

S-4

佐賀大学 農学彙報

第 48 号

目 次

粘性土地盤におけるコーンの貫入に関する塑性論的研究	甲本 達也	1
<i>Vibrio</i> sp. キトビアーゼの部分的精製と二, 三の性質 (英文)	大宝 明・十時理哲・光富 勝・内田 泰	65
ラット肝臓ミクロソームのチトクローム P-450 量および過酸化脂質生成量ならびに 尿中アスコルビン酸量に及ぼす DEHP の影響	柳田晃良・葛原祥二・富永明宏・柳田栄子・榎本則行	73
ガスクロマトグラフィーによる複合糖質の中性糖及びアミノ糖の同時分離定量法	中川浩毅・山口邦子・榎本則行	79
ガンマー線およびエチレンイミン処理により誘発されたダイズの種皮色に関する 突然変異体	高木 胖・平岩 進	87
動的ならびに半動的締固め土の一次元圧縮特性について	藤本 昌宣	93
動的締固め土の直接セン断特性について	藤本 昌宣	103

佐賀大学農学部

昭和 55 年 3 月

昭和55年3月20日 印刷
昭和55年3月25日 発行

編集兼 佐賀大学農学部
発行者

印刷者 増田 訓 清

印刷所 大学印刷株式会社
広島市中区十日市町二丁目1番15号
電話 広島 31-4231 (代表)

S-4

佐賀大学 農学彙報

第 48 号

目 次

粘性土地盤におけるコーンの貫入に関する塑性論的研究	甲本 達也	1
<i>Vibrio</i> sp. キトビアーゼの部分的精製と二, 三の性質 (英文)	大宝 明・十時理哲・光富 勝・内田 泰	65
ラット肝臓ミクロソームのチトクローム P-450 量および過酸化脂質生成量ならびに 尿中アスコルビン酸量に及ぼす DEHP の影響	柳田晃良・葛原祥二・富永明宏・柳田栄子・榎本則行	73
ガスクロマトグラフィーによる複合糖質の中性糖及びアミノ糖の同時分離定量法	中川浩毅・山口邦子・榎本則行	79
ガンマー線およびエチレンイミン処理により誘発されたダイズの種皮色に関する 突然変異体	高木 胖・平岩 進	87
動的ならびに半動的締固め土の一次元圧縮特性について	藤本 昌宣	93
動的締固め土の直接セン断特性について	藤本 昌宣	103

佐賀大学農学部

昭和 55 年 3 月

AGRICULTURAL BULLETIN

OF

SAGA UNIVERSITY

Contents

Study of the Cone Penetration into Cohesive Soil Based on the Theory of Plasticity	Tatsuya KOUMOTO	1
Partial Purification and Some Properties of Two Chitobiases from <i>Vibrio</i> sp. ...Akira OHTAKARA, Michiaki TOTOKI, Masaru MITSUTOMI and Yasushi UCHIDA		65
Effects of DEHP on the Contents of Cytochrome P-450 and Lipid Peroxides in Liver Microsomes and on the Amount of Urinary Ascorbic Acid in the Rat	Teruyoshi YANAGITA, Shoji KUZUHARA, Akihiro TOMINAGA, Eiko YANAGITA and Noriyuki ENOMOTO	73
A Gas Chromatographic Method for Simultaneous Determination of Neutral and Amino Sugars in Complex Carbohydrates	Hiroki NAKAGAWA, Kuniko YAMAGUCHI and Noriyuki ENOMOTO	79
Seed-coat Color Mutants in Soybean (<i>Glycine max</i> L. Merrill) induced by Gamma-irradiation and Ethylenimine Treatment	Yutaka TAKAGI and Susumu HIRAIWA	87
On the One-Dimensional Compressive Properties of the Soil Compacted by Dynamic and Kneading Method	Masanobu FUJIMOTO	93
On the Direct Shear Characteristics of the Dynamically Compacted Soil	Masanobu FUJIMOTO	103

Published
by
FACULTY OF AGRICULTURE
SAGA UNIVERSITY
SAGA, JAPAN

粘性土地盤におけるコーンの貫入に関する塑性論的研究

甲 本 達 也

(農業造構学研究室)

昭和 54 年 10 月 31 日 受理

Study of the Cone Penetration into Cohesive Soil Based on the Theory of Plasticity

Tatsuya KOUMOTO

(Laboratory of Construction Engineering)

Received October 31, 1979

Summary

The penetration problems of a wedge and a cone into soil were investigated theoretically and experimentally. The penetration mechanism of the wedge was analyzed two-dimensionally under the condition of plane strain, and that of the cone was done three-dimensionally under the condition of axial-symmetry. The soil was assumed as the ideal one which is a rigid, perfectly plastic body and obeys the Coulomb's yield criterion and the associated flow rule.

The dimensions of the slip line fields around wedges and cones, and the values of the contact pressures on their surfaces were calculated by the slip-line method. The slip line field around a cone which was penetrated deeply into soil, was analyzed by introducing the Meyerhof's slip line field for a deep strip foundation. The values of bearing capacity factor of wedges ($N_{c\alpha}$) and these of cones ($N_{cr\alpha}$ and $N_{cqr\alpha}$) were calculated using the average values of contact pressures ($N_{cqr\alpha}$ was the value for deep penetration).

The penetration resistances of wedges (q) and cones (I_c : cone index) were obtained from the experiment using remoulded clay. The ratio q/c_u (c_u : the undrained shear strength of the clay) coincided well with the calculated values ($N_{c\alpha}$) under the assumption that the angle of internal friction ϕ was equal to zero and the wedge surface was rough. The ratio I_c/c_u , also, coincided well with the calculated values ($N_{cr\alpha}$ and $N_{cqr\alpha}$) under the assumption that ϕ was equal to zero, the cone surface was rough and the intermediate principal stress (σ_2) was the value between the minor principal stress (σ_3) and the mean principal stress (σ_m).

Furthermore, the penetration mechanism of a falling cone into remoulded clay was analyzed statically. As a result, the coefficient K of the Hansbo's equation was expressed as

$$K = \frac{\cot^2 \alpha}{\pi N_{cr\alpha}},$$

in which α was the semi-angle of the cone tip.

When the cones with $\alpha=15^\circ$ and 30° were used, the experimental values (K) obtained from the fall-cone test coincided well with the calculated values (K_T) under the assumption that ϕ was equal to zero, σ_2 was equal to σ_m and the cone surface was relatively rough.

目 次

- 第1章 緒論
- 1-1 本研究の目的
- 1-2 本研究の動機および研究方法
- 1-3 本論文の構成
- 第2章 粘土の非排水せん断強度(c_u)特性および付着力(c_a)特性
- 2-1 まえがき
- 2-2 c_a の測定方法
- 2-3 c_u, c_a の測定およびその考察
- 2-3-1 供試土の c_u と含水比(w_c)との関係
- 2-3-2 供試土の c_a と w_c との関係
- 2-3-3 c_a と c_u との関係
- 2-3-4 c_a/c_u と液性指数(ILF)との関係
- 2-4 まとめ
- 第3章 地表面へのコーンの静的貫入に関する二次元解析
- 3-1 まえがき
- 3-2 クサビの貫入に関する基礎理論
- 3-3 スペリ線網とホドグラフとの関係
- 3-4 数値計算およびその考察
- 3-4-1 数値解法および境界条件
- 3-4-2 土の自重(γ)がスペリ線形状へ及ぼす影響
- 3-4-3 クサビ支持力係数(N_{ca})
- 3-5 実験および結果
- 3-6 実験結果の考察
- 3-6-1 クサビの貫入に伴うスペリ線の発生状況
- 3-6-2 クサビの支持力の実験値と計算値との対比
- 3-7 まとめ
- 第4章 地表面へのコーンの静的貫入に関する三次元的解析
- 4-1 まえがき
- 4-2 コーン貫入に関する基礎理論
- 4-2-1 コーン指数(I_c)に影響を及ぼす因子
- 4-2-2 基礎方程式
- 4-2-3 速度場
- 4-3 数値計算およびその考察
- 4-3-1 数値解法および境界条件
- 4-3-2 コーン周辺のスペリ線網およびコーン表面の接地圧分布
- 4-3-3 コーン周辺の塑性域の大きさ
- 4-3-4 コーン支持力係数(N_{cra})
- 4-4 実験および結果
- 4-5 実験結果の考察
- 4-5-1 コーン指数(I_c)に及ぼす貫入速度(v)の影響
- 4-5-2 コーン指数(I_c)とコーン先端半角(α)との関係
- 4-5-3 コーン指数(I_c)と粘土の非排水せん断強度(c_u)との関係
- 4-5-4 コーン指数(I_c)と塑性指数(I_P)との関係
- 4-5-5 コーン指数(I_c)と内部摩擦角(ϕ)との関係
- 4-6 まとめ
- 第5章 地盤内へのコーンの静的貫入に関する三次元的解析
- 5-1 まえがき
- 5-2 コーン指数(I_c)に影響を及ぼす因子
- 5-3 数値計算およびその考察
- 5-3-1 境界条件
- 5-3-2 コーン周辺のスペリ線網およびコーン表面の接地圧分布
- 5-3-3 コーンの貫入幅比($D_P/2R$)とコーン先端半角(α)との関係
- 5-3-4 コーン支持力係数(N_{cgra}, N_{cra})
- 5-3-5 本計算値(N_{cra})とMeyerhofの値(N_{cr})との対比
- 5-4 実験および結果
- 5-4-1 スペリ線場の実験
- 5-4-2 コーン貫入の結果
- 5-5 実験結果の考察
- 5-5-1 コーン貫入に伴うスペリ線の発生状況および土塊の移動
- 5-5-2 コーン指数(I_c)に及ぼす貫入速度(v)の影響
- 5-5-3 コーン指数(I_c)とコーンの貫入幅比($D_P/2R$)との関係
- 5-5-4 コーン断面を異にするコーン指数の相関
- 5-6 まとめ

第6章 コーンの動的貫入に関する三次元の解析

6-1 まえがき

6-2 Hansbo 式における係数 K の関数形の提案とその値 (係数: K_T)

6-3 実験および結果

6-4 実験結果の考察

6-4-1 各コーンにおける係数 K_T と係数 K との対比6-4-2 コーン表面粗度を考慮した係数 K_T と係数 K との対比6-4-3 コーン貫入深さ (h) と含水比 (w_c) との関係6-4-4 不攪乱粘土と練返し粘土における係数 K_T と係数 K との対比

6-5 フォールコーン試験による粘土の非排水せん断強度の測定

6-6 フォールコーン試験による塑性限界の推定

6-7 まとめ

第7章 結論および総括

摘 要

謝 辞

記 号

参考文献

第1章 緒 論

1-1 本研究の目的

農地等の地耐力や農作業用車両のトラフィカビリティ判定法としての WES 提案による測定法として、またサウンディングの一つとして「静的コーン貫入試験 (以下単に貫入試験と呼ぶ)」が広く用いられている。この試験法は先端角 (2α) が主に 30° と 60° の鉄製コーンを 1 cm/sec の速度で土中へ貫入したときの貫入抵抗 P をコーン底部断面積 A_c で除した値をコーン指数 I_c ($=P/A_c$) で表わし、 I_c でもって地盤 (主に軟弱地盤) の硬軟を表示する方法である。この試験法の利点としては非常に簡便であることの他に、(1) 現地で自然状態の土に対して行えること、(2) 土層の深さ方向に連続して測定できること、等が挙げられる。また深層からの不攪乱試料を採取することの困難性と支持力の理論解析上未解決の要素が多いことを考えると、コーンの貫入抵抗からクイの支持力を決めるのが少なくとも現在では最も推奨できる方法であろう³⁴⁾ ともいわれている。

これらの利点等のために現場における貫入試験データは大変多く、 I_c から粘土の非排水せん断強度^{4,13,32,46,51,55,59)} (c_u) や土の他の工学的性質 (例えば内部摩擦角 ϕ ^{8,12)}, CBR 値^{22,45,52)}, 圧縮性³⁾ 等を推定しようという実験的試みは数多くなされている。またコーン貫入機構の理論的な解析の試み^{5,23,33,42,44,47)} や、 I_c の物理的意味を解明しようという努力²⁾ も多くなされている。しかしこれらの理論的解析は二次元的解析に基づくものがほとんどで、形状係数を導入して三次元化を計っているにすぎず、最初から三次元的に解析されているものはまずないといえてよい。まだまだコーンの貫入機構の理論的解析は不十分で、 I_c の物理的意味も十分解明されたとはいえないのが現状である。これは主として、 I_c に影響を及ぼす因子が多いことに起因している。従って I_c に影響を及ぼす因子を整理し、単純化した上でこれらの条件を満足する理論を組み立てて解析すれば I_c の物理的意味を解明することが可能となる。この I_c の物理的意味が明らかにされれば、今まで実験的に得られている I_c と土の工学的性質との関係の物理的意味がおのずと明白になろう。本研究の目的はこの I_c の物理的意味の解明と貫入試験法を現位置における地盤の強度測定法として確立することである。

1-2 本研究の動機および研究方法

本研究に取組んだ動機は、昭和41年～昭和42年にわたって三潞モデルホ場における地耐力および暗渠の効果をコーンペネトロメーターを用いて調査した折、「コーン貫入抵抗値は確かに地盤

の硬軟を表わしてはいるが、それはあくまでも相対的な硬軟を表わしているにすぎない。一体貫入抵抗値は土の何を表わしているのだろうか、一体土のどのような常数に起因しているのだろうか」という疑問を持ったことによる。

貫入抵抗に関する研究を進めるに当っては以下のような課題を解くことを目標にした。

「種々の形のコーンを速度制御のもとに土中に貫入せしめ、その時の土中における応力挙動、コーン表面の受ける接地圧等を貫入速度の関連において実験的解析を行う。得られた結果からコーン貫入機構の理論的解析を試み、地盤支持力に対するコーン貫入抵抗との関係を明らかにする。尚本試験についての計測法の開発も合せ行う。」

コーンの貫入問題を解析するには種々の分野、例えば貫入の対象となる材料によって、(1) 金属を対象とした金属材料学分野、(2) 高分子、乳製品等を対象としたレオロジー分野、(3) 土を対象とした土質材料工学分野からのアプローチが考えられた。(1)、(3) は材料を固体として取り扱い、(2) は材料を半固体として取り扱っている。

本研究では上記課題を念頭におき、貫入問題を支持力理論を導入して解析するため(1)、(3) の分野からのアプローチを行った。

まず(1)の分野から金属塑性論を導入して(3)の分野における基礎的支持力理論を二次元と三次元の場合について展開し、その成果を用いてクサビおよびコーンの貫入問題を解析する。この場合土を剛塑性体と仮定しスベリ線解法を用いる。

土を剛塑性体と仮定することについては、塑性ヒズミが大きい問題では剛塑性体として求めた応力分布は弾塑性体(より実地的な土)に対するよい近似を与える³⁰⁾といわれている。従って大変形を伴うクサビやコーンの貫入問題ではこの仮定はある程度妥当性があると考えられる。

一般にスベリ線解法で得られたスベリ線場は次の3条件を同時に満たすとき正解となる。

- (i) 応力および速度に関する全境界条件を満足する。
- (ii) 全スベリ線場内でせん断変形と応力の向きが一致し、塑性仕事増分が正である。
- (iii) 上述のスベリ線場外の剛性域と考えられているところで応力状態が確かに降伏応力以下で、変形が生じていない(降伏していても変形しないように拘束されている)。

土の場合とくに正解を求めることは困難である。しかしクサビやコーンの貫入のように、貫入に要する荷重が必要な場合には解の上界値が重要となる。上界値とは速度の条件のみを満たす速度場を考えた、降伏点荷重の近似解である。ここでは解の上界値を求める。

次に粘土について、クサビやコーンの貫入に伴って生じると仮定したスベリ線場の存在を確認し、貫入実験による貫入抵抗値と計算によるクサビおよびコーンの支持力値との対比を行う。

1-3 本論文の構成

本論文は第1章～第7章より成っている。その論文構成を研究の流れにそって、章をたてに経過を述べる。

地盤へのコーンの貫入問題を研究するに当っては既存の研究の現状を把握した上で独自のアプローチの仕方を決めなければならない。そこで第1章においてはコーン貫入抵抗解析の現状を明らかにするとともに本研究の目的・動機およびアプローチの仕方について述べた。

貫入抵抗を解析するに当っては貫入抵抗に影響を及ぼす因子である地盤の強度とコーンに対する付着力との両特性を知る必要がある。そこで第2章では本実験解析に用いる粘土の練返し状態における非排水せん断強度特性と付着力特性とを把握することに努めた。

貫入抵抗の解析においては静的な貫入と動的な貫入との二つに分けて行い、静的な場合としてコーンの定速貫入問題を、動的な場合としてフォールコーンの貫入問題を取り扱った。地盤へのコーン貫入は三次元の場合で行われるので当然三次元的に解析すべきであるが、理論展開上まず二

次元的に単純化して（従って理論的には大変すっきりしたものとなる）行う必要がある。そこで第3章ではコーンを二次元的にはクサビとみなし、クサビの地表面への貫入を平面ヒズミ問題として解析した。解析にはスベリ線解法を用いたので、スベリ線の存在を写真観察により確認し、本解法を粘土地盤へ適用したことの妥当性を解明しようとした。

コーン貫入に関する二次元解析結果を援用してさらに三次元的解析を試みた。この場合コーンの貫入をコーンの先端からコーン底部までの貫入問題とコーンの高さ以上の貫入深における貫入問題とに分けて解析する必要がある。それはコーン底部までの貫入は貫入が進んでも、コーン周辺塑性域の絶対寸法が一樣に拡大するだけのいわゆる擬定常変形問題として取り扱える。これに対し、コーンの高さ以上の貫入深となるとコーン周辺の塑性域が貫入につれて変化するため、それぞれを独立に解析することを考えた。

そこでまず第4章では地表面へのコーンの静的貫入を三次元軸対称条件下にスベリ線解法を用いて解析し、二次元解析では問題とならなかった中間主応力の大きさの影響を調べ、また貫入実験結果をも用いて、貫入抵抗に影響する因子である貫入速度、コーン先端角、コーン表面粗度、等との関係を実証しようとした。

次に第5章では地盤内へのコーンの静的貫入を Meyerhof の仮定した、深い二次元基礎周辺の塑性域を三次元の場合に拡張して用い、軸対称条件下にスベリ線解法を用いて解析した。さらにこの塑性域を適用したことによる妥当性をモデル実験と写真観察とにより明確にし、また貫入実験結果をも用いて貫入抵抗に影響する因子である貫入速度、コーン先端角、コーン表面粗度、貫入深さ、等との関係を求めようとした。

最後に動的な場合としてのフォールコーンの貫入問題を第6章で取り上げて解析し、本貫入問題は静的な定速貫入と比べて、重力の加速度による影響が含まれている分だけ異なるが、落下後コーンが粘土表面において塑性平衡状態にあると仮定することにより、静的な問題として解析できると考えた。この解析により Hansbo の提案式における係数 K の物理的意義づけを試み、理論的にもフォールコーン試験により粘土の非排水せん断強度が推定できる合理的な係数 K の決定を行う。

第7章では以上の研究により得られた結論を総括した。

第2章 粘土の非排水せん断強度 (c_u) 特性および付着力 (c_a) 特性

2-1 ま え が き

粘土が木、コンクリート、金属といった固体表面に付着する性質は古くから知られている。この粘土の付着性は農機具等においては作業阻害の要因として認められており、粘土中のクイ等においては支持力発揮の要因⁶⁰⁾として認められている。

従ってクサビやコーンを粘土中へ貫入する場合この付着力が貫入抵抗を増加させる要因となることが考えられる。この付着力の大きさはクサビやコーンの表面の状態によって異なるがその範囲はクサビやコーンの貫入中

$$0 \leq c_a \leq c_u \quad \dots\dots\dots (2.1)$$

にあると考えられる。ただし c_a は付着力であり c_u は非排水せん断強度である。すなわちクサビやコーンの表面が滑な状態とは付着力が働かない状態をいい、粗な状態とは付着力として非排水せん断強度と同じ大きさのものが働く状態をいう。

そこでクサビやコーンの表面の粗度を表すものとして c_a/c_u なる量を考える。 c_a/c_u は (2.1) 式より 0 と 1 の間の値をとる。すなわち、

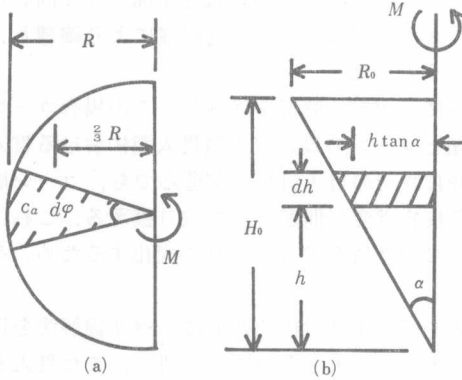


Fig. 2.1.

$$0 \leq c_a/c_u \leq 1 \quad \dots\dots\dots(2.2)$$

本章ではまず粘土の非排水せん断強度（ベーンせん断強度）特性を明らかにし、次にアクリル円板およびコーン表面における粘土の付着力特性を明らかにする。

2-2 c_a の測定方法

付着力の測定方法には「摩擦方式」と「引きはなし方式」とがある¹⁾が、ここではクサビやコーンの貫入状況から考えて摩擦方式を採用する。

測定装置にはベーン試験機を用い、ベーンの代りに円板やコーンを取付け、粘土表面又は粘土中において回転させたときのトルク (M) を測定した。 c_a は最大トルク ($M_{\max}$) から

Fig. 2.1 を参照して次式により算定した。円板の場合 Fig. 2.1 (a) より

$$\begin{aligned} M_{\max} &= c_a \int_0^{2\pi} \frac{R^2}{2} d\varphi \frac{2}{3} R \\ &= \frac{2}{3} \pi R^3 c_a \end{aligned}$$

これより

$$c_a = \frac{M_{\max}}{\frac{2}{3} \pi R^3} \quad \dots\dots\dots(2.3)$$

コーンの場合 Fig. 2.1 (b) より

$$\begin{aligned} M_{\max} &= c_a \int_0^{H_0} 2\pi h \tan \alpha \frac{dh}{\cos \alpha} h \tan \alpha \\ &= \frac{2\pi \tan^2 \alpha \cdot c_a}{\cos \alpha} \int_0^{H_0} h^2 dh \\ &= \frac{2\pi H_0^3 \tan^2 \alpha}{3 \cos \alpha} c_a \end{aligned}$$

これより

$$c_a = \frac{3 \cos \alpha}{2\pi H_0^3 \tan^2 \alpha} M_{\max} \quad \dots\dots\dots(2.4)$$

ただし R は円板の半径、 α はコーン先端角の半分、 H_0 はコーンの高さである。

2-3 c_u, c_a の測定およびその考察

c_u, c_a の測定に用いた粘土は Table 2.1 に示すような物理的性質を有する 4 種類の粘土である。

これらの粘土の含水比 (w_c) をほぼ液性限界と塑性限界の範囲において $I_{LF} \cong 0.1$ きざみで変化させた、ただし I_{LF} は次式で定義される。

$$I_{LF} = \frac{w_c - w_p}{w_{LF} - w_p} \left(= \frac{w_c - w_p}{I_{pF}} \right) \quad \dots\dots\dots(2.5)$$

ただし w_{LF} はフォールコーン法による液性限界である。

2-3-1 供試土の c_u と含水比 (w_c) との関係

Table 2-1 Physical properties of clays

Clay	G_s	w_L (%) (w_{LF}^{**})	w_p (%)	I_p (I_{pF}^{***})
Bentonite	2.65	334.2 (290.0)	43.3	290.9 (246.7)
clay mixture*	2.65	190.5 (162.0)	35.6	154.9 (126.4)
Ariake clay	2.62	130.9 (120.0)	51.2	79.7 (68.8)
Yagusa clay	2.65	66.3 (63.8)	28.6	37.7 (35.2)

* Bentonite/Yagusa clay...2: 1
** w_{LF} : Liquid Limit by Fall-cone Test
*** $I_{pF} = w_{LF} - w_p$

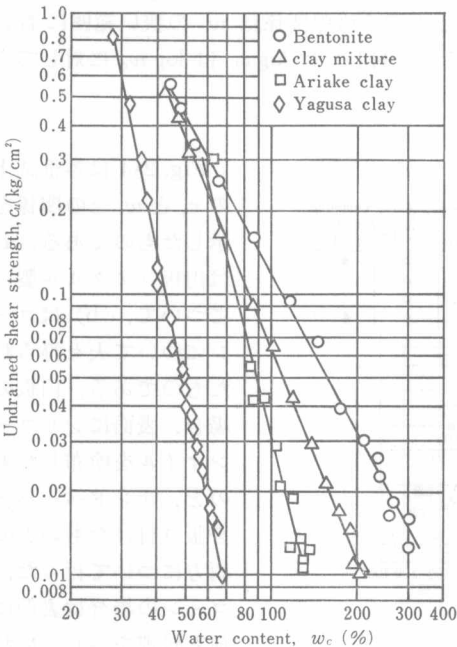


Fig. 2-2. Characteristics of undrained shear strength c_u obtained from the vane test for each clay.

Fig. 2-2 は各供試土についてベーン試験により求めた c_u と w_c との関係を示したものである。これによればいずれの供試土の場合も $\log c_u$ は $\log w_c$ に対してほぼ直線的に変化しており、これらの間の関係は一般に次式で表わし得る。

$$c_u = a w_c^{-b} \dots\dots\dots (2.6)$$

本供試土については a, b は Table 2-2 に示すような値が得られた。

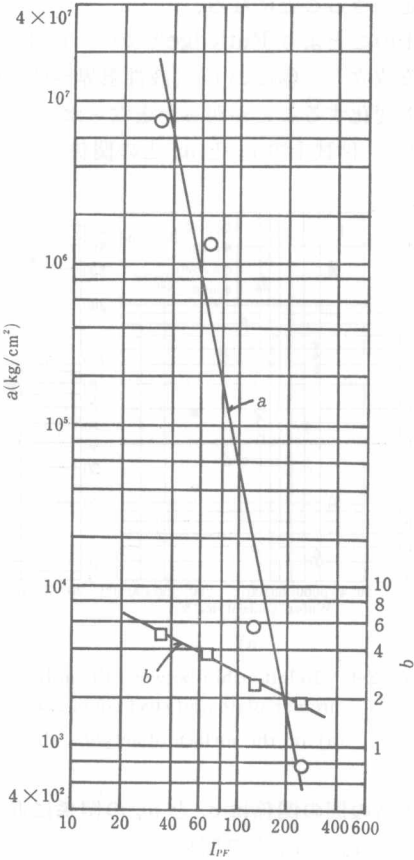


Fig. 2-3. Relationship between a, b and I_{pF} .

Table 2.2 Experimental values of a and b

Clay	Bentonite	clay mixture	Ariake clay	Yagusa clay
a (kg/cm ²)	7.5458×10^2	5.5481×10^3	1.4207×10^6	7.6192×10^6
b	1.9036	2.4713	3.8309	4.8399
r_c^*	-0.996	-0.998	-0.998	-1.000

* Correlation coefficient

また Table 2.2 の a, b の値を Table 2.1 の I_{pF} に対して示したものが Fig. 2.3 である。これによれば $\log a, \log b$ はいずれも $\log I_{pF}$ に対して直線的に変化しており次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} a &= 1.0169 \times 10^{15} \times I_{pF}^{-5.1247} \\ b &= 29.6007 \times I_{pF}^{-0.5007} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.7)$$

結局 (2.6) 式と (2.7) 式とより、練返し粘土の c_u は I_{pF} が既知の場合 w_c が知れば一義的に決定できることになる。

以上のことより Rutledge⁵⁰⁾ のいう、 $\log c_u$ と w_c との間の直線関係は w_c の狭い範囲においてのみ成立し、幅広い w_c (液性限界～塑性限界) の変化に対しては $\log c_u$ は $\log w_c$ に対して直線的に変化することが明らかとなった。

2-3-2 供試土の c_a と w_c との関係

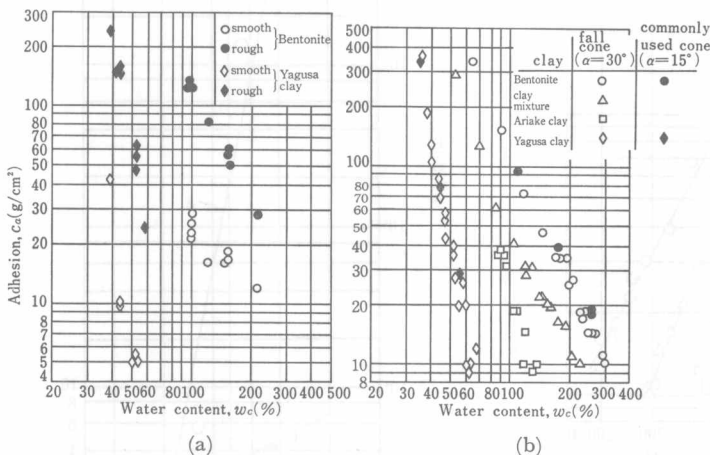


Fig. 2.4. Relationship between the adhesion on the surface of acrylic circular plate and steel cone, and water content.

(a) on the surface of acrylic (b) on the surface of steel cone

Fig. 2.4 は各供試土の c_a と w_c との関係を示したものである。(a) は円板 (アクリル製) について、(b) はコーンについて夫々得られたものである。円板の場合、表面にシリコンオイルを塗布したものと、サンドペーパーを張り付けたものとの両方について行った。コーンの場合には表面に何も処理を施していない。これらによれば c_a は一般に w_c が増加するにつれて減少してお

り、両者の間の関係は c_u と w_c の関係に近いものが得られている。

2-3-3 c_a と c_u との関係

Fig. 2.5 は各供試土について得られた c_a と c_u との関係を示したものである。これによれば一般に c_a は c_u より小さく、その度合は液性限界の高いベントナイトほど大きく、液性限界の低い八草粘土では小さい。また一般に c_u が小さい程 c_a のバラつきが大きくなっている。

2-3-4 c_a/c_u と液性指数 (I_{LF}) との関係

Fig. 2.6 は各供試土について得られた c_a/c_u と I_{LF} との関係を示したものである。(a) は円板

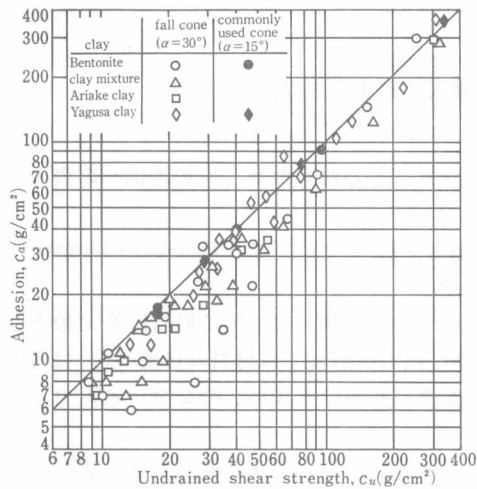


Fig. 2-5. Relationship between the adhesion on the surface of cone c_a and the undrained shear strength c_u from the vane test for each clay.

(アクリル製) について、(b) はコーンについて得られたものである。円板の場合、表面が滑なもの（表面にシリコンオイルを塗布したもの）では $c_a/c_u \leq 0.4$ であり、表面が粗なもの（表面にサンドペーパーを張り付けたもの）では $c_a/c_u \geq 1.0$ である。いずれの場合も I_{LF} に対してはほぼ一定である。これに対してコーンの場合 c_a/c_u は I_{LF} が大きくなるにつれて減少する傾向にあるがほぼ $c_a/c_u \geq 0.5$ である（特に常用コーン（ $\alpha = 15^\circ$ ）表面では $c_a/c_u \geq 0.9$ である）と考えてよいことがわかる。

2-4 ま と め

ベーン試験機を用い種々の含水状態の粘土の c_u を求めるとともに、ベーンの代りに取り付けられた円板（アクリル製）およびコーン表面の c_a を求めた。この結果得られた粘土の非排水せん断強度特性および付着力特性は以下のとおりである。

- (1) 粘土の c_u と w_c との間には両対数紙上で直線関係が成立し一般に次式で表わされる。

$$c_u = a w_c^{-b}$$

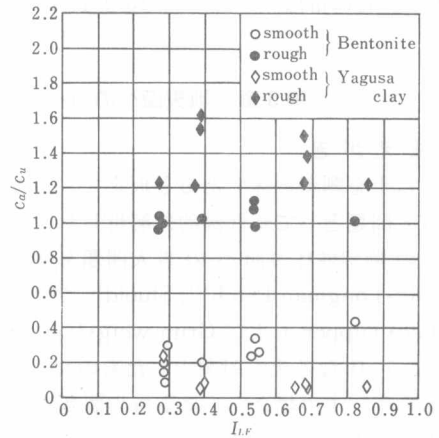
- (2) a, b は I_{pF} の関数で夫々次式で表わされる。

$$a = 1.0169 \times 10^{15} \times I_{pF}^{-5.1247}$$

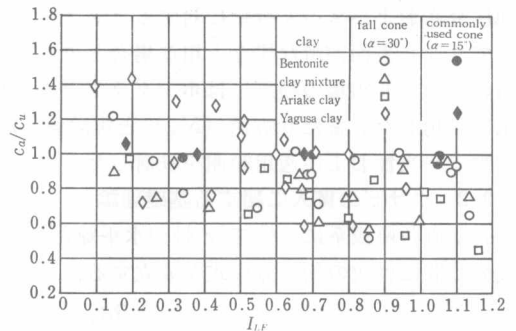
$$b = 29.6007 \times I_{pF}^{-0.5007}$$

- (3) 円板（アクリル製）の場合、表面が滑なもの（表面にシリコンオイルを塗布したもの）では $c_a/c_u \leq 0.4$ であり、粗なもの（表面にサンドペーパーを張り付けたもの）では $c_a/c_u \geq 1.0$ である。いずれの場合も c_a/c_u は I_{LF} に対してほぼ一定である。

- (4) コーンの場合 c_a/c_u は I_{LF} が大きくなるにつれて減少する傾向にあるが、ほぼ $c_a/c_u \geq$



(a) on the surface of acrylic circular plate



(b) on the surface of steel cone

Fig. 2-6. Characteristics of adhesion on the surface of acrylic circular plate and steel cone for each clay.

0.5 である (特に常用コーン ($\alpha=15^\circ$) 表面では $c_a/c_u \geq 0.9$ である) と考えてよい.

第3章 地表面へのコーンの静的貫入に関する二次元解析

3-1 ま え が き

本章では土を剛塑性体であると仮定し、二次元的にクサビとみなしたコーンの地面への貫入を平面ヒズミ問題として塑性論的に解析した.

クサビの剛塑性体表面への貫入問題を理論的に解析したものには, Hill・Lee・Tupper²⁹⁾, Grunzweig・Longman Petch²⁴⁾, Shield⁵³⁾ 等がある.

Hill・Lee・Tupper および Grunzweig・Longman・Petch は金属材料 ($\phi=0$ に相当) を対象とし, Shield は $\phi>0$ なる土を対象としたものである. しかし以上の解析では材料の自重 (γ) は考慮されておらず, 土の場合とくに支持力問題では自重の影響は無視できない. そこで $\gamma \geq 0$ とし, さらにクサビ表面の粗度をも考慮に入れて解析した.

解析にはスベリ線解法および速度場の理論を用い, クサビ周辺のスベリ紙網, クサビ表面の接地圧分布およびスベリ線網に対するホドグラフを求めた. またクサビ表面の接地圧の平均値を用いてクサビ表面が滑な場合と粗な場合におけるクサビ支持力係数 N_{ca} を算定した. 計算で得られたスベリ線場の検証にはホドグラフとクサビの貫入実験時の写真撮影によるスベリ線観察結果を併用した. また計算値 (N_{ca}) と実験値 (q/c_u , q はクサビの支持力) との対比を行い本解析結果の妥当性および適用範囲を検討した.

3-2 クサビの貫入に関する基礎理論

x, y 直角座標系において x 軸が水平線となす角を β とすると土中の微小要素に作用する応力成分の間には次の釣合方程式が成立する.

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= \gamma \sin \beta \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} &= \gamma \cos \beta \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.1)$$

さらに破壊条件として Mohr-Coulomb の破壊基準を用いた. Mohr-Coulomb の破壊基準は平面ヒズミの場合, 圧縮を正とすると Fig. 3.1 より次のように表わされる.

$$f = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_y - \sigma_x)^2 + \tau_{xy}^2} - \left(\frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \sin \phi + c \cos \phi \right) = 0 \quad \dots\dots\dots (3.2)$$

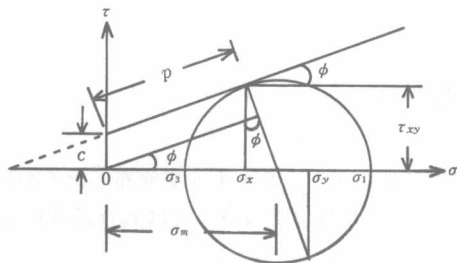


Fig. 3.1. Mohr-Coulomb diagram.

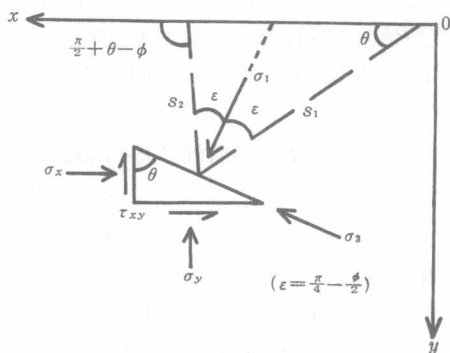


Fig. 3.2. Stress components and slip lines.

いま Fig. 3・2 に示すように x, y 平面における主応力を $\sigma_1, \sigma_3 (\sigma_1 > \sigma_3)$ とし, s_1 スベリ線と x 軸とのなす角を θ とすれば各応力成分 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ は次式で表わされる.

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x \\ \sigma_y \end{aligned} \right\} &= \sigma_m \{1 \mp \sin \phi \sin (2\theta - \phi)\} \mp c \cos \phi \sin (2\theta - \phi) \\ \tau_{xy} &= (\sigma_m \sin \phi + c \cos \phi) \cos (2\theta - \phi) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(3.3)$$

ただし $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$ である.

一方塑性ヒズミ速度 $\dot{\epsilon}_x, \dot{\epsilon}_y, \dot{\gamma}_{xy}$ は速度成分を v_x, v_y とすると,

$$\dot{\epsilon}_x = \frac{\partial v_x}{\partial x}, \quad \dot{\epsilon}_y = \frac{\partial v_y}{\partial y}, \quad \dot{\gamma}_{xy} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) \quad \dots\dots\dots(3.4)$$

で定義され, (3.2) 式の f を塑性ポテンシャルとすると次式で表わされる.

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_x &= \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma_x} = \frac{1}{2} \dot{\lambda} \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2T} - \sin \phi \right) \\ \dot{\epsilon}_y &= \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \sigma_y} = \frac{1}{2} \dot{\lambda} \left(\frac{\sigma_y - \sigma_x}{2T} - \sin \phi \right) \\ \dot{\gamma}_{xy} &= \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \tau_{xy}} = \frac{1}{2} \dot{\lambda} \frac{\tau_{xy}}{T} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(3.5)$$

ただし $T = \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \tau_{xy}^2}$ である.

(3.5) 式中の $\dot{\lambda}$ は変形域内においては $\dot{\lambda} > 0$ でなければならない⁵³⁾. (3.5) 式において $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ を (3.3) 式で表わし, $\dot{\lambda}$ を消去すると膨張性条件式として (3.6 a) 式が, また等方性条件式として (3.6 b) 式が得られる.

$$\left. \begin{aligned} \dot{\epsilon}_x + \dot{\epsilon}_y &= -\frac{2\dot{\gamma}_{xy} \sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)} \quad (a) \\ \dot{\epsilon}_x - \dot{\epsilon}_y &= 2\dot{\gamma}_{xy} \tan (2\theta - \phi) \quad (b) \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(3.6)$$

(3.6 a) 式の $\phi = 0$ とおいたものは体積一定の条件式となり, 一般に $\phi > 0$ では塑性変形には必ずダイレタンスが生じることを示す式となる.

さて (3.3) 式を (3.1) 式に代入すると

$$\left. \begin{aligned} \{1 - \sin \phi \sin (2\theta - \phi)\} \frac{\partial \sigma_m}{\partial x} - 2(\sigma_m \sin \phi + c \cos \phi) \cos (2\theta - \phi) \frac{\partial \theta}{\partial x} \\ + \sin \phi \cos (2\theta - \phi) \frac{\partial \sigma_m}{\partial y} - 2(\sigma_m \sin \phi + c \cos \phi) \sin (2\theta - \phi) \frac{\partial \theta}{\partial y} &= r \sin \beta \\ \sin \phi \cos (2\theta - \phi) \frac{\partial \sigma_m}{\partial x} - 2(\sigma_m \sin \phi + c \cos \phi) \sin (2\theta - \phi) \frac{\partial \theta}{\partial x} \\ + \{1 + \sin \phi \sin (2\theta - \phi)\} \frac{\partial \sigma_m}{\partial y} + 2(\sigma_m \sin \phi + c \cos \phi) \cos (2\theta - \phi) \frac{\partial \theta}{\partial y} &= r \cos \beta \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(3.7)$$

(3.7) 式は 1 階連立の双曲型偏微分方程式であり, 特性曲線としてスベリ線に一致する次式が得られる.

$$\frac{dy}{dx} = \tan \theta \quad \text{or} \quad \tan \left(\frac{\pi}{2} + \theta - \phi \right) \quad \dots\dots\dots(3.8)$$

s_1, s_2 スベリ線に関する方向微分の関係

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial}{\partial s_1} &= \frac{\partial}{\partial x} \cos \theta + \frac{\partial}{\partial y} \cos \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right) \\ \frac{\partial}{\partial s_2} &= \frac{\partial}{\partial x} \cos \left\{ \frac{\pi}{2} + (\theta - \phi) \right\} + \frac{\partial}{\partial y} \cos \{ -(\theta - \phi) \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.9)$$

を用い、スベリ線上の有効圧に基づくせん断抵抗合応力 (p) を無次元化したもの $w (= p/c = (\sigma_m/c) \cos \phi - \sin \phi)$ を用いると次式のような基礎方程式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dw}{ds_1} - 2 \left(w \tan \phi + \frac{1}{\cos \phi} \right) \frac{d\theta}{ds_1} &= \frac{r}{c} \sin (\beta + \theta - \phi) \\ \frac{dw}{ds_2} + 2 \left(w \tan \phi + \frac{1}{\cos \phi} \right) \frac{d\theta}{ds_2} &= \frac{r}{c} \cos (\beta + \theta) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.10)$$

(3.10) 式で $r = \beta = \phi = 0$ とおいたものは Hencky の式と呼ばれ、剛完全塑性体の平面ヒズミ問題における基本式である。また (3.10) 式で単に $\beta = 0$ とおいたものは Kötter の式と同値である。

(3.8) 式および (3.10) 式を差分化して数値積分するとスベリ線場と未知応力が決定できる。次にスベリ線網とホドグラフの関係を求めておく。

3-3 スベリ線網とホドグラフとの関係

膨張性条件式 ((3.6a) 式) および等方性条件式 ((3.6b) 式) を速度成分 v_x, v_y を用いて表わすと、

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)} \cdot \frac{\partial v_y}{\partial x} + \frac{\sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)} \cdot \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial v_x}{\partial x} - \tan (2\theta - \phi) \frac{\partial v_y}{\partial x} - \tan (2\theta - \phi) \frac{\partial v_x}{\partial y} - \frac{\partial v_y}{\partial y} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.11)$$

なる1階連立の双曲型偏微分方程式を得る。この特性方向は

$$\begin{aligned} &\left| \begin{array}{cc} \frac{dy}{dx} - \frac{\sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)}, & \frac{\sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)} \cdot \frac{dy}{dx} - 1 \\ \frac{dy}{dx} + \tan (2\theta - \phi), & -\tan (2\theta - \phi) \frac{dy}{dx} + 1 \end{array} \right| \\ &= -\frac{\sin \phi + \sin (2\theta - \phi)}{\cos (2\theta - \phi)} \left(\frac{dy}{dx} - \tan \theta \right) \left\{ \frac{dy}{dx} + \cot (\theta - \phi) \right\} = 0 \end{aligned}$$

となり、これより

$$\left. \begin{aligned} \frac{dy}{dx} &= \tan \theta & s_1 \text{ スベリ線上} \\ \frac{dy}{dx} &= -\cot (\theta - \phi) & s_2 \text{ スベリ線上} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.12)$$

が得られる。従って速度の特性曲線も応力の特性曲線に等しく、スベリ線に一致することになる。また特性曲線に沿っての微分関係は

$$\begin{aligned} &\left| \begin{array}{cc} \frac{dy}{dx} - \frac{\sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)}, & -\frac{dv_x}{dx} - \frac{\sin \phi}{\cos (2\theta - \phi)} \cdot \frac{dv_y}{dx} \\ \frac{dy}{dx} + \tan (2\theta - \phi), & -\frac{dv_x}{dx} + \tan (2\theta - \phi) \frac{dv_y}{dx} \end{array} \right| \\ &= \frac{\sin \phi + \sin (2\theta - \phi)}{\cos (2\theta - \phi)} \left(\frac{dy}{dx} \cdot \frac{dv_y}{dx} + \frac{dv_x}{dx} \right) = 0 \end{aligned}$$

これより次の関係が得られる。^{26,61)}

$$\left. \begin{aligned} \frac{dy}{dx} = \tan \theta \text{ に対して} \quad \frac{dv_y}{dv_x} = -\cot \theta \\ \frac{dy}{dx} = -\cot(\theta - \phi) \text{ に対して} \quad \frac{dv_y}{dv_x} = \tan(\theta - \phi) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.13)$$

すなわち、 $(dy/dx)(dv_y/dv_x) = -1$ となりスベリ線網と hodograph は直交関係にあることがわかる。

一方 s_1, s_2 両スベリ線方向の速度を夫々 v_1, v_2 とすると Fig. 3.3 より v_x, v_y は夫々次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} v_x &= v_1 \cos \theta - v_2 \sin(\theta - \phi) \\ v_y &= v_1 \sin \theta + v_2 \cos(\theta - \phi) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.14)$$

(3.14) 式を (3.11) 式に代入し、釣合方程式からスベリ線に沿う関係式を求めたのと同様にして次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} s_1 \text{ スベリ線に沿って:} \quad dv_1 + dv_2 \sin \phi - v_2 d\theta \cos \phi &= 0 \\ s_2 \text{ スベリ線に沿って:} \quad dv_2 + dv_1 \sin \phi + v_1 d\theta \cos \phi &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.15)$$

(3.15) 式において $\phi=0$ とおいたものは Geiringer の式に一致する。また速度不連続線に沿っての速度不連続量は s_1 スベリ線を速度不連続線と仮定した場合次式で与えられる²⁶⁾。

$$\left. \begin{aligned} v_1 &= v_{10} e^{\phi \tan \phi} \\ v_2 &= v_{20} e^{\phi \tan \phi} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.16)$$

ただし ϕ は遷移領域の大きさを表わし、 v_{10}, v_{20} は $\phi=0$ の点の v_1, v_2 の値を表わす。

(3.16) 式によれば $\phi=0$ のとき v_1, v_2 は一定値をとるが、 $\phi>0$ のときは v_1, v_2 は ϕ とともに指数関数的に増加することがわかる。

3-4 数値計算およびその考察

3-4-1 数値解法および境界条件

Fig. 3.4 は (x, y) 座標におけるスベリ線網の一部であり、 $(i, j-1), (i-1, j)$ の2点から (i, j) 点を求めるための説明図である。

(i, j) 点における $x_{i,j}, y_{i,j}$ の第1次近似 x_1, y_1 は (3.8) 式を差分化した次式より求められる。

$$\left. \begin{aligned} y_1 - y_{i,j-1} &= (x_1 - x_{i,j-1}) \tan \theta_{i,j-1} \\ y_1 - y_{i-1,j} &= (x_1 - x_{i-1,j}) \tan \left(\frac{\pi}{2} - \phi + \theta_{i-1,j} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.17)$$

また Fig. 3.4 から次の関係が得られる。

$$\left. \begin{aligned} ds_1 &= \frac{x_1 - x_{i,j-1}}{\cos \theta_{i,j-1}} = \frac{y_1 - y_{i,j-1}}{\sin \theta_{i,j-1}} \\ ds_2 &= \frac{x_1 - x_{i-1,j}}{\sin(\theta_{i-1,j} - \phi)} = \frac{y_1 - y_{i-1,j}}{\cos(\theta_{i-1,j} - \phi)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.18)$$

(3.10) 式を差分化して (3.18) 式を代入すると、 $w_{i,j}, \theta_{i,j}$ の第1次近似 w_1, θ_1 は次式より求められる。

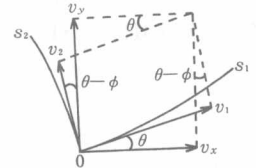


Fig. 3.3. Velocity field.

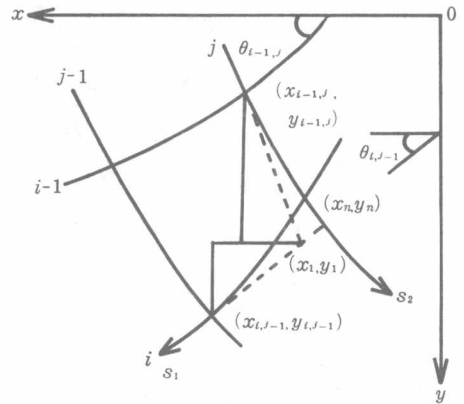


Fig. 3.4. Determination of point (i, j) from two points $(i-1, j)$ and $(i, j-1)$.