

Morgenstern-Price 法に基づく地すべり地強度定数 c , ϕ の逆算法

植田康宏*・山上拓男**

本論文は、安全率算定式にMorgenstern-Price法 (M-P法) を採用した場合の地すべり地強度定数逆算法 (山上・植田法) を提案するものである。M-P法に基づく逆算法は、安全率算定式自身のもつ理論構成の複雑さから幾分煩雑な計算を必要とする。そこで本文ではまず、M-P法の安全率算定式の要約を行い、次いでそれに基づく逆算手順を詳述した。そして最後に、仮想斜面および実際の地すべり地に対する適用結果を呈示し、提案法の有用性を示した。

Key Words : back analysis, landslide, limit equilibrium method, cohesion, angle of internal friction

1. まえがき

地すべり地や破壊斜面に対して対策工を計画する場合、地山の強度定数を的確に評価し得るか否かは対策工の規模や工費と係わってたいへん重要な問題である。ところが、自然斜面においてはサンプリング自体が困難なこと、あるいは地山の非均質・多様性に起因して得られるデータのバラツキは避けられないことなどの理由で強度定数を実験的に決定することはほとんど不可能と言わざるをえない。このような実情から、実務ではすべり面を均質と仮定し、その地すべり面の現状の安全率を推定することによって、逆に c , ϕ を定めるいわゆる逆算法が多くとられている。筆者らも数学的に単純なアイデアに基づく合理的な逆算法 (山上・植田法) を考案し^{1)~3)}、これまでに安全率算定式として簡便分割法⁴⁾、Bishop法⁵⁾、複合すべり面法⁶⁾、Janbu法⁷⁾を採用した場合の逆算手順を報告してきた。そしてその過程で、これら方法の理論上の精度は申し分ないこと、あるいは実際問題への適用例^{8)~10)}を通して、これらの方法が十分現実的な逆算値を与えることを示した。

本論文は新たに、安全率算定式として Morgenstern-Price 法 (以下 M-P 法と略す) を採用した場合の山上・植田法について述べるものである。これまで逆算法で採用してきた安全率算定式のうち、円弧すべりを対象とした簡便分割法および非円形すべりを対象とした複合すべり面法は、理論構成が単純で取扱いが容易である反面、実現象を理想化し過ぎているため必ずしも合理性の高い手法とは言い難い。また、Bishop 法は精度が高い手法の一つではあるがすべり面形状が円弧に限定される。一

方、非円形すべりを対象とした Janbu 法では、不静定内力を考慮しない Janbu 簡便法は安定した解を与えるが、Janbu 厳密法ではその静定化条件に起因して逆算値が求まらない場合も経験される。したがって、非円形すべり面場を対象としてより精度の高い解を得るために、安全率算定式の中では合理性が高いとされる M-P 法に基づく逆算法を展開する意義は少なくないと思われる。このような観点から以下においては、M-P 法の安全率算定式の要約につづいてそれに基づく逆算手順の詳細と仮想斜面および実際の破壊斜面に対する適用結果を述べている。

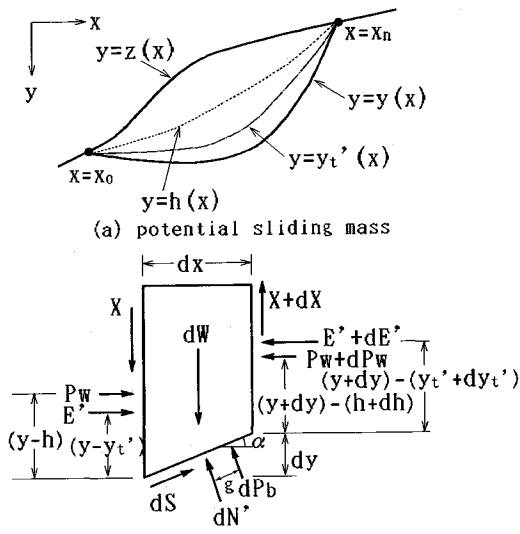
2. 安全率算定式の要約

斜面安定解析で用いられる分割法は、高次の不静定問題となることは周知の通りである。したがって、解を得るためには何らかの仮定を持ち込み、問題を静定化しなければならない。この静定化条件にどのような仮定を用いるかによって、それぞれ異なる安全率算定式が提案されている。本論文で採用した M-P 法¹¹⁾は非円形すべり面を対象とした安全率算定式のなかでは、より厳密に不静定内力を考慮していることから合理性が高いとされている。ここでは、のちの便宜のためまずこの理論の要点を文献(11, 12)に基づいて簡潔にまとめておく。

Fig.1 は地すべり斜面と仮定されたすべり土塊中の任意のスライスに働くすべての外力を示したものである。**Fig.1 (a)** において、仮定すべり面の式を $y=y(x)$ 、斜面の式を $y=z(x)$ 、スライス側面に働く有効水平力の着点点を結ぶ推力線を $y=y_i'(x)$ 、水圧の推力線を $y=h(x)$ とおく。また、図中用いられている記号の説明は次の通りである。X, E' : スライス側面に働くせん断力と有効水平力, dW : スライス重量, P_w : スライス側面に働く水圧の合力, dP_b : スライス底面に働く水圧, dS, dN' : スライス底面に働くせん断力と有効垂直力,

* 正会員 工修 (株) 阪神コンサルタンツ 大阪支店 調査部 (〒550 大阪市西区西本町 2丁目 5-24)

** 正会員 工博 徳島大学教授 工学部建設工学科



(a) potential sliding mass
(b) forces acting on an infinitesimal slice
Fig.1 Explanation of the Morgenstern-Price method

α : スライス底面と水平方向のなす角.

まず, Morgenstern らは静定化の条件として, スライス間力に次のような仮定を持ち込んだ. すなわち,

$$X = \lambda f(x) E \dots \dots \dots (1)$$

ここに, λ : 未知定数, $f(x)$: あらかじめ与えられる任意の関数, E : スライス側面に働く全水平力 (= $E' + P_w$). また, 分割されたスライスにおいて斜面形状, すべり面形状および関数 $f(x)$ は線形関係で表されると仮定した. すなわち,

$$\text{すべり面形状: } y = Ax + B \dots \dots \dots (2)$$

$$\text{スライス重量: } \frac{dW}{dx} = px + q \dots \dots \dots (3)$$

$$f(x) : f = kx + m \dots \dots \dots (4)$$

ここに, A, B, p, q, k, m は係数.

そして, 彼らはスライス底面に垂直, 平行方向の力のつり合いと底面の中心に関するモーメントのつり合いから, 最終的に次に示す二つの式, 式 (5), (6) を導いた:

$$E = \frac{1}{L + Kx} \left[E_i L + \frac{Nx^2}{2} + Px \right] \dots \dots \dots (5)$$

ここに,

$$K = \lambda k \left(\frac{\tan \phi}{F} + A \right) \dots \dots \dots (5a)$$

$$L = \lambda m \left(\frac{\tan \phi}{F} + A \right) + 1 - A \frac{\tan \phi}{F} \dots \dots \dots (5b)$$

$$N = p \left[\frac{\tan \phi}{F} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi}{F} \right] \dots \dots \dots (5c)$$

$$P = \frac{c}{F} (1 + A^2) + q \left[\frac{\tan \phi}{F} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi}{F} \right] \dots \dots \dots (5d)$$

c : 粘着力, ϕ : 内部摩擦角, F : 安全率, r_u : 間隙圧比, ただし, ここでの x はスライス始点 ($x = x_i$) からの距離, E_i はスライス始点での E の値である.

$$M = E (y_i - y) = \int_{x_0}^x \left(X - E \frac{dy}{dx} \right) dx \dots \dots \dots (6)$$

関数 $f(x)$ はスライス側面に働く不静定内力の分布形状を決定するものであるが, 通常は $f(x) = 1$ として解析される. しかし, 斜面形状や強度定数の値によっては正弦関数や台形分布が用いられる場合もある. いずれにせよ M-P 法では解析に先立って関数 $f(x)$ を仮定しなければならない. これより, 式 (5), (6) において未知数は F と λ のみとなる. そこで実際の計算では, まず F と λ を適当に仮定し, すべり面の一端 ($x = x_0$) における境界値 $E = E_0 (= 0)$ から出発して, 式 (1), (5), (6) より各スライス側面での E と M を逐次求める. そして, すべり面の終点 ($x = x_n$) において境界条件:

$$\left. \begin{matrix} E_n = 0 \\ M_n = 0 \end{matrix} \right\} \text{ at } x = x_n \dots \dots \dots (7)$$

を満足しているか否かを調べる. 誤差の許容値内で式 (7) が満たされていれば解は収束したものとみなし, その時の F の値が安全率となる. 他方, 式 (7) を満たしていなければ, F, λ を適当に変化させつつ, $E_n = 0, M_n = 0$ となるまで計算を繰り返すのである. Morgenstern らはこの反復計算に Newton-Raphson 法を用いて, より効率的に収束解を得る手法を提案した¹²⁾. また, 式 (6) よりスライス間力の作用位置 y_i を求め, それがすべり土塊内にあるか否かで, 解の妥当性が検証される.

これまで山上・植田法で採用してきた安全率算定式と M-P 法の相違点は, 前者が一つの式で与えられたのに対し, 後者は上述のごとく未知数が 2 個, 解くべき式も二つ存在することである. これに起因して安全率の計算に反復過程を要するなど取扱いが幾分煩雑なものとなることはやむをえない. なお本論文では便宜上, 式 (5), (6) を M-P 法による安全率算定式と呼ぶことにする.

3. Morgenstern-Price 法に基づく逆算法

筆者らの逆算法は極めて単純明快な二つの条件, 一求めるべき c, ϕ は現状安全率を F_0 としたとき,

a) 安全率算定式で $F = F_0$ として定まる $c - \tan \phi$ 関係を満足し, かつ

b) F_0 がその近辺の試行すべり面の中で最小の安全率となるものでなければならない—

に基礎を置いている. 本節では, この二つの条件に基づき M-P 法を採用した場合の逆算法を展開する.

今, 現状すべり面が与えられ, それに沿った現状安全率の値を F_0 とすると, M-P 法による安全率算定式は

次のように表される：

$$E = \frac{1}{L + Kx} \left[E_i L + \frac{Nx^2}{2} + Px \right] \dots\dots\dots (8)$$

ここに、

$$K = \lambda k \left(\frac{\tan \phi}{F_0} + A \right) \dots\dots\dots (8a)$$

$$L = \lambda m \left(\frac{\tan \phi}{F_0} + A \right) + 1 - A \frac{\tan \phi}{F_0} \dots\dots\dots (8b)$$

$$N = p \left[\frac{\tan \phi}{F_0} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi}{F_0} \right] \dots\dots\dots (8c)$$

$$P = \frac{c}{F_0} (1 + A^2) + q \left[\frac{\tan \phi}{F_0} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi}{F_0} \right] \dots\dots\dots (8d)$$

$$M = \int_{x_0}^x (X - E) \frac{dy}{dx} dx \dots\dots\dots (9)$$

これらの関係式は式 (5), (6) において $F \rightarrow F_0$ と置換したものであるが、式 (8) では特に F_0 が既知である点に注意する。これより、周知の c - $\tan \phi$ 関係が定まる。ただし、従前山上・植田法で用いられてきた安全率算定式の c - $\tan \phi$ 関係は単一の式で与えられたのに対し、M-P 法のそれは式 (8), (9) 2つの式が係わりを持つ。この点で、M-P 法に基づく逆算は煩雑な計算を要することになるのである。以下に c - $\tan \phi$ 関係を求める手順を示す：

まず、式 (8), (9) において $\tan \phi = 0$ とおき、 c_{\max} および λ を求める。このとき式 (8a)~(8d) は次のようになる：

$$K = \lambda k A \dots\dots\dots (10a)$$

$$L = \lambda m A + 1 \dots\dots\dots (10b)$$

$$N = p A \dots\dots\dots (10c)$$

$$P = \frac{c_{\max}}{F_0} (1 + A^2) + q A \dots\dots\dots (10d)$$

そして、 c_{\max} と λ は、安全率を求める場合と同様に、これらの値を逐次変化させつつ、式 (8), (9) および (10a)~(10d) から各スライス側面での E , M を計算し、境界条件 $E_n = 0$, $M_n = 0$ を同時に満たすまで反復計算することによって求められる。ここで、反復計算には Morgenstern らの手法¹²⁾を参照して Newton-Raphson 法を用いた。

同様に、 $c=0$ とおくと式 (8a)~(8d) は、

$$K = \lambda k \left(\frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} + A \right) \dots\dots\dots (11a)$$

$$L = \lambda m \left(\frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} + A \right) + 1 - A \frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} \dots\dots\dots (11b)$$

$$N = p \left[\frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} \right] \dots\dots\dots (11c)$$

$$P = q \left[\frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi_{\max}}{F_0} \right] \dots\dots\dots (11d)$$

となり、 $\tan \phi_{\max}$, λ を決定することができる。

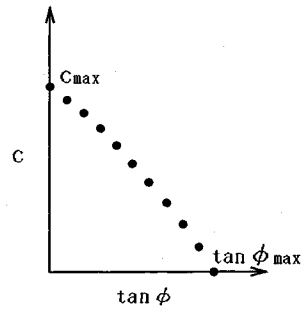


Fig.2 c - $\tan \phi$ relationship

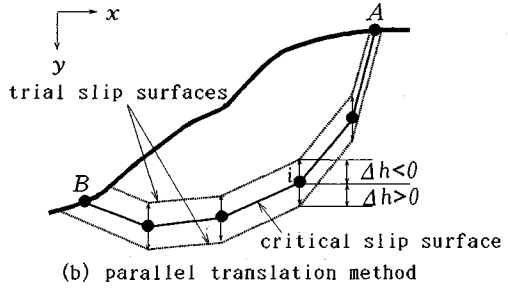
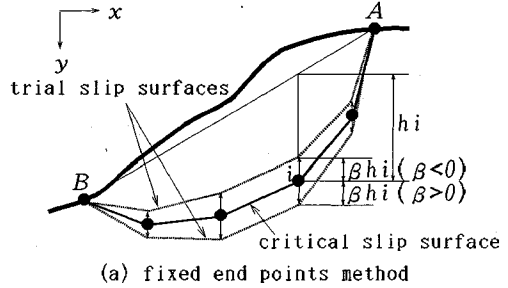


Fig.3 Determination of trial slip surfaces

以上から逆算すべき粘着力は $0 \leq c \leq c_{\max}$ 、内部摩擦角は $0 \leq \tan \phi \leq \tan \phi_{\max}$ なる範囲に存在することになる。

次に、 $\tan \phi$ の値を $0 \leq \tan \phi \leq \tan \phi_{\max}$ の範囲で適当に細分割し、各 $\tan \phi$ の値に対して式 (8), (9) より c を求め、Fig.2 の模式図に示すように、 c - $\tan \phi$ 関係を定める。すなわち、逆算によって求めるべき c , ϕ はこの曲線上のどこかの点でなければならない (条件 a)。

つづいて、条件 b) を生かすために、現状すべり面の近傍に設定した試行すべり面に注目する。そしてこの試行すべり面について、Fig.2 の c - $\tan \phi$ 関係を満たすように強度定数を変化させたとき安全率がどのように変化するかを調べる。このとき、試行すべり面の決定には次の二つの方法を検討した。

第 1 の方法は、従来より採用されてきた方法であって、Fig.3 (a) に示すようにすべり面は多数の折線の連なりで構成されるものとし、その両端 A, B 以外のすべての節点を βh_i だけ鉛直方向に移動させることによって試行すべり面を生成する。ここに h_i は直線 AB と現状

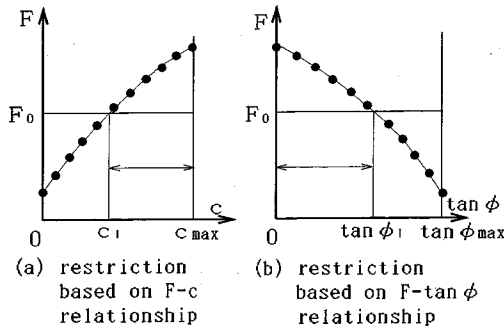


Fig.4 Restriction of ranges within which the strength parameters should exist

すべり面上の節点との鉛直距離, β は任意の定数 ($\beta \neq 0$).

第2の方法は、今回初めて試みられた方法であって、Fig.3 (b) に示すように現状すべり面を構成する全ての節点を同じ距離 (Δh) だけ鉛直方向に移動させる方法、すなわち現状すべり面の単純な平行移動によって試行すべり面を作り出す方法である。

いずれにせよ、これらによって図に示すように現状すべり面の近傍にそれとよく似た形の試行すべり面を作り出すことができる。以後本論文では、第1の方法を両端固定法 (Fixed end points method), 第2の方法を平行移動法 (Parallel translation method) と呼ぶことにする。

さて、現状すべり面以外の任意の一つの試行すべり面に対し、M-P 法による安全率算定式が次のように表されたものとしよう：

$$E = \frac{1}{L + Kx} \left[E_1 L + \frac{Nx^2}{2} + Px \right] \dots (12)$$

ここに、

$$\begin{cases} K = \lambda k \left(\frac{\tan \phi}{F} + A \right) \dots (12a) \\ L = \lambda m \left(\frac{\tan \phi}{F} + A \right) + 1 - A \frac{\tan \phi}{F} \dots (12b) \\ N = p \left[\frac{\tan \phi}{F} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi}{F} \right] \dots (12c) \\ P = \frac{c}{F} (1 + A^2) + q \left[\frac{\tan \phi}{F} + A - r_u (1 + A^2) \frac{\tan \phi}{F} \right] \dots (12d) \end{cases}$$

$$M = \int_{x_0}^x (X - E) \frac{dy}{dx} dx \dots (13)$$

下付きバーの付された記号は現状すべり面以外の試行すべり面で評価された値であることを意味する。この式で、 c , ϕ を条件 a) を満たすように変化させたとき、 F がどのような分布になるか見てみよう。ここでは先に定められた c - $\tan \phi$ 関係を満足する多数の ($\tan \phi$, c) の組を式 (12), (13) に代入し、それぞれに対する F の値を求める方法をとった。その結果は Fig.4 に示す模式図のようになる。ところが逆算法の満たすべき条件 b) より常に次式が成り立たなければならない。

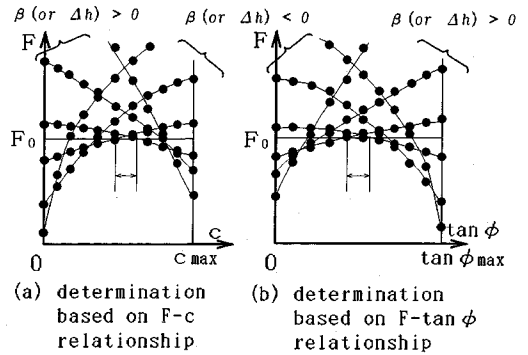


Fig.5 Final determination of existing ranges for the strength parameters

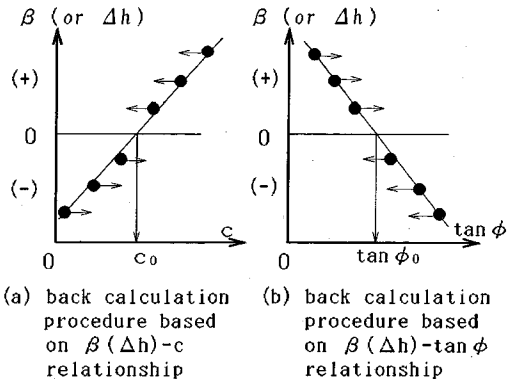
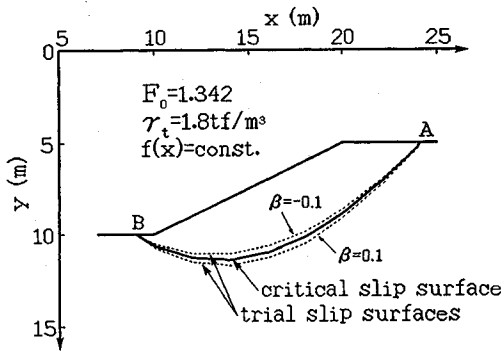


Fig.6 More efficient and systematic back calculation procedure

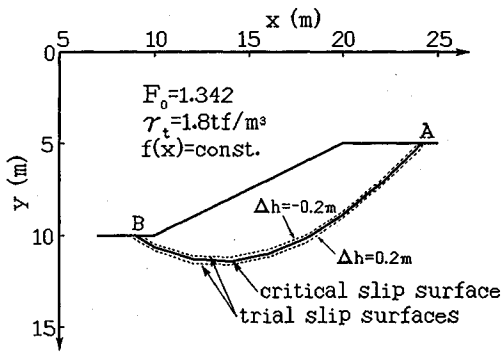
$$F \geq F_0 \dots (14)$$

これより求めるべき c , $\tan \phi$ は Fig.4 において矢印で示された範囲内になければならず、その存在範囲が当初の $0 \sim c_{max}$ ないし $0 \sim \tan \phi_{max}$ からそれぞれ $c_1 \sim c_{max}$, $0 \sim \tan \phi_1$ に絞り込まれたことになる。もし、 F の分布を示す曲線の勾配が Fig.4 のそれとは逆の関係になれば、 c , $\tan \phi$ の存在範囲はそれぞれ $0 \sim c_1$, $\tan \phi_1 \sim \tan \phi_{max}$ となる。いずれにせよ1本の試行すべり面から式 (14) により求めるべき強度定数の範囲が大幅に制限される。そして、現状すべり面の上下に適当な数の試行すべり面を選び出し、それぞれについて $F \sim c$, $F \sim \tan \phi$ 図を描けば、Fig.5 に模式的に示すように正しい c ないし $\tan \phi$ の存在範囲が極端にせばめられ、精度上ほとんど問題のない範囲で c と $\tan \phi$ を決定することが可能となるのである。

以上の手順をより効率的かつ組織立てて遂行するには Fig.6 を利用すればよいことが判っている。Fig.6 において (a) 図の横軸は c , (b) 図のそれは $\tan \phi$ であるが、縦軸にはいずれも試行すべり面を決定するとき用いた β あるいは Δh の値をとっている。ただし、便宜上現状すべり面の下方に設定された試行すべり面の $\beta(\Delta h)$ の値を正、上方のそれを負としておく。各試行すべり面について c , $\tan \phi$ のとり得る範囲のうち最大値もしくは



(a) fixed end points method



(b) parallel translation method

Fig.7 First example problem

最小値を Fig.5 より読みとり、 $\beta(\Delta h)$ の値とともに Fig.6 上にプロットし、それらをなめらかな曲線で結んでやる。するとその曲線と $\beta(\Delta h) = 0$ との交点の横軸の読みが求めるべき粘着力 (c_0) もしくは内部摩擦角 ($\tan\phi_0$) となるのである。この様子が Fig.6 に図解されている。

4. 解析例

本手法の適用性を検証すべく2つの問題を採用した。なお、各適用例とも関数 $f(x) = \text{一定}$ として解析した。
 最初の問題は、Fig.7 に示すように法面勾配 1:2、単位体積重量 $\gamma_t = 1.8 \text{ tf/m}^3$ 、粘着力 $c = 1.0 \text{ tf/m}^2$ 、 $\phi = 10.0^\circ$ を持つ均質斜面である。この斜面に対して M-P 法に基づく臨界すべり面探索を行ったところ、Fig.7 に示すような臨界すべり面（現状すべり面）が得られ、それに沿う安全率は $F_0 = 1.342$ であることが判明した。そこで、この値を現状安全率 F_0 として c 、 ϕ の逆算を試みた。試行すべり面は、現状すべり面の上下両側にそれぞれ3個ずつ選んだ。その際、 β の値は ± 0.1 、 ± 0.2 、 ± 0.3 、 Δh は $\pm 0.2 \text{ m}$ 、 $\pm 0.4 \text{ m}$ 、 $\pm 0.6 \text{ m}$ とした。Fig.7 (a)、(b) にそれぞれ $\beta = \pm 0.1$ 、 $\Delta h = \pm 0.2 \text{ m}$ のときの試行すべり面を图示した。Fig.8 に c - $\tan\phi$ 関係と逆算値を示す。逆算値は両端固定法の場合 $c_0 = 1.0$

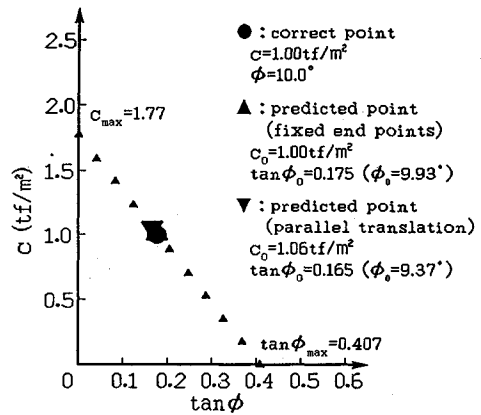
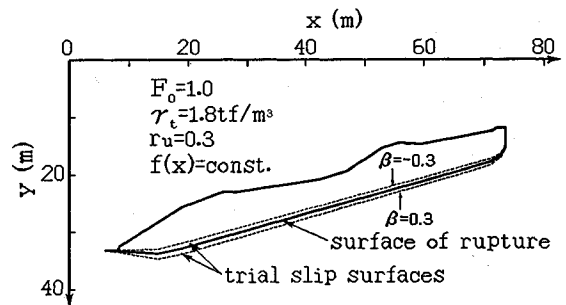
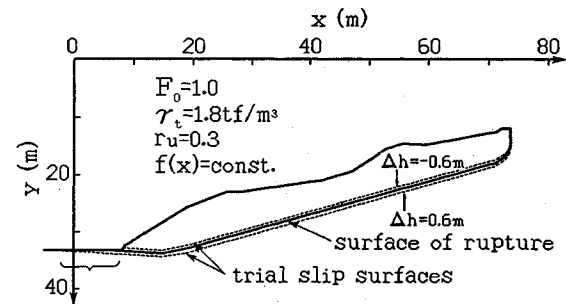


Fig.8 c - $\tan\phi$ relationship and back-analyzed values



(a) fixed end points method



(b) parallel translation method

Fig.9 Second example problem (Kashiwara Landslide)

tf/m^2 、 $\phi_0 = 9.93^\circ$ 、平行移動法の場合 $c_0 = 1.06 \text{ tf/m}^2$ 、 $\phi_0 = 9.37^\circ$ であり、両者ともほぼ正解が得られている。

第2の問題は大阪府下で発生した柏原地すべり⁸⁾への適用例である。Fig.9 に斜面形状、現状すべり面および解析条件を示す。試行すべり面は、両端固定の場合 $\beta = \pm 0.1$ 、 ± 0.2 、 ± 0.3 、平行移動では $\Delta h = \pm 0.2 \text{ m}$ 、 $\pm 0.4 \text{ m}$ 、 $\pm 0.6 \text{ m}$ として現状すべり面の上下両側に3個ずつ、合計6個設定した。Fig.9 (a)、(b) に、それぞれ $\beta = \pm 0.3$ 、 $\Delta h = \pm 0.6 \text{ m}$ のときの試行すべり面を示す。

Fig.10 は c - $\tan\phi$ 関係と逆算値である。両端固定法での逆算値は $c_0 = 0.18 \text{ tf/m}^2$ 、 $\phi_0 = 20.8^\circ$ であった。当該

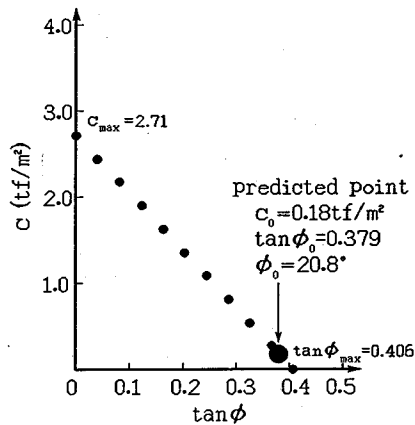


Fig.10 c - $\tan\phi$ relationship and back-analyzed values (fixed end points method)

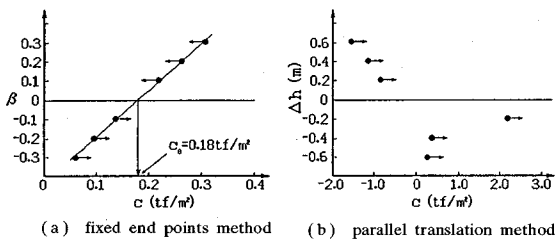


Fig.11 Results of back analysis by the efficient and systematic procedure

地すべり地では、かなり綿密な地すべり調査が実施され、力学試験として観測用立坑内で採取された不攪乱試料による一面せん断試験と、同立坑内のすべり面上で原位置せん断試験が行われている。その結果は、一面せん断試験で $c' = 0.8 \text{ tf/m}^2$, $\phi' = 15^\circ \sim c' = 3.8 \text{ tf/m}^2$, $\phi' = 17^\circ$, 原位置せん断試験では $c' = 0.0$, $\phi' = 13.5^\circ$ であった。本適用例では、逆算値と力学試験結果は必ずしも一致していない。このように、実際問題ではすべり面が均質とみなされる場合であっても、逆算値と実験値が異なることはいっこうに差し支えない。むしろ筆者らは、逆算値がすべり面に沿った平均的な強度定数を表しているのに対し、実験結果はあくまでも点の情報を与えるに過ぎないため、両者が等しくならないのは当然であると考えている。そして以後の地すべり対策工の設計には、当然のことながらこうして得られた逆算値を用いるべきことも付記しておきたい。

一方、平行移動法では逆算値を求めることはできなかった。Fig.11 は逆算の過程で用いた $\beta(\Delta h) - c$ 関係である。各試行すべり面よりプロットされた点は、両端固定法 (Fig.11 (a)) ではこれまでの適用例と同様にほぼ直線関係にあるのに対し、平行移動法 (Fig.11 (b)) ではなめらかな曲線を引くことすらできない。この原因として、現状すべり面と試行すべり面ではそれらによ

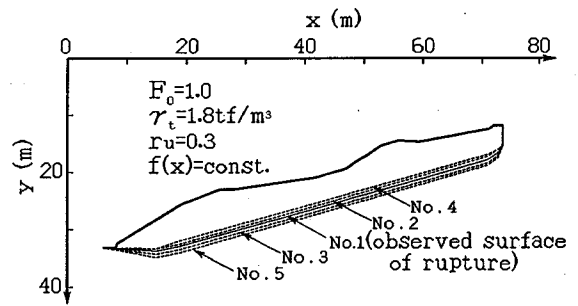


Fig.12 Observed and assumed surface of ruptures

て形造られるすべり土塊の形状が大きく異なる点を挙げることができる。すなわち、Fig.9 (b) にみられるように平行移動の場合、現状すべり面の下方に設定された試行すべり土塊には土被りの非常に浅い領域が生じたり、上方に設定された試行すべり面ではその先端が勾配の異なる地表面上に出現したりしている。その結果、各試行すべり面間で力学量の変化に連続性が損なわれ、Fig.11 (b) にみられるように、現状すべり面の下側に設定された試行すべり面 ($\Delta h > 0$) では、逆算値の存在範囲が両端固定法と比べて逆向きになったり、また上側に設定された試行すべり面 ($\Delta h < 0$) では $\Delta h \rightarrow 0$ のとき粘着力が非常に大きくなる傾向をみせたものと推測される。同様な現象は本文に掲げた問題以外でも経験されている。こうして平行移動の場合、 c もしくは $\tan\phi$ の存在範囲の絞り込みは失敗に帰したわけである。しかし、試行すべり面にかかわらずすべり土塊の形状が余り変化しない第1の問題では、前出のごとく両手法による逆算値はほぼ一致している。したがって、試行すべり面の決定に平行移動法が採用可能であるか否かは、斜面形状を見て判断しなければならない。もっとも筆者らはいかなる問題に対しても両端固定法のみで十分であるとは考えているのであるが……。

地すべり観測によって推定されるすべり面位置や形状は測定精度などに起因して誤差を含むことは否めない。そこで、次に現状すべり面の観測誤差が逆算値に及ぼす影響について検討した。ここでは先と同様に柏原地すべりを例にとり、観測されたすべり面を上下に適当な距離だけずらしたすべり面を現状すべり面とみなすことによって観測誤差を表現した。Fig.12 に解析条件と各現状すべり面を示す。図中 No.1 が観測されたすべり面、No.2 は No.1 のすべり面を上方に 50 cm ずらしたもの、No.3 は下方に 50 cm、No.4, 5 は上下方向にそれぞれ 1 m ずらしたすべり面である。Table 1 と Fig.13 に逆算結果を示す。図中、小さい記号は c - $\tan\phi$ 関係、大きい記号は逆算値である。No.1 の結果に対して現状すべり面が 50 cm ずれた No.2, No.3 では粘着力が $0.1 \sim 0.2 \text{ tf/m}^2$ 程度、内部摩擦角は 1.5° 程度のずれを、また 1 m

Table 1 Results of back analysis

slip surfaces	symbols	predicted values	
		c_0 (tf/m ²)	ϕ (°)
No.1	●	0.18	20.8
No.2	▲	0.06	22.3
No.3	▼	0.38	19.2
No.4	△	-0.11	23.4
No.5	▽	0.58	17.7

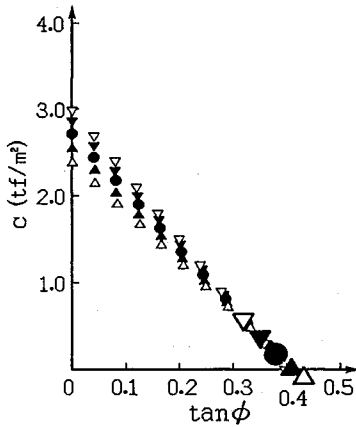


Fig.13 c-tanφ relationships and back-analyzed values

ずれた No.4, No.5 ではそれぞれ 0.3~0.4 tf/m², 3° 程度のずれをみせている。すなわち, No.1 と他のすべり面による逆算値の差は, すべり面の観測誤差とほぼ比例関係にあることがわかる。しかし, 当地すべり地では観測誤差が仮に 1 m あったとしても, それによる逆算値の誤差が実用上問題になるとは考えられない。

通常, すべり面位置の観測誤差は 1 m 程度内には収まると思われるため, 検討例がわずかに 1 例ではあるが, すべり面位置の誤差が逆算値に与える影響は余り大きくないと言えそうである。

5. む す び

地すべり地や破壊斜面の強度定数逆算法 (山上・植田法) において, より精度の高い解を得るために安全率算定式として M-P 法を採用した場合の逆解析法を述べた。この手法の基本的概念はすでに筆者らが別の場所で発表してきたものと格段変わるところはない。しかし, M-P 法自身のもつ理論構成の複雑さから, これまで発表してきた逆算法と比してやや煩雑な計算を必要とした。ただし, 山上・植田法はパーソナルコンピューターで容易に実行できるためプログラムさえ作成すれば, 逆算の際には計算の煩雑さはなんら問題とならない。しかも, 演算時間 (NEC PC-9821 As) は, 第 1 の適用例で 1 秒, 第 2 の適用例で 5 秒程度であった。

本手法の精度と有用性を吟味すべく, 仮想の問題と実際の地すべり斜面を取り上げた。そして, 仮想の問題に

おいては非常に精度よく逆算値を求めることができた。実際問題である柏原地すべりへの適用例では, 現実的な強度定数を逆算することができた。

また, これら適用例において試行すべり面の決定方法の違い, すなわち両端固定法と平行移動法が逆算値に及ぼす影響について検討を加えた。これまで非円形すべり面を扱った逆算法において, 試行すべり面はすべり面の両端を固定して作り出す方法を用いてきた。これに対し本文では新たに現状すべり面を単純に平行移動して設定する方法の検討も行った。しかし, 与えられた斜面形状によっては, 平行移動法で逆算値を求めることができない場合のあることが明らかになった。それは要するに平行移動によって生成される試行すべり土塊の形状が, 現状すべり面のそれと大きく異なる場合である。

現状すべり面の観測誤差が逆算値に及ぼす影響の一例をみるために, 柏原地すべりにおいて観測されたすべり面を意図的に上下方向にずらしたすべり面を現状すべり面とみなして逆算を行った。その結果, 観測されたすべり面が 1 m の誤差を含んだすべり面であっても, 逆算値に及ぼす影響は実用上問題にならない程度のものであることが示された。

本手法は, 斜面形状, すべり面形状, すべり面に沿う間隙水圧分布, 地山の単位体積重量, および現状安全率が与えられれば, パーソナルコンピューターを用いて直ちに, しかも理論上の曖昧さを伴うことなく強度定数を決定することができる。したがって, 対策工の設計など緊急を要する現場であればあるほどその威力を発揮するものと思われる。

参 考 文 献

- 1) 山上拓男・植田康宏: 地すべり地強度定数の新しい逆算法 (I) — 基本概念 —, 地すべり, Vol.21, No.2, pp.16~21, 1984.
- 2) Yamagami, T. and Ueta, Y.: Back analysis of average strength parameters for critical slip surfaces, Computer and Physical Modelling in Geotechnical Engineering (eds. A. S. Balasubramaniam, et al.), Balkema, pp.53~67, 1989.
- 3) Yamagami, T. and Ueta, Y.: Back analysis of strength parameters for landslide control works, Proc. of the 6th International Symposium on Landslides, pp.619~624, 1992.
- 4) 山上拓男・植田康宏: 地すべり地強度定数 c, ϕ の新しい逆算法 (II) — 簡便 (分割) 法に基づく逆算法 —, 地すべり, Vol.21, No.3, pp.24~31, 1984.
- 5) 山上拓男・植田康宏: 地すべり地強度定数 c, ϕ の新しい逆算法 (III) — Bishop 法に基づく逆算法 —, 地すべり, Vol.21, No.4, pp.10~17, 1985.
- 6) 山上拓男・植田康宏: 複合すべり面法に基づく破壊斜面の強度定数逆解析, 土と基礎, Vol.36, No.12, pp.37~42, 1988.

- 7) 山上拓男・植田康宏：Janbu 法に基づく地すべり地強度定数 c , ϕ の逆算法, 第 6 回岩の力学国内シンポジウム講演論文集, pp. 299~304, 1984.
- 8) 山上拓男・中世古幸次郎・橋本 正・植田康宏：地すべり地強度定数逆解析法に基づく事例解析について, 斜面崩壊および地すべりの予知と対策に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会四国支部, pp. 153~160, 1988.
- 9) 堀籠浩史・橋本 正・植田康宏・山上拓男：和泉層群頁岩層における切り土斜面崩壊の逆解析例, 地質と斜面崩壊に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会四国支部, pp. 115~118, 1990.
- 10) 植田康宏・山上拓男・山川 治・安富英樹：崩壊斜面の c , ϕ 逆解析事例とそれらの考察, 破碎帯の工学的性質に関するシンポジウム発表論文集, 土質工学会, pp. 119~126, 1992.
- 11) Morgenstern, N.R. and Price, V.E. : The analysis of the stability of general slip surfaces, *Geotechnique*, Vol.15, No.1, pp.79~93, 1965.
- 12) Morgenstern, N.R. and Price, V.E. : A numerical method for solving the equations of stability of general slip surfaces, *The Computer Journal*, Vol.9, No.4, pp.388~393, 1967.

(1993.5.17 受付)

BACK ANALYSIS OF AVERAGE STRENGTH PARAMETERS FOR FAILED SLOPES BASED ON THE MORGENSTERN-PRICE METHOD

Yasuhiro UETA and Takuo YAMAGAMI

This paper is concerned with a further extension of the authors' back analysis methods presented previously to non-circular slip surfaces, where the Morgenstern-Price method (M-P method) is used to express the factor of safety. Back analysis based on the M-P method is rather complicated in comparison with back analysis based on the other methods, because of the inherent complexity of the M-P method itself. The first part of the paper presents a way to determine the c - $\tan\phi$ relationship for the M-P method. Subsequently, two procedures are given to obtain trial slip surfaces. By combining each of these trial slip surfaces with the c - $\tan\phi$ relationship, an extremely limited range within which the unknown parameters, c and ϕ , should exist, is obtained. Application of this method to a fictitious and a practical problem indicates that the proposed method provides accurate and reliable strength parameters.