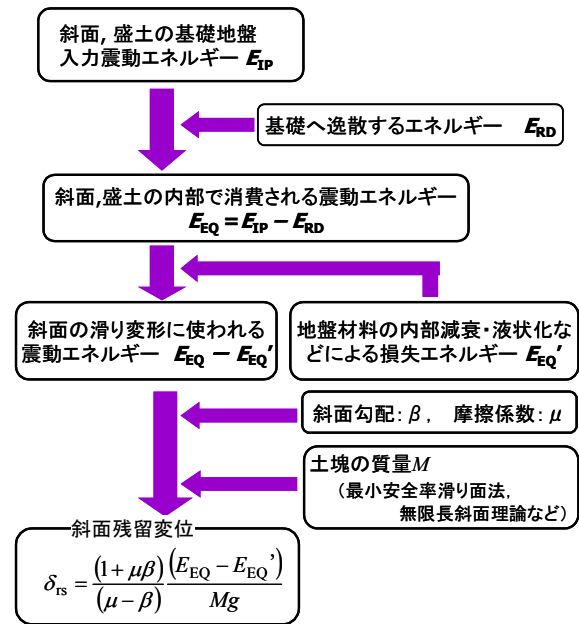


図-24 地震時斜面崩壊の残留変位評価方法

以上より、残留水平変位は式(11)に基づいて以下の式で計算できる。

$$\delta_{rs} = \frac{(1 + \mu\beta)(E_{EQ} - E_{EQ}')}{(\mu - \beta) Mg} \quad (13)$$

上式中に現れる土塊の質量 M または滑り層厚は従来の滑り面解析の最小安全率滑り面や無限長斜面理論などによって算定できる。崩壊土塊の流動距離が比較的短く単純な斜面崩壊では、平均的な勾配と摩擦係数を用いることで式(13)の適用が可能と思われる。一方、崩壊土塊の流動距離が長くなり、途中のすべり面の斜面勾配や摩擦係数が大きく変化する場合には、すべり面をいくつかの区間に分割し、図-1 に示したエネルギーバランスを区間毎に検討することが必要となる。

ところで、摩擦係数 μ の適切な評価はそう簡単ではない。今回の乾燥砂による実験では $\mu=0.86$ 程度の値が斜面勾配によらず得られたが、実際の斜面崩壊では、摩擦係数 μ が間隙水圧上昇など他の要因により、より大きく変化する可能性がある。それによって崩壊土塊が流動性を帯び、流動距離の計算結果が大幅に変わることが考えられる。

図-23 で示したように摩擦係数 μ を適切に設定することにより、模型実験結果が剛体ブロックモデルと非常に良く一致することが示された。したがって、この単純なモデルにより、崩壊土の流動性が高まった場合でも、摩擦係数を適切に設定できれば、地震時斜面崩壊の残留変位 δ_{rs} を震動エネルギー E_{EQ} を用いて評価できることが期待できる。今後、模型実験

や事例調査などを積み重ね、種々の状況化での摩擦係数を検討していくことにより、本評価方法を実用化することが可能と思われる。

7. まとめ

振動台の入力振動数と模型斜面の勾配を変化させた乾燥砂斜面の振動実験を行い、それらの結果を剛体ブロックモデルで近似することにより以下の知見を得た。

- 1) 斜面崩壊に寄与する振動エネルギー E_{EQ} は、斜面変形量と密接な関係があることが示された。
- 2) 最大加速度 $(a)_{MAX}$ と斜面変位 δ_{rs} の関係には、振動数により差異が見られるのに対し、斜面変形に寄与する振動エネルギー E_{EQ} と斜面変位 δ_{rs} の関係は、振動数に依存せず一意的に決まる。
- 3) ゆえに、従来の斜面安定解析で用いられている加速度に代わり、エネルギーを用いることにより斜面変形が合理的に評価できる。
- 4) 剛体ブロックモデルと乾燥砂の模型実験結果を比較すると、振動エネルギー E_{EQ} と位置エネルギー δE_p の間や、斜面の残留変位量と振動エネルギーをブロック重量で基準化した値 (E_{EQ}/Mg) の間には、ほぼ同様な比例関係が見られた。
- 5) 乾燥砂の模型実験結果において、摩擦係数を逆算することにより剛体ブロックモデルで実験結果を説明できる。つまり、連続的に変形する砂斜面の崩壊についても、適切な摩擦係数を選択することにより単純な剛体ブロックモデルを用いたエネルギー法で斜面変位量を精度よく評価できることがわかった。

- 6) 以上の結果に基づき、実際の地震時斜面崩壊の残留変位評価方法の流れを提案した。この評価方法の実務適用にはまだ課題が残されているが、今後、さらに模型実験や既往の斜面崩壊事例の調査などを行って、摩擦係数のとり得る値を明らかにすることにより、エネルギー法の実物斜面への適用性を高めていく予定である。

参考文献

- 1) Newmark, N.W.: Effects of earthquakes on dams and embankments, *Fifth Rankine Lecture, Geotechnique*, Vol.15, pp.139-159, 1965.
- 2) 國生剛治, 石澤友浩, 原田朋史: 地震時の斜面崩壊のエネルギー的評価方法, 土木学会地震工学論文集, Vol.27, No.346, pp.1-8, 2003.
- 3) Kokusho, T., Ishizawa, T. and Harada, T.: Energy approach for earthquake induced slope failure evaluation, *Proc. 11th International Conference on Soil Dynamics & Earthquake Engineering and 3rd International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering*, Berkeley, California, Vol.2, pp.260-267, 2004.
- 4) Kokusho, T. and Ishizawa, T.: Energy approach for earthquake induced slope failure evaluation, *Soil Dynamics in Earthquake Engineering*, Elsevier, in print, 2005.
- 5) 國生剛治, 本山隆一: 地震波の上昇波と下降波の分離による表層地盤でのエネルギー収支, 土木学会論文集 No.652/III-51, pp.257-267, 2000.6.
- 6) 國生剛治, 本山隆一, 万谷昌吾, 本山寛: 表層地盤における地震波のエネルギーフローと性能設計, 日本地震工学論文集(電子論文), 第4巻, 第4号, 2004.9.

(2005. 6. 21 受付)

DEVELOPMENT OF ENERGY APPROACH FOR EARTHQUAKE-INDUCED SLOPE DISPLACEMENT

Tomohiro ISHIZAWA and Takaji KOKUSHO

Earthquake-induced slope stability has been evaluated by force-equilibrium of soil mass, although it cannot evaluate how large the deformation will develop and how far the effect reaches down-slope. The present study aims the development of evaluation method for residual displacement of slope during earthquakes by energy approach. We conducted innovative model tests on a shaking table, in which energy balance in a sliding slope is quantified. Based on theoretical considerations on a rigid block model and model test results, a possibility of energy based design for slope displacements during earthquakes has been found.