

樹木根系が持つ斜面崩壊防止機能の 評価方法に関する研究

阿 部 和 時⁽¹⁾

ABE, Kazutoki : A Method for Evaluating the Effect of Tree Roots on
Preventing Shallow-Seated Landslides

要 旨 : この研究は樹木根系の持つ斜面崩壊防止機能の定量的評価方法を根系分布と根の力学的研究をもとに開発することを目的とした。研究対象樹種として主要造林樹種であるスギを用いた。根系分布の研究では、深さ方向の根の体積分布、直径階別本数、平均根系体積に関して規則性が見い出され、それらの結果から根系分布再現モデルが提案された。根の力学的研究では、室内一面せん断試験で根による土のせん断抵抗力補強強度 (ΔS) が破壊規準の中で独立した定数項として表現できることが明らかになった。この結果とせん断土層中の根の変形状態を表す式から ΔS を表す基本 ΔS モデルを提案した。さらに、このモデルを実際の林地斜面に適用できるように根の引き抜き抵抗力を用いた実用 ΔS モデルに変形した。引き抜き抵抗力は比較的容易に測定できるうえ、根の複雑な形状の影響、斜面の土質・土壌の影響も反映しているため、 ΔS の推定には最も適している。実用 ΔS モデルは室内一面せん断試験と引き抜き試験、さらに原位置大型一面せん断試験と原位置引き抜き試験によって、その有効性を確認した。最後に、根系分布モデルと実用 ΔS モデルによって、スギ林分の斜面崩壊防止機能をシミュレートした。その結果、基岩層に亀裂が多い斜面や基岩層の表面で風化が進んでいる斜面で根系は崩壊防止に重要な役割を果たしていることが示された。また、現場の森林管理担当者が森林の崩壊防止機能を考慮した森林管理に利用できるように、崩壊防止機能を評価する方法を提示した。

目 次

1 緒 言	108
2 森林の崩壊防止機能に関する既往の研究成果と問題点	110
2.1 既往の研究成果	110
2.1.1 樹木の根の分布に関する研究	110
2.1.2 統計的手法による森林の崩壊防止機能の研究	110
2.1.3 根による崩壊防止機能の力学的研究	111
2.1.4 根によるせん断抵抗力補強メカニズムとモデル化の研究	112
2.2 根の崩壊防止機能の評価方法に関する研究の今後の課題	114
2.2.1 潜在すべり面に存在する根の直径階級別本数の把握	114
2.2.2 根のせん断抵抗力補強メカニズムの把握	115
2.2.3 斜面安定解析に適用できる ΔS モデルの開発	115
2.3 研究計画	116
3 林地斜面におけるスギ根系分布再現モデル	117
3.1 研究の目的	117

3.2	調査地, 調査木, 調査方法	117
3.3	スギ根系分布の特徴	119
3.3.1	深さ方向の体積分布	119
(1)	10 cm 厚土層ごとの根の体積比 $[RV(Z)]$	119
(2)	10 cm 厚土層内の根の体積 $[V(Z)]$ のワイブル分布への適用	119
3.3.2	根の本数比 $[Y_t(D), Y_m(D), T_b(D)]$	122
3.3.3	根の平均体積 $[V_a(D)]$	125
3.3.4	根の最大伸長深さ $[Z_{max}]$	125
3.4	根系分布シミュレーションモデル	125
3.5	まとめ	128
4	根による土のせん断抵抗力補強機構	128
4.1	根による土のせん断抵抗力補強強度 $[\Delta S]$	128
4.1.1	試験の目的と方法	128
4.1.2	試験結果	129
(1)	根によるせん断補強強度の現れ方	129
(2)	破壊規準に対する根の影響	131
4.1.3	考 察	132
4.2	せん断面における根の変形とせん断抵抗力補強機構のモデル化	132
4.2.1	試験の目的と方法	132
4.2.2	せん断土層内での根の変形	133
4.2.3	ΔS モデル	135
(1)	ΔS モデルの再考	135
(2)	根のスリップと破断	138
(3)	ΔS モデルシミュレーション	138
4.2.4	まとめ	140
4.3	森林斜面の安定計算で使用可能な ΔS 評価方法の検討	141
4.3.1	研究の目的と試験方法	141
4.3.2	試験結果	143
4.3.3	引き抜き抵抗力を用いた実用 ΔS モデルの検討	144
4.3.4	モデルから求めた ΔS と実験結果の比較	144
4.3.5	実用 ΔS モデルの考察	145
4.3.6	まとめ	146
5	7 年生スギ林分を使用した原位置一面せん断試験と原位置引き抜き試験による実用 ΔS モデルの検討	147
5.1	試験の目的と方法	147

樹木根系が持つ斜面崩壊防止機能の評価方法の研究（阿部）

5.1.1	原位置一面せん断試験方法	147
5.1.2	原位置引き抜き試験方法	149
5.2	試験結果	150
5.2.1	原位置一面せん断試験結果	150
(1)	せん断過程における ΔS の現れ方	150
(2)	土の破壊規準	152
(3)	根を含んだ土のせん断抵抗力 $[Sr]$	152
5.2.2	原位置引き抜き試験結果	153
5.3	実用 ΔS モデルの検証	154
5.3.1	ΔS のシミュレーション	154
(1)	シミュレーションの方法	154
(2)	シミュレーションの実例	155
(3)	シミュレーション結果	157
5.3.2	原位置せん断試験と実用 ΔS モデルで求めた ΔS の比較とモデルの検証	158
5.4	根系分布再現モデルの検証	159
5.4.1	シミュレーションの方法	159
5.4.2	根系分布再現モデルの検証	160
5.5	考 察	160
6	斜面安定解析による各種斜面タイプにおける樹木根系の崩壊防止機能の評価	162
6.1	樹木根系の崩壊防止機能を考慮した斜面安定解析シミュレーション	162
6.1.1	斜面表層土の分類	162
6.1.2	斜面条件の設定	164
6.1.3	潜在すべり面における根の直径階級別本数の推定	166
6.1.4	ΔS の評価方法	166
6.2	シミュレーション結果	166
6.2.1	斜面タイプ別の ΔS	166
6.2.2	林齢の影響	168
6.2.3	斜面安定に対する ΔS の寄与率	168
6.3	簡便な ΔS 評価方法	168
6.3.1	潜在すべり面における ΔS の計算	169
6.3.2	ΔS に基づく安全率の増加分 $[\Delta FS]$ の計算	169
7	結 言	172
8	摘 要	173
	引 用 文 献	175
	Summary	179

1 緒 言

日本の国土の約 70% は急峻な山岳地帯で、梅雨や台風による豪雨や、融雪などによって山崩れ、地すべり、土石流が毎年のように発生し、人命を奪い、家屋や公共施設を破壊する。こうした土砂災害を防ぐために渓流工事や山腹工事などの土木的対策が盛んに行われている。しかし、土木的対策は広い山地の中の線、あるいは点を対象とした対策であり、防止効果範囲にはおのずと限界がある。これに対し、森林（樹木）は山地全域を覆い、土の中に根を張り山腹斜面の崩壊を防ぐ働きをしている。江戸時代には、すでに山地の荒廃を防ぐために森林伐採を禁止する規則も制定されていた。こうした点を考えると荒廃渓流や荒廃山腹斜面には土木対策を施し、それ以外の山地では斜面安定に十分な効果が期待できる森林を造成・管理することで、全域の土砂災害対策とすることが望ましい。

一方、既往の統計的山地災害調査結果が示しているように（例えば、秋谷ほか、1970）、森林伐採は山崩れ発生に深く関連しているの、土砂災害防止のためには基本的に森林伐採は避けるべきである。しかし、木材生産や山村地域開発などを行う上では森林伐採も当然必要な行為の一つである。そこで、土砂災害防止と木材生産・森林開発を両立させながら森林経営を実践するためには、森林の崩壊防止機能が森林の成長によってどのように増加し、また伐採によってどのように減少するかを力学的に評価し、伐採時期や伐採量、伐採箇所を決定する方法を開発することが必要になってくる。つまり、時間を変数とし、森林の成長や伐採、更新、保育等の施業によって森林の崩壊防止機能がどのように変化するかを力学的に定量化する手法の開発が要求される。現在、国有林では前記の統計的調査結果をもとに土砂災害防止のために皆伐面積を 20 ha（保安林では 5 ha）以下に制限することや皆伐箇所の分散、保護樹帯の設置を行うよう規定している。しかし、森林の崩壊防止機能に関する力学的な研究は遅れており、こうした規定を力学的な根拠に基づいて設けることは難しいのが現状である。

ところで、森林と斜面崩壊の関係をこれまでの研究成果から説明すると次のようになる。日本のように温暖湿潤な地域の山地はほとんどが森林に覆われ、山地の侵食は一般にマスマーブメントの形態を示す。この森林と崩壊の関係は非常に密接で、林木を含めた植物の根系は一般に生物的風化といわれるように岩石を劣化させる作用を持つ。また、森林が生産する有機物は基岩層の風化の促進・土壌化を助長している。こうした土壌形成作用は土の力学的強度を低下させる方向で作用する。反対に、樹木根系は土の強度を増加させる方向でも作用している。斜面では土壌層の形成と根系による土壌層の安定化とが斜面傾斜角に応じてバランスを保ちながら同時進行し、土壌層が徐々に発達する（塚本、1987）。Fig. 1 はこうした斜面の状態を描いた模式図である。土壌層と基岩層の境界面

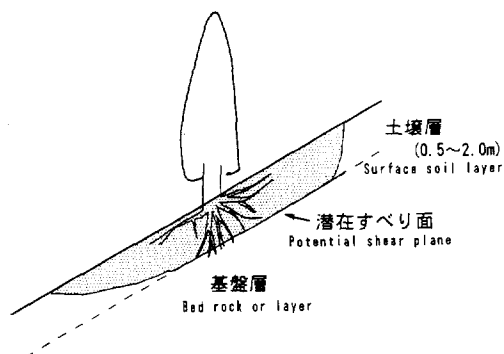


Fig. 1 表層崩壊の模式図

Schematic illustration of a shallow-seated landslide

（あるいは境界層）は土質的に不連続であり、また間隙水圧が発生しやすく、斜面が崩壊する場合にはすべり面となる可能性が大きい（潜在すべり面）。樹木の根系は潜在すべり面や基岩層まで侵入して生育することもあり、そのような場合は力学的に潜在すべり面の抵抗力が補強されることになる。

本研究はこうした森林の崩壊防止機能が期待される表層型崩壊を対象にして、現在まで特に遅れていた樹木根系による崩壊防止機能の力学的評価方法の開発を主目的にした。表層型崩壊に比べ、深いところの地質構造上の弱層などをすべり面とする深層型崩壊は、樹木根系の崩壊防止機能が期待しにくいことからこの研究の対象にはしていない。

なお、この研究ではスギの根の分布調査・原位置せん断試験等を行い、スギについての崩壊防止機能を研究した。その理由は、戦後の造林政策の中でスギが最も多く、広範囲に造林樹種として用いられてきたためにスギ人工林で発生する土砂災害が増え、スギ林の持つ崩壊防止機能が社会的な注目を集めているからである。他の造林樹種や天然広葉樹を含めても、定量的な崩壊防止機能の研究が十分に行われた樹種はないが、スギを対象にすることが最も急務で、重要と考えられる。

本論文の構成は次のとおりである。

① 表層土中の根の分布に関する研究

樹木の根の崩壊防止機能を定量的に求めるためには潜在すべり面における根の量を知る必要がある。そのため、スギを対象にしその根の分布の特徴と規則性を調べ、任意の深さにおける根の量（直径別の本数）を樹高や胸高直径など測定可能な因子から推定する方法を検討した。

② 根による土のせん断抵抗力補強メカニズムに関する研究

せん断土層中の根の変形形態を一面せん断試験により測定し、その結果得られた変形状態を表す式をもとにして根の歪によるせん断抵抗力補強強度と根の変形に伴って土から根に働く土圧（受動土圧）に起因するせん断抵抗力補強強度を評価できるシミュレーションモデルを提案した。

③ 現実斜面における樹木の根による補強強度の評価に関する研究

前記②の研究で提案したモデルを変形し、根の原位置引き抜き抵抗力より推定する実用モデルを開発した。この実用モデルによって実際の斜面に生育する樹木の根の補強強度を容易に推定することができる。

④ 原位置大型一面せん断試験によるスギの根のせん断抵抗力補強強度の測定と実用モデルの評価

縦横1mのせん断面を持つ一面せん断試験機を用いて、植栽したスギの根を含んだ土のせん断抵抗力を原位置で測定し、スギの根のせん断抵抗力補強強度を求めた。さらに③で提案した実用モデルが原位置のせん断抵抗力補強強度を適切に評価するか検討した。

⑤ シミュレーションによる森林の崩壊防止機能の考察

斜面表層土の形態を区分し、各形態の斜面について前記③に提案した実用モデルでスギの根の崩壊防止機能を検討した。

この論文を取りまとめるにあたり終始ご指導を賜った東京農工大学農学部教授塚本良則氏、同中村浩之氏、同助手窪田順平氏、東京大学農学部教授太田猛彦氏、日本大学農獣医学部教授難波宣士氏、同助教授石垣逸朗氏に深謝の意を表します。また、この研究の推進に多大のご尽力とご協力をいただいた森

林総合研究所水土保持科長真島征夫氏、治山研究室主任研究官三森利昭氏、さらに同企画調整部実験林室、千代田、十日町及び宝川試験地の各位、西日本工業大学教授岩元賢氏、アメリカ合衆国農務省フォレストサービス Redwood Sciences Laboratory の ROBERT R. ZIEMER 氏に対して厚くお礼申し上げます。

2 森林の崩壊防止機能に関する既往の研究成果と問題点

2.1 既往の研究成果

2.1.1 樹木の根の分布に関する研究

森林の崩壊防止機能を論ずる場合、土層中に生育している根の分布状態を把握することは欠かせない。特に、崩壊すべり面に存在し、崩壊に対する抵抗力を発揮している根の量を的確に知る必要がある。こうした観点から崩壊跡地に残された根の分布調査（北村・難波, 1974; 阿部ほか, 1985）、崩壊地に隣接する立木の根の分布調査（四手井・桎山, 1954; 藤岡, 1972; 志水・河野, 1976; 難波ほか, 1975; 秋谷ほか, 1970; 阿部ほか, 1985; ABE and IWAMOTO, 1990 等）、土の硬度と根の分布状態についての調査（森本, 1982; 山寺, 1990; 寺田, 1980; 北村・野田, 1975; 阿部ほか, 1984a）等が行われてきた。これらの調査研究によって、崩壊底面の根は非常に少ないこと、根の最大伸長深さ（以下 Z_{max} と呼ぶ）と土壌硬度には関係があること、崩壊すべり面は根の発達が制限されその量が少なくなる基岩層と風化土壌層との境界付近に生じること等が明らかになった。

造林学の分野では林木更新のための基礎的な問題として、根の分布の形態、根の機能に関する研究が行われてきた。これらの中で斜面安定問題と関連する研究例としては、小島（1964）、山内（1950）、安藤・小島（1957, 1962）、荻住（1979）らが行った根系分布の類型化に関する研究、玉利（1932）、荻住（1976）が行った樹齢の増加に伴う根系分布形態の変化についての研究等が上げられる。また、根系の総重量に関する研究も実施されてきた。荻住（1977）は(1)式の相対生長曲線式によっていろいろな樹種の根系重量が表せることを示した。

$$\log Wr = a + b \log(DBH^2 H) \quad (1)$$

ただし、 a 、 b : 常数、 DBH : 胸高直径、 Wr : 根の重量、 H : 樹高

塚本ほか（1982）は、根に次数付けを行い、支根の分岐と直径低減率について規則性を見出し、根の分布状態を再現できるモデルを提案した。さらに、塚本（1987）は樹木の上長成長に適用されているパイプ理論を根の成長にも適用し、崩壊すべり面（底面）での鉛直根の本数と平均直径、及び2樹木間中央鉛直断面上での水平根の本数と平均直径の算定可能なモデルを考案した。

2.1.2 統計的手法による森林の崩壊防止機能の研究

土砂災害が発生した地域を対象に、崩壊発生防止に対する林齢の影響あるいは人工林と天然林の崩壊防止効果の違い等が統計的に多数研究された。秋谷（1979）は全国14か所のデータをまとめて次のような結論を述べている。①針・広葉樹林ともに20年生以下の林地の崩壊率が高い。針葉樹林では特に10年生以下の林地の崩壊率が高い。②針葉樹林は広葉樹林に比べて20年生以下の林地の崩壊率が高いが40年生以上では逆に広葉樹林の崩壊率が高い。③広葉樹林は針葉樹林に比べて樹齢別の崩壊率の差が

少ない。④立木の粗密の度合いも樹齢ほどではないが崩壊と深い関係がある。また、塚本(1987)は統計手法による既往の研究報告をまとめ、共通する結果と特徴について次のように記している。①林齢20年生前後を境にして幼齢林と壮齢林では崩壊率が大きく異なり、幼齢林の方が3~6倍高い。②研究報告のほとんどが花崗岩地域と新第三紀層の山地を対象にして森林状態と崩壊の関係を論じているのに対して、中生層では崩壊多発による災害がほとんどなく、花崗岩・新第三紀層と中・古生層の斜面の基盤地質条件の違いが森林の崩壊防止機能の問題にかかわっていると考えられる。

数多くなされたこの研究から確実にいえることは「幼齢林では崩壊率が高い」ということである。この事実はその後の森林の崩壊防止機能解明の研究の重要な基礎となっている。また、基盤地質条件の違いで根の崩壊防止機能が異なると推察される点は興味深い。この点に関して、太田(1986)は中・古生層の斜面基盤は亀裂が多く根の効果が期待できることと、凹凸に富み土壤層が斜面上に固定されやすいためと推定している。広葉樹林と針葉樹林では崩壊防止効果に差があるかどうか、議論がたびたびなされるが、現在のところ、結論をだすのに十分に条件の整ったデータや研究報告はない。

2.1.3 根による崩壊防止機能の力学的研究

北村・難波(1968, 1981), 勝見(1971)は、生立木と伐採後の根株について抜根抵抗力(樹木根系全体を鉛直方向上向き、あるいは斜面下向きに引き抜くときの抵抗力)を測定し、この力を指標にして森林の崩壊防止機能を検討した。その結果、スギでは伐採後10~20年で崩壊防止機能が最小になることを示した。河野ほか(1977), 薄井ほか(1983, 1984), 塚本ほか(1984b), 阿部ほか(1986a, 1986b)阿部・岩元(1987a)はすべり面近くの根を一本ずつ引き抜くときの抵抗力(以下、引き抜き抵抗力と呼ぶ)を測定し、この力で根の斜面安定機能について言及している。O'LOUGHLIN(1974), BURROUGHS and THOMAS(1977), ZIEMER and SWANSTON(1977), 中根ほか(1983), 陶山・原(1985), 阿部・岩元(1986c)等は土中から掘り出した長さ10~20cmの根の両端を掴んで引張り力を負荷し、根が破断するときの引張り抵抗力を用いて根の崩壊防止機能を論じた。しかし、これら3種類の抵抗力が実際の根による崩壊防止力とどのような関係にあるのか明らかにされていない。

一方、林地斜面の崩壊は根を含んだ土のせん断現象と考えられるので、根を含んだ土の一面せん断試験が行われ、せん断される土の中で根が発揮する土の強度補強のメカニズムや根によって補強された強度がモール・クーロンの破壊規準の中でどのような形で表現できるか等の研究が行われてきた。遠藤・鶴田(1969), ZIEMER(1981), O'LOUGHLIN *et al* (1982a), O'LOUGHLIN and ZIEMER(1982b), WALDRON(1977), DAKESSIAN(1980)は、室内一面せん断試験、三軸圧縮試験、原位置せん断試験等によって根は明らかに土のせん断抵抗力を増加させ、その増加強度は土の破壊規準の中で定数項として表され、土の内部摩擦角には影響しないことを示した。これに反して小橋(1983), 真島ほか(1988), KAUL(1965)らは根の効果は内部摩擦角に表れるとした。GRAY and LEISER(1982)はシュロの繊維を使ったせん断試験から、垂直応力が小さい場合には内部摩擦角の増加につながり、垂直応力がある値以上になると粘着力成分の増加につながることを示した(土の粘着力自体は変化しない)。いずれにしても、根による補強強度が土の破壊規準の中でどのように表現できるかを求めることはこの研究の非常に重要なポイントである。

前記した根に関する抵抗力を斜面安定解析に導入し、樹木の崩壊防止機能を論じた研究も多い。駒村・渡辺 (1977) は抜根抵抗力を無限長斜面の安定解析に取り入れ、根の機能を相対的に表す方法を提案している。Wu *et al* (1979) は、根の最大引張り応力 $[t_0]$ によって根による土のせん断抵抗力補強強度 $[\Delta S]$ を表し、土の粘着力 $[c]$ の増加につながるモデルを発表した。遠藤 (1988) は原位置せん断試験で得られた根の ΔS は根の引張り破断強度による ΔS の推定値の $1/5$ であり、 t_0 を用いると過大な値を得るとしている。塚本・日下部 (1984a) は根の崩壊防止機能を、根の引き抜き抵抗力と根束理論に基づいた根系分布シミュレーションモデルから求めた根の量を用いて、上界理論による斜面安定解析の中で検討した。その結果、側根は崩壊に対する全抵抗力の 40% を占めるという計算例を示し、その重要性を指摘した。RISTENBERG (1981) は根は土の粘着力を上昇させるとし、表層土の薄い急斜面の安定解析を行った。根による補強強度は斜面全体のせん断抵抗力の 80~85% を占めるという結論を得た。

2.1.4 根によるせん断抵抗力補強メカニズムとモデル化の研究

WALDRON (1977) は次にあげる七つの仮定を立てて、根によるせん断抵抗力の補強メカニズムを表すモデルを提案した (Fig. 2)。

- ① せん断は厚さ Z のせん断域で発生し、根はこのせん断域に直交して生育している。せん断中厚さ Z は変わらない。
- ② 根は一樣な直径 $[D]$ をもち、フレキシブルで、完全弾性体である。
- ③ 根によって土の内部摩擦角は影響を受けず、粘着力だけが補強される。従って、モール・クーロンの破壊規準は (2) 式で表せる。

$$S_r = c + \Delta S + \sigma \tan \phi \quad (2)$$

ただし、 c : 土の粘着力 ϕ : 土の内部摩擦角

S_r : 根を含んだ土のせん断強度 σ : 垂直応力

- ④ 根に生じる歪はごくわずかで、せん断前後の根の長さ l_0 と l は等しい。
- ⑤ N 点から上下の歪は等しい。($MN = NQ$)
- ⑥ 根の引張り応力は根と土の接線摩擦応力 τ によって生じる。最大接線摩擦応力 τ' は根がスリップし始めるときに発生する。
- ⑦ τ' は根の縦方向の変位によって生じ、根を含んだ土のせん断強度 $[S_r]$ は (3) 式によって表される。

$$S_r = c + a_r k_s (\sec \beta - 1)^{1/2} (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) + \sigma \tan \phi \quad (3)$$

$$k_s = (4\tau' Z / E/D)^{1/2}$$

ただし、 β : せん断域内で根と鉛直線がなす角度、
 E : 根のヤング率 a_r : 根系断面積率 Z : せん断

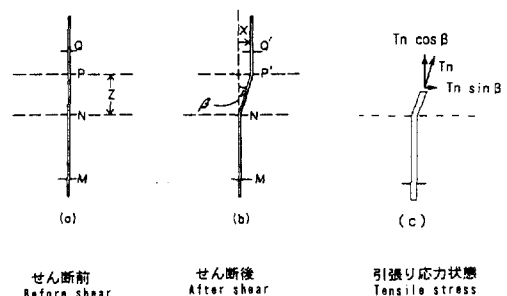


Fig. 2 根による土のせん断抵抗力補強モデル (WALDRON, 1977)

Reinforcement model of soil shear strength by roots

域の厚さ

従って、根による補強強度 ΔS は(4)式で表せる。

$$\Delta S = a_r k_s (\sec \beta - 1)^{1/2} (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) \quad (4)$$

つまり、Fig. 2 に示すように根に生じる引張り応力のうち、せん断面と平行な分力は直接せん断抵抗力の補強につながり、せん断面と直交する分力は垂直応力の増加につながると考えている。式で表すと(5)式のようになり、これは(4)式と等しく、(4)式では最大引張り応力 $[t_n]$ を最大接線摩擦応力 $[\tau']$ を用いて表している。

$$\Delta S = a_r t_n (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) \quad (5)$$

DAKESSIAN (1980) はせん断試験から、 ΔS がせん断変位の増加に伴う接線摩擦応力の増加で連続的に増大することと、WALDRON のモデル (1977) が適正であることを結論付けている。WALDRON and DAKESSIAN (1981) は彼自身 (WALDRON, 1977) が提案した ΔS モデルを改良し、せん断土層中の根のスリップや破断の影響も考慮したモデルを提案した。さらに、マツとオオムギを植栽した土壌カラムを使って一面せん断試験を行い、直径別根の本数とせん断補強強度の間に明瞭な関係を見出した。この試験結果と改良した ΔS モデルによるシミュレーション結果を比較し、最大接線摩擦応力 $[\tau']$ が最も重要なモデルパラメータであり、根の補強効果を決定する因子であると述べている。実験から τ' は 25 gf/cm^2 であることが推定された。また、せん断域の厚さ $[Z]$ が ΔS に与える影響も、コンピュータシミュレーションにより検討された。その結果、 Z はせん断初期に大きな影響を ΔS に与えることが指摘された。

SHEWBRIDGE and NICHOLAS (1985) は、この Z の問題を提起した。また、彼はそれまで行われた遠藤・鶴田 (1969), WALDRON (1977), WALDRON and DAKESSIAN (1981) 等の実験では、非常に若い幼齢木や草本種のフレキシブルな根が用いられていることにも触れ、こうした根では接線摩擦力が小さく、また Z に与える影響もさほど大きいものでないため、樹木の根による ΔS を適切に表していない可能性を指摘した。

WALDRON *et al* (1983) はアルファルファとマツを植栽した直径 1.2 m 土壌カラムでの一面せん断試験と野外調査を行い、樹木の根の方が草本の根よりせん断抵抗の補強には効果的であるとした。さらに、WALDRON and DAKESSIAN (1981) らの提案した ΔS モデルで実験結果が十分に評価できることを示した。

GRAY and LEISER (1982) はせん断面と繊維 (根の代用物と考えられる) とのなす角の影響を評価するモデルを検討し、一面せん断試験を実施した。(6)式は繊維とすべり面が直交する場合、(7)は直交しない場合の ΔS モデルである。このモデルは実験結果を正確にシミュレートし、 ΔS が繊維量に比例すること、繊維の効果は粘着力の増加に表れること、繊維とせん断面の交角が 60° のとき効果が最も強いことなどを発表した。

$$\Delta S = t_n (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) \quad (6)$$

$$\Delta S = t_n (\sin (90 - \psi) + \cos (90 - \psi) \tan \phi) \quad (7)$$

$$\psi = \tan^{-1} (1 / (k + (\tan^{-1} i)^{-1}))$$

ただし, i : セン断面と繊維のなす角度, k : セン断ひずみ率,

ψ : セン断後の変形した根とセン断面のなす角度

SHEWBRIDGE and NICHOLAS (1985) は「根の弾性係数, 剛性, 土と根の結合力等が強い場合には, セン断域 Z が根によって広げられ, ϕ の増加をもたらすこともある。これまでの ΔS モデルはフレキシブルな根なら適用可能であるが, 森林樹木の根を対象とする場合には適さない」と推定した。そこで, 彼は木製の長い棒, アルミニウムの棒, パラシュートコード, バンジーコード (ゴム紐) 等の材料を補強材としてセン断土層の中に入れ, その変形の形態を詳細に調べ, セン断域の発達を検討した。すべての補強材の変形は (8) 式によって表現できた。

$$y = B - Be^{-b|x|} \quad (8)$$

ただし, y, x : 座標 B : セン断変位の $1/2$ の長さ b : 補強材の剛性等で決まる係数

この式は SHEWBRIDGE and NICHOLAS (1985) が指摘したように硬い補強材料ほど広いセン断域を形成することを示している。

このように, 様々な形の試験が行われて ΔS の定量化, モデル化が試みられてきた。今までに提案された ΔS モデルの基本は WALDRON (1977) が提案したように, セン断域内で根が引張り歪を生じ, それによる応力が起因となって ΔS が発揮されるという考えである。

2.2 根の崩壊防止機能の評価方法に関する研究の今後の課題

2.2.1 潜在すべり面に存在する根の直径階級別本数の把握

これまでの研究成果から表層崩壊と根の分布の関係については次のように説明することができる。崩壊跡地の根の調査や崩壊斜面上に生育している樹木の根系分布調査から, 崩壊すべり面で作用していた根は直径が小さく本数も少ないことが分かった。これは崩壊すべり面が Fig. 3 に示すように根系分布範囲のほぼ下端面に一致し, 根の分布が非常に少ない深さに生じるためと考えられる。この深さは風化作用や動植物の活動によって形成された土壌層と基岩との境界層であって, 崩壊発生にはこの深さにおける根の生長状態, 土壌層と基岩の物理性の違い, 側方飽和流が発生する可能性の有無等の要因が相互に関連している。

例えば, 土質の特徴をみると, 境界層より下部では風化の進行速度が遅く, 密度が高く, セン断抵抗力も強く, 透水性が悪い。このため, 物理的に根の成長が境界層付近で不可能になるし, 豪雨時には境界層より上部に飽和地中流が発生し, 土壌層が斜面下方へ崩壊しようとする力が増加する。土のセン断抵抗力を深さ方向に考えると風化の進んだ土壌層では全体的に弱く, 深くなるにつれて徐々に強くなり, 境界層から基岩にかけては急激に強度を増す (丸井, 1981; 奥西・飯田, 1978)。表層土内の力の関係を考えると, ΔS は根の量をパラメータにした増減をするので, Fig. 3 に示すような強度分布になる。土壌層が崩壊しようとする力 [P_s] に抵抗する力は土のセン断抵抗力と ΔS の合力 [S_r] であり, 根の多い深さ数 10 cm で極大値を示し根の減少とともに減り境界面付近で極小値になり, 再び基岩の出現で強くなる (塚本, 1987; ABE and IWAMOTO, 1987b)。豪雨で飽和流が生じ P_s が増してくると, 初めに P_s が S_r を上回る深さは境界面部分の S_r が極小値を示す深さであるため, ここがすべり面となって土壌層が崩壊するものと考えられる。

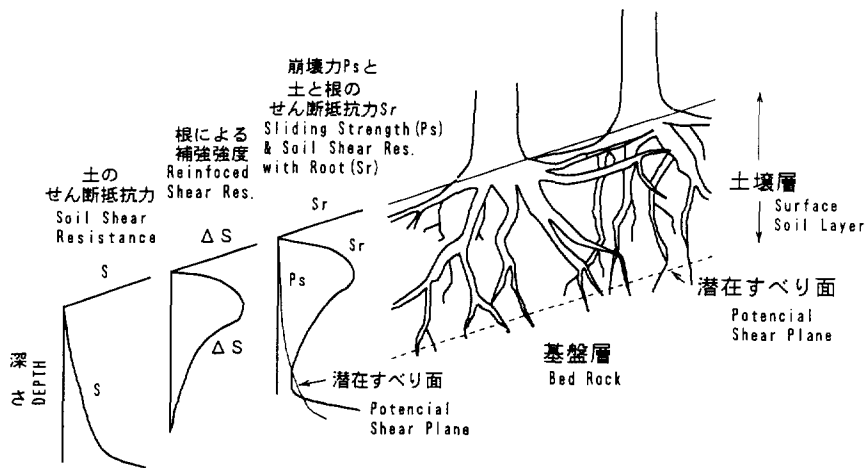


Fig. 3 表層崩壊発生に関連する表層土中の土質力学的力のバランス

Soil mechanical strength in surface soil layer relating shallow seated-landslides occurrence

このように、境界層は潜在的に崩壊すべり面となる可能性が大きい。よって、崩壊すべり面で直接表層崩壊防止に関与する根は根系分布範囲下端に生育する根であって、これらの直径と本数を正確に把握することが根の崩壊防止機能の評価のためには欠くことのできない重要な課題となる。このためには、根の分布の特徴、規則性等を考慮した分布をシミュレートできるモデルを開発することが必要となろう。

2.2.2 根のせん断抵抗力補強メカニズムの把握

根によるせん断抵抗力補強メカニズムを考慮して提唱された WALDRON (1977) のモデルでは、せん断域の上下両端で根が不連続的に折れ曲がると仮定されている (Fig. 2)。しかし、SHEWBRIDGE and NICHOLAS (1985) が実験で示した人工補強材の変形と同様な連続的な変形パターンがせん断土層中の根にも生じると予想されるため、WALDRON の仮定は再検討する必要がある。また、WALDRON 自身が ΔS の推定にはせん断域の厚さが影響すると述べているようにせん断域での根の変形状態を正確に知る必要があるであり、その変形を考慮した ΔS モデルの開発が必要である。

2.2.3 斜面安定解析に適用できる ΔS モデルの開発

WALDRON (1977) や GRAY and MEGAHAN (1981) が論じてきた ΔS モデルは初期条件を極端に単純化して考えられており、根による土のせん断抵抗力補強メカニズムの基本的考え方を表現したものといえる。ところが、現実斜面の根の形状は非常に複雑であるため、彼らが提唱したモデルでは精度高く ΔS を推定することは難しい。また、根によるせん断補強強度に強く影響する表層基盤構造や土壌の特性も、このモデルの中では考慮されていない点も問題である。 ΔS の推定には、根の形状の複雑さや斜面構造、土壌等の立地条件も考慮した ΔS モデルが必要になろう。さらに、 ΔS モデルが実際に林地斜面の安定計算に適用できるような実用的なものでなくてはならない。

2.3 研究計画

これまでの研究成果と残された問題点を考慮して、この研究の目的を「樹木の根による ΔS の発生メカニズムの解明によって、現場の斜面安定解析に適用できる信頼性の高い ΔS シミュレーションモデルを開発し、樹木根系の斜面表層崩壊防止機能の評価方法を確立する」こととした。

研究の目的に従って Fig. 4 に示した研究フローチャートを立てた。この計画は次に示す四つの主要部分で構成されている。

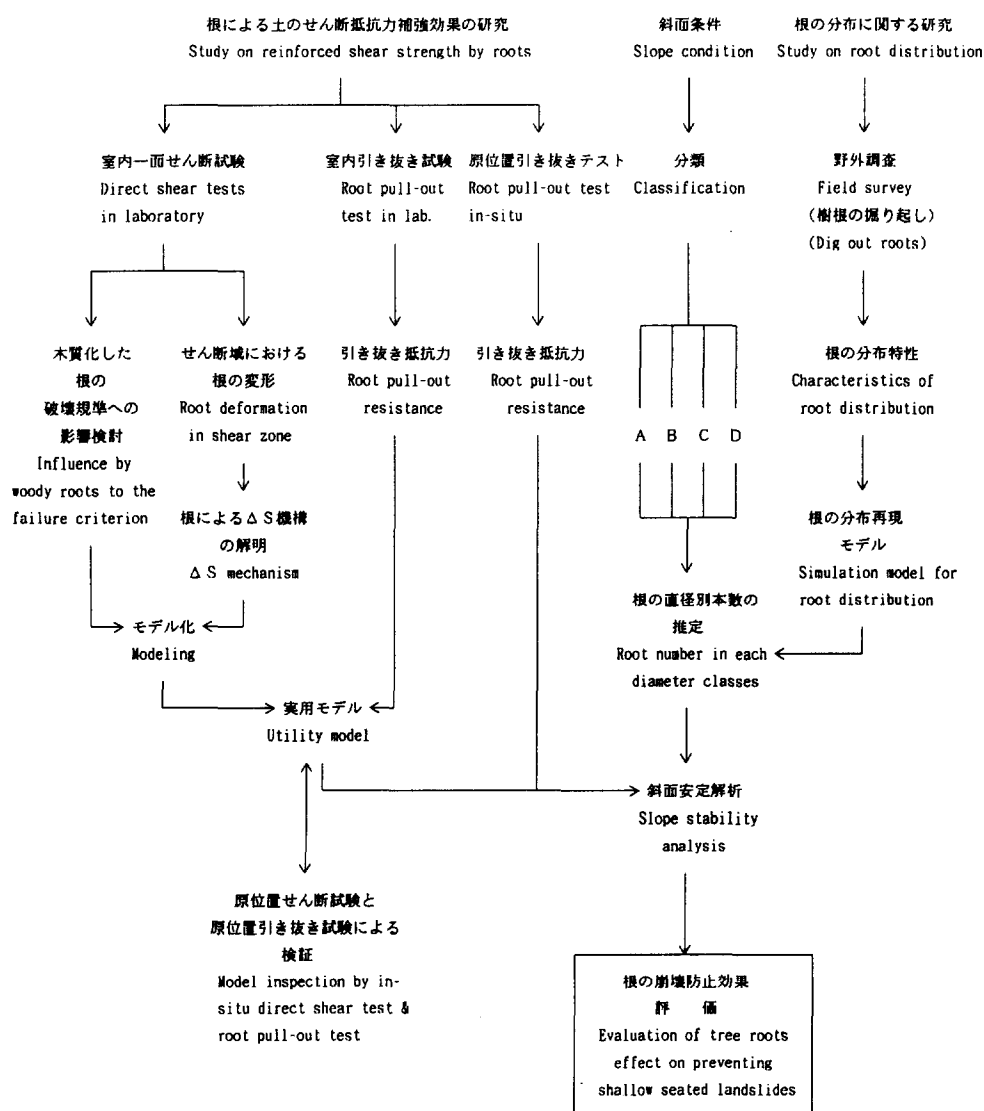


Fig. 4 研究フローチャート

Study flow chart

① ΔS のメカニズムと ΔS 評価モデルの研究

①-1) 砂と通直な根を使い、最も単純化した初期条件下で室内一面せん断テストを行い、せん断土層中の根の変形状態を計測して ΔS メカニズムを探る。同時にこの変形状態を表す式をもとにして、根による補強強度を評価できる基本 ΔS モデルを開発する。

①-2) 基本 ΔS モデルを変形して根の形態の複雑性と立地条件を反映している引き抜き抵抗力を使った ΔS モデル（実用 ΔS モデル）を考案する。一方、引き抜きテストとせん断テストを同じ実験装置、実験条件で行い、実用 ΔS モデルの信頼性を検証する。

② 原位置における ΔS モデルの研究

単純な初期条件で実験的に検証した実用 ΔS モデルが生立木根系の持つ ΔS も適切に評価できるか、7～10年生のスギを用いた原位置一面せん断試験と原位置引き抜き試験によって検証する。

③ 根の分布に関する研究

スギ立木の根の分布特性を定量的に把握し、任意の深さの根の直径階級別本数、特に潜在すべり面付近の正確な推定が可能な根の分布再現モデルを開発する。

④ スギ林分の崩壊防止機能の簡便な評価方法

前記の実用 ΔS モデルと根の分布再現モデルを用いて、山地斜面に生育するスギ林分の崩壊防止機能を簡便に評価できる方法を検討する。

3 林地斜面におけるスギ根系分布再現モデル

3.1 研究の目的

樹木根系の崩壊防止機能を評価する場合、斜面に生育している樹木の根の分布を、樹高や胸高直径など樹木の地上部の測定可能な情報だけで推定できる方法を開発する必要がある。一般的に、地面を掘り返して根の分布状態を調べることは困難である。この研究では、根の崩壊防止機能が発揮されやすい表層型崩壊が直線的なすべり面を呈することが多いので、無限長斜面の安定解析法を用いることにした。このため、この解析法に根の崩壊防止機能を組み入れることを考えると、根の分布情報は「任意の深さの直径階級別の根の本数」という形で得られることが望ましい。従って、ここでは「任意の深さの直径階級別の根の本数」を推定できるスギの根系分布再現モデルを開発することを目的とした。

3.2 調査地、調査木、調査方法

調査対象とした15本のスギの大きさと調査地の特徴をTable 1にまとめた。調査木No. 1～9とNo. 13～15は胸高直径が0～12.5 cm、樹齢が6～26年生である。No. 10及び11は樹齢70年生であるが、被圧木であったため根元直径が22及び18 cmと小さい。No. 12が調査木中最も大きく根元直径が45 cmである。

調査地には立地条件の異なる5か所の地域を選んだ。これは、立地条件の違いが根系分布に与える影響を調べるとともに、立地条件が異なっても一つのシミュレーションモデルによって根系分布が推定できるようにするためである。各調査地の特徴は次の通りである。群馬県水上地区は多雪地帯で、1984年7月には集中豪雨で多数の山崩れが発生した。新潟県小松原地区は苗場山北側に位置する日本有数の豪

Table 1. 根系分布調査木及び調査地の特徴
Investigated trees and location for root distribution

調査地 Location	水上 Minakami				小松原 Komatsubara		美杉 Misugi			筑波 ¹⁾ Tsukuba			千代田 ¹⁾ Chiyoda		
調査木番号 An investigated tree number	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
根元径 (cm) Diameter at ground height	17.5	18.6	11.5	5.0	10.0	7.5	18.0	14.3	9.0	22.0	18.0	45.0	—	—	—
胸高直径 (cm) Diameter at breast height	12.2	12.5	7.0	0.0	5.5	4.0	11.0	8.0	6.4	—	—	—	—	—	—
樹高 (m) Height	10.4	12.5	5.8	1.2	4.0	3.5	10.7	7.8	7.1	—	—	—	—	—	—
樹齢 Tree age	26	24	17	6	15	15	22	11	15	70	70	70	6	6	6
単木占有面積(m ²) ²⁾ Area occupied by one tree	6	6	4	3	4	4	5	4	4	12	12	12	1	1	1
地質 Geology	安山岩, レキ岩 Andesite				第三紀層 Tertiary		花崗岩 Granite			花崗岩 Granite			ローム Loam		
調査地の特徴 Characteristics of the location	安定斜面 Stable		崩壊斜面 Collapsed		積雪地帯 Snow area		崩壊斜面 Collapsed			安定斜面 Stable			実験用苗畑 Nursery		

注) 1): 伐採後に調査を行った。

2): 1本の樹が占有する面積

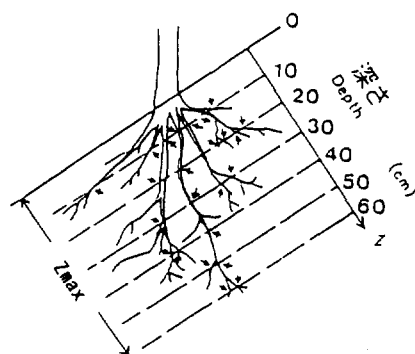
Note) 1): It was investigated after logging. 2): Area occupied by one tree

雪地帯で、積雪グライドによる樹幹の根曲がりがある。ブナ天然林の伐採後にスギを植採したが、雪食が多発した。三重県美杉地区は花崗岩地帯で1982年に豪雨による多数の山崩れが発生した。茨城県筑波地区は花崗岩地帯で、近年山崩れは発生していない。茨城県千代田地区は平坦な実験用苗畑で、ローム質土壌である。なお、崩壊斜面では崩壊地に隣接して生育している樹を調査木として選定した。

根系分布調査は次のような方法で行った。

① 調査木の地上部を伐倒し、根系全体を注意深く、傷つけないように掘り出す。

② Fig. 5に示すようにに地表面と平行な面を、地表面から垂直方向に10 cm 間隔ごとに設定す



全ての根を矢印のところで切断し、両端の直径と長さを測定する。結果は10 cm厚土層ごとに集計する。

All roots were cut along planes at 10 cm intervals below the ground surface, and diameters at both ends and the lengths of cut roots were measured in each 10 cm thick layer.

Legend: Zmax. The maximum root-penetrating depth: . All roots are cut at this point.

Fig. 5 根の分布状態計測方法

Measuring method for root distribution

る。これらの面と根の交点ですべての根を切断する。

③ 上下に隣合った二面に挟まれた 10 cm 厚さの層 (以下 10 cm 厚土層と呼ぶ) ごとに切断した根を分け、切断した根の両端の直径と長さを計測する。ただし、直径 0.5 mm 以上の根だけを対象とする。

④ 各 10 cm 厚土層ごとに直径階級別に本数を集計し体積を計算する。

3.3 スギ根系分布の特徴

3.3.1 深さ方向の体積分布

(1) 10 cm 厚土層ごとの根の体積比 [RV(z)]

RV(z) は各 10 cm 厚土層内の根の体積が 1 本の樹の根の全体積に占める割合を示すもので、(9)式によって求めることができる。z (深さの階級) は根の体積を 10 cm 厚土層ごとに求めているため、1, 2, 3……z_x (z_x は根が伸長する最大の深さを示す階級を指す) という値をとる。例えば、RV(1) は深さ 0～10 cm の 10 cm 厚土層内の根の体積比を表している。

$$RV(z) = 100 \{V(z)/V_r\} \quad (\%) \quad (9)$$

$$V_r = \sum_{z=1}^{z_x} V(z)$$

ただし、RV(z) : 10 cm 厚土層ごとの根の体積比

z_x : 根の最大伸長深さの階級

V(z) : 深さの階級 z での 10 cm 厚土層内の根の体積 (10・z_x cm は Z_{max} に等しい)

V_r : 1 本の樹の根すべての体積

Z_{max} : 根の最大伸長深さ

根の分布の状態を深さ方向にみると、根の最大伸長深さの 1/2 の深さまでに、1 本の樹の根の体積の 85～90% が集中し、それより深い部分では 10～15% しか存在していない。また、異なった立地条件下に生育する樹木でも RV(z) は深さ方向に指数関数的な減少を示し、その減少の割合は Z_{max} が大きいほど緩やかな傾向を示す。

(2) 10 cm 厚土層内の根の体積 [V(z)] のワイブル分布への適用

根の体積の深さ方向への分布状態を調べるために (10) 式によって求められる根の累積体積比 [F(z)] をワイブル分布関数に当てはめてみた。

$$F(z) = 100 \sum_{z=1}^z V(z)/V_r \quad (\%) \quad (10)$$

ただし、F(z) : 地表面から深さ 10・z cm までの根の累積体積比 (%)

一般にワイブル分布は物の寿命を評価する際に用いられることが多い。ワイブル確率関数 [f(z)] は (11) 式で表すことができる (眞壁, 1966)。

$$f(z) = [m(z-\gamma)^{m-1}/\alpha_0] \text{EXP}[-(z-\gamma)^m/\alpha_0] \quad (11)$$

ワイブル確率関数は α_0 , γ , m の三つのパラメータによって決まる。 α_0 はスケールパラメータといわれ、ワイブル曲線の広がりを表す。 γ は位置のパラメータといわれ、ワイブル関数の始点を決める。根の分布の場合、地表面 ($z=0$) での根の体積はゼロなので、 γ は 0 となる。 m は形のパラメータでワイブル曲線の線形を決める役割を果たす。

Table 2 は調査木の F(z) と深さの関係を示している。Fig. 6 はこの両者の関係をワイブルグラフ上に

Table 2. 10 cm 厚土層ごとに測定した根の体積率の深さ方向への積算値 [F(z)]
Accumulated root volume ratio [F(z)] measured by every 10 cm depth soil layer

(%)

調査地 Location	水上 Minakami				小松原 Komatsubara		美杉 Misugi			筑波 Tsukuba			千代田 Chiyoda		
調査木番号 Tree number	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
深さ (cm) Depth															
0- 10	21.00	10.04	85.0	61.5	49.43	22.75	1.12	24.40	3.82	8.92	20.39	—	42.5	46.1	37.0
0- 20	43.05	40.32	92.5	86.2	90.11	74.12	50.13	72.90	65.23	13.94	45.80	—	81.6	71.8	81.5
0- 30	56.10	46.81	95.6	94.8	97.09	92.18	69.00	94.93	89.70	24.95	58.87	—	98.3	90.4	94.6
0- 40	82.03	73.28	99.7	97.1	99.47	97.93	81.13	97.09	97.88	36.20	77.03	—	99.9	96.3	97.7
0- 50	93.65	85.23	100.0	99.1	99.94	98.52	89.28	98.77	99.06	59.81	84.49	—	100.0	98.5	99.1
0- 60	96.58	91.88		99.9	100.00	100.00	94.25	99.55	99.61	77.45	89.89	—		99.3	99.7
0- 70	98.19	97.44		100.0			96.67	99.87	99.90	91.00	92.96	—		99.7	100.0
0- 80	99.26	98.82					99.44	99.97	99.96	95.06	95.63	—		99.8	
0- 90	99.61	99.41					99.92	99.99	100.00	97.66	97.99	—		99.9	
0-100	100.00	99.78					100.00	100.00		98.78	99.25	—		100.0	
0-110		100.00								99.43	99.66	—			
0-120										99.92	99.96	—			
0-130										100.00	99.98	—			
0-140											100.00	—			

表したものである。グラフ上の各点を結んだ直線は、両者の関係がワイブル分布に十分に適合することを示している。 m はワイブルグラフ上の直線の勾配として読みとることができるし、また(12)式とワイブルグラフの右側縦軸を表す(13)式から求めることもできる。

$$m = 2.0 / (\log Z_{\max} - \log X_0) \quad (12)$$

$$Fn(z) = \ln \ln [1 / \{1 - F(z)\}] \quad (13)$$

例えば、グラフ上に示されている調査木 No. 10 の m を求める場合、線分 “a” と “b” の比によって求められる。“b” は $Fn(z)$ 軸に示されるように定数 2 であり、“a” は $\log Z_{\max}$ と $\log X_0$ の間の距離である。なお、 X_0 は $Fn(z) = 0$ と直線との交点の横軸 (深さ) の値である。

また、Fig. 6 で $Z_{\max}$ が大きくなると直線の傾き “ m ” も大きくなる特徴がみられたので Fig. 7 に示すように $Z_{\max}$ と X_0 の関係を調べた。その結果、両者の間に(14)式の関係が求められた。

$$X_0 = 0.3522 Z_{\max} - 10.779 \quad (14)$$

(14) 式を(12)式に代入すれば “ m ” は(15)式に示すように $Z_{\max}$ だけから推定できる。

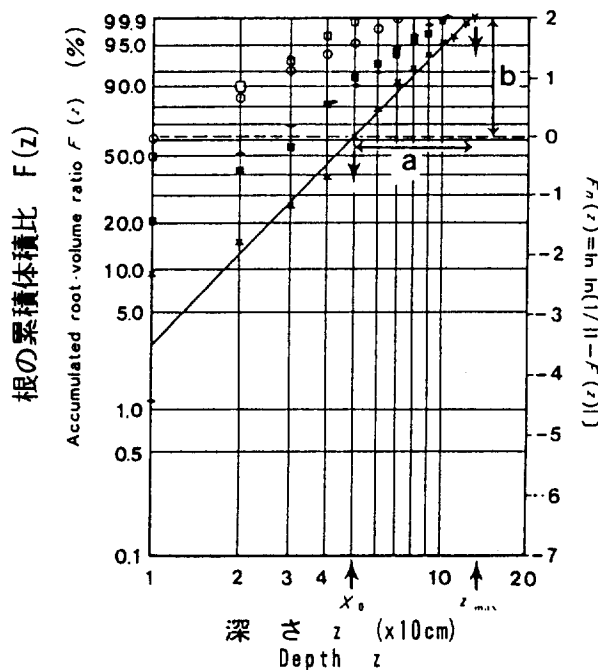


Fig. 6 ワイブルグラフ上での根の累積体積比 $F(z)$ と深さ z の関係

Relationships between depth z and accumulated root-volume $F(z)$ on a Weibull graph

■: 調査木 No. 1-水上, ◆: No. 9-美杉, ○: No. 3-水上, ★: No. 10-筑波, □: No. 5-小松原

注) ワイブル係数 “ m ” は回帰直線の勾配 (b/a) であり, a , b はグラフ上から求められる。

■: No. 1 at Minakami, ◆: No. 9 at Misugi, ○: No. 3 at Minakami, ★: No. 10 at Tsukuba, □: No. 5 at Komatabara.

Note) Weibull coefficient “ m ” which shows a gradient of a regression line is obtained by b/a ; “ a ” and “ b ” are shown in the graph.

$$m = 2.0 / \{ \log Z_{\max} - \log (0.3522 Z_{\max} - 10.7990) \} \quad (15)$$

α_0 は (16) 式に示すように $Z_{\max}$ から求めることができる。

$$\alpha_0 = X_0^m (0.3522 Z_{\max} - 10.799)^m \quad (16)$$

このように、 $Z_{\max}$ を測定するだけで m と α_0 が求まり、根の分布を表すワイブル関数が決まる。さらに、10 cm 厚土層ごとの根の累積体積分布割合 $F(z)$ は $f(z)$ を用いて (17) 式で計算できる。

$$F(z) = \int_1^z f(z) dz \quad (17)$$

また、各 10 cm 厚土層内の根の体積は (18) 式で求められる。

$$V(z) = \left\{ \int_z^{z+1} f(z) dz \right\} V_r \quad (18)$$

3.3.2 根の本数比 [$Y_t(D)$, $Y_m(D)$, $Y_b(D)$]

Fig. 8 は 10 cm 厚土層内の根の本数を三つの直径階級 ($D \leq 0.5$, $0.5 < D \leq 1.0$, $D > 1.0$ cm) に分けて示した。本数分布に関しては、60～85% の根が直径 0.5 cm 以下であり、根の本数が最も多い 10 cm 厚土層は深さ 20～50 cm に存在している等の特徴がみられた。ここでは根の本数に関する規則性を次のような方法で調べた。深さ方向の根の分布範囲 ($Z_{\max}$ に等しい) を上・中・下層 (Top, Middle, Bottom zone) に 3 等分すると、上層では側根が多く、その直径は太いものから細いものまで広範囲に及んでいる。下層では 1.0 cm 以下の根がほとんどで、鉛直方向に生育するものが多い。中層では鉛直根と斜出根の両方が混在しているという特徴がみられる。Table 3 は上・中・下層別の根の本数を直径 0.5 cm 以下の階級に分けて示している。上・中・下層を区分する際に、 $Z_{\max}$ を 10 cm きざみで 3 等分できない場

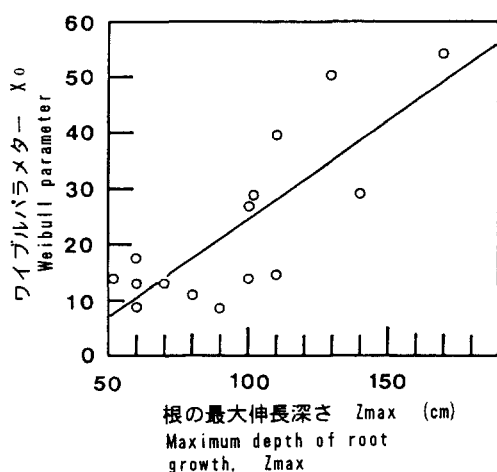


Fig. 7 ワイブルパラメータ X_0 と根の最大伸長深さ $Z_{\max}$ の関係

Relationships between Weibull parameter X_0 and maximum depth of root growth $Z_{\max}$

注) 直線は (14) 式で求めた回帰直線

○: 測定値

Note) The line was obtained by equation (14),

○: measured values

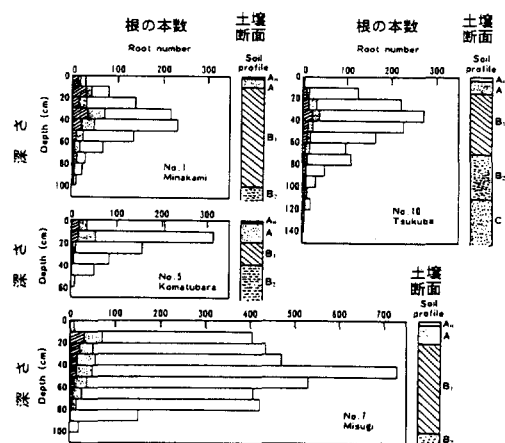


Fig. 8 4 調査地点における 10 cm 厚土層ごとの根の本数分布

Root number distribution in every 10 cm soil thick layer, in four study site

直径階級 1 cm 以上
More than 1.0 cm :
 0.99～0.5
0.99 ～0.5 cm :
 0.49 以下
Less than 0.49 cm (in diameter).

Table 3. 上・中・下層に存在していた直径階級別の根の本数
Root number in each root diameter class and top, middle, bottom soil zone

調査地 Location	水上 Minakami			小松原 Komatsubara			美杉 Misugi			筑波 Tsukuba		
調査木番号 Tree number	No. 1			No. 5			No. 7			No. 10		
土層 Soil zone	上層 Top	中層 Middle	下層 Bottom	上層 Top	中層 Middle	下層 Bottom	上層 Top	中層 Middle	下層 Bottom	上層 Top	中層 Middle	下層 Bottom
直径階級(cm) Diameter class												
> 0.5	158	440	92	432	229	55	723	1 589	956	537	528	85
0.5- 1.0	31	81	24	55	8	1	68	99	32	43	37	9
1.0- 1.5	9	35	7	16	2	0	19	20	6	12	6	5
1.5- 2.0	12	13	3	9	0	0	12	6	0	7	7	2
2.0- 2.5	10	5	0	3	0	0	4	7	0	8	6	1
2.5- 3.0	3	3	0	4	0	0	7	3	0	4	7	3
3.0- 3.5	5	3	0	0	0	0	1	2	0	2	2	0
3.5- 4.0	5	3	0	1	0	0	4	1	0	3	1	0
4.0- 4.5	3	0	0	0	0	0	2	0	0	0	1	0
4.5- 5.0	3	0	0	0	0	0	2	0	0	0	2	0
5.0- 5.5	1	0	0	0	0	0	2	0	0	3	1	0
5.5- 6.0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	1	0	0
6.0- 6.5	1	1	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0
6.5- 7.0	1	1	0	0	0	0	1	0	0	0	0	0
7.0- 7.5	2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
7.5- 8.0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2	0	0
8.0- 8.5	0	0	0	0	0	0	2	0	0	0	0	0
8.5- 9.0	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9.0- 9.5	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
9.5-10.0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
10.0<	0	0	0	0	0	0	0	0	0	3	0	0

合は下層から順に 10 cm を加えている。例えば、Zmax が 90, 100, 及び 110 cm の場合に上・中・下層厚はそれぞれ 30-30-30, 30-30-40, 及び 30-40-40 cm とした。このように機械的な分割を行っても前述のような各層の根の分布状態の特徴が損なわれることはない。各層は特定の土壌層位と一致しないが、上層は A 層を、中層は B 層、あるいは B₁ 層と B₂ 層を、下層は B₂ 層、あるいは B₂ 層と C 層の上部を含んでいる。

次に、各層ごとの根の直径と直径階級別本数の関係を調べた。まず、各層ごとの根の全本数に対する直径階級別の根の本数割合を(19)式によって求め、その関係を Fig. 9 にプロットした。

$$\begin{aligned}
 y_t(i) &= 100 \{ N_t(i) / \sum_{i=1}^{ix} N_t(i) \} \\
 y_m(i) &= 100 \left\{ N_m(i) / \sum_{i=1}^{ix} N_m(i) \right\} \\
 y_b(i) &= 100 \left\{ N_b(i) / \sum_{i=1}^{ix} N_b(i) \right\}
 \end{aligned} \tag{19}$$

ただし、N_t(i)、N_m(i)、N_b(i)：それぞれ上・中・下層における直径階級 i の根の総本数。y_t(i)、y_m(i)、

$y_b(i)$: それぞれ上・中・下層における直径階級 i の本数割合。

i : 直径階級, 0.5 cm 単位。

ix : 根の最大直径階級。

根の本数比 [$Y_t(D)$, $Y_m(D)$, $Y_b(D)$] はこの根の直径と本数割合の相関関係を示している。求めた結果は Table 4 に示した。なお, 根の本数割合を図上にプロットする際には, 各直径階級の中央値上に点をプロットした。 i と D は $D=0.5(i-1)+0.25$ の関係にある。

なお, 根の本数比は各調査地点ごとに異なるため, このモデルを使う場合にはこの対象地区ごとにあらかじめ求める必要がある。

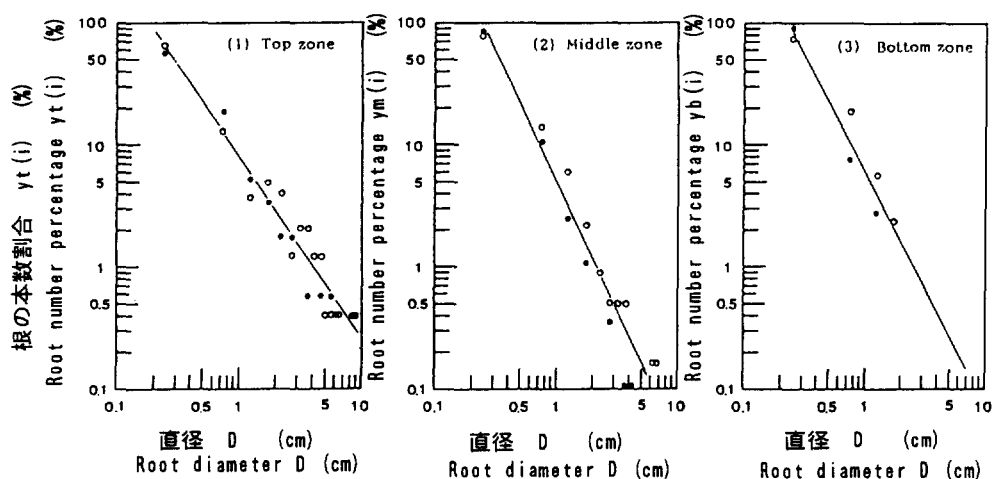


Fig. 9 根の本数割合 $y_t(i)$, $y_m(i)$, $y_b(i)$ と直径 D の関係

Relation between root number percentage $y_t(i)$, $y_m(i)$, $y_b(i)$ and root diameter D

注) ○: 調査木 No. 1 の測定値, ●: 調査木 No. 2 の測定値

図中の直線は測定値から求めた回帰直線で, この直線が Table 4 に示す根の本数比となる

Note) Circles denote the sample values of root number percentage, ○ No. 1 tree, ● No. 2 tree. Lines are drawn by the regression equations shown in Table 4 as root number ratio.

Table 4. 上・中・下層別にみた各調査地の根の本数比 [$Y_t(D)$, $Y_m(D)$, $Y_b(D)$]
Root number ratio in top, middle and bottom soil zone, in four study fields

調査地 Location	上層 Top zone	中層 Middle zone	下層 Bottom zone
水上 Minakami	$Y_t(D) = 7.91 D^{-1.47}$	$Y_m(D) = 4.91 D^{-2.11}$	$Y_b(D) = 5.95 D^{-1.91}$
小松原 Komatsubara	$Y_t(D) = 6.01 D^{-1.76}$	$Y_m(D) = 2.97 D^{-2.34}$	$Y_b(D) = 0.62 D^{-3.66}$
美杉 Misugi	$Y_t(D) = 3.29 D^{-2.03}$	$Y_m(D) = 1.98 D^{-2.65}$	$Y_b(D) = 1.13 D^{-3.20}$
筑波 Tsukuba	$Y_t(D) = 6.43 D^{-1.53}$	$Y_m(D) = 4.73 D^{-1.86}$	$Y_b(D) = 6.04 D^{-1.81}$

3.3.3 根の平均体積 [Va(D)]

Fig. 10 では直径階級 i ごとに求めた 1 本あたりの根の平均体積 [Va(D)] を各直径階級の中央値にプロットしている。この図には調査木 No. 1 と No. 2 の上・中・下層ごとの Va(D) を示しているが、各層ごとの差異はないため図にプロットした全データを用いて D と Va(D) の関係式を求め結果を Table 5 に示した。

3.3.4 根の最大伸長さ [Zmax]

各調査木の Zmax は Table 2 から読み取れ、数 10 cm ~ 1 m 数 10 cm であった。一般に、根の深さ方向の伸長を左右する因子としては基岩の現れる深さ、土壌硬度 (森本, 1982; 池本ほか, 1987)、土壌孔隙量、土壌水分、土壌構造、コンシステンシー、肥料分などが考えられるが、山地での表層型崩壊が発生しやすい斜面上部の場合には基岩の現れる深さが Zmax となりやすい。基岩の深さは簡易貫入試験機などで比較的容易に調べることができる。

3.4 根系分布シミュレーションモデル

根による崩壊防止効果を考慮した無限長斜面の安定解析を可能にするために根の分布をシミュレートするモデルを、前述した $F(z)$, $Yt(D)$, $Ym(D)$, $Yb(D)$, $Va(D)$ を用いて考案した。Fig. 11 にモデルのフローチャートを、

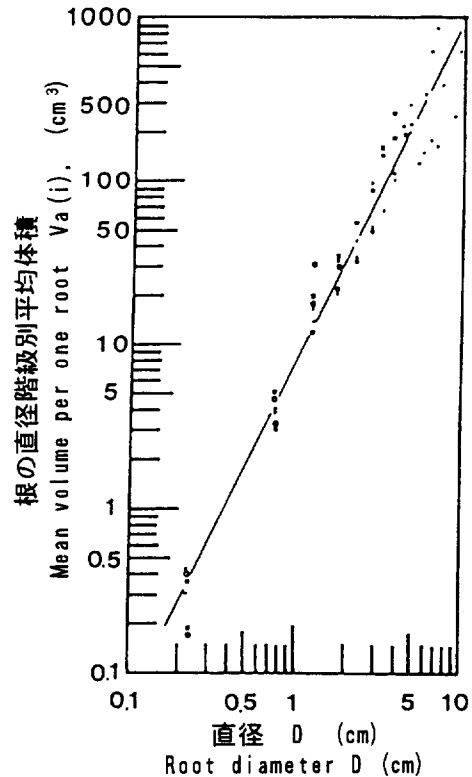


Fig. 10. 1 本当たりの根の平均体積 Va(i) と直径 D の関係

Mean volume per one root Va(i) and root diameter D

注) 図中の点は水上地区における調査木 No. 1 と No. 2 の測定値である。直線は Table 5 に示した回帰式で根の平均体積を表している。

Note) Dots show the measured value of No. 1 and No. 2 test tree. The solid line is a regression of them shown in table 5.

Table 5. 各調査地における根の平均体積 [Va(D)]
Average volume of one root [Va(D)] in four study fields

調査地 Location	根の平均体積 Root average volume Va(D)	相関係数 Correlation coefficient	サンプル数 Number of specimen
水上 Minakami	$Va(D) = 7.62 D^{2.12}$	0.96	51
小松原 Komatsubara	$Va(D) = 7.84 D^{2.32}$	0.94	24
美杉 Misugi	$Va(D) = 6.87 D^{2.29}$	0.96	59
筑波 Tsukuba	$Va(D) = 7.81 D^{2.14}$	0.97	53

根系分布モデル

Root distribution model

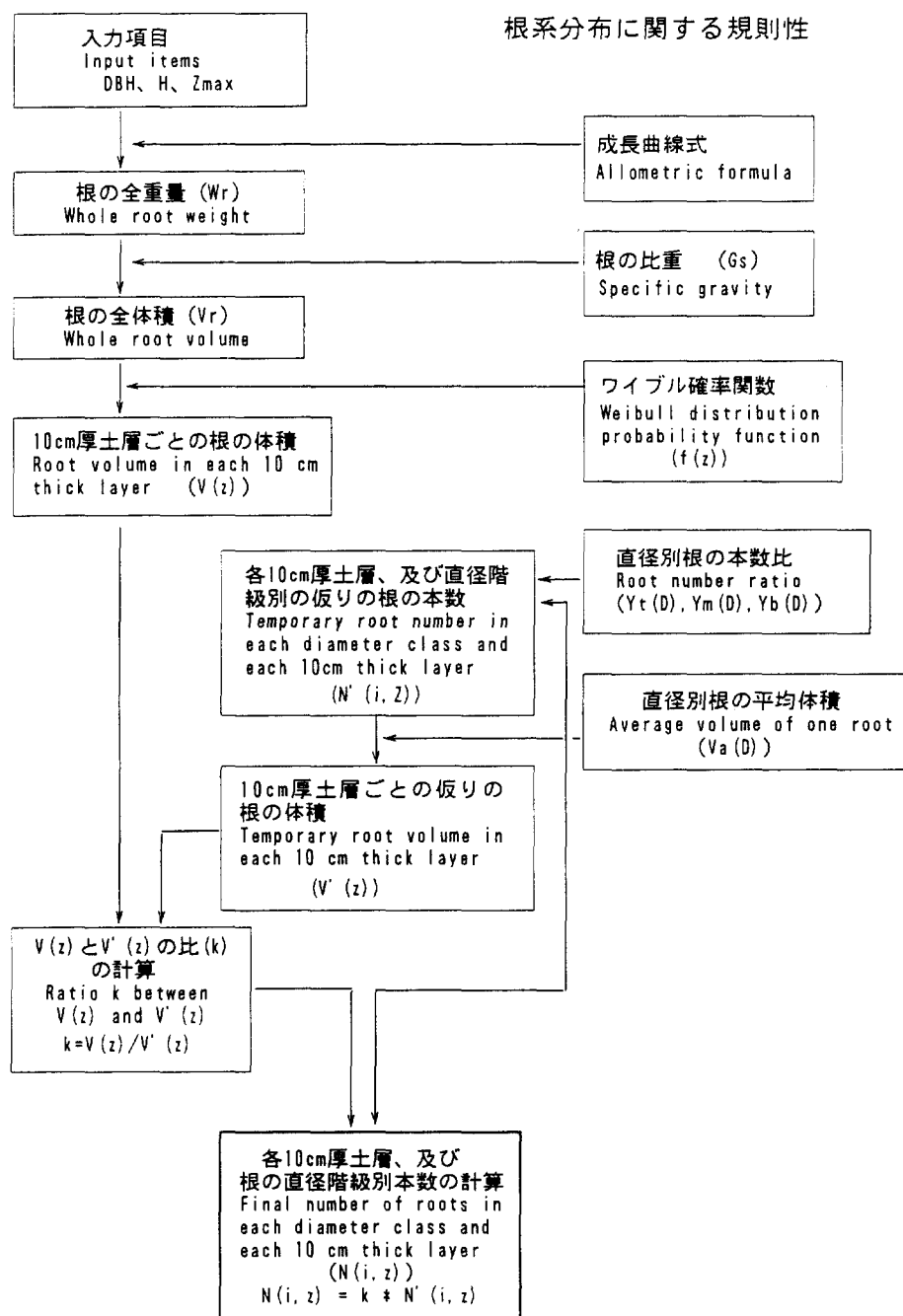


Fig. 11 根系分布再現モデル

Root distribution model

Fig. 12 にモデルの中の変数が何を指しているかを示した。

このモデルでは、樹高 [H]、胸高直径 [DBH]、Zmax が入力因子として要求され、これらは根の分布を求めようとする樹木についてそれぞれ現場で測定する必要がある。また、Yt(D), Ym(D), Yb(D), Va(D) も調査地域ごとに異なった式で表される (Table 4 及び 5) ので、シミュレーションに先立って求める必要がある。モデルで求めることができる情報は 10 cm 厚土層ごとの直径階級別の根の本数である。

モデルは次のような構成になっている。

- ① H, DBH, Zmax の入力。
- ② 根の全重量 [Wr] の推定。

Wr は荻住 (1977) が求めた相対成長曲線式 (20) により推定する。

$$\log Wr = -0.3085 + 0.8216 \log (DBH^2 H) \quad (g) \quad (20)$$

(標本数 79, 相関係数 0.99)

- ③ 1 本の樹の根の体積 [Vr] の推定。

Vr は (20) 式によって求める。

$$Vr = Wr / Gs \quad (cm^3) \quad (21)$$

ただし、Gs: 根の単位体積重量

- ④ 10 cm 厚土層内の根の体積 [V(z)] の推定。

V(z) は Zmax を (18) 式に代入して求めることができる。

$$V(z) = \left\{ \int_z^{z+1} f(z) dz \right\} Vr \quad (18)$$

式中の f(z) は (15), (16) 式を (11) 式に代入して求められる。

- ⑤ 10 cm 厚土層ごとの直径階級別の仮の根の本数 [N'(i, z)] の設定。

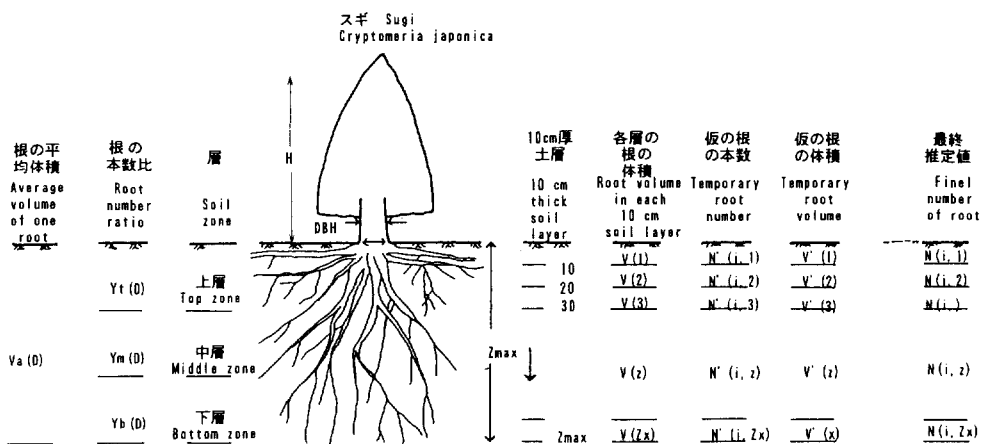


Fig. 12. 根系の分布再現モデルに使われている記号を表した模式図

Schematic illustration of the symbols used in the model

一方、根の最大直径階級 ix を決め ix までの各直径階級（ここは 0.5 cm 間隔とした）別、及び各ゾーン別の $N'(i, z)$ を根の本数比 $[Yt(D), Ym(D), Yb(D)]$ に比例させて設定する。同じゾーンの $N'(i, z)$ は初め同じ値を持つことになる。 ix は根の最大直径をもとに決める。この研究で供試木とした DBH 13 cm 以下の樹木であれば最大直径を 10 cm, $ix=20$ にとれば十分である。

⑥ 10 cm 厚土層ごとの仮の根の体積 $[V'(z)]$ の計算。

$V'(z)$ は 22 式で計算する。

$$V'(z) = \sum_{i=1}^{ix} \{N'(i, z) Va(D)\} \quad (22)$$

ただし、 $D=0.5(i-1)+0.25$

⑦ $V'(z)$ と $V(z)$ の比 $[k]$ の計算。

k は 23 式で求められる。

$$k = V(z)/V'(z) \quad (23)$$

⑧ 10 cm 厚土層ごとの直径階級別の根の本数 $[N(i, z)]$ の計算

このモデルの最終出力としての $N(i, z)$ は 24 式で求められる。

$$N(i, z) = k N'(i, z) \quad (24)$$

なお、このモデルの適合性は第 5 章で述べる原位置せん断試験を行った際に測定したせん断面の直径階級別根の本数とモデルシミュレーション値を比較することで検討する。

3.5 まとめ

立地条件の異なる 5 地域においてスギの根の分布に関する規則性を調べ、根の分布を再現できるモデルを考案した。根の分布状態に関する特徴、規則性として次のような点がみられた。

① 根の最大伸長深さ Z_{max} は基岩層や土壌硬度 27 mm の土層等によって制限される。 Z_{max} が浅いと、深根性といわれるスギでも鉛直根の発達は悪く水平根が多くなる。

② 10 cm 厚土層内の根の体積分布はワイブル分布関数によって表現できる。

③ 10 cm 厚土層内の根の直径と本数割合は対数関数によって表すことができる。

④ 10 cm 厚土層内の根の直径とその体積は対数関数によって表すことができる。

考案したモデルでは、 H , DBH , Z_{max} の 3 因子を入力すると、深さ別に直径階級別の根の本数が出力される仕組みになっている。第 5 章で述べるが、出力結果は比較的深い部分での根の分布状態を精度良く表すことができた。崩壊すべり面が根の分布が深さ方向にほぼ終わる深さで発生することを考えると、このモデルは安定解析に適しているとみられる。

4 根による土のせん断抵抗力補強機構

4.1 根による土のせん断抵抗力補強強度 $[\Delta S]$

4.1.1 試験の目的と方法

既往の ΔS に関する研究で行われたせん断試験では草本種や 2~3 年生の木本種の根が多く使用された。それらは細く・柔軟性に富み、現実の崩壊すべり面で崩壊防止機能を発揮すると考えられる木質化した樹木の根の性質と太さとは明らかな相違がある。この相違点は実際に根が果たしている作用と異

なった結果を示すと考えられる。このため、直径 0.53～1.39 cm のスギの根を砂の中に入れて一面せん断試験を行い、せん断過程の中で発揮される ΔS の実態を把握することをこの章の目的とした。

試験に使用した一面せん断試験装置を Fig. 13 に示す。せん断箱は $30 \times 30 \times 30$ cm で、高さ 15 cm のところで上箱と下箱に分かれる。下箱は固定されており、上箱にせん断力を加えてせん断変位を生じさせる。せん断力は電動スクリージャッキで与え、上箱とジャッキの間にセットしたロードセルでせん断荷重を測定する。垂直応力は下箱の底板を上下することによって載荷する。実験は垂直応力を 0, 0.11, 0.22, 0.33, 0.44 及び 0.56 kgf/cm² の 6 通りとし、等圧・等速度で行った。せん断箱には上下方向に 5 本の根を入れることができる。実験試料には豊浦標準砂とスギの根を使用し、Table 6 に示すように根の本数 (0, 1, 3 及び 5 本) と太さをかえて実験した。砂の詰め方は、飽和させておいた約 2l の標準砂をせん断箱に入れ、二人で一辺 3 cm の角材を使って 30 秒間突き固める作業を繰り返し行いせん断箱が一杯になるまで続けた。試料として用いた根にはできるだけ通直なものを選び、WALDRON の ΔS モデルの初期条件と一致させるようにした。

4.1.2 試験結果

(1) 根によるせん断補強強度の現れ方

試験結果からせん断抵抗力とせん断変位の関係を求め垂直応力 $[o]$ 別にまとめて Fig. 14 に示した。根を入れない砂だけのせん断抵抗力 $[S]$ はせん断の進行とともに残留強度に落ちつく。根を入れた砂のせん断抵抗力 $[Sr]$ は急な勾配で立ち上がった後、勾配は緩くなるが変位の増加とともに徐々に増え続け残留強度を示さない場合が多い。根の本数の影響は明らかで、本数が多いほど Sr は大きい値を示す。根によって補強されるせん断抵抗力 ΔS は S と Sr の差として表すことができる。 ΔS -変位曲線は、せん断初期の比較的急な ΔS

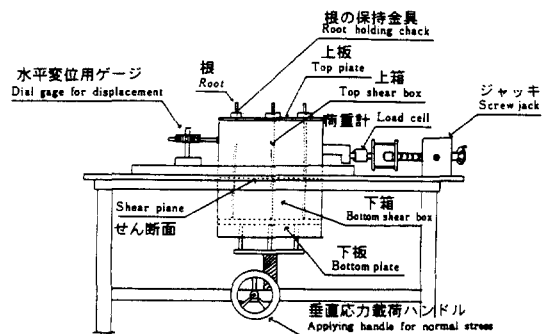


Fig. 13 室内一面せん断試験装置

Laboratory shear apparatus for rooted soil

Table 6. 室内一面せん断試験に使用した根の本数とその直径
Root number used for laboratory shear tests and their diameter

テスト記号 Test name	根の本数 Root number	使用した根の記号 Symbol of used root	根の記号 Root symbol	根の直径 cm Root diameter
F	0	—	Mt	1.39
G	1	Mt	Mf	0.53
H	1	Mf	M3	0.69
L	3	M3, A3, C5	A3	0.75
M	5	M3, A3, B2, C6, D2	B2	0.85
			C5	0.78
			C6	0.87
			D2	0.90

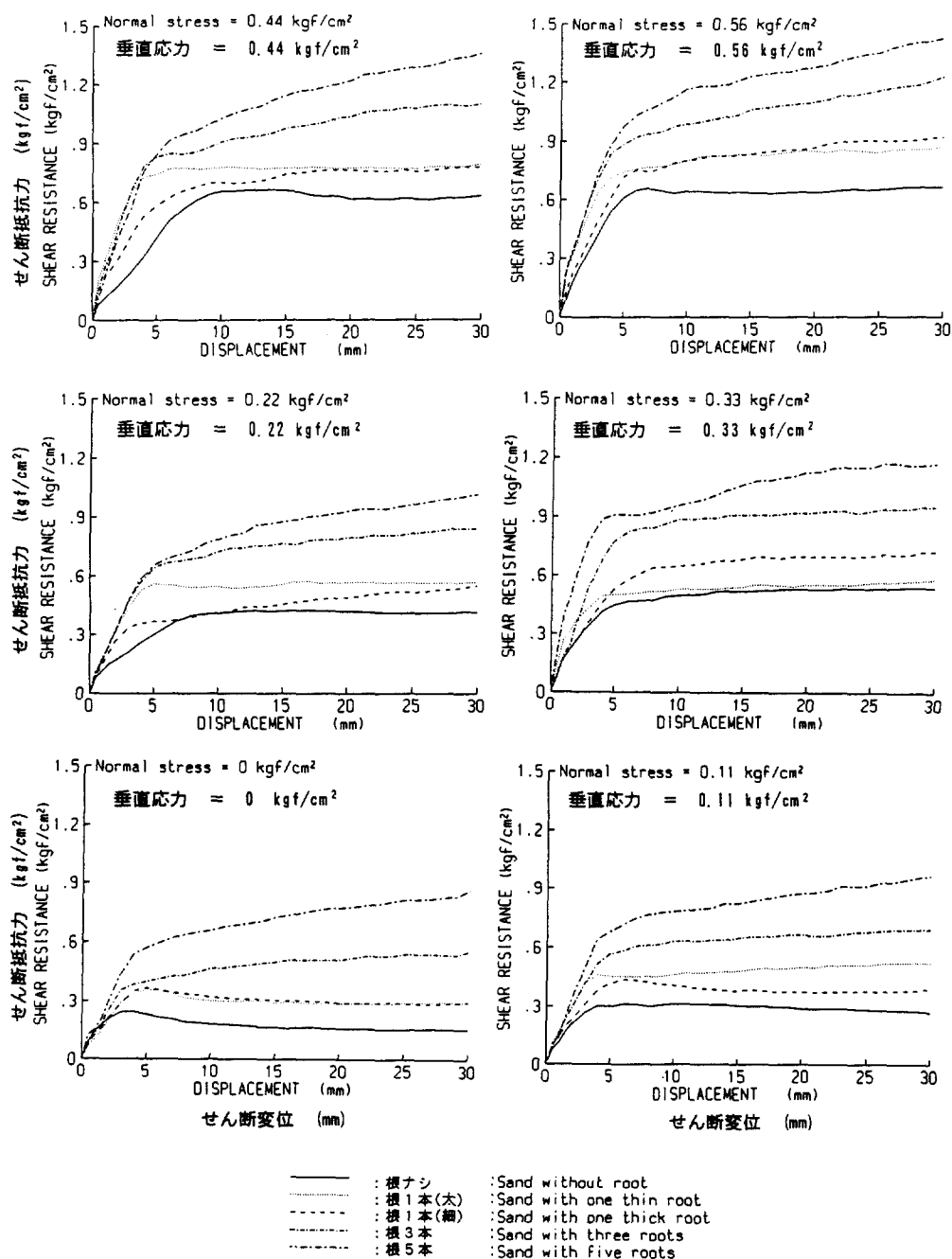


Fig. 14 垂直応力別に整理したせん断抵抗力とせん断変位の関係

Relation between shear resistance and displacement for each normal stress

の上昇と、その後の緩やかな増加によって表せる。また、 ΔS は垂直応力の違いの影響を受けず、根の本数の違いだけに影響される。

(2) 破壊規準に対する根の影響

各試験の最大せん断抵抗力をとり、破壊規準を Fig. 15 に示した。根の影響は明瞭で、砂の破壊規準を上方向に平行に押し上げる形で砂の破壊強度を増強している。この結果は (2) 式に示すようにモールクーロンの破壊規準の中で、根によるせん断抵抗力の補強強度が粘着力と同じく定数項として表せることを示している。

既往の研究の中で行われたせん断試験では草本種や幼齡木本種（苗木）の軟らかい根を試験材料にした実験例が多かった。それらの試験によって得られた結果では、根の補強強度は単位体積土中の根の重量に比例し、土の粘着力と同じ働きをすると述べている場合がほとんどである。今回の実験で使用した直径約 0.5 cm 以上の根は草本や幼齡木の根が持つ柔軟性はなく、年輪が現れ、その硬さも増しているが、草本や幼齡木の根と同じ働きをしていることが示された。

一方、根の補強強度が土の内部摩擦角へも影響を及ぼすか考えてみる。小橋（1983）と真島ほか（1988）は根によって土の内部摩擦角が増加したと報告した。両者の実験方法を見ると小橋はヤシャブシとケンタッキー 31 フェスクを生育させた直径 31 cm の土壌コラムを使った一面せん断試験を、真島はヨモギとクリーピングラブフェスクの生育地で 400 cc の採土円筒を用いた原位置せん断試験を行った。両試験の特徴はせん断面の深さを土の密度が低くて土粒子間の間隙が多く根が多く発達する地表面近くに設定している点にある。こうした深さにせん断面を設けて実験を行う場合、上载荷重をかけると土壌空隙は容易に圧縮され、さらにそこに発達している根はお互いに絡み合いの程度が強まると考えられる。上载荷重を順次増加してせん断試験を行うと、圧縮の程度と根の絡み合いの程度も上载荷重に応じて増すことになる。その結果得られるモールクーロンの破壊規準では根による補強強度が内部摩擦角の増加として現れることになる。

しかし、一般林地で崩壊すべり面が生じるような深さの土壌状態は表層土壌に比べると密度が高く、根の本数は非常に少ないため、根の絡み合いの強化や土の密度の変化が起りにくく、根による補強強度が内部摩擦角を増加させる形で現れることは考えにくい。今回の実験条件は実際の崩壊すべり面の土壌状態を考慮して土の密度を高く、根の量を少なくした。従って、実際の崩壊すべり面では今回の実験結果のように根による補強強度

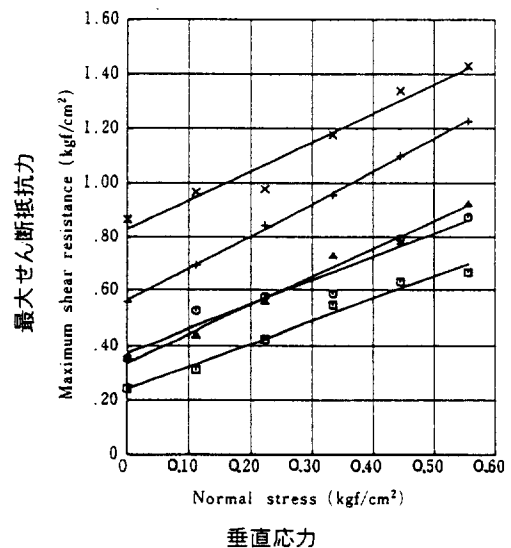


Fig. 15 根を挿入した砂の破壊規準

Failure criterion of rooted sand

□: 根なし, +: 根 3 本, ×: 根 5 本

○: 根 1 本 (細), ▲: 根 1 本 (太)

□: no root, +: 3 roots, ×: 5 roots

○: 1 fine root, ▲: 1 thick root

は土の破壊規準を平行に押し上げる形で現れ、(2)式のように定数項として評価すべきと考えられる。

4.1.3 考 察

根の崩壊防止機能を考察するために、繊維補強コンクリートの引張り破壊試験の結果を Fig. 16 に示した (小林・田澤, 1980)。繊維補強コンクリートに変位を生じさせると最初に A 点でひび割れが生じ、さらに変形を増やしていくと繊維とコンクリートの付着面が破壊され始め、ついには繊維が引き抜かれてしまう。この場合、繊維とコンクリートの付着力 (接線摩擦力 $[\tau]$ に等しい) は約 $50 \sim 60 \text{ kgf/cm}^2$ (根と土の場合 0.025 kgf/cm^2 , WALDRON, 1977) と非常に大きく、プレーンコンクリートの破壊強度を上回る荷重を加えても、 τ によってコンクリート中に支えられている鋼鉄繊維に引張り応力が生じ、この荷重を支えることができる。また、繊維自体の強度は τ よりも強く繊維が破壊することなく、付着面の破壊がこの繊維補強コンクリートの破壊につながる。根によって補強された土のせん断現象もこの現象と同じように考えられる。Fig. 14 に示した Sr の降伏点前の急な立ち上がりは土と根の τ によって支えられた根に生じる引張り応力によって発揮されるとみられる (WALDRON, 1977)。その後の降伏状態の発生は、それまで根に生じていた引張り応力の増加を維持していくだけの付着面での τ が消失したことによるものである。つまり、土と根の間の付着面で破壊 (あるいはスリップ) が起こったと考えられる。根と砂の τ は WALDRON によると 0.025 kgf/cm^2

と推察されたが、これがより強ければ繊維補強コンクリートのように降伏点の強度はさらに増えることになる。ここで使用した実験装置ではせん断中に付着面でどのような状態が発生したのか観察できないが、試験後根を調べても破断はしていないので、根は土中でスリップして降伏状態になったと考えるのが妥当であろう。

一方、前述のように今回の実験で用いた木質化した根の効果も、破壊規準の中で粘着力の項と同じ定数項として表すことができた。この結果は、垂直応力を増加させても根と砂の間の接線摩擦力が変化しなかったため生じたものと考えられる (阿部, 1991b)。

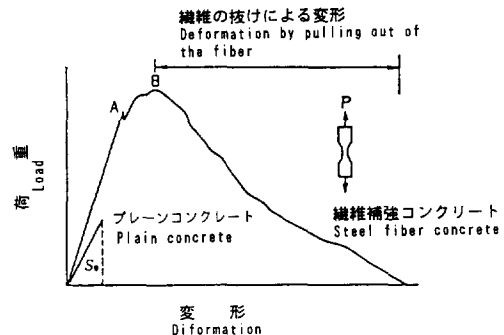


Fig. 16 繊維補強コンクリートの引張り破壊実験における補強効果の現れ方

Reinforced strength of steel fiber concrete on tension collapse test

4.2 せん断面における根の変形とせん断抵抗力補強機構のモデル化

4.2.1 試験の目的と方法

SHAWBRIDGE and NICHOLAS (1985) が行ったアルミニウムロッドやパラシュートコードなどの補強材を入れたせん断試験結果が示唆するように、樹木の根を含んだ土をせん断する場合にも根の太さや材質、本数等の違いがせん断域の厚さや根の変形状態に影響を及ぼすことは十分に考えられる。この指摘の妥当性が立証されるとすれば、従来の ΔS モデル (WU *et al*, 1979; WALDRON 1977) では根によるせん断抵抗力の補強強度を正しく評価することは難しいことになる。この実験では土層内に直径 $0.79 \sim$

1.37 cm のすでに木質化した樹木の根を複数本挿入し、せん断によるこれら根の変形状態を測定し、その結果から変形状態を表す数式を求めそれをもとに従来の ΔS モデルをより精度の高いモデルにすることを目的とした。

試験は Fig. 17 に示すせん断試験装置を用いて行われた。せん断箱は固定箱 (54×38×40 cm) と移動箱 (40×37×40 cm) で構成され、両者は水平に並べられている。実験試料の根は図に示すように水平に、かつせん断面になる両方のせん断箱の境界面と直角に交わるようにセットする。せん断箱底面は根の変形が観察できるようにガラス板で作られている。せん断力は手動式のスクリージャッキで移動箱に載荷され、その強度はダブルプルベリングリングによって計測される。実験では7分間で88 mm のせん断変位を与え、5秒間隔でせん断応力を計測した。実験には含水比 19.5%、乾燥密度 1.47 g/cm^3 の砂が用いられた。各試験とも、18.1 kg の砂をせん断箱に入れ棒で一定に突き固める作業を5回繰り返して、合計で90.5 kg の砂を詰め、さらにその上に250 kg の鉛玉を載荷し、締め固め状態を一定に保つことにした。

実験にはスギの根が入手できなかったので北アメリカ西海岸によくみられるショアーパイン (*Pinus contorta* Dougl. var. *contorta*) の根の通直部分だけを使用した。樹種が異なっても材質は似ているので、せん断面での根の変形状態はスギと同じと仮定した。各実験で使用した根の本数、平均直径は Table 7 にまとめた。せん断土層内に根をセットする場合には ΔS 効果が土に均等に働くように根を3層に分けて配置した。例えば9本の根を使う実験では各層に3本ずつセットした。しかし、下層の根はせん断中の変形過程を観察するために底ガラス板上にセットし、他は底ガラス板から5及び10 cm 上にセットした (Fig. 17)。実験は根の本数を0, 3, 6及び9本の4通りとし、合計11回行った (Table 7)。

実験中の根の変形状態は二重ガラスで作られているせん断箱底面を通して観察し、試験開始前と後に根の形をマッピングした。

4.2.2 せん断土層内での根の変形

この実験で観察されたせん断前後の根の変形状態を Fig. 18a に示した。 ΔS モデルを根の変形状態をもとに考察するためには、変形状態を単純な数式によって表現できれば都合がよい。そのためには根の微細な屈曲をある程度取り除いた平滑な曲線でせん断後の根の形状を表す必要がある。そこで、Fig. 18b に示すようにせん断によって根が移動した距離 [di] を x 軸に沿って1 cm 間隔で

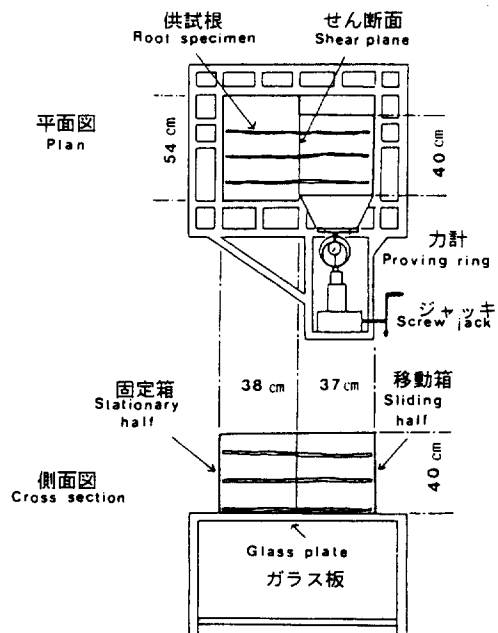
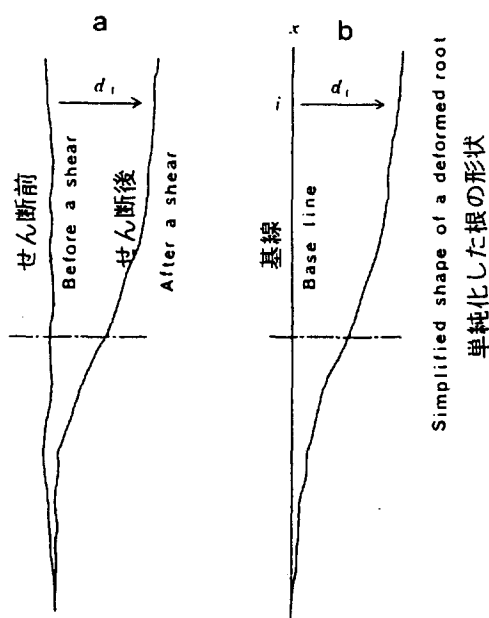


Fig. 17 根の変形を調べた室内一面せん断試験機
Laboratory shear apparatus to investigate deformed root in shear zone

Table 7. 根の変形形状を調べるための室内一面せん断試験に使用した根の本数と直径

Root number and their diameter used for the shear tests to clarify root deformation in a soil shear zone

試験番号 Test number	根の本数 Nnumber of root	使用した根の記号 Symbol of the used root	根の記号 Root symbol	平均直径 (mm) Root diameter
1	0	—	a	8.18
2	0	—	b	7.91
3	3	a, b, c	c	8.19
4	3	a, b, c	d	13.69
5	3	d, e, f	e	12.97
6	3	d, e, f	f	11.06
7	9	a, b, c, d, e, f, g, h, i	g	8.69
8	6	a, c, d, f, g, i	h	9.96
9	6	a, c, d, f, g, i	i	9.76
10	9	a, b, c, d, e, f, g, h, i		
11	0	—		

Fig. 18 せん断前後の根の形状と形状の単純化
Map of roots before and after deformation, and simplification of their complicated shape注) a: せん断前後の根の原形, b: $x=i$ での変位 d_i を基盤から取って単純化した根の形状を再図化した。Note) a: Original root shape before and after a shear, b: Displacement " d_i " at $x=i$ is re-mapped from a straight base line to simplify root deformation.

測定し、それをせん断前の根を直線とみなした基線から各 d_i をプロットし、最後にそれらの点を結んだ曲線をせん断後の変形した根の形状とみなすことにした。

すべての実験結果から得られた、根の変形状態は Fig. 19 に示したと同じくスムーズな曲線によって表すことができた。この変形形態は WALDRON (1977) が提案したモデルの根の変形形態 (せん断域とその外側の不攪乱域の境界面で根が鋭角に曲がる変形形態, Fig. 3) の仮定とは一致しないが, SHEWBRIDGE and NICHOLAS (1985) が観察した人工補強材の変形形態と極めて類似していることが確認された。そこで、彼が提案した (8) 式と根の変形形態の比較を行った。

$$y = B - Be^{-b|x|} \quad (8)$$

実験結果から根の変形を (8) 式に当てはめた場合、その寄与率は 0.60~0.97、平均 0.91 で、根の変形係数 b は $0.1 \sim 0.2 \text{ cm}^{-1}$ であった (Fig. 19)。また、 b の値は根の直径とせん断面積 $[A]$ に占める根の断面積合計 $[Ar]$ の割合 $[Ar/A]$ に影響され、一般に細い根でせん断面積中の根が少ない場合に b は比較的大きい値をとり、変形範囲が狭く

急な曲がりを示す。反対に、太い根でせん断面積中の根が多い場合には、 b は小さい値をとった。実験結果から 25 式に示した b に関する重回帰式を得た。

$$b = 0.2262 - 0.0715(A_r/A) - 0.0016D \quad (25)$$

$$(r^2 = 0.88)$$

ただし、 b : 変形係数 (cm^{-1})

D : 根の直径 (mm)

A_r : せん断面積中の根の断面積合計

A : せん断面積

4.2.3 ΔS モデル

(1) ΔS モデルの再考

既往の研究で、 ΔS は根に生じる引張り応力に基づく強度しか考慮されていなかったもので、(5) 式に示すような形で表現されてきた。

$$\Delta S = a_r t_n (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) \quad (5)$$

しかし、実際は引張り応力に基づく効果に加えて根に作用する土圧に基づく効果が考えられるので、 ΔS は 26 式のように表すべきである（龍岡, 1986）。

$$\Delta S = \Delta St + \Delta Sp \quad (26)$$

ただし、 ΔSt : 根の引張り応力に基づく補強強度

ΔSp : 土圧に基づく補強強度

従って、(5) 式に示されている ΔS は本来 ΔSt であり、これを単一の根についての補強強度 $\Delta St'$ で表すと (5') 式ようになる。

$$\Delta St' = a' t (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) \quad (5')$$

ただし、 t : 引張り応力、 a' : 根の断面積

また、式中の引張り応力は 27 式のように歪量から求められる。

$$t = E\varepsilon \quad (27)$$

ただし、 E : ヤング率（引張り応力係数）、

ε : 引張り歪

一方、土圧による強度は根に加わるモーメントがゼロである点 0 での最大せん断力に等しいと考えられるので 28 式に示すように表すことができる（Fig. 20 参照）。

$$\Delta Sp' = D \int_0^{M'} p dx \quad (28)$$

ただし、 $\Delta Sp'$: 土圧によるせん断力 D : 根の直径

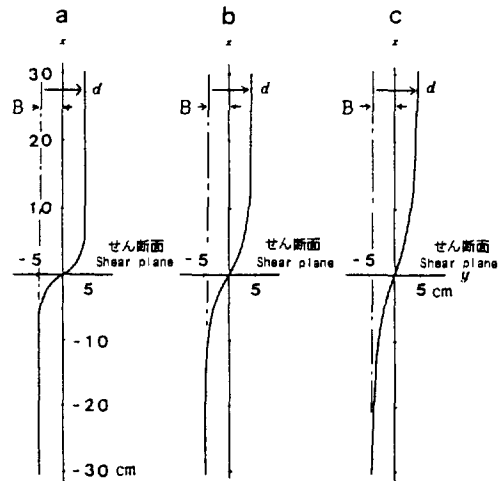


Fig. 19 変形係数 b の違いが根の変形形態に与える影響

Differences of deformed shape influenced by coefficient of deformation " b "

注 (a) ゴム紐: $b=0.5$, (b) 根: $b=0.197$, (c) 根: $b=0.116 \text{ cm}^{-1}$

Note (a) Bungy-cord: $b=0.5$, (b) Root: $b=0.197$, (c) Root: $b=0.116 \text{ cm}^{-1}$

p: 土圧 M': 変形の最上端

(1)-1 引張り応力による補強強度

前述のように根が変形した形状は(8)式によって表せる。この形状は原点 0 に関して対象なので x 軸の正の部分だけを考えると、任意の点でのせん断後の根の長さは(29)式で表すことができる (Fig. 21 参照)。(8)式を(29)式に代入し、せん断後の根の長さ [1] を求めると(30)式ようになる。

$$dl^2 = dx^2 + dy^2 \quad (29)$$

$$l = 2 \int_{x_1}^{x_2} (1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} dx \quad (30)$$

ただし、l: 変形した根の長さ

B: せん断変位の 1/2

b: 根の変形係数, dx: x 軸上の微小区間

dy: y 軸上の微小区間

X1, X2: x 軸上の任意の点

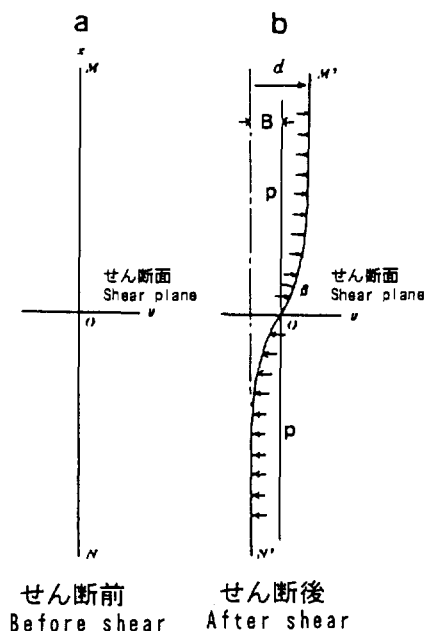


Fig. 20 変形した根に加わる土圧

Model illustration of earth pressure generated to the deformed root

注) (a) せん断前, (b) せん断後原点 0 で根は角度 β が生じ, 土圧 p が加わる。

Note) (a) Intact root. (b) Deformed root after it is displaced, d, makes an angle, β , at the origin, 0, and earth pressure, p, is generated.

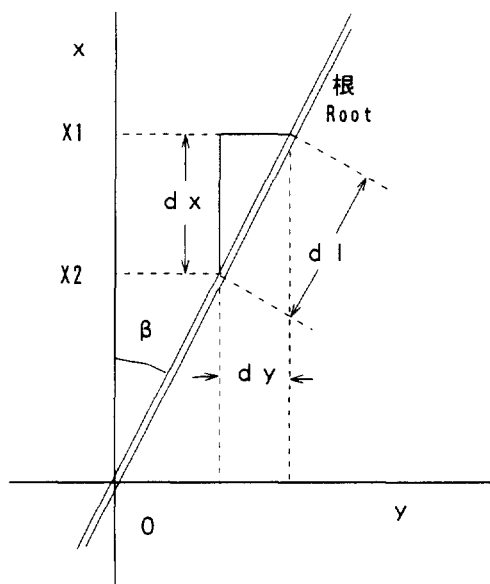


Fig. 21 せん断後の変形した根の模式図

Illustration of deformed root after a shear

dl : 微小区間 dx に対応するせん断後の根の長さ

③0式から解を得ることはできないが、③0式を微分すると根の伸び率(せん断前の根の長さに対するせん断後の根の長さの割合)を示す③1式が得られ、この式によって x 軸上の任意の点の根の伸び率を求められる。

$$Vr(x) = dl/dl_0 = (1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} \quad (31)$$

ただし、 $Vr(x)$: 根の伸び率

dl_0 : 微小区間 dx に対応するせん断前の根の長さ

根の歪 $[\varepsilon]$ は元の長さに対する伸びた長さの割合だから③1式を用いた③2式で示せる。

$$\varepsilon = (1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} - 1 \quad (32)$$

$$(\varepsilon = dl'/dl_0 = dl_0 \{Vr(x) - 1\} / dl_0 = Vr(x) - 1)$$

ただし、 $dl': dl_0$ がせん断によって伸びた根の長さ

③2式は、 B と b が正の定数、 x が変数である。従って、 ε を求めると $x=0$ で最大値を示し、 x を増やすと $\varepsilon=0$ を漸近線として減少することが分かる。よって、最大引張り応力は③2式を②7式に代入して③3式のように求められる。

$$t_n = \{V(0) - 1\} E \quad (33)$$

ただし、 t_n : 根に生じる最大引張り応力

従って、根の伸びによる補強強度は③2、③3式を(5')式に代入して得られる③4式によって表すことが可能である。

$$\Delta St' = a' E ((1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} - 1) (\cos \beta \tan \phi + \sin \beta) \quad (34)$$

ここで、 β は x 軸と根のなす角度で、原点 0 での β は③5式で表すことができ、これを変形すると β が③6式で求められる。

$$(dy/dx)_{x=0} = bB \quad (35)$$

$$\beta = \tan^{-1}(bB) \quad (36)$$

(1)-2 土圧による補強強度

土圧による補強強度は②8式から求めることはできない。しかし、(8)式で表せるせん断後の根の形状は土中での根のたわみとみなせるので、たわみとせん断力を表す②7式(例えば、春日・屋・小林, 1968)を $\Delta Sp'$ と y で表すと③8式のように変形できる。

$$d^3 \delta / dx^3 = -Q/EI \quad (37)$$

$$\Delta Sp' = -EI (d^3 \delta / dx^3)_{x=0} \quad (38)$$

ただし、 δ : たわみ ($=y$)、 Q : せん断力 ($\Delta Sp'$)、 I : 断面2次モーメント

さらに、(8)式を③8に代入すると $\Delta Sp'$ は③9式のようになる。

$$\Delta Sp' = EI b^3 B \quad (39)$$

(1)-3 単一根による補強強度

最後に、③5、③9式を合計すれば、単一の根による補強強度 $\Delta S'$ は④0式のように表すことができる。

$$\Delta S' = a' E ((1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} - 1) (\cos \beta \tan \phi + \sin \beta) + EI b^3 B \quad (40)$$

(2) 根のスリップと破断

せん断試験でせん断変位を増していくとある時点で根はスリップを始める。今回の実験でも、せん断後の観察で必ず根の一端の移動が確認され、せん断中に根がスリップしていたことが推察された。スリップ開始時点に τ はその最大値 τ' に達する。単一根の最大引張り応力は接線摩擦応力が τ' に達したときに生じるので、(41)式によって表せる (WALDRON and DAKESSIAN, 1981)。

$$Tns = 2\tau' (L/D) \quad (41)$$

ただし、 Tns : 根の最大引張り応力

L : 根の長さ ($L = M'N'$, Fig. 21 参照)

τ' : 最大接線摩擦応力

D : 根の直径

また、 Tnf を根の破断応力とし、根の長さをパラメータにしてこれを (42) 式のように表すと、根が破断する条件は (43) 式によって示せる。

$$Tnf = 2\tau' Lf/D \quad (42)$$

ただし、 Tnf : 根の破断応力

Lf : 根が破断するのに必要な根の長さ

$$\{(1+B^2b^2)^{1/2}-1\}E > Tns \text{ and } L > Lf \quad (43)$$

スリップが生じる条件は (44) 式によって表せる。

$$\{(1+B^2b^2)^{1/2}-1\}E > Tns \text{ and } L < Lf \quad (44)$$

このように、 ΔS をせん断変位に対応して評価していく場合、せん断の初期の

$$\{(1+B^2b^2)^{1/2}-1\}E < Tns$$

の状態で、(40) 式によって ΔS は評価できる。さらに、せん断が進み、

$$\{(1+B^2b^2)^{1/2}-1\}E > Tns$$

の状態になり根がスリップしている場合には、引張り応力にかえて接線摩擦応力で (45) 式によって表せる。

$$\Delta S' = 2\tau \cdot a_r(L/D)(\cos\beta \tan\phi + \sin\beta) + Eib^3B \quad (45)$$

ただし、 τ はスリップ状態での動的接線摩擦応力である。従って、(40)、(45) 式が ΔS を表す基本的なモデルとなる。

(3) ΔS モデルシミュレーション

(40)、(45) 式中の各係数を以下のように定め、実験で測定された ΔS のシミュレーションを行った。

① ヤング率 $[E]$ はスギで測定した値 $27\,600 \text{ kgf/cm}^2$ (阿部・岩元, 1986c) を用いた。

② 砂の内部摩擦角は 35° とした。

③ 砂と根の最大接線摩擦応力 τ' は 0.02 , 0.2 及び 0.6 kgf/cm^2 の 3 通りとした。 τ' がどの程度の値を示すか分からなかったため、WALDRON が実験から求めた 0.025 kgf/cm^2 に近い 0.02 kgf/cm^2 , 1 オーダ上げた 0.2 kgf/cm^2 , そして粘性土中の杭の周面摩擦力と同じオーダの 0.6 kgf/cm^2 の場合の τ' を想定してシミュレーションを行った。

④ 根の長さ $[L]$ は 72 cm である。

(3)-1 変形係数 $[b]$ の影響

記号 (a) の根は、根を 3, 6 及び 9 本入れた各せん断試験で用いられ、各試験ごとに変形係数, b が測定された。 b の値はそれぞれ, 0.1947, 0.1558 及び 0.1251 の値を示した。Fig. 22a は、このように同じ根であっても b の値が異なる場合の ΔS をモデルシミュレーションしたものである ($\tau' = 0.6 \text{ kgf/cm}^2$ の場合)。 b の値は小さいほど根の変形が緩やかで、 ΔS の上昇割合が小さい。 b の値が小さくなるのは図式から推定できるように A_r が大きい (せん断面に根が多い) ときである。この場合、1 本 1 本の根は A_r が小さい場合と比べると、同じせん断変位ではより小さい ΔS しか発揮しないことになる。またスリップ中でも ΔS の上昇割合は小さくなる点も特徴的である。

(3)-2 最大接線摩擦応力 $[\tau']$ の影響

つぎに τ' の違い ($\tau' = 0.02, 0.2$ 及び 0.6 kgf/cm^2) が ΔS に与える影響を、記号 (a) の根を用いて検討し、その結果を Fig. 22b に示した。ただし変形係数 b は $b = 0.1947 \text{ cm}^{-1}$ として計算を行った。 τ' によって根がスリップしないで保持されている間は、引張り応力によって ΔS は急激に上昇する。引張り応力

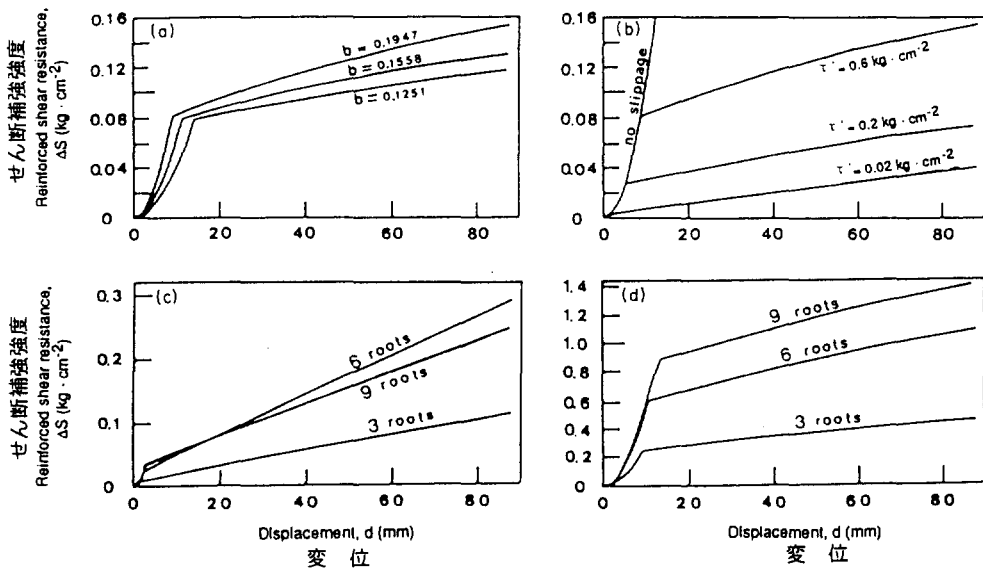


Fig. 22 ΔS モデルによる根の変形係数 b , 最大接線摩擦応力 τ' , 根の本数の違いがせん断補強強度に与える影響評価

Estimation of coefficient of deformation, b , tangential friction, τ' , and root concentration by the model simulation as they affect reinforced shear resistance

注) (a) 変形係数 b が ΔS に与える影響, (b) 最大接線摩擦応力 τ' が ΔS に与える影響, (c) (d) 根の本数が ΔS に与える影響

Note) (a) Effect of coefficient of deformation, b , on ΔS . ΔS of root "a" was calculated using the values 0.1947, 0.1558, and 0.1251 cm^{-1} for b , and using a constant τ' of $0.6 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$. (b) Effect of tangential friction τ' . ΔS of root "a" was calculated with using a constant b of 0.1947 cm^{-1} . (c) Effect of root concentration. ΔS was calculated using a constant τ' of $0.02 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$. (d) Effect of root concentration. ΔS was calculated using a constant τ' of $0.6 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$.

による ΔS の上昇割合は、根がスリップする場合よりもはるかに大きいことが図に示されている。また、 τ' が大きいほど引張り応力による上昇が長く続いた。

(3)-3 根の本数の影響

せん断土層に含めた根の本数の影響を Fig. 22c ($\tau' = 0.02 \text{ kgf/cm}^2$), Fig. 22d ($\tau' = 0.6 \text{ kgf/cm}^2$) に示した。 $\tau' = 0.02 \text{ kgf/cm}^2$ の場合、根の引張り歪は小さく、ほとんどスリップ状態で ΔS は上昇する。スリップ状態での ΔS の上昇は $\Delta S_{p'} (=EIb^3B)$ に基づくもので b の影響が大きい。 b の値はせん断土塊中に根が多いほど小さいので、最大せん断抵抗力も小さくなる。例えば、Fig. 22c ではせん断土塊中の根の本数が多い場合 (9 本) の方が ΔS が弱くなる傾向が現れている。Fig. 22c と d を比較すると、 τ' が強いほど引張り応力の影響が顕著に現れ、根の本数の効果も明瞭になってくる。

(3)-4 せん断試験結果のシミュレーション

Fig. 23 に実験結果とモデルシミュレーション結果を示した。シミュレーションで用いた τ' の値は 0.02, 0.2 及び 0.6 kgf/cm^2 の 3 通りで、各 τ' ごとに求めた ΔS を、根を含めない砂だけのせん断抵抗力に加え、シミュレーションによる値とした。実験から求めた根を含んだ場合のせん断抵抗力は、せん断変位の初期段階でシミュレーションによる値より小さい傾向がみられた。これは実験の場合、根に引張り応力が生じるまでには根の屈曲によるたるみが緊張しなくてはならず、そのため変位の初期段階では ΔS が顕著でないと考えられる。モデルではこの点が考慮されていないので、 ΔS は変位とともに直ちに生じる。しかし、 τ' が 0.02 kgf/cm^2 の場合は全変位過程を通じてシミュレーション結果が実験値とよく一致しており、このモデルは ΔS を十分に評価できるモデルと考えられる。(ABE and ZIEMER, 1991a)

4.2.4 まとめ

極めて単純化した、根を含めた土の一面せん断試験を行い、根の変形状態から ΔS を評価するモデルを考案した。この研究では主に次のような点が明らかになった。

- ① ΔS はせん断土層中の根がスリップを始め

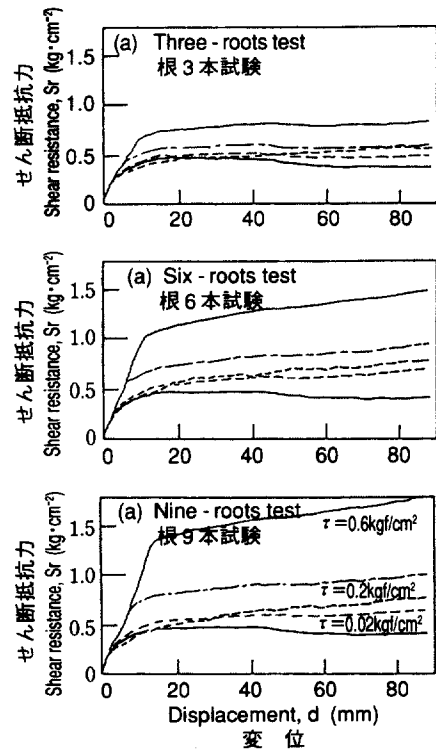


Fig. 23 実験とシミュレーションによるせん断抵抗力の比較

Comparison between tested and simulated shear resistance

注) (a) 根 3 本, (b) 根 6 本, (c) 根 9 本試験最大接線摩擦応力 τ' は 0.02, 0.2, 0.6 kgf/cm^2 とした。

Note) (a) three-roots test, (b) six-roots test (c) nine-roots test. Values of τ' of 0.02, 0.2, and 0.6 kgf/cm^2 were used for each simulation.

実験値 Tested	モデル値 Simulated
----- 根を含む実験 Rooted soil	----- $\tau' = 0.6 \text{ kgf/cm}^2$
----- 土だけの実験 No root	----- $\tau' = 0.2 \text{ kgf/cm}^2$
	----- $\tau' = 0.02 \text{ kgf/cm}^2$

るまで引張り応力によって急激に上昇する。スリップが始まると、砂と根の間の動接線摩擦力和根にかかる土圧によって ΔS は緩やかな上昇に変わる。実験ではスリップが始まる時点を捕らえることができなかったが、いつスリップが始まるかは τ の大きさによって決まる。

② 最大接線摩擦応力 τ は ΔS を生む最も基本的な強度で、 τ の強度によって ΔS の強度も決まる。 τ が大きいほど引張り歪による補強効果が発揮され、全体的に ΔS も大きくなる。この実験での τ の値は約 0.02 kgf/cm^2 であったが、実際に生育している樹木の根は、その屈曲や分岐、細根等の影響により、さらに大きい τ を持つものと推定される。

③ 一般に、スリップ後の τ は τ よりも小さくなるが、その低下の程度は土質条件や樹種によって異なるであろう。この実験で用いた砂やほぼ均一な直径で通直な根の場合には、スリップ開始後も τ はほぼ τ に等しいものとみられる。

④ 根は細いほど、また少ないほど変形の程度が大きいため引張り応力による補強強度が大きい。根の数が多く、 τ が弱い場合には、根の本数が少ない場合よりも ΔS が小さくなることもモデルシミュレーションで示された。GRAY and OHASHI (1983) は実験的に過剰な補強材の増加が ΔS の減少につながることを示している。

⑤ ここで提案されたモデルは実験結果を十分にシミュレーションできるものであった。

4.3 森林斜面の安定計算で使用可能な ΔS 評価方法の検討

4.3.1 研究の目的と試験方法

ここでは、実際の森林斜面の安定計算を行う場合に根による補強強度を評価できる ΔS モデルを開発することを目的とした。

前節で述べた ΔS モデル（以下、基本 ΔS モデルと呼ぶ）は極めて単純化した初期条件の下で、せん断土層中の根の変形形状を求めて考案した基本的モデルであった。従って、(40) 及び (45) 式から分かるように、根の長さ $[L]$ ・根の直径 $[D]$ ・最大接線摩擦応力 $[\tau]$ 等を求めておく必要がある。樹木の根の複雑な形状や土質・地質・土壌等の立地条件が根の形態や τ に大きい影響を与える点を考えると、基本 ΔS モデルを実際斜面の ΔS 評価に用いることは容易でないし、適切でないと思われる。

そこで、根の形状や立地条件を反映した ΔS をどのように求めればよいかが課題になる。最も適切な方法は原位置せん断試験で直接 ΔS を求めて安定計算に用いることであろうが、急斜面で樹木の根を入れてせん断試験を行うことは不可能である。著者はこれまでの経験と第2章で述べた根の強さに関する既往の研究を考慮した場合、実行可能な方法で、根の形状や立地条件も反映した根の強度を求められる方法は「引き抜き試験」であると考えた。

そこで、この節では引き抜き試験で求められる引き抜き抵抗力 P_0 を用いて ΔS を評価できる新しいモデル（以下、実用 ΔS モデルと呼ぶ）を考案し、さらに、この実用 ΔS モデルが ΔS を精度良く評価できるか実験的に検証する。その研究計画は Fig. 24 に示したが、要点は以下のようにまとめられる。

- ① 基本 ΔS モデルを変形し、 P_0 を組み入れた形の実用 ΔS モデルを検討する。
- ② せん断試験を行い ΔS を求める（4.1 ですでに述べた）。
- ③ せん断試験と同じ実験初期条件で室内引き抜き試験を行い P_0 を求め、実用 ΔS モデルによって

ΔS を求める。

④ 前記②と③を比較することで実用 ΔS モデルの適合性を検討する。

引き抜き試験は 4.1 で述べたせん断試験と同じ試験機を使用し、初期条件もせん断試験と同様に整え、Table 8 に示す根を使ってせん断試験と同じ 6 段階の垂直応力下で行なった。一回の試験には 5 本の根をセットしておき、上蓋より出してある根の試料の一端を保持金具で挟み、スクリュージャッキにつないだワイヤーロープで 1 本ずつ引き抜いた (Fig. 25)。引き抜き速度は一定で、保持金具とワイヤー

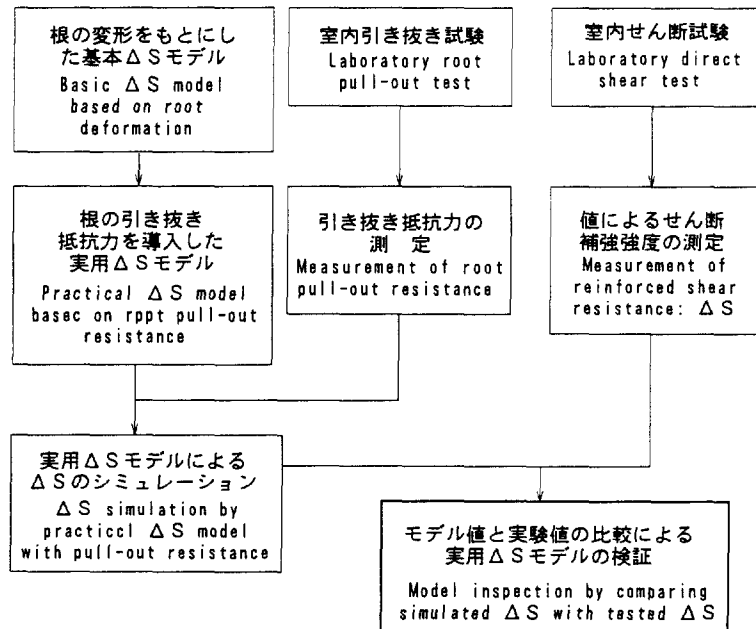


Fig. 24 実用 ΔS モデル開発のための研究計画

Study flow chart for development of practical ΔS model

Table 8. 室内引き抜き試験に使用した根と直径

Roots and their diameter used for laboratory pull-out root tests

垂直応力 Normal stress (kgf/cm ²)	使用した根の記号 Symbol of used roots	根の記号 Root Symbol	根の直径 Root diameter (cm)
0	M, A, B, C, D	M	0.90
0.11	M, A, B, C, D	A	0.39
0.22	M, A, B, C, D	A'	0.66
0.33	M, A, B, C, D	B	0.54
0.44	M, A', B'2, C, D	B'2	0.70
0.56	M, A', B'2, C, D	C	0.71
		D	1.37

ロープの間に取り付けられたロードセルで引き抜き抵抗力を測定した。試験に用いた根は Table 8 に示すように直径の異なるものを選んだ。

4.3.2 試験結果

平均直径 13.7 mm の根 (D), 7.1 mm の根 (C), 4.3 mm の根 (A'), 3.9 mm の根 (A) について、6 段階すべての垂直応力条件下での引き抜き変位と引き抜き抵抗力の関係を Fig. 26 に示した。図のように引き抜き抵抗力は垂直応力の違いによる影響を受けていない。これ以外の根も同じ傾向を示した。一方、せん断試験でも根の補強効果は垂直応力の影響を受けていないことが分かっている。これらの点は引き抜き抵抗力でその補強強度を推定できる可能性を示していると考えられた。

使用した根はほぼ通直なものであるため、引き抜き抵抗力の大きさを決定する重要な要因は直径と考えられる。Fig. 27 は最大引き抜き抵抗力和直径の関係を示したもので、両者の相関関係は (46) 式によって示すことができた。

$$P_0 = 212D - 18.5$$

(46)

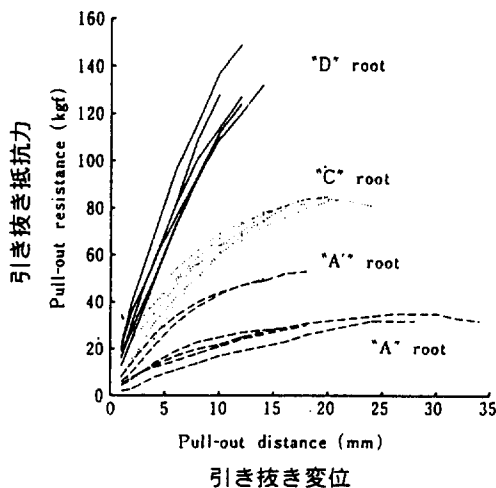


Fig. 26 引き抜き抵抗力和根の直径の関係

Relation between root pull-out resistance and root diameter

注) 根の記号 A, A', C, D の根についての試験結果
Note) Test results of roots with the symbol of A, A', C and D

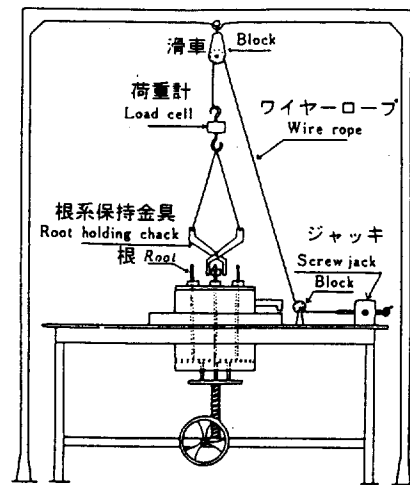


Fig. 25 室内引き抜き試験機

Laboratory root pull-out apparatus

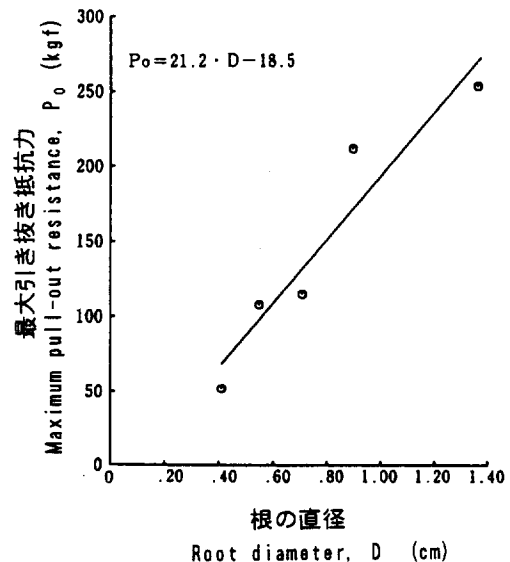


Fig. 27 最大引き抜き抵抗力和根の直径の関係

Relation between maximum root pull-out resistance and root diameter

ただし, P_0 : 引き抜き抵抗力 (kgf)

D : 直径 (cm)

4.3.3 引き抜き抵抗力を用いた実用 ΔS モデルの検討

第 2 章で述べたように, ΔS モデルの基本的考え方は, 「せん断変位の増加に伴って根に生じる引張り応力 $[t]$ の垂直成分が垂直応力 $[\sigma]$ に, 水平成分が直接せん断抵抗力 $[S]$ に作用して根による土の強度補強が発揮される。」というものである (Fig. 2)。そして, $\Delta St'$ は (5') 式で示される。

$$\Delta St' = a' t (\sin \beta + \cos \beta \tan \phi) \quad (5')$$

前節では, せん断域での根の変形状態を調べ, (5') 式を変形して $\Delta S'$ を (40) 式によって表現できることを示した。

$$\Delta S' = a' E \left((1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} - 1 \right) (\cos \beta \tan \phi + \sin \beta) + E I b^3 B \quad (40)$$

この式では, (5') 式に示した根の引張り応力 $[t]$ を (47) 式で示している。

$$t = E \left((1 + B^2 b^2 e^{-2bx})^{1/2} - 1 \right) \quad (47)$$

(5') 式からみると $\Delta St'$ は t によってもたらされることになるが, t は根と土の接線摩擦応力 $[\tau]$ によって生じるもので, 実質的には τ によって ΔS は発揮されると考えるべきである。

ところで, $\Delta St'$ を求める場合には単一根に生じている引張り強さ $[T]$ と接線摩擦力 $[\Sigma \tau]$ の大小関係を把握する必要がある。 $T < \Sigma \tau$ の場合にはせん断面付近で根の歪は増加し, 引張り強さは接線摩擦力と等しくなるまで上昇する。 $T \geq \Sigma \tau$ の状態になると, 土と根の間でスリップが生じ, 根は引き抜かれてしまう。根がスリップし始めるときの限界引張り強さ $[T']$ は最大接線摩擦応力 $[\tau']$ によって決まる。その関係は (48) 式によって示すことができる。

$$T' = T_{ns} \quad a' = (2\tau' L/D) a' \quad (48)$$

ただし, L : 根の長さ D : 根の直径

T_{ns} : 根の最大引張り応力 (40 式と同じ)

すなわち, $T < T'$ の状態だと $\Delta S'$ は (40) 式で求められるが, $T \geq T'$ の状態では [47] 式に示した t に代えて T_{ns} を (40) 式に代入した (49) 式によって $\Delta S'$ を求めなくてはならない。

$$\Delta S' = a' (2\tau' L/D) (\cos \beta \tan \phi + \sin \beta) + E I b^3 B \quad (49)$$

また, この式は (50) 式のように変形することができる。

$$\Delta S' = (P_0/2) (\cos \beta \tan \phi + \sin \beta) + E I b^3 B \quad (50)$$

ただし, P_0 : 引き抜き抵抗力 ($P_0 = D\pi\tau' L$)

従って, 引き抜き試験で求めた (40) 式を (50) 式に代入することによって引き抜き抵抗力から ΔS を求めることができるようになる。

4.3.4 モデルから求めた ΔS と実験結果の比較

4.1 で行ったせん断試験は試験装置, 試験条件ともにこの節の引き抜き試験と同じであるので, 4.1 の実験結果から求めた ΔS と (46), (50) 式で求めた ΔS 値を比較した。せん断試験から ΔS を求めるときは, 同じせん断変位 d における砂だけの試験で得られたせん断抵抗力と, 根を含めた試験で得られたせん断抵抗力の差を ΔS とし, Fig. 28 に示した。

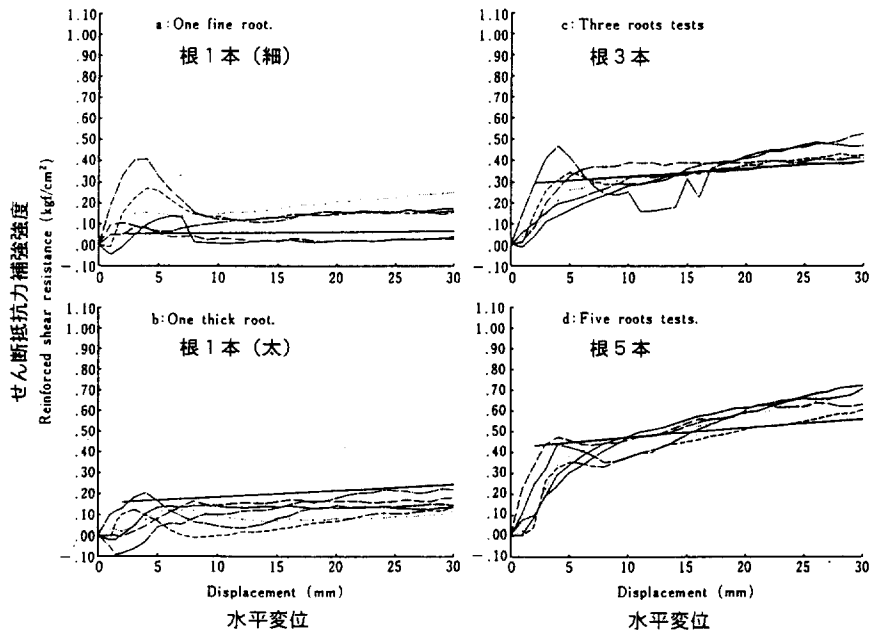


Fig. 28 実用 ΔS モデルによるシミュレーションと室内一面せん断試験で求めた根によるせん断抵抗力補強強度の比較

Comparison of reinforced shear strengths which were measured by ΔS model simulation and the laboratory direct shear tests

垂直応力 Normal stress (kgf/cm ²):			実用 ΔS モデル求めた ΔS
———: 0,	: 0.11,	-----: 0.22,	———: Simulated reinforced shear resistance.
-----: 0.33,	———: 0.44,	———: 0.56,	

前述したように、 ΔS は垂直応力による影響はみられず、どの垂直応力下でもほぼ同様な曲線形を示した。根の本数を変えてもこの傾向は変わらなかった。モデルから求めた推定値と実験値は比較的良好に適合しており、引き抜き抵抗力によって ΔS を推定する方法が、十分に活用できる可能性を示している。しかし、太い根 1 本を用いた場合には、モデルによる推定値がやや大きい値を示しており、根の直径の違いが ΔS に与える影響についてはさらに検討する必要があるが残された。

4.3.5 実用 ΔS モデルの考察

せん断試験結果から得られた ΔS カーブは根がスリップした後でも徐々に上昇を続けている (Fig. 28 等)。これは通直で直径の様な棒状の根と標準砂 (砂粒子の噛み合わせによる力がある) を実験に用いたため、スリップ後の接線摩擦力 $[\tau_a]$ もスリップ前の τ とほぼ同じ値を示しているからと考えられる。しかし、一般に生立木の根では一度スリップするとその先端部分は切断されるし、根と土の接触面も急減するので、 τ_a が τ と同じ値を保つとは考えられない。Fig. 29 に原位置引き抜き試験で得られた引き抜き変位と引き抜き抵抗力の関係を示した (塚本, 1987)。 P_0 はピークを過ぎると急激に減少してしまい、 τ_a と τ が等しい値を持つとはこの結果からも推察できない。林地斜面で発揮される ΔS を推察してみる

と、Fig. 30 に示すように ΔS はせん断初期には根に生じる引張り応力で急増するが、一度スリップを起こすと直ちに減少し、消滅してしまうと思われる。従って、原位置での ΔS カーブは Fig. 28 等で示した図と異なり、Fig. 30 に示すようにスリップ後は急減し 0 になるとみなした方が妥当である。こうした点を考えて、安定計算には Fig. 30 の矢印で示したスリップ開始時点の ΔS を用いるべきである。(50) 式ではスリップ開始時の ΔS が求められる。右辺第 2 項は根にかかる土圧を表しており、せん断変位の進捗とともに ΔS を上昇させる働きをしているが、スリップ開始時には、これを取り除いて ΔS を評価する方が望ましいと考えられる。また、ここで述べた室内引き抜き実験は Fig. 25 に示すようにせん断箱の上箱の蓋より出ている根の一端をつかんで引き抜き、この力を P_0 としているので Fig. 20 に示した根の長さ MN に対する P_0 になる ($MN=30\text{ cm}$)。しかし、最大引き抜き抵抗力 $[Tns]$ (41) 式はせん断面より下に埋まっている根の引き抜き抵抗力によって決まるため、Fig. 20 の ON の根の長さに対する P_0 によって ΔS は求めなければならない。このため、(50) 式では P_0 の $1/2$ の値が用いられている。ところが、潜在すべり面に存在する根の引き抜き抵抗力が推定できる場合には P_0 の $1/2$ の値を用いる必要はない。従って、これらの点を考慮すると (50) 式は (51) 式のように変形でき、これが実用 ΔS モデルとなる。

$$\Delta S' = P_0(\cos\beta \tan\phi + \sin\beta) \quad (51)$$

4.3.6 まとめ

基本 ΔS モデルを変形し、根の引き抜き抵抗力 $[P_0]$ によって ΔS を推定できる実用 ΔS モデル (51) 式を提案した。室内実験によって求めた P_0 は根の直径の関数として表すことができた (46) 式)。 P_0 、及び実用 ΔS モデルを用いて根を入れた土の室内せん断試験結果をシミュレートしたところ、モデルによる ΔS の推定値は実験で求めた ΔS 実測値とよい一致をみた。これによって、実験的にはあるがせん

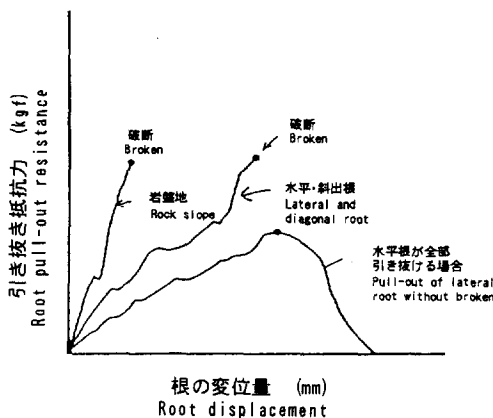


Fig. 29 原位置引き抜き試験でみられた引き抜き抵抗力と根の変位量の関係 (塚本, 1987)

Relation between root pull-out resistance and displacement observed by in-situ pull-out test (TSUKAMOTO, 1987)

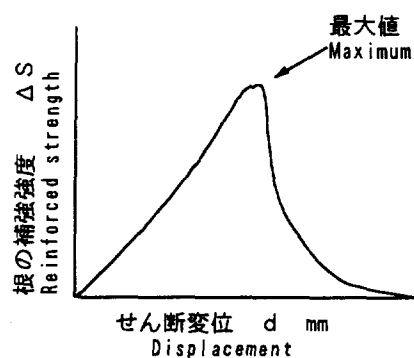


Fig. 30 原位置における根のせん断抵抗力補強強度の現れ方の推察模式図

Illustration of assuming reinforced shear strength by roots in a forested slope

断土壤中の根が果たしているせん断抵抗力の補強強度を引き抜き抵抗力から推定することの妥当性が示された。

実用 ΔS モデルのように、引き抜き抵抗力を用いて ΔS を推定する方法では次のようなメリットが考えられる。第1に、実際の樹木根系はモデルで示した杭のように単純な形を示すものではなく、極めて複雑である。従って、立木の実質的な ΔS を生む力である土と根の間の接線摩擦力も単純な土と根の間の摩擦力と考えることはできない。つまり、純粋な接線摩擦力に加えて、根が屈曲したり分岐している部分での土との機械的なかみ合いによる力、さらに、無数に分岐している細根が持つ力、これらを含めた総合力であると考えるべきであろう。原位置引き抜き抵抗力は根の形状の複雑性を反映している力であり、この総合力を表すものと考えられる。第2に、接線摩擦力は地質・土質・土壌等の立地環境因子の影響を強く受ける。特に、崩壊すべり面となりやすい表層土と基岩層の間の地質・土質状態は重要な因子である。例えば、平滑な基岩上にある表層土に生育する樹木の根系と、亀裂の多い基岩上にある表層土に生育する樹木根系を比べると、前者は基岩中に根が侵入できず、後者はできるので、補強強度にも歴然とした差が予想される。従って、原位置引き抜き試験において、できる限り予想されるすべり面に到達している根を対象に行えば、こうした地質・土質・土壌の影響も含んだ根の抵抗力を知ることができる（阿部, 1991b）。

5 7年生スギ林分を使用した原位置一面せん断試験と原位置引き抜き試験による 実用 ΔS モデルの検討

5.1 試験の目的と方法

室内実験をもとに考案された実用 ΔS モデルが、スギの根の持つせん断抵抗力補強強度を適切に評価できるか、また、根系分布再現モデルが任意の深さ（例えばせん断面）における直径階級別の根の本数を精度良く推定できるか検討することを主たる目的として、Fig. 31 に示す研究計画を立て実施した。

根系分布再現モデルの検証は、原位置せん断試験用供試木についてモデルシミュレーションにより求めたせん断面（深さ 50 cm）における直径階級別根の本数と、原位置せん断試験後に実際に測定した直径階級別根の本数を比較することにより行った。また、実用 ΔS モデルについては、原位置一面せん断試験から求めた ΔS と、原位置引き抜きテストで求めた引き抜き抵抗力を実用 ΔS モデルに代入して求めた ΔS を比較することによって検証した。

5.1.1 原位置一面せん断試験方法

Fig. 32 に装置の模式図を示した。せん断面積は 1m^2 ($1 \times 1\text{m}$)、せん断面の深さは 50 cm である。原位置一面せん断試験装置は重量があり寸法も大きく、この装置を用いた試験を崩壊発生が予測されるような急斜面で行うことは困難なために、傾斜のない実験用苗畑で実施した。装置の準備・設定は以下のように行う。

① 試験木の地上部を伐採し、その根株を中心にして $1 \times 1 \times 0.5\text{m}$ の試験土塊を残し周囲を掘り出す。（Fig. 32 (a) (b)）

② 試験土塊に鋼鉄製のせん断箱を取り付け、上面に上載荷重を加える（Fig. 32 (b) (c)）。

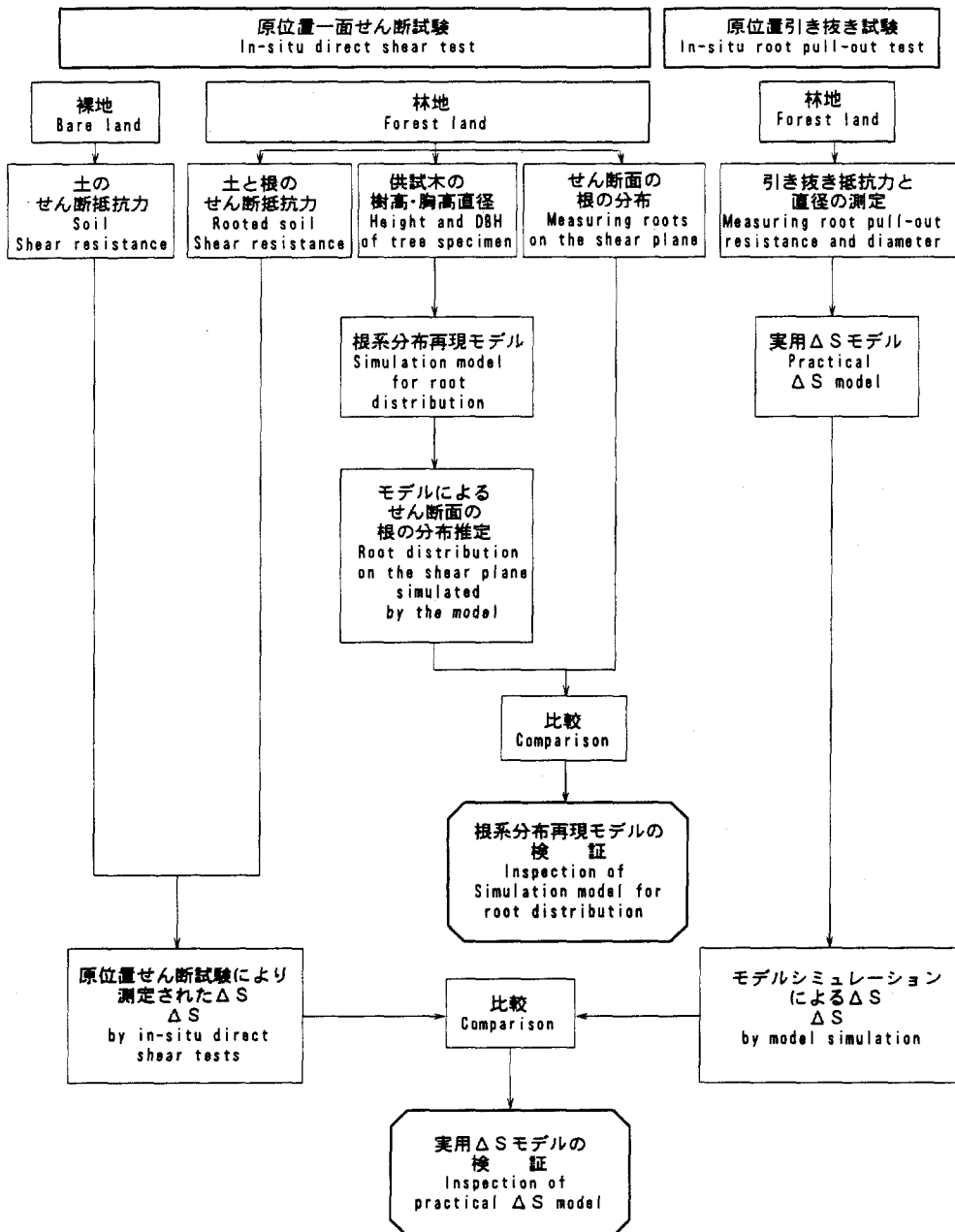


Fig. 31 実用 ΔS モデルと根系分布再現モデル検証のための研究計画

Study flow chart for inspection of practical ΔS model and simulation model for root distribution

③ 試験土塊前面にせん断力载荷用のオイルジャッキをセットする。両側面には変位計を取り付ける (Fig. 32 (b) (c))。

試験は上载荷重をセットした後、オイルジャッキによってせん断荷重を20分ごとに100 kgf単位で漸次増加させる応力制御方式で行った。供試体の変位は30秒間隔で記録した。供試木は7~10年生のスギで、樹高5~7m、胸高直径5~10cmである。試験地の土質は関東ロームであるが、この実験苗畑を造成する際に攪乱されており、強度的に均質な条件下にはない。

Table 9 に試験条件をまとめた。表中に示した裸地での試験は、スギの根を含まない土だけのせん断抵抗力を測定するために行うもので、スギ試験林の隣接地で土質がほぼ同じとみられる地点で実施した。林地での試験は Fig. 32 に示すようにスギの根をせん断面に含んだ状態で行う試験である。垂直応力は深さ1.3m位までの表層崩壊を考慮して $0.09 \sim 0.24 \text{ kgf/cm}^2$ にした。せん断面の深さを50cmに統一したが、これはこの試験地のスギ根系の最大伸長深さ $Z_{\max}$ がほぼ60cmであり、

深さ50cmでは根の本数が非常に少ないので、第2章で述べたように潜在すべり面（せん断面）の深さの根の分布条件と一致しているからである。供試土塊の含水比は、平均40.5%（試料数 $n=28$ 、標準偏差 $\sigma=7.2\%$ ）、飽和度約93%で、試験前日に供試土塊の周囲の掘削部に水を満たし、およそ15時間後実験を開始するように統一した。実験終了後、せん断面を $20 \times 20 \text{ cm}$ の方形枠25個に分割し各枠内に存在する根の直径と本数を測定した。

5.1.2 原位置引き抜き試験方法

Fig. 33 に原位置引き抜き試験模式図を示した。この試験では供試木の地上部及び根株を取り除いた後に、根を1本ずつ牽引機で引き抜き、その際の抵抗力 $[P_0]$ を測定する。ここでは深さ50cmのせん断断面まで侵入している根の引き抜き抵抗力を求めるため根株を取り除き、さらに深さ30cmまで掘削して、深さ30cmの面に存在した計36本の根を対象に試験を行った。また、せん断試験と土質状態を等しくするために、試験約15時間前に掘削した凹面に水を満たしておいた。

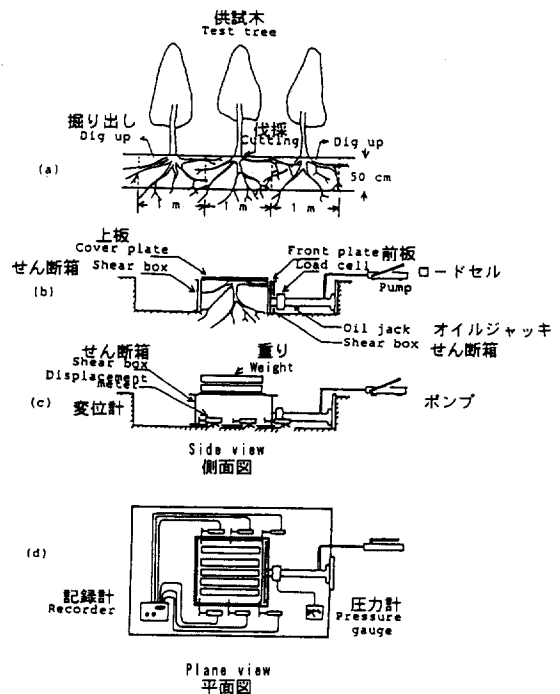


Fig. 32 原位置一面せん断試験装置の組み立て手順を表した模式図

Procedure of preparation of in-situ direct shear test.

Table 9. 原位置一面せん断試験の試験条件
Test condition of direct in-situ shear tests

裸地での試験 Tests in bare land (Soil without root)		林地での試験 Tests in forested land (Soil with root)			
試験番号 Test number	垂直応力 Normal stress (kgf/cm ²)	試験番号 Test number	垂直応力 Normal stress (kgf/cm ²)	樹高 Tree height (m)	胸高直径 D.B.H. (cm)
83-18	0.09	83-01	0.09	6.4	5.5
83-20	0.14	83-27	0.14	5	3.6
83-21	0.19	83-25	0.19	5.4	4.4
85-01	0.09	84-18	0.09	—	—
85-02	0.14	84-19	0.14	—	—
85-03	0.19	84-17	0.19	—	—
84-00	0.05	85-04	0.09	8.8	5.5
84-01	0.1	85-07	0.09	8.2	5.6
84-02	0.15	85-11	0.09	8	5.1
84-03	0.05	85-05	0.14	9.2	5.3
84-09	0.1	85-08	0.14	6.8	5.5
84-14	0.15	85-12	0.14	12.2	6.2
84-15	0.1	85-17	0.14	10	7.4
84-12	0.15	85-06	0.19	6	5.3
84-13	0.05	85-09	0.19	7.6	4.6
84-16	0.05	85-13	0.19	6.2	5.5
		85-16	0.19	9.6	5.8
		85-10	0.24	9	6.3
		85-14	0.24	9.8	5.9
		85-15	0.24	9.6	5.7
		86-04	0.09	6.8	5.4
		86-05	0.09	6.2	5.5
		86-09	0.09	6.2	5.5
		86-13	0.09	8.2	6.9
		86-20	0.09	9.4	7.3
		86-01	0.14	4.4	4.3
		86-06	0.14	7	6.6
		86-10	0.14	6.8	5.4
		86-15	0.14	7.6	5.9
		86-18	0.14	5.8	5.5
		86-03	0.19	9.4	6.6

5.2 試験結果

5.2.1 原位置一面せん断試験結果

(1) せん断過程における ΔS の現れ方

ΔS を調べるために、林地と裸地で行った原位置一面せん断試験結果からせん断変位とせん断抵抗力の関係を 3 段階の垂直応力別に Fig. 34 に示した。各試験ともせん断変位は試験土塊前面（油圧ジャッキでせん断力を載荷する面）の両端で計測した値である。両端の変位—せん断抵抗力カーブに違いがみ

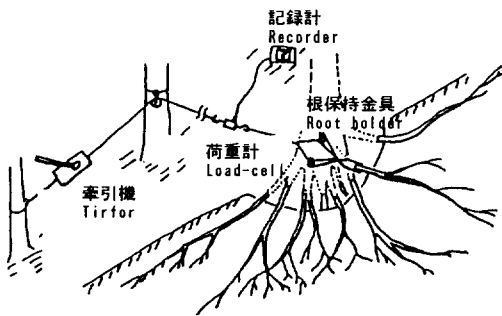


Fig. 33 原位置引き抜き試験模式図
Diagram of the root pull-out test

られるのは、試験土塊が回転しているためである。なお、ここで示した試験結果は、 ΔS が明らかに見られた例であり、 ΔS の現れなかった例もある。試験結果の主な特徴は次のような点である。

- ① 土のせん断抵抗力は 20~30 mm の変位でピークを示すのに対し、根が含まれることによってピークを示す変位が遅れ、さらに、ばらつく傾向を示す。
- ② せん断初期段階での ΔS は明らかに認められる場合も、マイナスに作用する場合もあり一定の傾向はない。
- ③ $\sigma = 0.19 \text{ kgf/cm}^2$ に顕著にみられるように根を含んだ場合でもピーク後には土の残留強度まで S_r は下がる。

さらに、第 4 章で述べた室内せん断試験でのせん断過程に現れる ΔS と比較すると、次のような違いがみられる。

- ① 室内実験での考察で述べた、根がスリップを始めると S_r が急減するという考え方は、原位置試験の $\sigma = 0.19 \text{ kgf/cm}^2$ の結果にみられ、ピークまでの急な S_r の上昇とピーク後の急な減少が示されている。前述のように、この点はピーク時点でせん断面にあった根が破断、あるいはスリップしたと考えられる。

- ② 室内実験でみられたせん断初期の ΔS は原位置試験では現れないことも多い。

- ③ 室内実験では変位 30 mm (ヒズミ 10%) を与えても、根を含んだ土の S_r は上昇を続けピークを

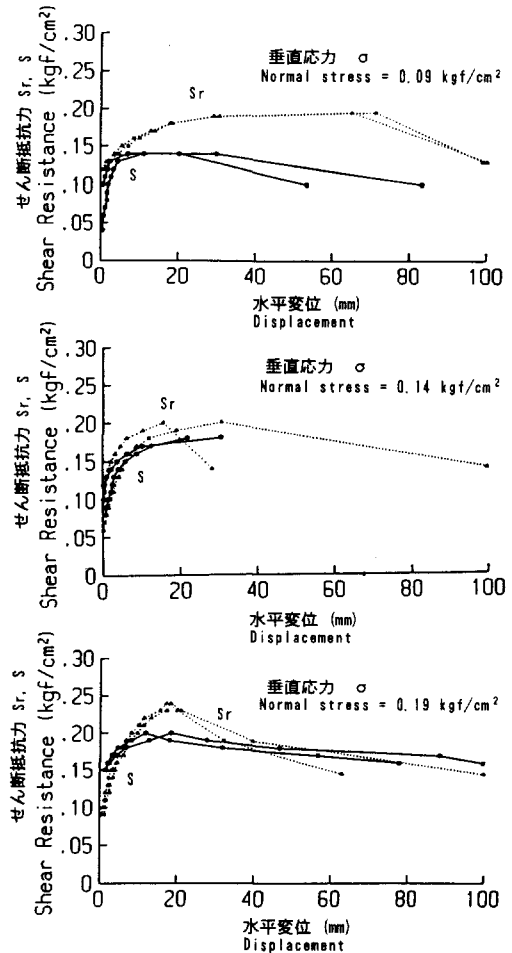


Fig. 34 土だけのせん断抵抗力 S の表れ方と根を含んだ土のせん断抵抗力 S_r の表れ方の違い

Difference between shear resistances of soil without root and with roots

- : 土のせん断抵抗力 S
Shear resistance without root
- : 根を含んだ土のせん断抵抗力 S_r
Shear resistance with root

示すことはなかったが、ほとんどの原位置試験ではピークが示された。

こうした原位置せん断試験結果の特徴から、根は土の塑性域でのせん断抵抗力を補強し、この作用によって最大せん断抵抗力が増加すること、及び根が引き抜かれたり破断すると根の強度補強作用は消失し、せん断抵抗力は残留強度まで下がるが示された。

(2) 土の破壊規準

裸地での原位置せん断試験結果から土の最大せん断抵抗力と垂直応力の関係を Fig. 35 に示した。図中の実線は土の破壊規準で(52)式で表せる。

$$S = 0.074 + \sigma \tan 37.8^\circ \quad (n=16)$$

(52)

ただし、S: 土のせん断抵抗力 (kgf/cm²)

σ : 垂直応力 (kgf/cm²)

裸地試験は林地試験区に隣接する 20×10 m の区域内で実施した。結果にはバラツキがあるが、これは当試験地が造成される際に土壌が大型土工機械によって攪乱されたことが大きな原因とみられる。図中の点線と破線はせん断試験を行った場合に得られる土のせん断抵抗力 S の予測域を示している。点線は 80% 信頼区間、破線は 95% 信頼区間を示している。

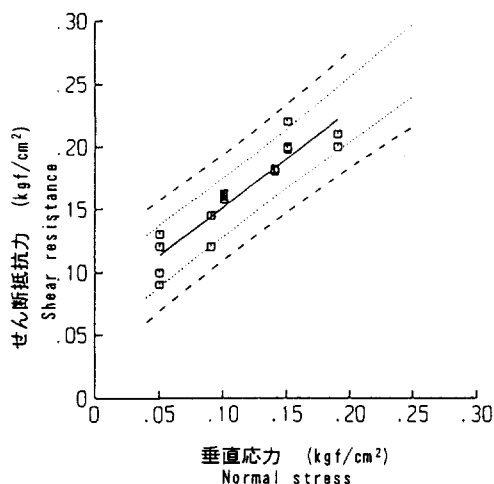


Fig. 35 土のせん断抵抗力と破壊基準

Soil shear resistance and its failure criterion

- : 土のせん断抵抗力測定値
Measured shear resistance without root
- : 土の破壊基準
Failure criterion
- - - - -: 80% 信頼度の予測区間
Predicted range with 80% reliability
- - - - -: 95% 信頼度の予測区間
Predicted range with 95% reliability

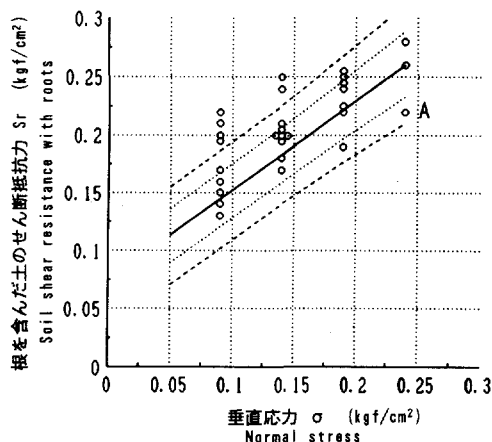


Fig. 36 根を含んだ土のせん断抵抗力

Soil shear resistance of rooted soil

- : 根を含んだ土のせん断抵抗力測定値
Measured shear resistance with root
- : 土の破壊基準
Failure criterion
- - - - -: 80% 信頼度での土のせん断抵抗力予測区間
Predicted range of soil shear resistance with 80% reliability
- - - - -: 95% 信頼度での土のせん断抵抗力予測区間
Predicted range of soil shear resistance with 95% reliability

(3) 根を含んだ土のせん断抵抗力 [Sr]

林地で行った 31 回の試験結果から、根を含んだ土の最大せん断抵抗力と σ の関係を Fig. 36 に示した。図中の実線、点線、破線は Fig. 35 のそれらと同じで、土の破壊規準と 80% 及び 95% 信頼区間の予測域を表している。林地でのせん断試験のうち 24 回の試験で Sr は土の破壊規準よりも上昇し、最大で 0.077 kgf/cm^2 の強度補強がみられた。特に、垂直応力 0.09 と 0.14 kgf/cm^2 の試験では補強強度が土のせん断抵抗力の約 20~34% に及ぶ結果が得られ、崩壊すべり面の浅い崩壊防止に対して根系は大きな役割を果たしていることが推定された。しかし、それ以外の 7 回の試験では Sr が土の破壊規準よりも低く、根の働きはマイナスの効果を生じるものとなった。この結果は、前述したように試験地点の土の強度の不均一性に伴う土の破壊規準の予測域を考えると 7 点ともに全く ΔS がないとはいえない。例えば、Fig. 36 に示した A 点は 95% 予測域内の下限近くにあり、土の破壊規準よりは約 0.034 kgf/cm^2 も低い、土のせん断抵抗力が A 点よりも低くなる確率も残されている。

5.2.2 原位置引き抜き試験結果

原位置引き抜き試験は引き抜き部直径 [D] 5~28 mm の根 36 本について行い、結果を Fig. 37 にまとめた。D と原位置引き抜き抵抗力 [P_0] の関係は指数関数によって表すことができ、式 (53) のようになった。

$$P_0 = 1.98D^{1.60} \quad (53)$$

原位置引き抜き試験でみられる P_0 と引き抜き変位の関係を Fig. 38 に示した。一般に Fig. 38 (a) に

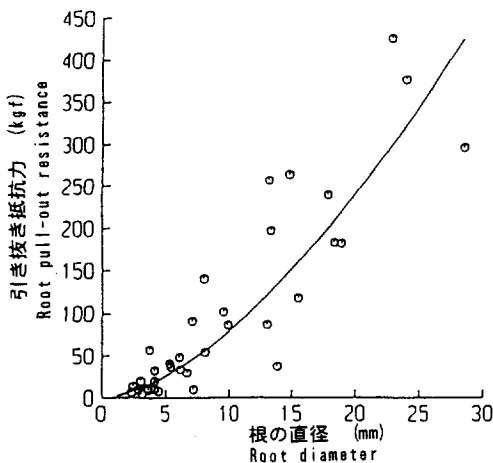


Fig. 37 根の直径と引き抜き抵抗力の関係

Relation between root pull-out resistance and its diameter

- : 引き抜き抵抗力測定値
Measured pull-out resistance of root
— : 回帰曲線
Regression curve

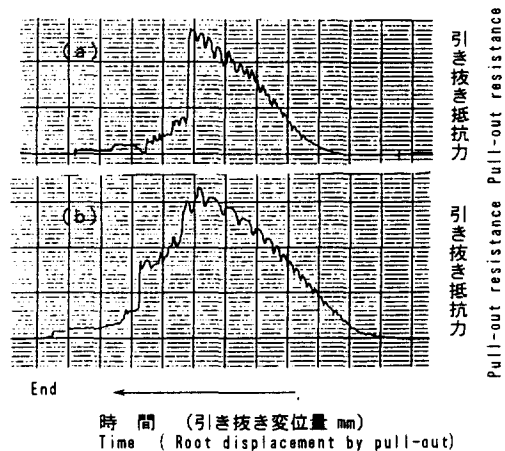


Fig. 38 原位置引き抜き試験で記録された引き抜き抵抗力 (記録紙)

Pull-out resistance recorded by in-situ pull-out test

注) (a) 根の分岐が少なく最も太い根の破断によって引き抜き抵抗力は急減する。(b) 根の分岐が多く、各分岐根が時間差をもって破断するため引き抜き抵抗力は徐々に減少する。

Note) (a) In case of a root without root branches, pull-out resistance rapidly decreases by a break of the main root. (b) In a case of another root with many branch like a lateral root, the resistance gradually decreases by time difference of the break.

示したように、引き抜き変位の増加に伴って P_0 が上昇し、ピークを迎えた直後に根の先端部が破断し、急減する場合が多くみられる。Fig. 38 (b) のようにピーク後も徐々に P_0 が減少するタイプは分岐が多い根にみられる。つまり、分岐している各根が時間差をもって破断、あるいは引き抜かれるため P_{0f} は徐々に減少する。室内引き抜き試験結果 (Fig. 26) でみられるようなピーク後もピークと同じ引き抜き抵抗力が保たれることは原位置試験ではみられない。

5.3 実用 ΔS モデルの検証

5.3.1 ΔS のシミュレーション

(1) シミュレーションの方法

実用 ΔS モデルを使って原位置一面せん断試験結果をシミュレーションする場合、次のような手順で行った。(Fig. 31 参照)

① 原位置せん断試験後、Fig. 39 に示すように、せん断土塊を取り除いたあとせん断面 (1×1m) を 20×20 cm の小区に分け、各小区に存在する根の直径 (D_{jn} : j はせん断面小区の列番号を、 n は根の番号を表す) を測定する。

② ①で測定したすべての根について、(53) 式に D_{jn} を代入した (54) 式によって、各根の引き抜き抵抗力を求める。

$$P_0(D_{jn}) = 1.98 D_{jn}^{1.60} \quad (54)$$

③ (51) 式に $P_0(D_{jn})$ を代入した (55) 式によって各根の $\Delta S'$ を求める。

$$\Delta S'(D_{jn}) = P_0(D_{jn})(\cos \beta \tan \phi + \sin \beta) \quad (55)$$

ただし、 $\Delta S'(D_{jn})$: 実用 ΔS モデルで求めた直径 D_{jn} の根の $\Delta S'$

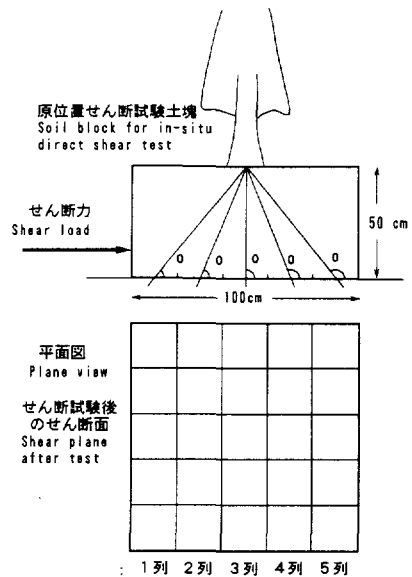
(55) 式中の β はせん断によって生じる根とせん断面の角度であり、(56) 式 (第 4 章の (36) 式と同じ) によって求められる。

$$\beta = \tan^{-1}(b/B) \quad (56)$$

ここに、 b は根の変形係数で、根の直径とせん断面中の根断面積割合を変数として (57) 式で表すことができる。

$$b = 0.2262 - 0.0715(A_r/A) - 0.0016D \quad (57)$$

(57) 式に示した b の値はあくまで 4.4.2 の実験で使用したせん断試験機、試料とした砂、及び根について得られたもので、汎用的なものではない。一般には、粘性土ほどせん断域は狭く砂質土ほど広いなど、 b に及ぼす土質の影響を考える必



列 Row	1 列	2 列	3 列	4 列	5 列
根とせん断面のなす角度 α : Angle of the root on the shear plane	51.3°	68.2°	90°	111.8°	128.7°
ΔS 補正係数 ΔS revise coefficient	2.38	2.52	1.0	-0.16	-0.16

Fig. 39 せん断面上の各列の根が示すせん断面となす角度 (°) と GRAY の実験から求めた ΔS 補正係数

Angle of the roots of each rows upon the shear plane (α) and ΔS revise coefficient obtained by GRAY's shear experiments

要がある。現在のところ b の値を知るデータはないが、BURROUGHS and THOMAS(1977)の観測では実際の崩壊すべり面のせん断域の厚さは数 cm であるとしており、これは第4章の実験で測定したせん断域の厚さと大差がない (ABE and ZIEMER, 1991a)。従って、室内実験と実際の崩壊の中間に位置付けられる原位置せん断試験のシミュレーションにも (57) 式を用いた。また、(56) 式中の B (せん断変位の $1/2$ の長さ) はスリップ直前のせん断変位から求められるもので、この原位置一面せん断試験で最大せん断抵抗力が示された変位量をもって B の値とした。その変位量は約 $2 \sim 8$ cm であったので $B=2.5$ cm とした。

④ JEWELL and WORTH (1987), GRAY and OHASHI (1983) は理論的実験的にせん断面と補強材のなす交角 (以下、 ϕ とする) が S_r に与える影響を検討した。Fig. 40 は GRAY がまとめたもので、 ϕ と ΔS の関係を示している。 ΔS は ϕ が約 60° のときに最大値を示し $115^\circ \sim 135^\circ$ にかけてはマイナスの影響を及ぼしている。

さて、 ϕ の影響を原位置せん断試験に適用するために、Fig. 39 に示すように根株の中心と小区の中心を結んだ直線がせん断面となす交角を ϕ と仮定した。従って、 ϕ は図中に示したように1列目の小区では 51.3° 、3列目では 90° となる。Fig. 40 に示した GRAY の実験結果から、 $\phi=90^\circ$ のときの ΔS と各列の ϕ に対する ΔS の比を求めると図中に示すようになる (ΔS 補正係数)。実用 ΔS モデルで求められる値は $\phi=90^\circ$ の根の ΔS であるので、(58) 式で各列ごとに ΔS 補正係数を掛け ϕ による修正を行った。

$$\Delta Si' (D_{jn}) = \sum_{n=1}^{n'} \{\Delta S' (D_{jn}) G_j\} \quad (58)$$

ただし、 $\Delta Si' (D_{jn})$: ΔS 補正係数によって ϕ 修正をした直径 D_{jn} の根の ΔS

G_j : j 列目の ΔS 補正係数

n' : j 列目の根の総本数

⑤ 最後に、(59) 式でせん断面全体の ΔS を求める。

$$\Delta S = \sum_{j=1}^5 \Delta Si' (D_{jn}) \quad (59)$$

(2) シミュレーションの実例

実験番号 8504 の原位置せん断試験を例にとってシミュレーションの過程を説明する。Table 10 の1) には 20×20 cm の小区ごとに根の直径を示した。シミュレーションでは、まず (54) 式に直径を代入し引き抜き抵抗力を計算し、さらにこれを (55) 式に代入して各根についてのせん断補強強度を求める。この段階の計算結果は Table 10 の2) に示した。次に、(58) 式によって ΔS 補正係数で交角 ϕ 修正を行った後の各根のせん断補強強度を Table 10 の3) に示した。せん断面の第4及び5列に属する根の ΔS はマイナスになっている。第1及び

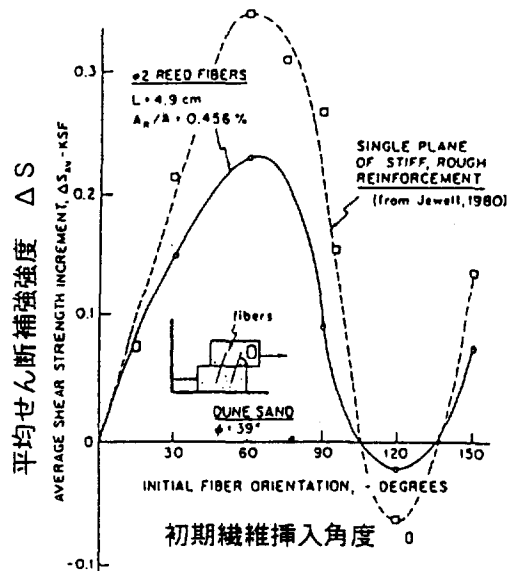


Fig. 40 せん断抵抗力補強繊維とせん断面のなす角度 ($^\circ$) の違いが ΔS に与える影響 (GRAY and OHASHI, 1982)

Influence of initial fiber orientation (ϕ) on shear strength increase (ΔS) in dry dune sand with reed fibers (GRAY and OHASHI, 1982)

Table 10. 原位置一面せん断試験—せん断面の根の直径 (mm) と ΔS
In-situ direct shear test—Root diameter (mm) on the shear plane and ΔS

試験番号 8504
Test number 8504

1) 根の直径 Root diameter (mm)

列番号 Row number	1					2					3					4					5				
小区番号 Smaller division	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
根の番号 Root number	1	1.3	0.3		0.5		2.4	0.5	0.8	1	1.9	0.8	0.7	0.6			1.4	0.7	5.5		0.5	1.5	1		1
	2	0.8					1.2		0.6	2.4	1.9						1.8	1.8	1.2			1.1	1		0.5
	3	1.4					0.9				11						0.7	4.3					2.7		0.8
	4	0.5					2.9				0.8						4.3	1.3					3.4		
	5																13	2.9					1.9		
	6																								
	7																								

2) $\Delta S'$: 実用 ΔS モデルで求めた根 1 本当たりのせん断補強強度 Reinforced shear strength for each root on the shear plane simulated by practical ΔS model (kgf)

列番号 Row number	1					2					3					4					5				
小区番号 Smaller division	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
根の番号 Root number	1	1.54	0.15		0.33		4.10	0.33	0.71	1.01	2.82	0.71	0.57	0.45			1.73	0.57	15.45		0.33	1.93	1.01		1.01
	2	0.71					1.35		0.45	4.10	2.82						2.59	2.59	1.35			1.18	1.01		0.33
	3	1.73					0.85				46.82						0.57	10.42					4.95		0.71
	4	0.33					5.55				0.71						0.45	1.73					1.93		
	5																10.42	1.54					7.15		
	6																1.73	3.06					1.35		
	7																61.17	5.55					2.82		

3) $\Delta Si'$: ΔS 補正係数で修正を行ったせん断補強強度 Reinforced shear strength reviced by ΔS revice coefficient (kgf)

列番号 Row number	1					2					3					4					5				
小区番号 Smaller division	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25
根の番号 Root number	1	3.66	0.35		0.79		10.38	0.84	1.78	2.54	2.82	0.71	0.57	0.45			-0.28	-0.09	-2.47		-0.05	-0.31	-0.16		-0.16
	2	1.68					3.41		1.12	10.33	2.82						-0.41	-0.41	-0.22			-0.19	-0.16		-0.05
	3	4.12					2.15				46.82						-0.09	-1.67					-0.79		-0.11
	4	0.79					13.98				0.71						-0.07	-0.28					-0.31		
	5																-1.67	-0.25					-1.14		
	6																-0.28	-0.49					-0.22		
	7																-9.79	-0.89					-0.45		

小区別せん断補強強度 Reinforced shear strength in each smaller division (kgf)

$\Sigma Si'$ 10.25 0.35 0.00 0.00 0.79 0.00 29.86 0.84 2.90 12.87 53.17 0.71 0.57 0.45 0.00 0.00 -12.58 -4.07 -2.69 0.00 -0.05 -0.50 -3.24 -0.33 0.00

全せん断補強強度 Total reinforced shear strength in the shear plane (kgf/m²)

ΔS 89.30

2列の根は Table 10 の 2) で示した値より大きくなる。最後に 59 式によって Table 10 の 3) に示した各根の ΔS を合計し、せん断面全体の ΔS を求める。この試験の ΔS は 89.3 kgf/m^2 (0.0089 kgf/cm^2) と求められた。

(3) シミュレーション結果

Table 11 にせん断面に存在した根の直径階級別本数と、シミュレーションで求めた ΔS の関係をまとめた。 ΔS は $9 \sim 439 \text{ kgf/m}^2$ ($0.0009 \sim 0.0439 \text{ kgf/cm}^2$) と推定された。また、Fig. 41 には原位置せん断試験とシミュレーションによって求めた ΔS が土のせん断抵抗力（土の破壊標準）の何パーセントに当たるかを示した。 $\sigma = 0.09$ 及び 0.14 kgf/cm^2 の場合、 ΔS はおよそ土のせん断抵抗力の 20% 以下で平均

Table 11. せん断面における根の本数と実用 ΔS モデルで求めた ΔS の推定値
Root number on the shear plane and ΔS simulated by practical ΔS model

試験番号 Test number	胸高直径 DBH (cm)	樹高 Tree height (m)	せん断面における根の直径階級別本数 Root number in each diameter class				実用 ΔS モデル による ΔS 推定値 Simulated ΔS by the model (kgf)
			直径階級/Root diameter class (mm)				
			1-5	5-10	10-15	15-20	
8301	6.4	5.5	21	3	—	—	161
8327	5	3.6	9	1	—	—	118
8325	5.4	4.4	28	—	—	—	97
8504	8.8	5.5	30	1	2	—	89
8505	9.2	5.5	41	6	1	—	290
8506	6	5.3	39	1	—	—	81
8507	8.2	5.6	41	—	—	—	146
8508	6.8	5.5	30	—	—	—	87
8509	7.6	4.6	61	2	—	—	263
8510	9	6.3	26	6	—	—	92
8511	8	5.1	61	2	1	(38.4 mm)	258
8512	12.2	6.2	51	2	1	—	157
8513	6.2	5.5	43	1	—	—	66
8514	9.8	5.9	18	—	—	—	61
8515	9.6	5.7	37	—	—	—	82
8516	9.6	5.8	38	3	—	—	169
8517	10	7.4	34	3	—	—	76
8601	4.4	4.3	18	—	—	1	9
8603	9.4	6.6	25	1	—	—	138
8604	6.8	5.4	36	2	—	—	153
8605	6.2	5.5	37	2	—	—	179
8606	7	6.6	14	1	—	—	108
8609	6.2	5.6	21	1	—	—	107
8610	6.8	5.4	35	3	—	—	172
8613	8.2	6.9	36	7	1	—	140
8615	7.6	5.9	74	6	—	—	439
8618	5.8	5.5	51	6	—	—	247
8620	9.4	7.3	30	2	1	—	320

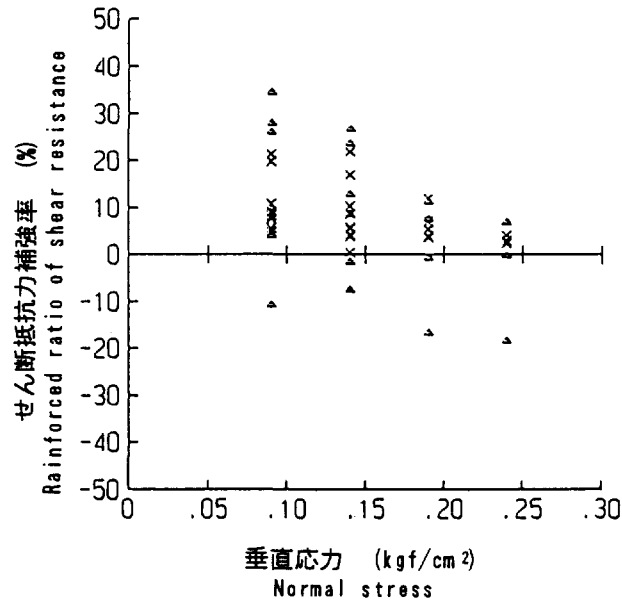


Fig. 41 土のせん断抵抗力に対する根によるせん断抵抗力補強強度の割合（せん断抵抗力補強率）

△：実験値から求めたせん断抵抗力補強率

Reinforced ratio of shear resistance obtained by the tests

×：モデルシミュレーションによって求めたせん断抵抗力補強率

Reinforced ratio of shear resistance obtained by the model simulation

10%弱、 $\sigma=0.19, 0.24 \text{ kgf/cm}^2$ では10%以下で平均約5%であって、垂直応力が小さい場合（崩壊すべり面が浅い場合と同じ）ほど根の効果は大きいことがうかがえる。

5.3.2 原位置せん断試験と実用 ΔS モデルで求めた ΔS の比較とモデルの検証

実用 ΔS モデルによって求めた値が実験結果を正しく評価しているかどうかは土のせん断抵抗力のパラッキを取り除いて考える必要がある。この点を考慮して、Fig. 42 に示す手順で ΔS の比較を行った。

(Ⅰ) S (土のせん断抵抗力) の回帰式を求める。 S の予測についての区間推定を行い、実験で使った σ に対応する推定幅 w を求め、次式で推定区間 (95%, あるいは 80% の信頼区間) の上限 [$S_{\max}$] と下限 [$S_{\min}$] を計算する。

$$S_{\max} = S + w, \quad S_{\min} = S - w$$

(Ⅱ) 実験で求めた根を含んだ土のせん断抵抗力 (S_r) から予想される ΔS の最小値 ($\Delta S_{\min}$) と最大値 ($\Delta S_{\max}$) を次式で求める。

$$\Delta S_{\max} = S_r - S_{\min},$$

$$\Delta S_{\min} = S_r - S_{\max}$$

(Ⅲ) $\Delta S_{\max}$ と $\Delta S_{\min}$ の線分定規を考えモデルで求めた根の補強強度 [$s\Delta S$] が線分上のどこに落ちるか求める。さらに、 $\Delta S_{\max}=1$, $\Delta S_{\min}=-1$ となる軸変換をして $s\Delta S$ が変換軸上でいくつになるか (60) 式で求める。

$$P = \{s\Delta S - (\Delta S_{\max} + \Delta S_{\min})/2\} / \{(\Delta S_{\max} - \Delta S_{\min})/2\}$$

(60)

(IV) P のヒストグラム

全実験について行ったモデルシミュレーションの結果、 $s\Delta S$ の P 変換値の 95% あるいは 80% が P 軸上の ± 1 の内側にプロットされれば、実用 ΔS モデルによる ΔS の評価が適切に行える可能性があることを示したことになる。

さて、原位置せん断試験データをまとめた Fig. 36 はすでに Fig. 42 (I) のグラフ上に S_r をプロットした図である。次に、(60) 式を用いてすべてのシミュレーション結果について 95% 信頼区間の P を求め、(IV) 図に相当するヒストグラムを Fig. 43 に描いた。

結果は、全原位置一面せん断試験回数 31 回に対して、 ± 1 の外側へプロットされたのは 2 回、内側へは 29 回であった。今回のテストの場合 31 回中の 1 回 (3.2%) は土の強度のパラッキが原因で P の値が ± 1 の外側へプロットされても仕方がないが、2 回目がまた外側へプロットされればモデルの方に問題があるということの意味している。従って、土の強度のパラッキによる 1 回分を除いた 30 回に対して 1 回 (3.3%) の確率でこのモデルでは適切な ΔS の推定はできないことになった。しかし、単純化した一つのモデルによって不均一な自然土層の中で成長し、複雑な形状を呈する根が発揮する土の補強強度 ΔS を 29/30 の確率で適切に評価できる可能性があることは決して悪い結果ではないと考えられる。

5.4 根系分布再現モデルの検証

5.4.1 シミュレーションの方法

第 3 章で述べた根系分布再現モデルが適切に根の分布を推定できるか、原位置せん断試験結果から得られたせん断面の根の直径階級別本数測定値を用いて検討した。その手順は次のようである。

- ① 原位置せん断試験に用いる供試木の樹高 [H] と胸高直径 [DBH] を測定する。
- ② 原位置せん断試験後、せん断土塊を取り除き、せん断面上にあるすべての根の直径を測定し、直径階級の本数を求める。
- ③ 数本のサンプル木（今回は 3 本）を選び当試験地のスギについての根の直径階級本数比（Table 4 に同じ）を求める。根の最大伸長深 [Zmax] はほぼ 70 cm であったのでこの値を用いた。根の平均体

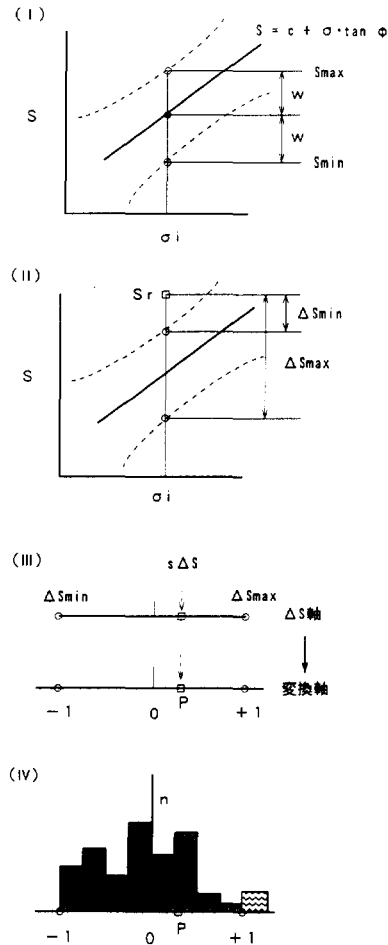


Fig. 42 実用 ΔS モデルの精度検証方法
Inspection procedure for practical ΔS model

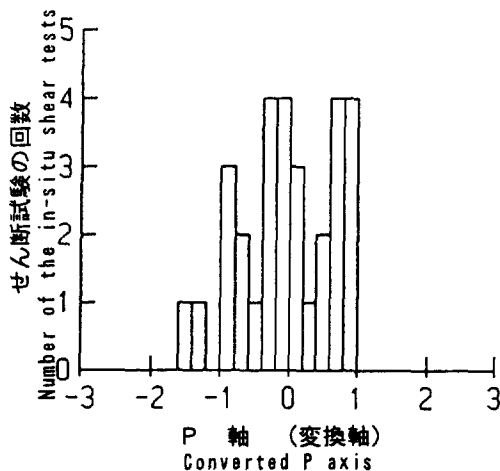


Fig. 43 実用 ΔS モデルで求めた ΔS の適合性を判断するためのヒストグラム

Histogram for inspecting conformity of ΔS simulated by practical ΔS model

積は地域による差は認められないので第 3 章で示した値をそのまま用いた。

④ 根系分布再現モデルに③で求めた直径階別本数比を組み込む。供試木 1 本ずつ H, DBH をモデルに代入し、せん断面での根の直径別本数を求める。

⑤ ②の実測値と④の推定値を比較することで、このモデルによって適切な根系分布の推定が可能か検討する。

5.4.2 根系分布再現モデルの検証

Table 12 にせん断面の根の直径階級別本数の実測値とモデルによる推定値を示した。両者を比較すると直径 5 mm 以上の根の推定本数が若干多く、5 mm 以下の推定本数が若干少ない傾向にあるが、全般的に実測値を良く評価しているといえる。試験地点の根の本数比を求める際のサンプル

数をより多く取れば推定の精度はさらに上がるであろう。従って、この根系分布再現モデルで十分にせん断面での根の直径別本数を評価できると考えられる。

5.5 考 察

実験用苗畑で行った原位置一面せん断試験は、山腹斜面での林地崩壊と室内でのせん断試験との中間的な位置付けをもつとみなせる。根系の持つ崩壊防止機能に関する既往の研究で行われた室内せん断試験では、装置が小さいため、1~2 年生以下の苗木や播種後数カ月の麦・アルファルファなどの農作物が用いられたり、あるいは根の代用品として、木やアルミの棒、ゴム紐等が使われた。また、せん断箱に詰める土も人が手で調整しながら詰めることが多かった。このように室内せん断試験では実際の林地斜面の状態と異なった状態で試験が行われているので、得られた結果を直接林地斜面の安定解析に使用するには注意が必要であった。今回行った原位置一面せん断試験では、7~10 年生のスギの根系を含んだ土を、そのスギが生育している場所で、生育している状態のままで、せん断した。この点で、ここで測定されたスギ根系によるせん断抵抗力補強強度は、表層崩壊の発生が予想されるような実際の林地斜面のスギ根系が持つせん断抵抗力補強強度により近いものと考えられる。本試験結果ではスギ根系によって約 $-0.034 \sim +0.077 \text{ kgf/cm}^2$ のせん断抵抗力の増減が示された。せん断面深さを 50 cm とする場合は、土のせん断抵抗力の約 34% にも及ぶことになるほど根の効果が大きい場合も測定された。根系分布再現モデルも良く機能することが示されたが、問題点は $Z_{\max}$ と根の直径階別本数比を容易に知る方法を得ることであろう。

Table 12. せん断における根の直径階級別本数の実測値とシミュレーションによる推定値の比較

Comparison between measured root number on the shear plane of in-situ direct shear test and simulated root number by the root distribution model

試験番号 In-situ shear test number	胸高直径 DBH (cm)	樹高 Tree height (m)	実験による測定値 Measured root number				シミュレーションによる推定値 Simulated root number			
			直径階級 Root diameter class (mm)				直径階級 Root diameter class (mm)			
			1-5	5-10	10-15	15-20	1-5	5-10	10-15	15-20
8301	6.4	5.5	21	3	—	—	25	2	—	—
8327	5	3.6	9	1	—	—	10	1	—	—
8325	5.4	4.4	28	—	—	—	7	2	—	—
8504	8.8	5.5	30	1	2	—	27	2	1	—
8505	9.2	5.5	41	6	1	—	23	3	1	—
8506	6	5.3	39	1	—	—	11	—	1	—
8507	8.2	5.6	41	—	—	—	30	4	—	—
8508	6.8	5.5	30	—	—	—	22	3	—	—
8509	7.6	4.6	61	2	—	—	22	—	1	—
8510	9	6.3	26	6	—	—	30	3	1	—
8511	8	5.1	61	2	1	(38.4 mm)	29	3	1	1
8512	12.2	6.2	51	2	1	—	42	5	2	1 (27.5 mm)
8513	6.2	5.5	43	1	—	—	12	3	—	—
8514	9.8	5.9	18	—	—	—	8	2	—	—
8515	9.6	5.7	37	—	—	—	34	6	—	—
8516	9.6	5.8	38	3	—	—	16	4	—	—
8517	10	7.4	34	3	—	—	21	—	—	— (22.5 mm)
8601	4.4	4.3	18	—	—	1	19	—	—	—
8603	9.4	6.6	25	1	—	—	25	5	1	—
8604	6.8	5.4	36	2	—	—	12	1	1	—
8605	6.2	5.5	37	2	—	—	23	2	—	—
8606	7	6.6	14	1	—	—	2	—	—	1
8609	6.2	5.6	21	1	—	—	13	3	—	—
8610	6.8	5.4	35	3	—	—	22	3	—	—
8613	8.2	6.9	36	7	1	—	27	3	1	—
8615	7.6	5.9	74	6	—	—	29	4	1	1
8618	5.8	5.5	51	6	—	—	56	4	—	—
8620	9.4	7.3	30	2	1	—	38	7	—	—

6 斜面安定解析による各種斜面タイプにおける樹木根系の崩壊防止機能の評価

6.1 樹木根系の崩壊防止機能を考慮した斜面安定解析シミュレーション

これまでに述べてきた根の直径階級別本数の推定方法・根による補強強度の評価方法を活用することによって、スギ林地斜面の安定解析を行うことが可能になる。その手法を Fig. 44 に示した。初めに行う作業は解析対象となる斜面の基岩層まで含めた表土層の特徴を捕らえることである（斜面表層土の分類）。これは、樹木根系の崩壊防止機能を安定解析に入れる場合に、 ΔS が発揮されるかどうか表層土壌と基岩層との境界面の状態、すなわち潜在すべり面の状態によって大きな影響を受けるからである。次は、斜面の勾配、土層厚、土の内部摩擦角、粘着力、各水分状態に応じた土の単位体積重量等の諸状態を測定、あるいは推定することである（土質・地形調査）。潜在すべり面の根の直径階級別本数は、スギ収穫表で対象地域の地位と樹齢に対応した樹高、胸高直径、立木密度を求め、その値を根系分布再現モデルに入力して求める（林分調査・根系分布調査）。根のせん断抵抗力補強強度は原位置引き抜き強度から実用 ΔS モデルを用いて推定する（引き抜き試験）。このようにしてスギ根系の崩壊防止機能を考慮した安定解析シミュレーションが実施できる。以下にその一例を示す。

6.1.1 斜面表土層の分類

表層型の崩壊は一般に斜面基岩層（あるいは基盤層）と土壌層の境界面（潜在すべり面）をすべり面として崩壊する場合が多い。樹木根系はこの基岩層あるいは基盤層表面の亀裂や風化の状態によっては、その内部にまで発達することも、発達しないこともあり、斜面安定に対する根の機能が全く異なる。根の崩壊防止機能を論ずる場合には第一にこの潜在すべり面での根の発達状態を考慮しなくてはならない。塚本（1987）はこうした観点から斜面基岩層の構造とその中への鉛直根の伸長状態から、斜面を次の四つに区分することを提言している。

① A タイプ斜面：表層土は薄い。表層土が直接岩盤に接し、基岩は割れ目を持たない。樹木の根は表層土中に密度高く分布するが基岩層には侵入できない。一般の急斜面では土層の安定は保てない場合が多く、わずかに基盤岩の凹凸が土壌を支えている場合が多い。 ΔS はゼロとみなせる。

② B タイプ斜面：表層土は薄く、直接基岩に接する。基岩は割れ目を多数持つ。樹木の根は基岩内に侵入できる。非常に安定した斜面で、一般に古生層や中生層の急斜面で樹木が生育している場合はこのタイプの斜面とみることができる。

③ C タイプ斜面：表層土は薄く、表層土と基岩層の間に遷移層が存在する。遷移層中に樹木の根は伸長するが、遷移層の硬度に強く影響されるので、斜面の安定度はいろいろのケースが考えられる。

④ D タイプ斜面：厚い表層土を持つ。根は表層土中で厚さの制限を受けずに伸長することができる。基岩は根系の鉛直方向への生育に何ら影響を与えない。このタイプは緩傾斜の山脚、山麓の崩積土部分にみられ、表層型崩壊が発生しない斜面で、 ΔS 効果を考慮する必要はない。

以降の安定解析ではこの区分に従いそれぞれの斜面タイプごとにスギ根系の崩壊防止機能を検討する。

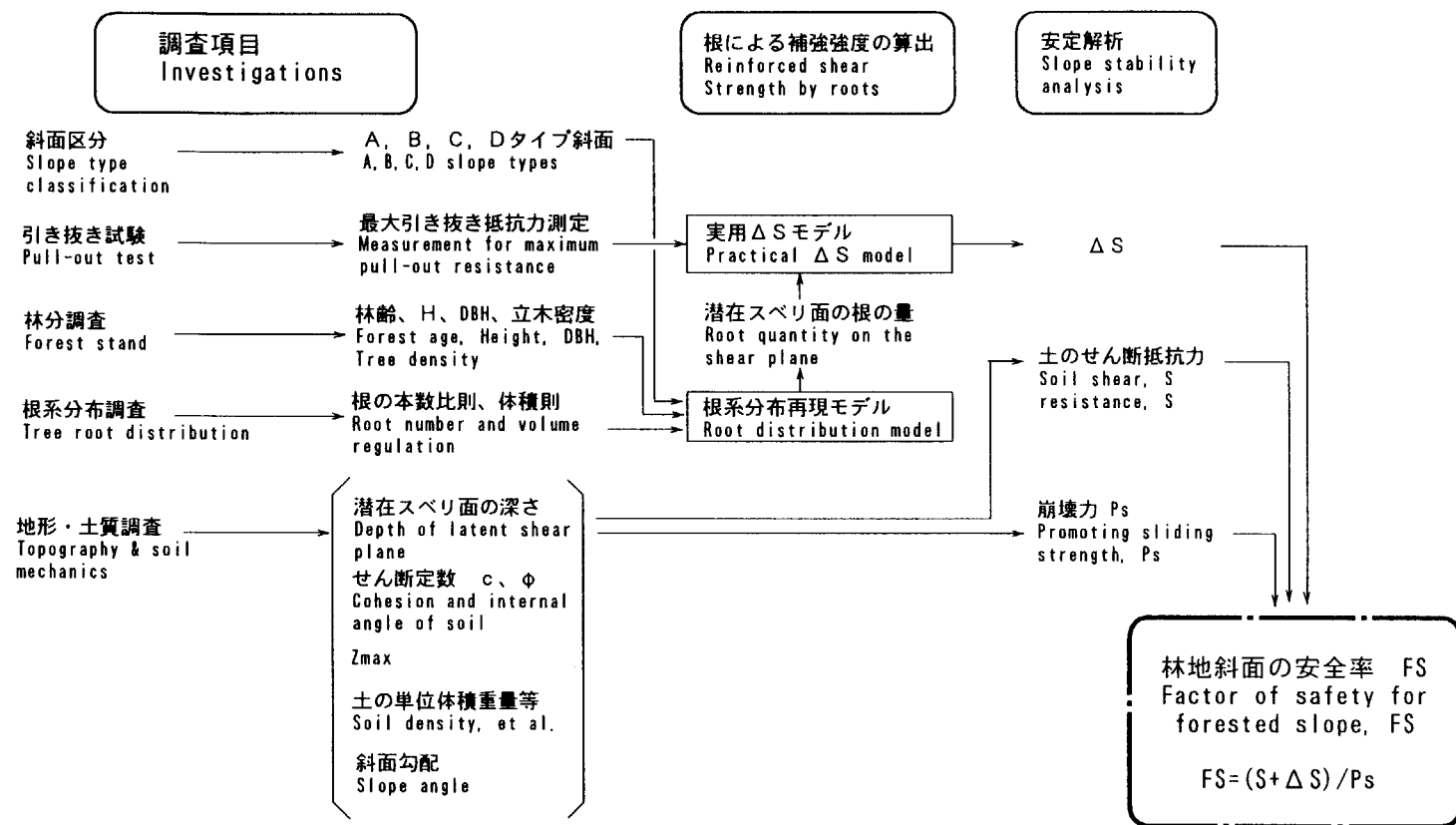


Fig. 44 樹木根系による土のせん断抵抗力補強強度を考慮した斜面安定解析の手順
Forested slope stability analysis procedure considering reinforced shear strength by tree roots

Table 13. シミュレーションのための初期条件
Initial condition for slope stability simulation

(a) 斜面の諸因子
Slope factors

斜面タイプ Slope type	A	B	C	D
斜面傾斜角度 (°) Slope angle	32	32	32	15
表層土の厚さ (cm) Thickness of soil layer	80	80	80	150
土の粘着力 (kgf/cm ²) Soil cohesion	0.02	0.02	0.02	0.02
土の内部摩擦角 (°) Soil internal angle	30	30	30	30
基岩の粘着力 (kgf/cm ²) Cohesion of bed rock	2	2	2	2
基岩の内部摩擦角 (°) Internal angle of bed rock	40	40	40	40
表層土内の地下水面深さ (cm) Depth of subsurface ground water	0	0	0	0
土の単位体積重量 (tf/m ³) Soil density	1.3	1.3	1.3	1.3
基岩の単位体積重量 (tf/m ³) Density of bed rock	2.5	2.5	2.5	2.5
最大根系伸長深さ (cm) Maximum depth of root growth	80	100	100	170

(b) 林齢別樹木の諸因子
Tree factors

樹齢 (林齢) Tree age (Stand age)	10	20	30	40
DBH (cm) Diameter at Breast Height	5.0	13.8	20.0	24.3
樹高 (m) Tree height	5.4	12.1	15.8	18.1
本数密度 (ha ⁻¹) Tree trunk density	3 430	2 265	1 345	1 030
A ₀ (m ²)	2.9	4.4	7.4	9.7

A₀: 一本の樹が占有する面積 / Area occupied by one tree

6.1.2 斜面条件の設定

A, B, C, D 各斜面タイプ別に c , ϕ , $Z_{\max}$, 斜面勾配, 土壤水分条件に応じた土の各单位体積重量等を Table 13 に示すように設定した。A, B, C タイプでは土壌層の厚さと傾斜度を一定にし, また他の要因については A, B, C, D タイプとも同一とし, 同じ条件でシミュレーションを行うようにした。ただし, 各タイプの基岩層表層部の特徴を出すため, A タイプでは $Z_{\max}$ は 80 cm として基岩内に根は侵入不可能とした。B タイプでは亀裂に 20 cm まで侵入できるとして $Z_{\max}$ は 100 cm とした。C タイプも遷移層に 20 cm 侵入できるとし $Z_{\max}$ は 100 cm とした。D タイプは斜面傾斜角を 20°, $Z_{\max}$ を 200 cm として山脚部の特徴を入れた。

Table 14. 根系分布再現モデルにより求めた潜在スベリ面での根の直径階級別本数
Root number in each diameter class around shear plane simulated by the root distribution model

(a) A タイプ斜面の直径階級別根系本数（1本の樹について）

Root number in each diameter class, A type (for one tree)

樹齢/深さ Stand age Soil depth	根の直径階級/Root diameter classes (cm)				
	0~0.5	0.5~1.0	1.0~1.5	1.5~2.0	2.0~2.5
10	70	5	0	0	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0
15	70	7	2	0	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0
20	70	9	3	1	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0
25	70	14	4	2	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0
30	70	18	5	3	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0
35	70	22	6	4	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0
40	70	26	7	5	0
	80	0	0	0	0
	90	0	0	0	0

(b) B タイプ斜面の直径階級別根系本数（1本の樹について）

Root number in each diameter class, B type (for one tree)

樹齢/深さ Stand age Soil depth	根の直径階級/Root diameter classes (cm)							
	0~0.5	0.5~1.0	1.0~1.5	1.5~2.0	2.0~2.5	2.5~3.0	3.0~3.5	3.5~4.0
10	70	2	1	0	1	0	0	0
	80	1	0	1	0	0	0	0
	90	1	1	0	0	0	0	0
15	70	19	4	3	1	1	0	0
	80	26	2	3	0	0	0	0
	90	6	2	1	0	0	0	0
20	70	54	8	5	2	1	0	1
	80	38	2	3	0	0	1	0
	90	10	3	3	0	0	0	0
25	70	58	9	6	3	3	1	1
	80	47	2	4	0	0	2	0
	90	22	4	5	0	0	0	0
30	70	73	11	7	3	3	2	2
	80	79	5	9	0	0	2	0
	90	35	5	7	0	0	0	0
35	70	88	13	8	3	3	3	3
	80	92	7	9	0	0	3	0
	90	48	6	9	0	0	0	0
40	70	120	16	13	4	3	4	3
	80	109	9	12	1	0	3	0
	90	59	10	10	0	0	0	0

(c) C タイプ斜面の直径階級別根基本数 (1本の樹について)

Root number in each diameter class, C type (for one tree)

樹齢/深さ Stand age	Soil depth	根の直径階級/Root diameter classes (cm)							
		0~0.5	0.5~1.0	1.0~1.5	1.5~2.0	2.0~2.5	2.5~3.0	3.0~3.5	3.5~4.0
10	70	9	0	2	0	0	0	0	0
	80	2	3	0	0	0	0	0	0
	90	0	1	0	0	0	0	0	0
15	70	20	1	2	0	0	0	1	0
	80	15	3	1	1	0	0	0	0
	90	12	1	1	0	0	0	0	0
20	70	32	1	2	0	1	0	1	1
	80	27	3	1	1	0	1	0	0
	90	16	2	3	0	0	0	0	0
25	70	36	2	3	1	3	1	1	1
	80	36	3	2	1	0	2	0	0
	90	28	3	5	0	0	0	0	0
30	70	51	4	4	1	3	2	2	1
	80	68	6	7	1	0	2	0	0
	90	41	4	7	0	0	0	0	0
35	70	66	6	5	1	3	3	3	1
	80	81	8	7	1	0	3	0	0
	90	54	5	9	0	0	0	0	0
40	70	98	9	10	2	3	4	3	1
	80	98	10	10	2	0	3	0	0
	90	65	9	10	0	0	0	0	0

6.1.3 潜在すべり面における根の直径階級別本数の推定

茨城県地方地位2のスギ収穫表を用いて、10、20、30及び40年生のスギの根の分布を第3章で述べた根の分布再現モデルによってA、B、C、D各斜面ごとに推定した。Table 13にはスギ地上部の諸元を、またTable 14には各タイプごとのシミュレーション結果をまとめ、潜在すべり面(深さ80cm)付近の樹1本についての根の直径階級別本数の推定値を林齢別に示した。Aタイプ斜面では仮定のとおり潜在すべり面への根の侵入はない。B及びCタイプ斜面では潜在すべり面への根の侵入が林齢とともに徐々に増える。40年生になると太いものでは直径3cmの根が3本生育するとシミュレートされた。

6.1.4 ΔSの評価方法

基本的には5.3.1で述べたΔSのシミュレーション方法と同じように実用ΔSモデルを用いてΔSを評価する。ただし、第5章では根とせん断面の交角 α の影響を考慮したが、前述のようにGRAY and LEISER (1982)が実験的に補強繊維を $\alpha=90^\circ$ に挿入しても、ランダムに挿入してもせん断抵抗力が同じ値を示したと述べていること、また立木の根の分布を観察すると潜在すべり面付近の深さでは鉛直方向に伸びる根が多いこと等の理由によって α の違いによるΔSの修正は省略した。

6.2 シミュレーション結果

6.2.1 斜面タイプ別のΔS

各斜面タイプ別に行ったシミュレーションの結果をFig. 45に示した。ここでは深さ別に表層土が崩壊しようとする力、土のせん断抵抗力、林齢別の根による補強強度を加えた表層土のせん断抵抗力を示

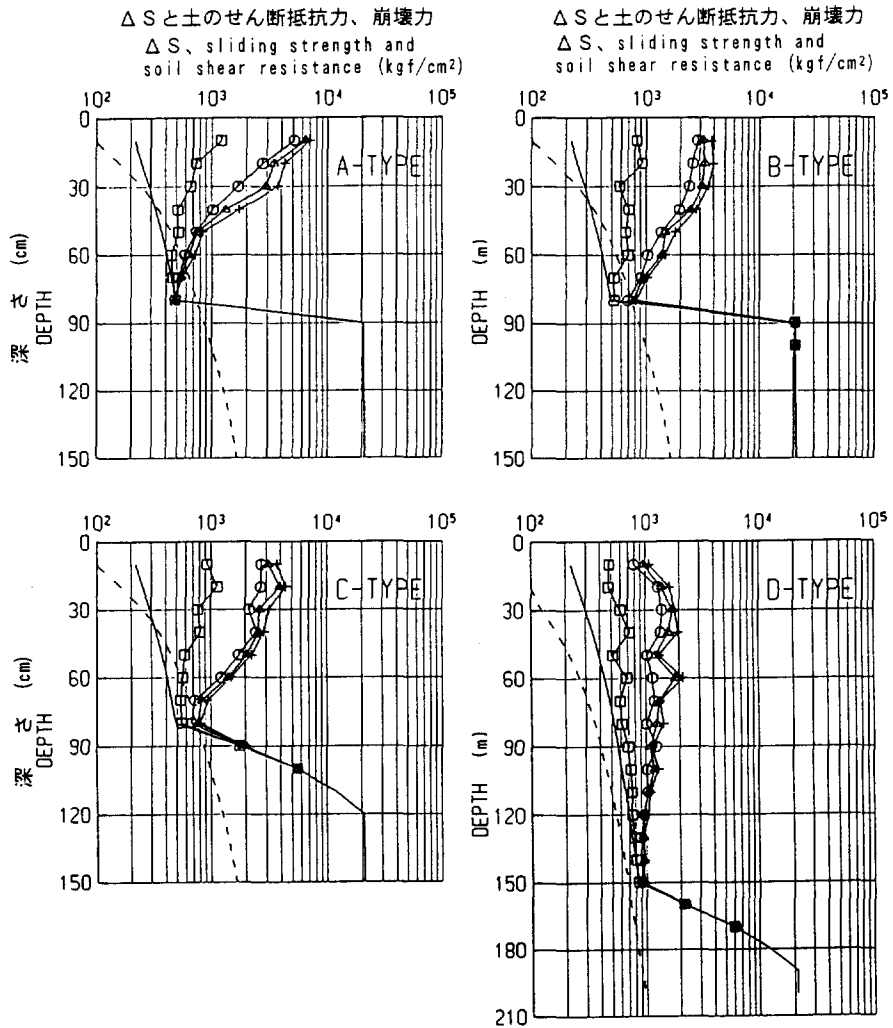


Fig. 45 根系分布再現モデルと実用 ΔS モデルを用いて行った斜面タイプ別の安定解析結果

Simulation for a slope stability analysis about four slope types using the root distribution model and practical ΔS model

- : 土のせん断抵抗力 / Soil shear strength
- - - - - : 崩壊力 / Promoting sliding strength
- ——— □ : 10年生林分のせん断抵抗力 / Shear resistance of 10 years stand
- ——— ○ : 20年生林分のせん断抵抗力 / Shear resistance of 20 years stand
- △ ——— △ : 30年生林分のせん断抵抗力 / Shear resistance of 30 years stand
- + ——— + : 40年生林分のせん断抵抗力 / Shear resistance of 40 years stand

してある。ただし、初期条件で示したように表層地下水位が地表面に達した場合を想定して計算を行っている。

A タイプ斜面：垂下根の成長が基岩によって制限されるために、深さ 80 cm の土壌層と基岩層の間の潜在すべり面で根による補強強度は全くない。 ΔS は森林の成長で増加しているが、その範囲は地表面

から深さ 70 cm にかけてである。この図でみると崩壊力 $[Ps]$ が土のせん断抵抗力 $[S]$ を深さ 40~80 cm にかけて大きく上回っているが、森林が 10 年生に成長するとこの範囲が 60~80 cm に、20,30 及び 40 年生では 70~80 cm に縮小される。しかし、森林がいくら成長しても潜在すべり面における ΔS はゼロであり、表層地下水位が地表面近くまで上昇するような豪雨があればこのタイプの斜面は崩壊することが示されている。

B タイプ斜面：根は基岩のクラックの中に侵入するので潜在すべり面でも ΔS が生じている。森林の成長に従って ΔS は増加し、30 年生以上に成長すれば根の補強強度を加えた潜在すべり面のせん断抵抗力は Ps より大きくなり、斜面は常に安定した状態を保つことになる。崩壊の危険性は森林の成長で徐々に減少してくるが、25 年生以下ではまだ ΔS が十分ではなく、斜面は崩壊の危険性を持っていることになる。

C タイプ斜面：根は遷移層の中へ侵入するので潜在すべり面でも ΔS が発揮される。 ΔS はほぼ B タイプ斜面と似た傾向を示し、25 年生の森林までは崩壊の危険性が残されている。

D タイプ斜面：斜面区分の定義で述べたように元来崩壊の危険性のない斜面であり、森林の有無、あるいは林齢の違いによって ΔS がどう変化しても Ps が斜面のせん断抵抗力を上回ることはない。

このように根の崩壊防止機能が発揮されるのは B、C タイプ斜面である。潜在すべり面となりやすい土壌層と基岩層の境界面を横断して、より深い部分まで根が生育できることがこの機能が発揮される条件となっている。その点から対象となっている斜面がどのタイプの斜面に属するかを判断することは、根の機能を評価する上で最も重要な課題である。

6.2.2 林齢の影響

森林の成長により ΔS は増加する。これを斜面安全率 $[FS]$ と林齢の関係でみると Fig. 46 のようになる。ただし、安全率はその値が土層内で最小になる潜在すべり面での値をとっている。林齢の影響は B 及び C 斜面で明瞭に現れる。これらの斜面では林齢とともに徐々に安全率も上昇しているが、25 年生まではまだ FS が 1.0 に達せず斜面は危険な状態にあることを示している。

A タイプ斜面では潜在すべり面における ΔS はゼロである。図に示されている FS は土のせん断抵抗力だけに基づいている。D タイプ斜面もまた林齢に無関係に常に安定である。

6.2.3 斜面安定に対する ΔS の寄与率

B 及び C タイプ斜面について、 ΔS の安全率に対する寄与率 $[R]$ を 6) 式によって求め、Fig. 47 に結果を示した。与えられた初期条件のもとでは、森林が 10 年生に成長するまでの期間の寄与率は数%~10 数%と低い、その後は急激に増え 15 年生で 25% 以上に、40 年生に達すれば約 40% にも及ぶことが示され、表層型崩壊に対して根は非常に重要な役割を果たしていることが考えられた。

$$R = (\Delta S / Ps) / Fs \times 100 \quad (6)$$

6.3 簡便な ΔS 評価方法

Fig. 44 に ΔS 評価方法の手順を述べたが、調査対象地区における表土層の諸状態 (c , ϕ , δ , 表土層厚さ $[Hs]$, Z_{max} , 斜面タイプ等) がすでに把握されていれば根系分布再現モデルと実用 ΔS モデルを利用して簡単に ΔS を評価することが可能である。この節では ΔS に大きい影響を持つ Hs と林齢をパラ

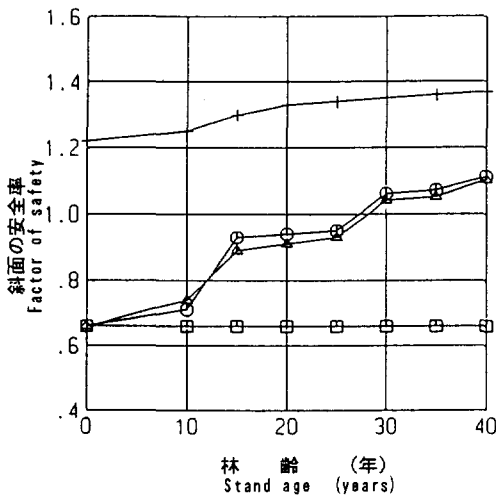


Fig. 46 林齢の増加に伴う斜面安全率の変化
Changes of the factor of safety as increment of stand age about four slope types.

□: A タイプ斜面/A type slope
○: B " /B "
△: C " /C "
+: D " /D "

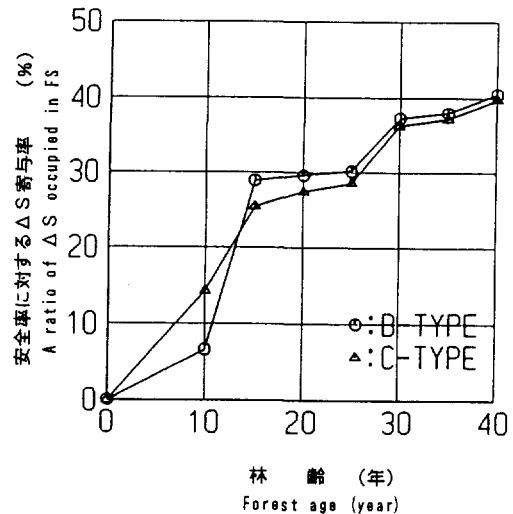


Fig. 47 林齢の増加に伴う斜面安全率に対する
ΔS の寄与率の変化

Relationships between forest age and ratio of ΔS occupied in a factor of safety

○: B タイプ斜面/B type slope
△: C タイプ斜面/C type slope

メータにし、林地斜面の安全率 [FS] を簡便に評価する方法を説明する。なお、ΔS が斜面安定に大きい影響を示す C タイプ斜面（遷移層を 20 cm 持つ）を例にとった。

6.3.1 潜在すべり面における ΔS の計算

前節で示した方法と同様に茨城県地方スギ林分地位 2 の収穫表から読んだ樹高 [H]、胸高直径 [DBH]、本数密度を根系分布再現モデルと実用 ΔS モデルに代入して林齢別の ΔS を計算する。なお、Hs は 40~200 cm ままで 12 通りに変えて計算を行った。結果は Table 15 に示した。若齢林分ほど ΔS は小さく林齢の増加とともに ΔS も大きくなる。Hs の違いも ΔS に大きい影響を与え、Hs が厚いほど ΔS は小さくなっている。この原因は、一律に収穫表の DBH・H を用いているため Hs がどんな値をとっても 1 本の樹の根の体積は同じで、これを根系分布モデル（ワイブル分布）に従って Hs 全体に配分するから Hs が厚いほど 10 cm 厚土層ごとの根の量は少なくなるためである。一般に、同齢林分であれば Hs は厚いほど林木の生長は旺盛で根の本数も多いと考えられるので、各調査地に適した収穫表を使用しなくてはならない。しかし、ここでは Hs が異なっても初期条件に示した収穫表の通りに林分は成長すると仮定した。

6.3.2 ΔS に基づく安全率の増加分 [ΔFS] の計算

無限長斜面の安定計算法を用いて、表土層中の地下水位が地表面と一致した場合を考えると 62 式で安全率 [FS] を表すことができる。

$$FS = \{c + \Delta S + H_s \delta \tan \phi \cos \theta\} / \{H_s \delta \sin \theta\}$$

(62)

Table 15. 根の分布再現モデルと実用 ΔS モデルで推定したせん断補強強度 (kgf/m²)
Reinforced strength simulated by the root distribution model and practical ΔS model

表層土厚 Thickness of soil layer	林 齢 Forest age								
Hs (cm)	10	15	20	25	30	35	40	45	50
40	56.62	261.17	372.73	385.29	438.68	486.17	518.13	570.47	605.05
50	42.20	172.75	304.15	337.62	352.31	373.32	392.24	414.88	437.83
60	40.98	201.00	314.51	295.64	322.10	378.03	408.53	424.18	444.15
70	38.71	120.13	208.36	237.27	275.89	307.54	325.43	357.32	357.84
80	26.56	113.52	165.78	185.61	201.50	219.10	234.77	249.31	263.75
90	23.53	92.82	134.21	160.88	181.00	211.02	216.21	225.80	235.46
100	17.45	69.91	114.37	133.73	148.38	161.65	168.95	181.48	186.13
120	18.22	69.47	92.51	111.81	127.91	141.78	149.27	155.27	161.27
140	12.14	58.38	73.47	83.43	94.28	102.77	109.39	116.46	120.43
160	9.11	43.60	74.67	75.93	86.18	89.26	97.13	106.47	109.50
180	6.07	31.78	48.61	60.78	70.53	77.77	87.97	91.16	96.14
200	6.07	22.91	40.59	49.13	61.30	71.09	78.39	83.42	84.20

ただし、 δ : 飽和土の単位体積重量

Hs: 表層土厚さ θ : 斜面傾斜角

この式から、 ΔS による安全率の増加分 [ΔFS] は(63)式で求められる。

$$\Delta FS = \Delta S / \{H \delta \sin \theta\} \quad (63)$$

ここで、Table 15 に示した ΔS を(63)式に代入して Hs の違いと林齢の増加に伴う ΔFS の変化を斜面勾配を変数にして求め、Table 16 に示した。この表にみられるように Hs が薄いほど、また緩斜面ほど、高齢林分ほど ΔFS は大きくなる。Table 16 のうち Hs=50 及び 100 cm の ΔFS を図に示したものが Fig. 48 及び 49 である。この図で実線は土だけのせん断抵抗力による安全率を示している。ただし、 $c=200 \text{ kgf/cm}^2$, $\phi=34^\circ$ とした。この土の安全率を示すカーブは ΔS が加わると樹齢の増加に伴ってより安全側に移動する。土層厚さが薄いほど潜在すべり面まで伸長する根は多く多いため ΔS が大きく、安全側に移動する幅も大きくなる。言い換えると、土層厚さの薄い斜面ほど ΔS の作用を強く受けるので、森林を伐採した場合などは安全率が大きく低下する可能性は高いことになる。

さて、Fig. 48 及び 49、Table 15 及び 16 に示した ΔS を考慮した安全率は対象とする斜面、あるいは対象地域の表土層の土質状態、根系分布特性、根の引き抜き抵抗力を計測しておけば、今まで述べてきた根系分布再現モデルと実用 ΔS モデルを使って容易に作成できる。一度、この形式の図表ができれば、森林施業や開発行為による森林植生の改変などで斜面の安全率がどのように変化するかを予測することも可能であり、また誰でも簡便にその判定を下すことができる。森林施業の現場を担当する者にとっては、こうした図表が施業の計画、実行に大いに役立つものと考えられる。

Table 16. ΔS に基づく安全率の増加分
Increased factor of safety by ΔS

(1) 表層土厚

Thickness of soil layer $H_s=50$ cm

勾配 (°) Slope angle	樹 齢 Forest age								
	10	15	20	25	30	35	40	45	50
26	0.107	0.438	0.771	0.856	0.893	0.946	0.994	1.052	1.110
28	0.100	0.409	0.720	0.799	0.834	0.884	0.928	0.982	1.036
30	0.094	0.384	0.676	0.750	0.783	0.830	0.872	0.922	0.973
32	0.088	0.362	0.638	0.708	0.739	0.783	0.822	0.870	0.918
34	0.084	0.343	0.604	0.671	0.700	0.742	0.779	0.824	0.870
36	0.080	0.327	0.575	0.638	0.666	0.706	0.741	0.784	0.828
38	0.076	0.312	0.549	0.609	0.636	0.674	0.708	0.749	0.790
40	0.073	0.299	0.526	0.584	0.609	0.645	0.678	0.717	0.757
42	0.070	0.287	0.505	0.561	0.585	0.620	0.651	0.689	0.727
44	0.067	0.276	0.486	0.540	0.564	0.597	0.627	0.664	0.700
46	0.065	0.267	0.470	0.521	0.544	0.577	0.606	0.641	0.676

(2) 表層土厚

Thickness of soil layer $H_s=70$ cm

勾配 (°) Slope angle	樹 齢 Forest age								
	10	15	20	25	30	35	40	45	50
26	0.098	0.304	0.528	0.601	0.699	0.780	0.825	0.906	0.907
28	0.092	0.284	0.493	0.562	0.653	0.728	0.770	0.846	0.847
30	0.086	0.267	0.463	0.527	0.613	0.683	0.723	0.794	0.795
32	0.081	0.252	0.437	0.497	0.578	0.645	0.682	0.749	0.750
34	0.077	0.239	0.414	0.471	0.548	0.611	0.647	0.710	0.711
36	0.073	0.227	0.394	0.449	0.522	0.581	0.615	0.675	0.676
38	0.070	0.217	0.376	0.428	0.498	0.555	0.587	0.645	0.646
40	0.067	0.208	0.360	0.410	0.477	0.532	0.563	0.618	0.619
42	0.064	0.199	0.346	0.394	0.458	0.511	0.540	0.593	0.594
44	0.062	0.192	0.333	0.380	0.441	0.492	0.521	0.572	0.572
46	0.060	0.186	0.322	0.366	0.426	0.475	0.503	0.552	0.553

(3) 表層土厚

Thickness of soil layer $H_s=100$ cm

勾配 (°) Slope angle	樹 齢 Forest age								
	10	15	20	25	30	35	40	45	50
26	0.044	0.177	0.290	0.339	0.376	0.410	0.428	0.460	0.472
28	0.041	0.165	0.271	0.317	0.351	0.383	0.400	0.430	0.441
30	0.039	0.155	0.254	0.297	0.330	0.359	0.375	0.403	0.414
32	0.037	0.147	0.240	0.280	0.311	0.339	0.354	0.381	0.390
34	0.035	0.139	0.227	0.266	0.295	0.321	0.336	0.361	0.370
36	0.033	0.132	0.216	0.253	0.280	0.306	0.319	0.343	0.352
38	0.031	0.126	0.206	0.241	0.268	0.292	0.305	0.328	0.336
40	0.030	0.121	0.198	0.231	0.256	0.279	0.292	0.314	0.322
42	0.029	0.116	0.190	0.222	0.246	0.268	0.281	0.301	0.309
44	0.028	0.112	0.183	0.214	0.237	0.259	0.270	0.290	0.298
46	0.027	0.108	0.177	0.207	0.229	0.250	0.261	0.280	0.288

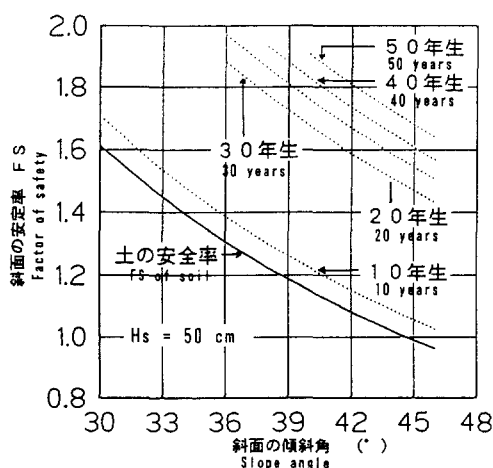


Fig. 48 斜面傾斜角の違いと林齢の増加に伴う斜面安全率の変化（斜面の土厚さ 50 cm の場合）

A change of factor of safety as increment of stand age and influenced by slope angles. (In case of 50 cm thick soil layer)

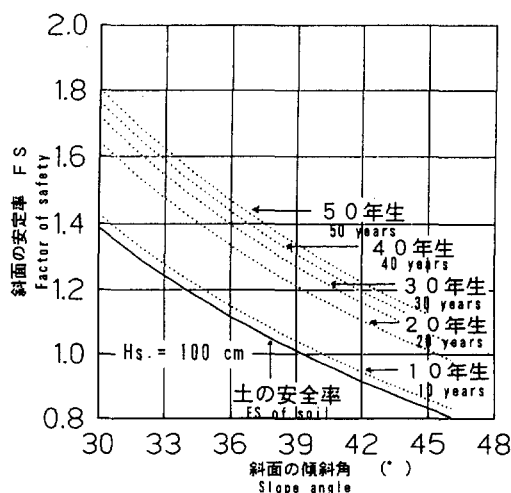


Fig. 49 斜面傾斜角の違いと林齢の増加に伴う斜面安全率の変化（斜面の土厚さ 100 cm の場合）

A change of factor of safety as increment of stand age and influenced by slope angles. (In case of 100 cm thick soil layer)

7 結 言

樹木根系が持つ斜面表層崩壊防止機能の力学的評価方法の研究をスギを対象にして行った。この機能の力学的評価方法を確立するには潜在すべり面に存在する根の量（直径階級別の本数）と、根による土のせん断抵抗の補強強度の両者を的確に推測する必要がある。潜在すべり面の根の量を推定するために、崩壊地に隣接して生育するスギの根系を掘り起こして調査した結果得られた根の分布に関する規則性をもとに、根の分布再現モデルを開発した。このモデルでは任意の深さに存在する根の直径別本数を推測することができる。苗畑に生育している 7~10 年生のスギの根の分布状況をモデルシミュレートしたところ、実際の根の分布状態とよく一致し、モデルの信頼性が確認された。根による土のせん断抵抗補強強度の評価方法は、根を入れた土の一面せん断試験結果をもとに開発された。初めに、せん断土層中の根の変形歪が原因になって生じる引張り応力の増加分がせん断補強につながるものと考え、根の変形状態を表す式が求められ、この式を用いた補強強度の推定式（基本 ΔS モデル）が提案された。次に、基本 ΔS モデルを変形し、根の引き抜き抵抗力を用いて補強強度を推定する実用 ΔS モデルを示した。スギの根を入れた室内一面せん断試験、及び 7~10 年生のスギを用いた原位置一面せん断試験で測定された補強強度と、実用 ΔS モデルで求めた補強強度はよく一致し、モデルの信頼性が示された。

ここに述べた根系分布再現モデルと実用 ΔS モデルを使うことで、スギ林の林齢の増加に伴った斜面安全率の変化が推定可能なことが示された。また、斜面勾配、土層厚、林齢をパラメータにして斜面安

全率をあらかじめ算出し、その結果を作図や作表することで、斜面安定度の評価、伐採による影響の推定等が簡便に行える方法も提起された。

全国には約 17 万か所に及ぶ土砂災害危険地区がある。そのうちの多くの地区では森林を禁伐する形で、斜面の安定を維持しようとしている。しかし、根による補強機能が理論的にも、実践的にも確立されていれば、こうした地区でも森林を崩壊防止に最も適した状態に誘導する施業ができ、より積極的な森林の活用が図れる。また、約 10 万 km² に及ぶ全国の人工林は徐々に伐期を迎えつつある。こうした人工林の伐採に際しても崩壊の予想されるような急斜面では森林の崩壊防止機能の理論を基礎にした保全的施業の確立が早急に必要である。近年は、高速自動車道路、山岳道路の建設、あるいは丘陵、山地での宅地開発が盛んで、これらに伴って造られる人工斜面上での樹木の管理も重要な課題になってきた。人工斜面では斜面維持のための積極的な樹木の活用が望まれるし、逆に環境保持のために人工斜面上の樹木を保護する処置を考慮する場合も考えられる。いずれの場合にも根系によるせん断抵抗力補強機能の考え方が対応策の根拠になると考えられ、より一層その理論的、実践的確立が求められる。

8 摘 要

樹木根系が持つ表層型崩壊防止機能を力学的に評価するために、崩壊すべり面に生育する根の量を推定する研究と、崩壊すべり面で根が発揮する土のせん断抵抗力補強強度を求める研究を行った。以下に、その概要を示す。

(1) 根系分布再現モデル

樹木根系の持つ崩壊防止機能を定量的に評価するためには根の力学的強度とともに、定量的に分布状態も把握する必要がある。このため斜面の安定計算に適用可能な根系分布再現モデルを考案した。モデルを作るにあたり 5 地域からサンプリングされた 15 本のスギの根の分布状態が調べられ、深さ方向への根の体積分布はワイブル分布に従うこと、直径階級別の根の本数割合は一次対数関数で示されること、直径階級別の根の体積は一次対数関数で示されること等の規則性が見い出された。モデルにはこれらの規則性や根に関する相対成長曲線式が利用され、その特徴は胸高直径、樹高、根の最大伸長深さの情報から根の分布のシミュレーションが行える点と、崩壊すべり面に存在するであろう mm 単位の細い根の直径階級別本数についても推定が可能な点である。モデルは次のように構成されている。①相対成長式等によって対象とするスギ 1 本の根の全体積を求める。②表層土を 10 cm 間隔に地表面と平行に分割した 10 cm 厚土層を想定し、各 10 cm 厚土層中の根の体積をワイブル分布で求める。③根の直径階級別本数分布割合と直径階級ごとの 1 本当たりの根の体積から、10 cm 厚土層ごとの直径階級別本数を求める。④前記②と③で求めた体積が等しくなったときの根の本数をモデルによる推定値とする。

(2) 破壊規準の中での根によるせん断抵抗力補強強度の現れ方

一般に、根による土のせん断抵抗力の補強強度は土の破壊規準の中で粘着力と同様の定数項として表現できるとされてきた。これは人工補強材や幼齢木の根、草本種の根などフレキシブルな材料を用いた実験結果から示されたもので、木質化した根の材質とは異なるので、この説が樹木の根の場合も当てはまるか検証する必要があった。そこで、木質化した根を入れた土のせん断試験を行った。その結果、明

らかに樹木の根によるせん断抵抗力補強強度は破壊規準の中で定数項として表せることが示された。

(3) 根の変形形状を表す式を用いたせん断抵抗力補強モデル

根によるせん断抵抗力補強のメカニズムを明らかにするために、せん断土層の中の根の変形形態を調べ、それを一つの式によって表した。根の変形の程度は根の太さとせん断面積に対する根の断面積の割合と直線的な関係にある変形係数によって示すことができた。この式を用いて根の変形形状から補強強度を推定する基本 ΔS モデルを考案した。このモデルで、補強強度に与える根の変形の程度の影響、根と土の接線摩擦力的影響、せん断面中の根の量の影響を評価できた。

(4) 根の引き抜き抵抗力によるせん断抵抗力補強モデル

根によるせん断抵抗力補強機能を表す実用的な評価方法として根の引き抜き抵抗力を用いる実用 ΔS モデルを検討した。(3) で示した基本 ΔS モデルでは接線摩擦力や根の長さがデータとして必要であるが、実際の斜面でこれらを把握するのは難しく、結果を出すには多くの仮定が必要になる。これに対し引き抜き抵抗力を用いる実用 ΔS モデルでは、引き抜き抵抗力が接線摩擦力に加えて根の太さ、長さ、分岐、屈曲、細根等の影響、さらに対象斜面の基盤構造の影響も含んだ力であるので、基本 ΔS モデルの欠点が補える。また、引き抜き試験は比較的容易に行える点でも有利である。室内一面せん断試験と室内引き抜き試験を行い、その試験結果と実用 ΔS モデルによるシミュレーション結果と比較したところ、両者はよく一致した。

(5) 原位置大型一面せん断試験による実用 ΔS モデルの検証

室内せん断試験で確認された実用 ΔS モデルを数十年生のスギ根系が持つ土の強度補強機能の予測に使用するうえでの信頼度を確認するために、成林木を使った原位置大型一面せん断試験と原位置引き抜き試験を行った。実験は苗畑に生育している 7~10 年生のスギを使用して、自然の生育状態のままの根を含んだ土で行われた。この測定値は実用 ΔS モデルを適用して求めた推定値とよい一致をみた。この実験で実用 ΔS モデルの有効性が確認され、実際の森林斜面への適用の道が開けた。また同時に、根系分布再現モデルを苗畑のスギに適用し、実測値と比較したところ両者の一致を確認し、根系分布再現モデルが実際の森林斜面で有効に働くことを示した。

(6) 樹木根系による斜面崩壊防止機能のシミュレーション

根の分布再現モデルと実用 ΔS モデルによって、スギ林分の斜面安定機能を表層地下水位が地表面まで達しているという条件で表層基盤構造の異なる 4 タイプの斜面について検討した。根の崩壊防止機能は基岩層に亀裂が発達している斜面と風化遷移層が発達する場合に表れた。林齢の増加で根の機能は徐々に増し、30 年生林分で安全率が 1.0 を上回り、崩壊防止力に占める根の強度（寄与率）は 15~25 年生林分で約 30%、40 年生林分になると約 40% に達すると推定された。また、与えられた表層土厚において斜面勾配と林齢の変化が斜面安全率に与える影響を求め、崩壊危険斜面における森林施業の影響評価を行った。これにより、本研究で開発されたモデルが森林管理に有効に利用できることを立証した。

引用文献

- 阿部和時：土のせん断抵抗力と根系分布量の関係，95 回日林論，595～596 (1984)
- ，岩元 賢，垂水秀樹：治山用樹種の根系分布特性 (I)，36 回日林学会関東支論，167～170 (1984)
- ，———，吉野昭一，石垣逸朗，垂水秀樹：崩壊地における林木根系分布の実態，96 回日林論，639～642 (1985)
- ，———，三森利昭，石垣逸朗，垂水秀樹：斜面安定に影響する根系分布と引き抜き抵抗に関する一考察，97 回日林論，595～598 (1986a)
- ，———，———：樹木根系の土壤緊縛力について，38 回日林学会関東支論，21，7～220 (1986b)
- ，———：An evaluation of tree-root effect on slope stability by tree root strength，日林誌，68 (12)，505～510 (1986c)
- ，———：樹木根系の土壤緊縛力について (II)，98 回日林論，601～602 (1987a)
- ABE, K. and IWAMOTO, M.: Soil mechanical role of tree roots in preventing landslides, Proceedings of 5th International Conference and Field Workshop on Landslides, 1～9 (1987b)
- and ———：Simulation model for the distribution of tree roots, Application to a slope stability model, 日林誌，72 (3) 75～387 (1990)
- and ZIEMER, R.R.: Effect of tree roots on a shear zone: modeling reinforced shear stress, Can. J. For. Res. 21, 1 012～1 019 (1991a)
- 阿部和時：根系の引き抜き抵抗力によるせん断補強強度の推定，日本緑化工学会誌，16 (4)，37～45 (1991b)
- 秋谷孝一，難波宣土，遠藤治郎，小林忠一，阿部敏夫：六甲地区における森林と山地荒廃の関係について，防災科学技術総合研報，24，39～71 (1970)
- ：豪雨による山地崩壊と森林，地すべり防止斜面安定，総合土木研究所，43～52 (1979)
- 安藤愛次，小島俊郎：林木の根系 (1)，ヒノキ林の土壤型による根の量，山梨県林試研報，7，8～12 (1957)
- ，———：林木の根系 (9)，11 年生スギ林の根系，山梨県林試研報，11，47～52 (1962)
- BURROUGHS, E.R. and THOMAS, B.R.: Declining root strength in Douglas-fir after felling as a factor in slope stability, USDA Forest Service Research Paper INT-190, 28pp. (1977)
- DAKESIAN, S.: Strength characteristics of root-reinforced soil, Dissertation submitted to the graduate division of the University of California, Berkeley, 187pp. (1980)
- 遠藤泰造，鶴田武雄：樹木の根がせん断強さにあたえる作用，林試北海道支年報，168～182 (1969)
- ：山地斜面の安定度評価とその保全対策，林試北海道支研究レポート，18，9pp (1986)
- GRAY, D.H. and MEGAHAN, W.F.: Forest Vegetation Removal and Slope Stability in Idaho Batholith, USDA, Forest Service, Research paper, INT-271, 23pp. (1981)
- and LEISER, A.T.: Biotechnical slope protection and erosion control, Van Nostland Reinhold Company, New York, 271pp. (1982)
- and OHASHI, H.: Mechanics of fiber reinforcement in sand, the Journal of Geotechnical Engineering, 109 (3), 335～353 (1983)

- 藤岡安道：幼令林分に発生する崩壊地の特性，11 回治山研究発表会論文集，41～44（1972）
- 池本 済，竹下敬司，丸谷知巳，綿引 靖：樹木根系の斜面安定効果に関する研究，昭和62年度砂防学会研究発表会概要集，262～265，（1987）
- JEWELL, R.A. and WORTH, C.P.: Direct shear tests on reinforced sand, *Geotechnique*, **37**(1), 53-68 (1987)
- 苅住 昇: The mechanism and function of tree root in the process of forest production I, Method of investigation and estimation of root biomass, 林試研報, 259, 1～99 (1974)
- : The mechanism and function of tree root in the process of forest production III, Root density and absorptive structure, 林試研報, 285, 43～149 (1976)
- : Root biomass—Productivity of terrestrial communities—In *JIBP Synthesis 16* (SHIDEI, T. and KIRA, I., eds.), 45～52 (1977)
- : 樹木根系図説，誠文堂新光社，1121pp. (1979)
- 春日屋伸昌，小林長雄：応用力学（I），彰国社，p258（1968）
- 勝見精一：トドマツ抜根抵抗力の経年変化，林試北海道支年報，161～167（1971）
- KAUL, R.N.: The influence of roots on certain mechanical properties of an uncompacted soil, A thesis for the Degree of Doctor of Philosophy submitted to the Graduate Faculty of North Carolina State of the University of North Carolina, 149pp. (1965)
- 川口武雄，渡邊隆司，滝口喜代志：赤城山山崩に関する研究，林試研報，49, 11～73 (1951)
- 北村文雄，野田坂伸：造園樹木の生長に及ぼす土壌硬度の影響，造園雑誌，**38**(4)，32～37（1975）
- 北村嘉一，難波宣士：樹根の抵抗力に関する現地試験（II），79 回日林論，360～361（1968）
- ，———：崩壊地における林木の根系分布，85 回日林学会講集，284～285（1974）
- ，———：抜根試験を通して推定した林木根系の崩壊防止機能，林試研報，313, 175～208（1981）
- 小橋澄治：斜面安定に及ぼす根系の影響についての最近の知見，緑化工技術，**10**(1)，14～19（1983）
- 小林一輔，田澤栄一：最新コンクリート技術選書9 繊維補強コンクリート・ポリマーコンクリート，山海堂，p. 3（1980）
- 小島俊郎：主要林木の根系分布に関する研究，山梨県林試研報，**12**，31～61（1964）
- 河野良治，竹下 幸，志水俊夫：シラス台地における根系分布とその抵抗力，30 回日林学会九州支論，287～288（1977）
- 駒村富士弥，渡辺武夫：樹木の斜面安定効果，日林誌，**59**(9)，338～340（1977）
- KRAMER, P.J.: Plant and soil water relation on the watershed, *J. Forestry*, **50**(2), 92～95 (1952)
- 真壁 肇：ワイブル確率紙の使い方，日本規格協会，p. 81（1966）
- 丸井英明：自然斜面における表層崩壊の研究（学位論文），119pp. (1981)
- 真島征夫，北原 曜，清水 晃：治山工事の効果判定法（Ⅲ）—山腹緑化工の斜面安定効果，36 回日林学会北支論，184～186（1988）
- MOGAMI, T. and IMAI, G.: Influence of grain-to-grain on shear phenomena of granular material, *Soils and foundations*, **11**, **30**, 1～15 (1969)
- 森本幸裕：斜面緑化（四手井綱英編），鹿島出版会，東京，94～128（1982）
- 中村英石：林業機械の効果的作業技術，林試研報，225, 1～30（1969）
- 中根周歩，中川勝範，高橋史樹：アカマツ根の山火枯死・腐朽に伴う引張り強度の低下，日林誌，**65**(5)，155～165（1983）
- 難波宣士，滝口喜代志，河野良治，岸岡 孝：昭和34年7号台風による山梨水害の山地荒廃とその治山

- 対策, 林試研報, 132, 69~97 (1961)
- 難波宣土, 秋谷孝一, 梁瀬秀雄, 河野良治, 竹下 幸, 志水俊夫: 昭和 47 年 7 月豪雨に関する特別研究報告書, 森林特性に関する研究, 科学技術庁, 71~212 (1975)
- 太田猛彦: 山地災害防止機能について, 森林計画研究会会報 298, (森林の公益的機能と森林施業特集), 17~26 (1986)
- 奥西一夫, 飯田智之: 愛知県小原村の山崩れについて (I), 京大防災研究所報告, 21, B-1, 297~311 (1978)
- O'LOUGHLIN, C.L.: A study of root strength deterioration following clear-felling, Can.J. For. Res. 4, 107~113 (1974)
- O'LOUGHLIN, C.L., ROWE, L.K. and PEARCE, A.J.: Exceptional storm influences on steep erosion and sediment yields in small forest catchment, North Westland, New Zealand., Proceedings of National Symposium on Forest Hydrology, Melbourne, Australia, 84~91 (1982a)
- O'LOUGHLIN, C.L. and ZIEMER, R.R.: The importance of root strength and deterioration rates upon edaphic stability in steepland forests, Proceeding, Carbon uptake and allocation in subalpine ecosystems as a key to management, IUFRO, Corvallis, Oregon, 70~77 (1982b)
- RIESTENBERG, M.M.: The effect of woody vegetation on stabilizing slopes in the Cincinnati area, Ohio, A master thesis of the University of Cincinnati, 79pp. (1981)
- SHEWBRIDGE, S. and NICHOLAS, S.: The influence of fiber properties on the deformation characteristics of fiber-soil composites, Geotechnical engineering, Report No. UCB/GT85-02, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, 100pp. (1985)
- SHEWBRIDGE, S.E.: The influence of reinforcement properties on the strength and deformation characteristics of a reinforced sand, Dissertation submitted to the Graduate Division of the University of California, Berkeley, 178pp. (1987)
- 四手井綱英, 樫山徳治: 昭和 28 年近畿水害調査報告, 森林の豪雨性山崩への影響, 林試研報, 74, 41~54 (1954)
- 志水俊夫, 河野良治: 昭和 47 年集中豪雨による天草地区の山地荒廃に関する研究, 林試研報, 280, 69~93 (1976)
- 陶山正憲, 原敏夫: 樹草根系による斜面安定化機構に関する実験的研究 (I), 96 回日林論, 643~644 (1985)
- SWANSTON, D.N.: Mass wasting in coastal Alaska, USDA, Forest Service, Research paper, PNW-83, 15pp. (1969)
- 龍岡文夫: 補強土工法 (土質基礎工学ライブラリーシリーズ), 土質工学会編, 土質工学会, p. 35 (1986)
- 玉利長助: 松の根相と更新, 日林誌, 14, 1~23 (1932)
- 寺田正男: 土壌の堅密度と樹木の根系生長, 日林誌, 62(4), 153~155 (1980)
- 塚本良則, 太田猛彦, 北原一平, 都留浩明: 樹木根系の分布再現モデル, 日林誌, 64(2), 56~65 (1982)
- , 日下部治: Vegetative influence on debris slide occurrences on steep slope in Japan, Proceedings of the symposium on effect of forest land use on erosion and slope stability, Hawaii, 89~98 (1984a)
- , 峰松浩彦, 城戸 毅, 小宮山浩司: 斜面の基盤構造と樹木の斜面安定効果, 緑化工技術, 11(1), 1~7 (1984b)

- , ———, 藤波武史: 樹木根系の斜面安定効果—主として水平根の量と働き, 緑化工技術, **12** (1), 11~20 (1986)
- : 森林の崩壊防止機能に関する研究, 東京農工大学演習林報告, **23**, 65~124 (1987)
- 薄井五郎, 成田俊司, 清水 一, 柳井清治: 日高地方における海岸段丘斜面の崩壊 (V), 32 回日林学会北支講集, 294~295 (1983)
- , 成田俊司, 清水 一, 柳井清治: 北海道日高地方の海岸段丘斜面における広葉樹二次林がもつ根系による土壌緊縛力, 95 回日林論, 597~599 (1984)
- WALDRON, L.J.: The shear resistance of root permeated homogeneous and stratified soil, Soil Science Society of American Journal, **41**, 843~849 (1977)
- and DAKESSIAN, S.: Soil reinforcement by roots: Calculation of increased soil shear resistance from root properties, Soil Science, **132**(6), 427~435 (1981)
- , DAKESSIAN, S. and NEMSON, J.A.: Shear resistance enhancement of 1.22-meter diameter soil cross sections by pine and alfalfa roots, Soil Science Society of American Journal, **47**, 9~14 (1983)
- WU, T.H., MCKINNELL III, W.P. and SWANSTON, D.N.: Strength of tree roots and landslides on Prince of Wales Island, Alaska, Canadian Geotechnical Journal, **16**, 19~33 (1979)
- 山寺喜成: 急勾配斜面における緑化工技術の改善に関する実験的研究 (学位論文), 347pp. (1990)
- 山内俊枝: 実用造林学, 養賢堂, 85~89 (1950)
- ZIEMER, R.R. and SWANSTON, D.N.: Root strength changes after logging in south-east Alaska, USDA Forest Service Research Note PNW-306, 12pp. (1977)
- : Roots and the stability of forested slopes, Erosion and sediment transport in Pacific rim steep lands. I.A.H.S. Publ, **132**, 343~361 (1981)

A Method for Evaluating the Effect of Tree Roots on Preventing Shallow-Seated Landslides

ABE, Kazutoki⁽¹⁾

Summary

1 Introduction

Sediment disasters such as debris flows, mud flows and landslides occur almost every year during July to October in Japan. The main cause of so many sediment disasters might be extremely intensive rainfall. In addition, the expansion of cities, resorts, and roads onto hillslopes and mountain areas has also been thought to be a primary cause. In response, national and local governments have adopted a program of aggressively constructing many erosion control works at great expense. Even so, however, it is impossible for such projects to protect all mountainous slopes from debris flows. Another important cause of increased frequency of debris flows is the removal of forests for timber productions, urbanizations and road constructions in mountainous areas. In monsoon area like Japan, where steep mountains are covered with forests, mass wasting is the prevailing type of erosion. There is a fragile balance of stability on such steep hillslopes where the forest cover interacts with soil moisture, soil strength, geological conditions, rainfall history, and other factors to stabilize the regolith on a slope. In terms of soil mechanics, the safety factor of many hillslopes approaches 1.0 during a rainfall event that occurs once every several decades. Under conditions of such delicate balance, the removal of cover trees by logging may result in a reduction in soil strength such that landslides may occur.

The influence of forests on slope stability has been one of the most important subjects of study, especially the role of tree roots in reinforcing soil shear strength. To evaluate the mechanical effect of roots in strengthening soil, however, the quantity and distribution of roots in subsurface soil layers must be quantified. The purpose of this study is to develop a method for evaluating the effect of tree roots on preventing shallow-seated landslides. It is based on investigations of tree root distribution and soil mechanical studies concerning the reinforcement of soil shear strength by tree roots. *Cryptomeria japonica*, the most popular species for planting in Japan, was selected as the study species.

2 Root distribution

The characteristics of the root distribution of *Cryptomeria japonica* were studied at five sites with different environmental conditions. The total volume, the number of roots in 10cm thick soil layers, and the mean volume of roots in each 0.5cm diameter class were investigated. Using these results, a simulation model (Fig. 11) was developed to estimate the quantity and distribution of tree roots at an arbitrary depth. This model was developed for application to an infinite forest slope stability equation. The simulation requires three

Received February 5, 1996

(1) Forest Environment Division

factors: DBH, tree height, and maximum depth of root growth. From the simulation, the number of roots in each root diameter class is obtained for every 10cm thick layer of soil. Thin roots (those less than 0.5cm in diameter) found on landslide shear planes can also be simulated. The model is structured as follows: (1) The entire root volume of the simulated tree is obtained by allometric formulas (2) The root volume in each layer is calculated by the Weibull probability function (3) From the root-number ratio of each diameter class and the mean volume of each root in each diameter class, the number of roots in each diameter class is obtained for each layer of the soil (4) Then, the number of roots obtained in (3) are adjusted to make the root volumes calculated therein equal to the root volumes assumed in (2), and these amounts are then used as the simulated values. Here, the measured and simulated numbers of roots were similar except in the top 20cm of soil.

3 Modeling the reinforcement of shear stress of soil by roots

Tree roots provide important soil reinforcement that improves the stability of hillslopes. After trees are cut and roots begin to decay, the frequency of slope failures can increase. To more fully understand the mechanics of how tree roots reinforce soil, a fine sandy soil containing tree roots was placed in a large shear box in horizontal layers and sheared across a vertical plane (Fig. 17). The shapes of deformed roots in the sheared soil were explained satisfactorily by an equation that had been developed to model the deformed shape of artificial reinforcement elements, such as wood dowels, parachute cords, bungee cords, and aluminum rods by Shewbridge and Sitar (1985). Root deformation in sheared soil is influenced by the diameter and concentration of roots. A basic model (equation (40)) is proposed that uses root strain to estimate the shear stress of soil reinforced by roots. The shear resistance measured from the shear tests compared quite well with the model simulation.

4 Practical model for reinforced shear strength by roots

To develop a utility model which can estimate the root reinforcement effect on actual forested slopes, large scale (30×30×30cm) direct shear tests for rooted soil and root pull-out tests were made using the same shear apparatus and giving test conditions. By comparing those test results, an improved practical model (equation (51)) that can estimate the reinforced shear strength of roots by the root pull-out strength was developed. Simulated reinforced strengths by the model coincided with those obtained by the shear tests very well. Root pull-out tests are considerably easy and practical even at forest sites. Since the root pull-out strength reflects the influences of actual slope conditions and intact root morphology, the model can give much more reliable results.

5 In-situ large-scale direct shear test

To confirm the practical model for root reinforced strength, in-situ large-scale direct shear tests and root pull-out tests (Fig. 32 and 33) were performed in a nursery containing 7-to-10-year-old *Cryptomeria japonica*. In the shear tests, natural rooted soil was sheared, and in the in-situ root pull-out tests, living roots were pulled out in their natural condition. Reinforced shear strength obtained by the in-situ large-scale direct shear tests coincided quite well with that calculated by the practical model using the root pull-out strength. These tests have shown the reliability of the practical model for application to an actual forested slope stability analysis.

6 Simulation for forested slope stability analysis

Using the root distribution model and the practical root reinforcement model, slope stability analysis of *Cryptomeria japonica* stands was performed under a condition of saturated soil layer for four slope types which have mutually-exclusive slope compositions. The effect of root reinforcement was quite apparent on some slopes which have bedrock fissures or transitional layer into which roots can invade (Fig. 45). As forests grow, root systems develop and root reinforcement also increases. Under conditions of 50 cm soil layer and a 32° slope angle, the safety factor of a 30-year-old forest exceeds 1.0, and root reinforcement of 15-to-25-year-old forests for the soil shear resistance is about 30%.

Diagrams to evaluate safety factor of forested slopes were also proposed for forest managers to use. These diagrams can give information concerning changes in safety factors based on root reinforcement affected by forest growth and logging.

7 Conclusion

A root distribution model and root reinforcement model were developed based on studies about factors affecting of root distribution and soil mechanical experiments such as laboratory direct shear tests and in-situ direct shear tests for rooted soil, and laboratory and in-situ root pull-out tests. Using these models, a method for evaluating the effect of tree roots on preventing shallow-seated landslides was shown. This method can be used to identify landslide slopes or landslide risk after logging or forest growth.

The root effect as also quantitatively clarified. An importance of the root effect became apparent, especially for some types of slopes that have fractured bedrock or transitional layers. If the root effect is lost, the slopes will have a higher risk of landslide occurrence. The simulation of forested slope stability analysis using the models shows that the effect of tree root reinforcement on slope stability is absolutely important and that forest management in steep areas should consider tree root reinforcement to prevent shallow-seated landslides.