

不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法 の開発に関する研究

**Research on the development of simultaneous measurement method for
water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soil**

2024 年 3 月

軸屋 雄太

Research on the development of simultaneous measurement method for water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soil

March, 2024

Yuta JIKUYA

Summary of Doctoral Dissertation

To assess slope stability after rainfall, it is necessary to quantify the moisture variability in the soil. For this purpose, it is essential to understand the evaporation properties in unsaturated soil in addition to its water retention and seepage. Therefore, the authors have proposed a mathematical model to estimate water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soil from the fundamental physical quantities of soil. However, the parameters of the model for estimating evaporation properties have not yet been clarified due to the lack of test data.

To elucidate the properties of these unsaturated soils, simultaneous measurements of water retention, seepage, and evaporation properties from the same specimen are necessary. However, no method has been developed to simultaneously measure water retention, seepage, and evaporation properties from the same specimen.

In this research, the method for simultaneous measurement of water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soil by combining the bulk method-based method of measuring evaporation properties and the simplified evaporation method was developed. The measurement method of evaporation properties based on the bulk method is one of the methods for estimating evaporation, and the simplified evaporation method is one of the methods for measuring water retention and seepage properties. By combining both methods, water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soil can be measured simultaneously from the same specimen.

Chapter 1 describes the background of the research and summarizes the contents and objectives of the research.

Chapter 2 outlines the evaporation property model in a mathematical model for estimating water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soils from the fundamental physical quantities of the soil. The evaporation property model is a model for bare surface soil, which can evaluate the tendency of the evaporation property in unsaturated soil to change depending on soil conditions. The main summary of this chapter is given below.

- 1) An equation for the moisture dependence of void size distribution to evaporation efficiency considering the void structure in soil was proposed. If the properties of the functional form of the number of water vapor paths, which is a parameter in the equation, for each soil type are known, it is possible to estimate the evaporation properties in unsaturated soils from the fundamental physical properties of the soil.
- 2) The functional form of the number of water vapor paths is considered to be related to the relationship between soil water content and soil void structure. Thus, it could be evaluated on the basis of a function of the soil water characteristic curve (SWCC) and the unsaturated hydraulic conductivity function.

Chapter 3 deals with a laboratory test method based on the bulk method, which is a method for measuring the evaporation properties in unsaturated soil. An improved test method for the evaporation properties in unsaturated soils (soil moisture dependence on evaporation efficiency) is proposed. As a result, the following results were obtained.

- 1) Regarding the test results of evaporation efficiency, it was clarified that it is necessary to remove the data affected by unstable environmental conditions in the early stages of the test based on quantitative criteria and to propose a method for calculating the exchange speed that can account for differences in surface temperature and evaporation due to different types of ground surfaces.
- 2) The effects of unstable environmental conditions in the early stages of the test were improved by the use of criteria based on the surface temperatures of the water and soil tanks.
- 3) Two methods were proposed for calculating the exchange speed: one based on heat capacity and the other based on sensible heat flux. The method based on sensible heat flux showed a significant improvement in the test results.
- 4) Tests were conducted using the newly proposed test procedure. It was suggested that the evaporation properties in unsaturated soils could be evaluated based on void size distribution.

Chapter 4 outlines the method for simultaneous measurement of water retention, seepage, and evaporation properties in unsaturated soils and confirms its feasibility. The following is a summary of the findings obtained.

- 1) The influence of the simultaneous measurement system on the results of the measurement of the SWCC and the unsaturated hydraulic conductivity function based on the simplified evaporation method was examined. The results showed that the heat supply had little effect on the test results.
- 2) The SWCC, the unsaturated hydraulic conductivity function, and the soil moisture dependence on evaporation efficiency obtained by the simultaneous measurement method were almost equivalent to those obtained by the conventional test method.
- 3) The test results on the soil moisture dependence on evaporation efficiency were affected by the dimensions of the specimen height and surface area.

Chapter 5 summarizes the results obtained in the previous chapters, and the future subjects to be solved are described.

目次

第 1 章 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	4
1.3 論文の構成	5
参考文献	6
第 2 章 蒸発特性モデルの提案	9
2.1 はじめに	9
2.2 不飽和土の蒸発特性の概要	9
2.2.1 バルク法の概要	9
2.2.2 表層土壌の蒸発モデルの概要	12
2.2.3 水蒸気拡散距離の物理的意味の考察	13
2.3 間隙モデルに基づく土中の間隙構造の推定方法	16
2.3.1 間隙のモデル化	16
2.3.2 間隙モデルへの確率論の援用	17
2.3.3 間隙比の算定	19
2.3.4 マトリックスアクションの算定	20
2.3.5 体積含水率の算定	21
2.3.6 不飽和・飽和透水係数の算定	21
2.3.7 間隙径分布の推定	23
2.4 蒸発特性モデルの構築	26
2.4.1 蒸発特性モデルのコンセプト	26
2.4.2 水蒸気の経路のモデル化	26
2.4.3 水蒸気拡散距離の推定方法	28
2.5 おわりに	29
参考文献	31
第 3 章 バルク法に基づく室内試験方法の改良	34
3.1 はじめに	34
3.2 バルク法に基づく室内試験方法の概要	35
3.2.1 近藤らの方法	35
3.2.2 里見らの方法	36
3.2.3 酒匂らの方法	37
3.3 バルク法に基づく室内試験方法の課題の整理	38
3.3.1 バルク法に基づく室内試験装置の構成	38
3.3.2 バルク法に基づく室内試験方法の計測条件	40
3.3.3 バルク法に基づく室内試験結果の考察	41

3.4 蒸発効率の水分依存性の計測に関するデータ整理手法の改良.....	44
3.4.1 不安定な環境条件による計測結果への影響を排除する基準の提案.....	44
3.4.2 自然対流下における交換速度の算定方法の提案.....	48
3.5 おわりに.....	54
参考文献	56
 第4章 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の開発.....	58
4.1 はじめに.....	58
4.2 簡易蒸発法による不飽和土の保水・浸透特性の計測手法.....	58
4.3 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の提案.....	61
4.3.1 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の概要	61
4.3.2 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測装置の構成	61
4.3.3 水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性の算定方法.....	62
4.4 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測結果の妥当性の検討.....	63
4.4.1 簡易蒸発法・バルク法に基づく室内試験方法・同時計測手法の計測条件	63
4.4.2 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測結果の考察	65
4.5 おわりに.....	68
参考文献	69
 第5章 結論	70
 謝辞	

第1章 序論

1.1 研究の背景

近年の気候変動に伴い、異常な豪雨や干ばつなどが世界的な規模で発生している。日本国内でも梅雨期や台風襲来期に局地的な集中豪雨が頻発しており、それらを誘因とした地盤災害や洪水などの被害が報告されている¹⁾。最近でも、令和2年7月九州豪雨により九州各地で地盤災害が発生しており、鹿児島県の北薩地域や大隅地域においても、斜面崩壊、道路損壊、堤防損壊などの被害が報告されている²⁾。さて、日本は国土の7割以上が山地と丘陵地で占められており、毎年平均して1,000件以上の斜面崩壊が発生している。斜面崩壊は人的被害から社会インフラの破壊まで甚大な被害を引き起こすため、豪雨に伴う斜面崩壊への防災および減災に向けた適切な対策が急務とされる。

豪雨に伴う斜面崩壊への対策として、土砂災害防止施設の整備などのハード対策に併せて、警戒避難体制の整備などのソフト対策が実施されている。日本には急傾斜地崩壊危険箇所が約33万箇所³⁾あるように、全ての危険斜面にハード対策を施すことは現実的に困難である。それゆえ、ハード対策と並行して、ソフト対策を充実および強化することが要求されている⁴⁾。主要なソフト対策として、土砂災害警戒情報の提供⁵⁾をはじめとした、道路の通行規制⁶⁾、鉄道の運転規制⁷⁾などの警報による対策が挙げられる(表-1.1)。それら警報の整備では、これまで警報発令の判断に重点が置かれており、土壌雨量指数や60分積算雨量などの雨量指標に基づいた発令基準が設定されてきている⁸⁾。さらに、雨量と土砂災害の関係を帰納的に検討することで、危険雨量基準の実用化を目指した研究が数多くなされている^{9)~12)}。ここで、降雨時の斜面崩壊は力学現象であり、①雨水の浸透によるすべり土塊自重の増加、②雨水の浸透によるサクションの減少に伴うせん断強度の低下、③地下水位の変動による浮力や浸透力の増加によって引き起こされると考えられる。そのため、警報の発令基準の高度化に向けて、降雨時の斜面崩壊の予知を行うためには、雨量の情報のみならず不飽和土質力学の知見を援用したアプローチが重要となる^{13)~17)}。そこで、松尾ら¹⁸⁾は、降雨によって時々刻々と変化する斜面の力学特性

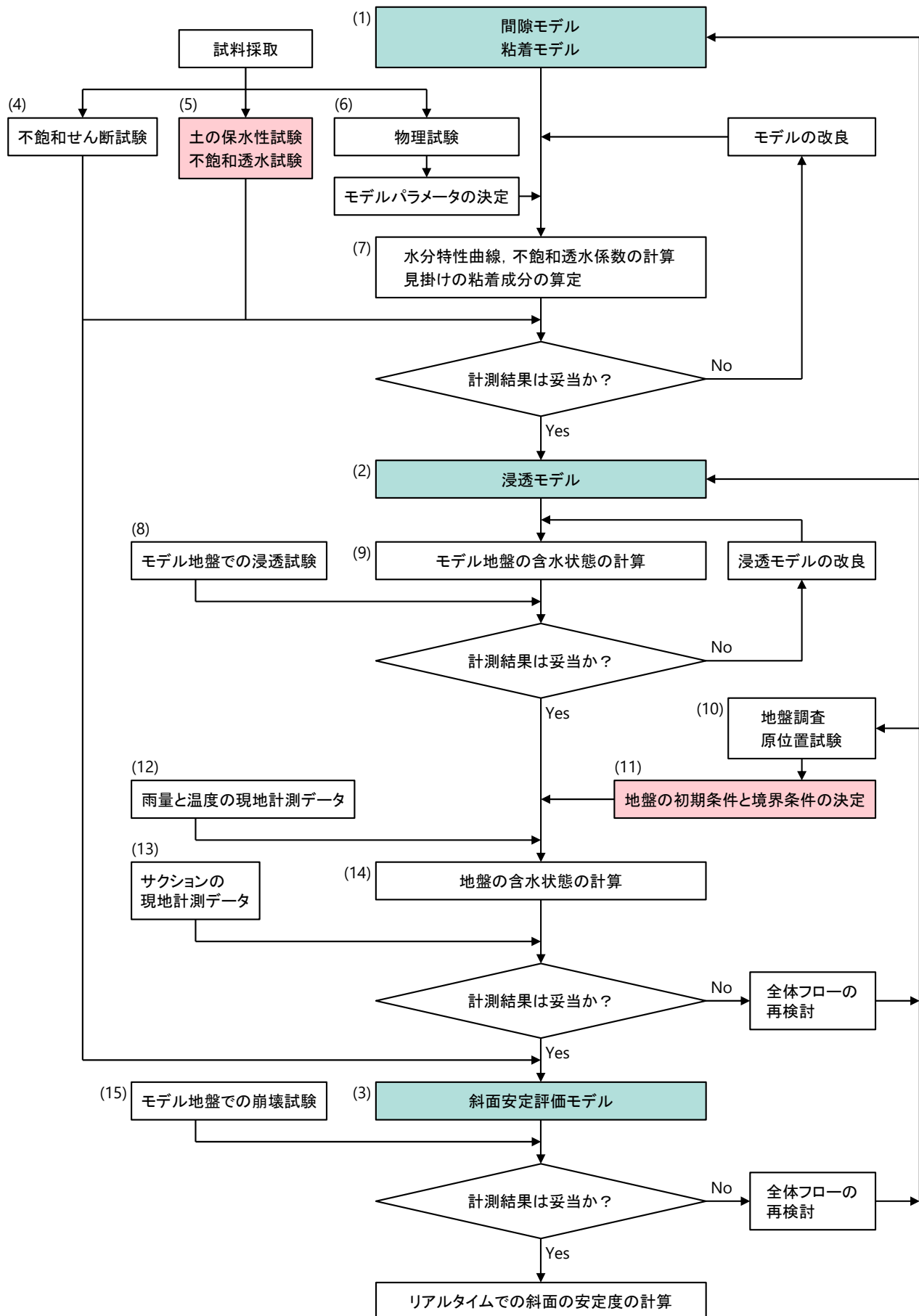
表-1.1 豪雨に伴う斜面崩壊への警報を用いた対策例

警報の種類	発令基準の設定指標	解除基準
土砂災害警戒情報の提供 (市町村)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 60分積算雨量 ・ 土壌雨量指数 ・ 過去の土砂災害の発生状況 	<ul style="list-style-type: none"> ・ これまでの実績降雨量が基準を下回り、かつ短時間で再び超過しないと予想される場合 ・ 点検により現地の安全が確認された場合
道路の通行規制 (NEXCO 3社)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 連続雨量 ・ 組合せ雨量 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 予測雨量により6時間以上の無降雨が確認された場合 ・ 点検により通行の安全が確認された場合
鉄道の運転規制 (JR 東日本)	<ul style="list-style-type: none"> ・ 半減期 1.5, 6, 24 時間実効雨量 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 全ての実効雨量値が運転規制の基準値を下回り、点検により線路設備に異常のないことが確認された場合

を考慮した斜面崩壊予知システムを提案している。図-1.1 は、北村ら¹⁹⁾によって示された斜面崩壊予知システムを確立するためのフローチャートである。斜面崩壊予知システムは、①数理モデル^{20)・23)}、②室内土質試験²⁴⁾、③現地斜面計測^{25)・27)}、④室内浸透・崩壊土槽試験^{19)・28)}、⑤地盤調査・原位置試験^{29)・30)}から構成されており、システムの中でも地盤内の不飽和浸透挙動（不飽和土の保水・浸透特性）を把握することが非常に重要な要素となっている。不飽和土の保水・浸透特性は水分特性曲線と不飽和透水係数として、間隙モデル（図-1.1 の(1)）により、土粒子レベルでの力学的・確率論的な考察に基づいて計算できる。しかし、それらの計算精度は十分とはいえず³¹⁾、間隙モデルの改良および妥当性評価に向けて、水分特性曲線と不飽和透水係数の試験データの蓄積（図-1.1 の(5)）が必要とされている。

他方で、降雨後の警報解除に関しては、雨量基準のみによる判断は難しく、現場点検による安全の確認などの専門的な技能を必要とする場合もあり^{32)・34)}、管理者に掛かる負担も大きい。上述の通り、降雨時の斜面崩壊は、地盤内の不飽和浸透挙動により引き起こされる力学現象である。そのため、警報解除の判断に向けては、降雨後に斜面内の水分量がどれだけ減少したのか、それにより斜面の安定度がどれだけ回復したのかを経時的かつ定量的に評価することが必要と考えられる。ここで、降雨後の斜面内の水分量は、図-1.1 に示す斜面崩壊予知システムにおける浸透モデル（図-1.1 の(2)）により、有限要素法による2次元不飽和浸透解析を行うことで評価できる。さらに、浸透モデルの計算結果を入力データとして、斜面安定評価モデル（図-1.1 の(3)）により、非円弧すべり面に対する安定解析手法であるJanbu法を用いて斜面の安定度を計算できる。このとき、浸透モデルにおける2次元不飽和浸透解析では、不飽和土の保水・浸透挙動などの水理特性（図-1.1 の(5)、(7)）に加え、無降雨時の地表面での境界条件（図-1.1 の(11)）として、斜面表層からの蒸発散量を把握することが非常に重要となる。

地表面からの蒸発散量を測定あるいは推定する方法は様々提案されており、それらは図-1.2 に示すように水収支法、微気象法、経験法に大別される^{35)・37)}。水収支法とは対象とする流域あるいは蒸発面の水収支式に基づく方法、微気象法とは熱収支式や水蒸気輸送式などの物理式に基づく方法、経験法とは気象資料と蒸発散量を経験的に関係づけたモデルに基づく方法である。種々の地表面状態の組み合わせからなる斜面表層からの蒸発散には、裸地表面からの水の気化による蒸発と、植物体を通して水が気化する蒸散の主な2つの過程に加え、この他にも植物体に付着した降雨の蒸発などの過程が含まれている³⁸⁾。その中でも、裸地表面からの蒸発量は、蒸発位（potential evaporation: PE）と実際蒸発量（actual evaporation: AE）に大別される。PEは飽和地盤からの蒸発量に相当し、Thornthwaite³⁹⁾の式やPenman⁴⁰⁾の式に基づいて、気温や湿度などの気象データから比較的簡易に推定できる。他方、AEは不飽和地盤からの蒸発量に相当し、警報解除の判断に向けた降雨後の斜面安定性の評価においては、AEの変動を正確に把握することが重要となる。不飽和地盤における蒸発過程は土中水分量や間隙構造と密接に関係するため⁴¹⁾、AEの推定に際しては、不飽和土の物理・水理特性～蒸発特性の関係を明らかにする必要がある。この関係性を評価するパラメータに、バルク法⁴²⁾における蒸発効率が挙げられる。蒸発効率とは、不飽和土の蒸発特性を土中水分量の関数として定量化するものであり、その関数形が土質の粒度分布や間隙比に依存して変化する^{43)・44)}。蒸発効率は、同じくバルク法の未知パラメータである交換速度と独立に算定できない。そこで、Kondo et al.⁴⁵⁾は、交換速度と蒸発効率を同時に求めるための室内試験方法を提案した。この方法では、強制対流下（風速が0.3 m/s以上⁴⁶⁾の状態）を対象としており、試験に際して風速の制御を必要とするなど要求が大きい。これまでに、交換速度と蒸発効率に関する室内試験方法の改良が進められており⁴⁷⁾、Sako et al.⁴⁸⁾は、風速の制御を必要としない自然対流下（地表面と大気の温度差が0.5℃超過⁴⁹⁾、かつ風速が0.3 m/s未満⁴⁶⁾の状態）を対象とする室内試

図-1.1 研究段階における斜面崩壊予知システム¹⁹⁾

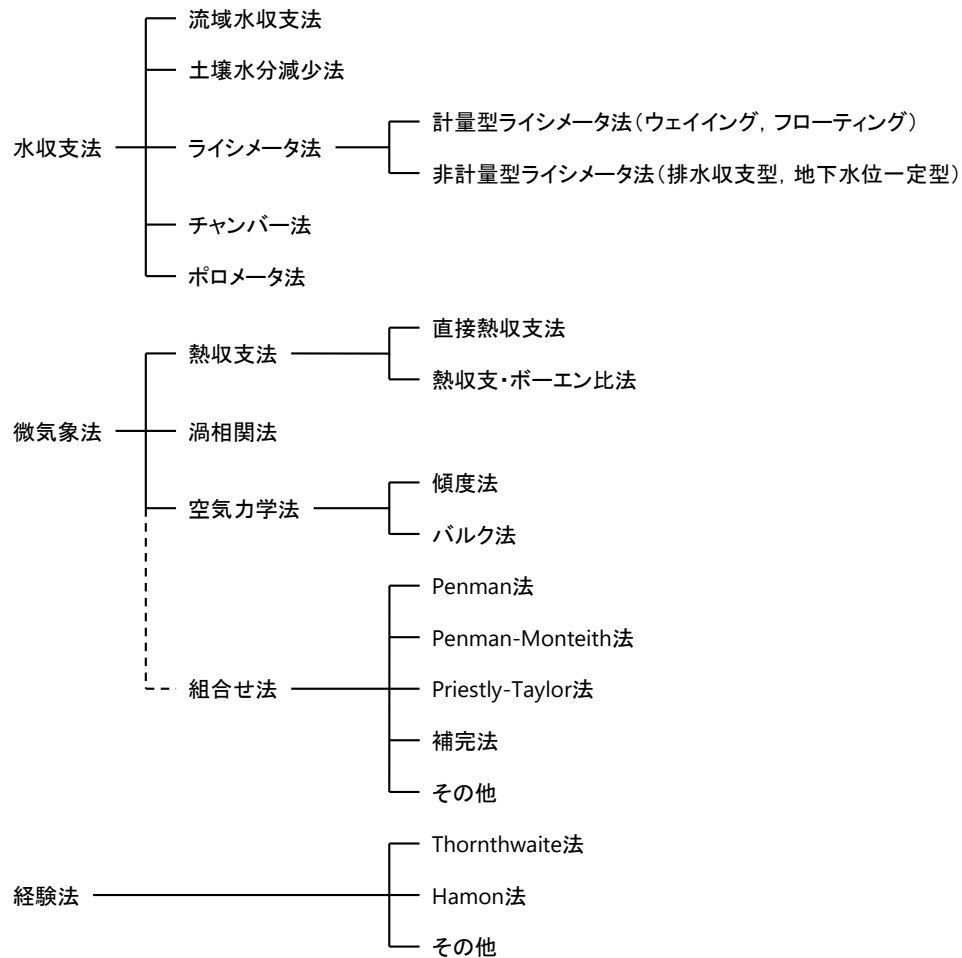


図-1.2 蒸発散量の測定法および推定法の分類

験方法を提案している。この方法では、水面と裸地面で交換速度が等しいとする仮定に基づき蒸発効率が算定される。一方で、交換速度に関する仮定の物理的根拠は示されておらず、仮定が蒸発効率の算定結果へ及ぼす影響を考察するまでには至っていない。

1.2 研究の目的

上述のように、豪雨に伴う斜面崩壊への警報を用いた対策では、その発令および解除基準の高度化に向けて、降雨時～降雨後における地盤内の水分変動を経時的かつ定量的に評価する必要がある。地盤内の水分変動の評価手法である飽和・不飽和浸透流解析では、不飽和土の保水・浸透特性に加え、地表面での水分流束の境界条件である蒸発特性を適切に把握することが重要となる。これまでに、土粒子レベルでの力学的・確率論的な考察に基づいて、順解析的に不飽和土の保水・浸透特性を推定できる数理モデル（間隙モデル：図-1.1 の(1)）が提案されているものの、同様の考察に基づいた蒸発特性に関するモデルは提案されていない。本研究では、間隙モデルを基本コンセプトとして、これを発展させることで不飽和土の蒸発特性を推定できる数理モデル（蒸発特性モデル）の提案を行う。このとき、蒸発特性モデルにおけるパラメータの物理的意味や特性を検討するため、蒸発効率の水分依存

性の試験データを蓄積する必要がある。さらに、間隙モデルの改良および妥当性評価を考察するため、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の試験データの蓄積も必要とされている。蒸発特性モデルと間隙モデルでは、土質条件に応じて推定した間隙径分布に基づいて、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性を同時に推定する。したがって、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性（本研究における、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性）に関して、同一供試体から同時に計測した試験データを蓄積する必要があるものの、これまで不飽和土の保水・浸透・蒸発特性を同一供試体から同時に計測する手法は開発されていなかった現状がある。

本研究では、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性（ここで、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性）の同時計測手法の開発を目的とする。同時計測手法の開発に際し、バルク法に基づく不飽和土の蒸発特性の計測方法⁴⁸⁾と、不飽和土の保水・浸透特性の計測方法の一つである簡易蒸発法⁵⁰⁾に着目している。両手法は供試体表面からの蒸発量に基づいて不飽和土の水理特性を評価するなど原理が似ていることから、両者を組み合わせることで不飽和土の保水・浸透・蒸発特性を同一供試体から同時に計測する手法を開発する。このとき、バルク法に基づく不飽和土の蒸発特性の計測方法には、交換速度の算定方法などに課題があることから、それらの解決を図るための新たな試験手順の提案を行う。

1.3 論文の構成

本論文では、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の開発について説明している。以下で、各章の内容を概説する。

第1章では、研究の背景を述べるとともに、本研究で取り扱う内容とその目的についてまとめている。また、本論文の構成を示している。

第2章では、土の基本的物理量から不飽和土の保水・浸透・蒸発特性を推定するための数理モデルにおける蒸発特性モデルの概要を述べるとともに、モデル構築における課題についてまとめている。また、蒸発量推定方法の一つであるバルク法について説明している。

第3章では、不飽和土の蒸発特性の計測手法であるバルク法に基づく室内試験方法について、既往方法における課題を整理し、その課題解決に向けた蒸発効率の水分依存性の計測手法を提案している。さらに、提案した手法を用いて異なる種類の土試料で試験を実施し、蒸発効率の水分依存性について、土の種類の違いなどによる影響を考察している。

第4章では、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法として、**第3章**で改良したバルク法に基づく室内試験方法と簡易蒸発法を組み合わせた方法を開発している。さらに、開発手法による水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性の計測結果の妥当性を、試験結果に基づいて検討している。

第5章では、各章で得られた成果を総括するとともに、本研究の今後の展望と課題を述べている。

参考文献

- 1) 国土交通省砂防部：令和4年度の土砂災害 Sediment-related disasters in 2022 , <https://www.mlit.go.jp/river/sabo/jirei/r4dosha/r4doshasaigai.pdf>, (2023年12月26日時点) .
- 2) 酒匂一成, 伊藤真一, 本田信孝：令和2年7月九州豪雨による地盤災害－鹿児島県での被災および復旧状況－, 地盤工学会災害調査論文報告集, 1巻1号, pp. 55-67, 2023.
- 3) 国土交通省：土石流危険渓流及び急傾斜地崩壊危険箇所に関する調査結果の公表について, https://www.mlit.go.jp/kisha/kisha03/05/050328_.html, (2023年12月26日時点) .
- 4) 玉田沙耶香：防災基礎講座 改正土砂災害防止法について, そんぽ予防時報, Vol. 262, pp. 8-11, 2015.
- 5) 富田陽子, 秋山怜子, 岡本敦：「土砂災害警戒情報」及び「土砂災害警戒情報を補足する情報」の運用実態, 砂防学会誌, 66巻1号, pp. 53-57, 2013.
- 6) 藤原優, 横田聖哉：土砂災害警戒避難基準と高速道路の通行規制基準の比較に関する一考察, 土木学会論文集 F6 (安全問題), 75巻1号, pp. 40-53, 2019.
- 7) 鈴木博人, 中北英一, 高橋日出男：レーダー雨量の列車運転規制への活用に関する研究, 土木学会論文集 B1 (水工学), 73巻3号, pp. 54-70, 2017.
- 8) 国土交通省水管理, 国土保全局砂防部, 気象庁大気海洋部, 国土交通省国土技術政策総合研究所：土砂災害警戒情報の基準設定及び検証の考え方, pp. 2-12, 2023.
- 9) Sugiyama, T., Okada, K., Muraishi, H., Noguchi, T. and Samizo, M.: Statistical rainfall risk estimating method for a deep collapse of a cut slope, *Soils and Foundations*, Vol. 35, No. 4, pp. 37-48, 1995.
- 10) 岡田憲治, 牧原康隆, 新保明彦, 永田和彦, 国次雅司, 斎藤清：土壌雨量指数, 天気, 48巻5号, pp. 59-66, 2001.
- 11) 倉本和正, 鉄賀博己, 東寛和, 荒川雅生, 中山弘隆, 古川浩平：RBF ネットワークを用いた非線形がけ崩れ発生限界雨量線の設定に関する研究, 土木学会論文集, 2001巻672号, pp. 117-132, 2001.
- 12) 森脇武夫, 佐々木康, 海堀正博, 中井真司：呉市における斜面災害の特徴と防災対策, 地域防災ネットワークシンポジウム2004 講演論文報告集, pp. 107-116, 2004.
- 13) 久楽勝行, 石塚広史：雨水の浸透と盛土の安定性, 土と基礎, 30巻9号, pp. 37-43, 1982.
- 14) 八木則男, 矢田部龍一, 山本浩司：雨水浸透による斜面崩壊, 土木学会論文報告集, 330号, pp. 107-114, 1983.
- 15) 沖村孝, 市川龍平：数値地形モデルを用いた表層崩壊危険度の予測法, 土木学会論文集, 1985巻358号, pp. 69-75, 1985.
- 16) 岡田勝也, 杉山友康, 太田直之, 布川修, 柴田英明：鉄道盛土の法面被覆が降雨崩壊に及ぼす影響, 土木学会論文集, 2004巻778号, pp. 111-124, 2004.
- 17) Orense, R. P., Shimoma, S., Maeda, K. and Towhata, I.: Instrumented model slope failure due to water seepage, *Journal of Natural Disaster Science*, Vol. 26, Issue 1, pp. 15-26, 2004.
- 18) 松尾和昌, 酒匂一成, 北村良介：斜面崩壊予知戦略－南九州シラス地帯を例として－, 自然災害科学, 21巻1号, pp. 25-33, 2002.
- 19) 北村良介, 酒匂一成, 加藤俊二, 水島俊基, 今西肇：降雨時のしらす斜面の浸透・崩壊に関する室内土槽試験, 地盤工学ジャーナル, 2巻3号, pp. 149-168, 2007.

- 20) Sako, K., Kitamura, R. and Yamada, M.: A consideration on effective cohesion of unsaturated sandy soil, *Proc. of the fourth International Conference on Micromechanics of Granular Media, Powders and Grains 2001*, pp.39-42, 2001.
- 21) Sako, K. and Kitamura, R.: A practical numerical model for seepage behavior of unsaturated soil, *Soils and Foundations*, Vol. 46, Issue 5, pp. 595-604, 2006.
- 22) 津山雅徳, 酒匂一成, 伊藤真一, 北村良介: 不飽和土中の間隙水圧の影響を考慮した無限斜面法の改良に関する検討, 土木学会論文集 A2 (応用力学), 75 巻 2 号, I_371-I_378, 2019.
- 23) 束元大介, 酒匂一成, 伊藤真一: 無限斜面法における不飽和土中の負の間隙水圧の合力計算に関する検討, *Kansai Geo-Symposium 2022 地下水地盤環境・防災・計測技術に関するシンポジウム論文集*, pp. 23-28, 2022.
- 24) 室田陸治, 慶田佑太, 酒匂一成, 伊藤真一: 締固めた不飽和土の一軸圧縮試験精度と締固め特性の考察について, *Kansai Geo-Symposium 2022 地下水地盤環境・防災・計測技術に関するシンポジウム論文集*, pp. 237-240, 2022.
- 25) 北村良介, 川井田実, 阿部廣史, 城本一義, 寺地卓也: 砂質土地盤でのサクシヨンの現地計測システムの開発, 土木学会論文集, 2000 巻 652 号, pp. 287-292, 2000.
- 26) 酒匂一成, 深川良一, 岩崎賢一, 里見知昭, 安川郁夫: 降雨時の斜面災害防止のための重要文化財周辺斜面における現地モニタリング, 地盤工学ジャーナル, 1 巻 3 号, pp. 57-69, 2006.
- 27) 酒匂一成, 横田裕介, 里見知昭, 檀上徹, 深川良一: 無線センサネットワークを利用した斜面内の負の間隙水圧の長期多点計測システム, 土木学会論文集 C (地圏工学), 74 巻 2 号, pp. 144-163, 2018.
- 28) 檀上徹, 酒匂一成, 深川良一, 酒井直樹, 岩佐直人, Quang, N. M.: 降雨量, 不飽和浸透挙動, 変位量の観測結果に基づく降雨時表層滑り型崩壊過程の検証, 土木学会論文集 C (地圏工学), 68 巻 3 号, pp. 508-525, 2012.
- 29) 深川良一, 台蔵憲, 酒匂一成, 高尾秀之, 大北耕三, 近藤巧: 新型スウェーデン式サウンディング試験機による仙台城石垣崩壊部・非崩壊部の地盤特性評価, 地盤工学ジャーナル, 7 巻 1 号, pp. 219-229, 2012.
- 30) 小川大輝, 酒匂一成, 伊藤真一: 携帯型ミニディスクインフィルトロメータによる現場透水係数の推定に関する一考察, 第 10 回土砂災害に関するシンポジウム論文集, pp. 97-102, 2020.
- 31) Nakajima, R., Sako, K., Ito, S., Kitamura, R.: Consideration of the methods determining a properties length of concept model using the new parameter D_{mv} for volcanic sandy soil, *Smart Geotechnics for Smart Societies*, pp. 300-304, 2023.
- 32) 内閣府 (防災担当): 避難情報に関するガイドライン (令和 3 年 5 月改定, 令和 4 年 9 月更新), https://www.bousai.go.jp/oukyu/hinanjouhou/r3_hinanjouhou_guideline/pdf/hinan_guideline.pdf, (2023 年 12 月 26 日時点) .
- 33) 島村誠: 降雨・河川増水に対する運転規制方法等の改正, 日本鉄道施設協会誌, 27 号, pp. 437-440, 1989.
- 34) 櫻谷慶治, 水谷大二郎, 小濱健吾, 貝戸清之, 音地拓: 高速道路斜面災害に対する降雨時通行規制基準値の設定方法, 土木学会論文集 F6 (安全問題), 75 巻 1 号, pp. 12-30, 2019.
- 35) 古藤田一雄: 耕地における水収支, 土壌の物理性, 45 巻, pp. 14-17, 1982.

- 36) 矢野友久：蒸発散（その 4）－蒸発散量の測定法－，農業土木学会誌，57 巻 7 号，pp. 623-628，1989.
- 37) 大槻恭一：蒸発散（その 8）－蒸発散量の測定法－，農業土木学会誌，57 巻 11 号，pp. 1065-1071，1989.
- 38) 榎根勇：水文学，p. 272，大明堂，1980.
- 39) Thornthwaite, C. W.: An approach toward a rational classification of climate, *Geographical Review*, Vol. 38, No. 2, pp. 55-94, 1948.
- 40) Penman, H. L.: Natural evaporation from open water, bare soil and grass, *Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 193, Issue 1032, pp. 120-145, 1948.
- 41) Hussary, J., Alowaisy, A., Yasufuku, N., Ishikura, R. and Abdelhadi, M.: Pore structure and falling rate stage of evaporation in homogeneous sandy soil profiles, *Soils and Foundations*, Vol. 62, Issue 2, 2022.
- 42) 近藤純正：水環境の気象学－地表面の水収支・熱収支－，pp. 194-198，朝倉書店，1994.
- 43) 近藤純正，柳原あずさ，三枝信子：土壌の蒸発パラメータに関する実験的研究，天気，40 巻 12 号，pp. 873-879，1993.
- 44) 近藤純正，本山浩司：2 種類の粒径の粒子を用いた土壌の蒸発パラメータに関する実験，水文・水資源学会誌，7 巻 5 号，pp. 430-435，1994.
- 45) Kondo, J., Saigusa, N. and Sato, T.: A parameterization of evaporation from bare soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 29, Issue 5, pp. 385-389, 1990.
- 46) 上田政文：湿度と蒸発－基礎から計測技術まで－，pp. 135-136，コロナ社，2000.
- 47) 里見知昭，酒匂一成，吉留花江，深川良一：最表層土の水分変動を考慮したバルク法による蒸発量推定手法の改良，応用力学論文集，13 巻，pp. 525-534，2010.
- 48) Sako, K., Moriiwa, M. and Satomi, T.: Experimental consideration on evaporation efficiency β of unsaturated sandy soil surface, *Japanese Geotechnical Society Special Publication*, Vol. 2, No. 4, pp. 226-229, 2016.
- 49) 近藤純正：前掲 42)，p. 222.
- 50) Schindler, U.: Ein schnellverfahren zur messung der wasserleitfähigkeit im teilgesättigten boden an stechzylinderproben, *Arch. Acker- u. Pflanzenbau u. Bodenk.*, Berlin 24 (1), pp. 1-7, 1980.

第2章 蒸発特性モデルの提案

2.1 はじめに

地表面からの蒸発量は、蒸発位 (potential evaporation: PE) と実際蒸発量 (actual evaporation: AE) に大別される。PE は自由水面や飽和地盤からの蒸発量に相当し、大気的水分需要 (気温や湿度、風速などの気象条件) から比較的簡易に推定できる^{1)~4)}。他方、AE は不飽和地盤からの蒸発量に相当し、現実の地盤からの蒸発量の予測に際しては、AE を正確に把握することが重要となる⁵⁾。近藤は⁶⁾、微気象学的な原理に基づく蒸発量推定方法であるバルク法⁷⁾に蒸発効率を導入することで、水面や飽和地盤に加え、不飽和地盤からの蒸発量の推定を可能とした。蒸発効率とは、不飽和土の水分供給能を土中水分量の関数として定量化するものであり、その関数形が土質条件 (土の種類や締め具合など) を反映して変化する⁸⁾。これまで、土中水分量～蒸発効率の関数式が様々提案されてきたものの^{9)~12)}、それらはいずれも経験的かつ土質条件を考慮したものではない。

本章では、土中水分量～蒸発効率の関係を不飽和土の蒸発特性として扱い、これを土の基本的物理量から順解析的に評価できる予測性のあるモデルを提案する。ここで提案する蒸発特性モデルは、表層地盤かつ裸地面を対象としており、蒸発効率の関数形が土中の間隙構造と密接に関係するとの考察^{13), 14)}から、間隙モデル¹⁵⁾に基づいて構築される。はじめに、バルク法および表層土壌の蒸発モデル⁸⁾の概要を説明する。その後、間隙モデルに基づく土中の間隙構造の推定方法を説明する。最後に、本研究で提案する蒸発特性モデルについて、モデルのコンセプトと構築過程を示す。

2.2 不飽和土の蒸発特性の概要

2.2.1 バルク法の概要

バルク法⁷⁾は、1 高度の気象観測データと地表面温度を用いて、単位時間・単位面積当たりの顕熱輸送量と潜熱輸送量 (以降、蒸発量と称す) を推定できる方法である。水面や積雪面などの十分に湿潤な地表面に対して利用可能であり、バルク法による蒸発量の推定式 (バルク式) は以下で表せる。

$$E = \rho C_H U (q_0 - q) = \rho g_a (q_0 - q) \quad (2.1)$$

ここに、 E : 単位時間・単位面積当たりの蒸発量 [$\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1}$], ρ : 空気密度 [kg m^{-3}], C_H : 顕熱輸送に対するバルク輸送係数 [-], U : 風速 [m s^{-1}], q_0 : 地表面の比湿 [kg kg^{-1}], q : ある高度での大気の比湿 [kg kg^{-1}], $g_a (= C_H U)$: (顕熱輸送の) 交換速度 [m s^{-1}]である。蒸発量を表すバルク式では、バルク輸送係数として、潜熱輸送に対するバルク輸送係数 C_E を用いるべきである。しかし、 C_E は地表面の乾燥の影響を含むものとして定義される場合があり、混乱を招くおそれがある。そこで、式(2.1)では十分に湿潤な地表面において、 C_H を C_E に等しいものと仮定して用いている。

式(2.1)を用いて、地表面 (一般には不飽和状態にある) からの蒸発量を推定する場合を考える。地表面が十分に湿潤であるとき、地表面の比湿 q_0 は地表面温度 T_s に対する飽和比湿 $q_{\text{sat}}(T_s)$ に等しく、観測データから比較的容易に把握できる。ところが、地表面の乾燥に伴って q_0 は低下し、 $q_{\text{sat}}(T_s)$ より小

さくなるため、時々刻々と変化する地表面の水分状態を考慮すると、 q_0 を直接把握することは現実的でない。そこで、 q_0 を推定する方法として、地表面の湿潤度を表すパラメータである蒸発効率 β を導入した方法（式(2.2)）が使用されている。さらに、式(2.1)と式(2.2)を組み合わせることで、バルク式は式(2.3)に示す β 法^{8), 12)}へと書き換えられる。

$$q_0 = \beta q_{\text{sat}}(T_s) + (1 - \beta)q \quad (2.2)$$

$$E = \rho g_a \beta [q_{\text{sat}}(T_s) - q] \quad (2.3)$$

式(2.3)で用いられる変数と観測データの関係を表-2.1 に示す。空気密度 ρ 、飽和比湿 q_{sat} 、比湿 q は観測データから得られる（式(2.4)、式(2.5)を参照）¹⁶⁾。

$$\rho = 1.293 \cdot \frac{273.15}{273.15 + T} \cdot \frac{P}{1013.25} \cdot \left(1 - 0.378 \frac{u_v}{P}\right) \quad (2.4)$$

$$q \equiv \frac{\rho_w}{\rho} = \frac{0.622 u_v}{P - 0.378 u_v} \quad (2.5)$$

ここに、 T ：温度 [°C]、 u_v ：水蒸気圧 [hPa]（式(2.6)を参照）、 ρ_w ：水蒸気の密度 [kg m^{-3}]である。飽和比湿 q_{sat} は、式(2.7)に示す Tetens の実験式¹⁷⁾から得られる飽和水蒸気圧 $u_{v,\text{sat}}$ を用いて、式(2.5)を計算することで得られる。このとき、Tetens の実験式の定数は水面上で $a = 7.5$ 、 $b = 237.3$ となる。

$$u_v = u_{v,\text{sat}} \times \frac{h_r}{100} \quad (2.6)$$

$$u_{v,\text{sat}} = 6.1078 \times 10^{\frac{aT}{b+T}} \quad (2.7)$$

表-2.1 バルク法の変数と観測データの関係

バルク法の変数	観測データ
ρ : 空気密度 [kg m^{-3}]	P : 気圧 [hPa]
	h_r : 相対湿度 [%]
	T_a : 気温 [°C]
q_{sat} : 飽和比湿 [kg kg^{-1}]	P : 気圧 [hPa]
	T_s : 地表面温度 [°C]
q : 比湿 [kg kg^{-1}]	P : 気圧 [hPa]
	h_r : 相対湿度 [%]
	T_a : 気温 [°C]
g_a : 交換速度 [m s^{-1}]	観測データから
β : 蒸発効率 [-]	直接算定ができない。

一方で、交換速度 g_a と蒸発効率 β は、観測データから直接得られないため、現地計測¹⁸⁾⁻²¹⁾や室内試験^{8), 22)-26)}などから事前に関係式を得る必要がある。交換速度 g_a は、地表面と大気の間で空気塊が交換される速度を意味する。さらに、水平風速の鉛直勾配による対流が卓越した状態である強制対流下（風速が 0.3 m/s 以上²⁷⁾）では風速の関数²⁸⁾、空気密度の差に起因した浮力による対流が卓越した状態である自然対流下（地表面と大気との温度差が $0.5 \text{ }^\circ\text{C}$ 超過²⁹⁾、かつ風速が 0.3 m/s 未満²⁷⁾）では地表面と大気における温度差の関数（式(2.8)を参照^{22), 30)}）となる。

$$g_a \propto \frac{\kappa}{h} \text{Ra}^{1/3} \propto \frac{\kappa}{h} \left[\frac{g\beta_v h^3 (T_s - T_a)}{\kappa\nu} \right]^{1/3} \quad (2.8)$$

$$= b \cdot (T_s - T_a)^{1/3}$$

ここに、 κ ：温度伝導率 [$\text{m}^2 \text{ s}^{-1}$]、 h ：代表長さ [m]、 Ra ：レイリー数 [-]、 ν ：動粘性係数 [$\text{m}^2 \text{ s}^{-1}$]、 g ：重力加速度 [m s^{-2}]、 β_v ：体膨張係数 [$^\circ\text{C}^{-1}$]、 b ：地表面種類に応じた比例定数である。比例定数 b について、現地計測や室内試験に基づいた参考値²⁸⁾（例えば、裸地面： $b = 0.0012$ 、水面： $b = 0.0011$ ）が示されている。蒸発効率 β は、地表面からの蒸発の起こりやすさを表し、土中の水分状態に応じて $0 \sim 1$ の範囲で値を取る（例えば、乾燥土であれば $\beta = 0$ 、飽和土であれば $\beta = 1$ ）。さらに、式(2.3)における交換速度 g_a が、不飽和時の蒸発過程（土中間隙での蒸発面→不飽和状態の地表面→大気への水蒸気輸送）では、飽和時の蒸発過程（飽和状態の地表面→大気への水蒸気輸送）の β 倍となることを意味している。

土中水分量と蒸発効率の関係式を表-2.2 に、一例として Lee and Pielke (1992) の関係式（以降、Lee らの関数と称す）により得られた体積含水率～蒸発効率の関係を図-2.1 に示す。ここで、圃場容水量 θ_{fc} は、重力による土中水の排水がほとんどなく、土中水の下降移動量が非常に小さくなった時の水分量であり³¹⁾、一般に土中水のポテンシャルが -6.19 kPa ($\text{pF} = 1.8$) の水分量に相当する³²⁾。表-2.2 中の関係式の多くは、土質条件によらず θ_{fc} を共通の基準とすることで、土中水分量～蒸発効率の傾向を表現している。そのため、蒸発効率の評価にあたり土質条件への依存性は完全に排除されている。

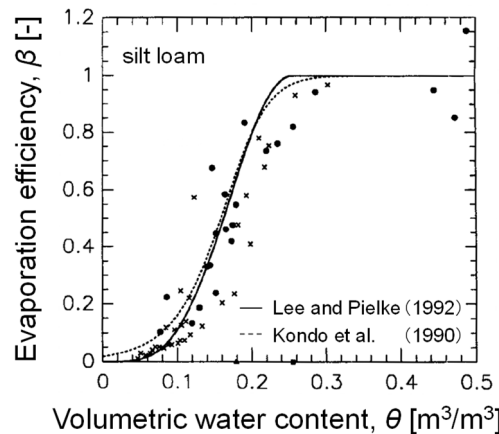


図-2.1 体積含水率～蒸発効率の関係（シルトローム）¹²⁾に加筆修正

表-2.2 土中水分量と蒸発効率の関係式

研究者	関係式	特徴
Deardorff (1978) ⁹⁾	$\beta = \min\left(1, \frac{\theta}{\theta_{fc}}\right) \quad (2.9)$	θ が θ_{fc} を下回っている場合に、両者の単純な線形関係を仮定している。
Barton (1979) ¹⁰⁾	$\beta = \begin{cases} \frac{1.8\theta}{\theta + 0.3} & \theta < 0.375 \\ 1 & \theta \geq 0.375 \end{cases} \quad (2.10)$	Deniliquin（土質の詳細は不明）での現地実験データに基づいている。
Noilhan and Planton (1989) ¹¹⁾	$\beta = \begin{cases} \frac{1}{2} \left[1 - \cos\left(\frac{\theta}{\theta_{fc}} \pi\right) \right] & \theta < \theta_{fc} \\ 1 & \theta \geq \theta_{fc} \end{cases} \quad (2.11)$	関係式の根拠は示されていない。
Kondo et al. (1990) ⁸⁾	$\beta = \frac{1}{1 + g_a F(\theta) / D_{atm}} \quad (2.12)$	土中間隙～大気での水蒸気拡散則に基づく2層モデルを根拠としている。 表層の θ に関する抵抗関数 $F(\theta)$ を導入して、土質条件を考慮している。
Lee and Pielke (1992) ¹²⁾	$\beta = \begin{cases} \frac{1}{4} \left[1 - \cos\left(\frac{\theta}{\theta_{fc}} \pi\right) \right]^2 & \theta < \theta_{fc} \\ 1 & \theta \geq \theta_{fc} \end{cases} \quad (2.13)$	地表面の比湿が、土質によらず θ_{fc} で変化しはじめると仮定している。 θ_{fc} を基準として、Kondo et al. (1990) の室内実験データに適合する経験式を選択している。

ここに、 θ : 体積含水率 [$\text{m}^3 \text{m}^{-3}$], θ_{fc} : 圃場容水量 [$\text{m}^3 \text{m}^{-3}$],

$F(\theta)$: 水蒸気拡散距離 [m], D_{atm} : 水蒸気の分子拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]である。

一方で、Kondo et al. (1990)の関係式では、表層の体積含水率に関する抵抗関数 $F(\theta)$ が導入されており、これにより土質条件を考慮した蒸発効率の評価が可能となる。次項では、Kondo et al. (1990)の関係式の根拠となる土中間隙から大気の間での水蒸気拡散則に基づく2層モデル（表層土壌の蒸発モデル⁸⁾）を説明する。

2.2.2 表層土壌の蒸発モデルの概要

地表面からの蒸発とは、土中間隙の水面で気化した間隙水が、地表面を経由して大気中へと拡散していく現象である。Kondo et al.⁸⁾は、薄い表層地盤を対象にこの現象を以下の2つの過程に分けて表現することで、表層土壌の蒸発モデルを提案した³³⁾。1つ目は、土中間隙の水面で気化した間隙水が地表面まで水蒸気の分子拡散によって運ばれる過程であり（式(2.14)）、2つ目は、地表面の水蒸気が層流あるいは乱流などの空気の流れによって大気中へと運ばれる過程である（式(2.15)）。

$$E = \rho D_{atm} \frac{q_{sat}(T_s) - q_0}{F(\theta)} \quad (2.14)$$

$$E = \rho g_a (q_0 - q) \quad (2.15)$$

ここに、 D_{atm} ：水蒸気の分子拡散係数 [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$]、 $F(\theta)$ ：水蒸気拡散距離 [m]である。水蒸気の分子拡散係数 D_{atm} は、地表面温度 T_s の関数として Camillo et al.³⁴⁾により定式化されている（式(2.16)）。

$$D_{\text{atm}} = D_0 \left(\frac{T_s + 273.15}{273.16} \right)^{1.75} \quad (2.16)$$

$$D_0 = 0.299 \times 10^{-4}$$

水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ は、表層土壌の蒸発モデルにおいて新たに導入されたパラメータで、表層地盤の体積含水率 θ の関数である。前述のとおり、地表面の比湿 q_0 は現実的に測定不可能であることから、式(2.14)と式(2.15)より q_0 を消去することで次式が得られる。

$$E = \rho g_a \frac{q_{\text{sat}}(T_s) - q}{1 + \left[g_a F(\theta) / D_{\text{atm}} \right]} \quad (2.17)$$

式(2.17)は、式(2.3)と同様に土中間隙の水面から大気中への水蒸気輸送量を表しており、2 式を組み合わせることで、蒸発効率 β は $F(\theta)$ を用いた式(2.12)で表現され、表-2.2 に示す Kondo et al. (1990)の関係式が導かれる。式(2.12)より、交換速度 g_a と D_{atm} がそれぞれ主に気象条件の関数であることを踏まえると、 β の土質条件への依存性が $F(\theta)$ により評価されるとわかる。次項では、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ について、Kondo et al.⁸⁾による室内蒸発実験の結果に基づき、その物理的意味や傾向を説明する。

2.2.3 水蒸気拡散距離の物理的意味の考察

土中間隙の水面から大気中への水蒸気輸送を表す模式図を図-2.2 に示す⁷⁾。 q_{sat} は土中間隙の水面の比湿、 q_0 は地表面の比湿、 q はある高度での大気の比湿である。ここで、蒸発量 E を電流、比湿差を電位差に例えると、オームの法則の類推として、土中および大気中での水蒸気拡散の抵抗を γ_{soil} 、 γ_{air} のように表現できる。このとき、式(2.14)と式(2.15)から、両者の抵抗はそれぞれ以下の式で示される。

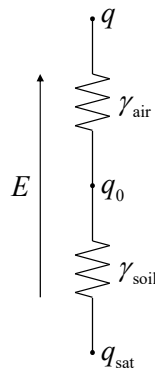


図-2.2 水蒸気輸送の抵抗表現（文献 7)の図 8.6 を引用かつ加筆修正）

$$\gamma_{\text{soil}} = \frac{F(\theta)}{D_{\text{atm}}} \quad (2.18)$$

$$\gamma_{\text{air}} = \frac{1}{g_a} = \frac{1}{C_H U} \quad (2.19)$$

式(2.19)から、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ が土中間隙の水面から地表面への水蒸気拡散の抵抗に相当することが分かる。長さの次元をもつことを踏まえると、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ は、土中間隙の水面から地表面までの水蒸気の流れに対する距離を意味するといえる。

前述のとおり、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ は体積含水率 θ の関数である。その関数形～土の種類の間係を把握するため、Kondo et al.⁸⁾ はロームや砂などの土試料を用いて、室内での蒸発実験を行った。得られたロームと砂における体積含水率～水蒸気拡散距離の関係を、図-2.3 にそれぞれ示す。ここで、図中における白丸は観測値、実線は式(2.20)に示す実験式による計算値である。

$$F(\theta) = F_1 (\theta_{\text{sat}} - \theta)^{F_2} \quad (2.20)$$

式(2.20)の各定数 ($F_1, F_2, \theta_{\text{sat}}$) は、代表的な土の種類を対象として、それぞれ表-2.3 に示すように提案されている。Kondo et al.⁸⁾ の蒸発実験では、現実の体積含水率の計測を考慮した実用的見地³⁵⁾ から高さ 2 cm の供試体が採用されている。そのため、表-2.3 の使用は、表層 2 cm の平均的な体積含水率～水蒸気拡散距離の関係へと限定されることに注意が必要である。蒸発実験により得られる $F(\theta)$ は、供試体が 2 cm より厚い場合は図-2.3 よりも大きく、薄い場合は小さくなると予想される。

体積含水率～水蒸気拡散距離の関係について、図-2.3 の実験結果に基づきその傾向を考察する。体積含水率 θ が比較的大きい範囲（ローム：およそ 0.2 以上，砂：およそ 0.1 以上）では、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ は 0 に近い値であり非常に小さい。土中水分量が多いときには、間隙水が地表面付近の大きな

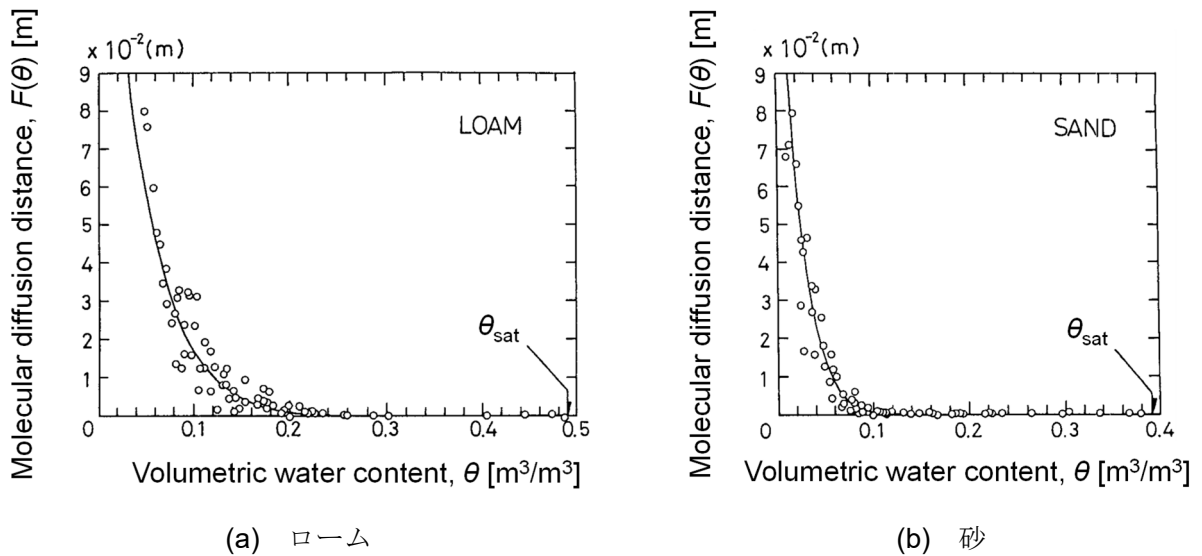


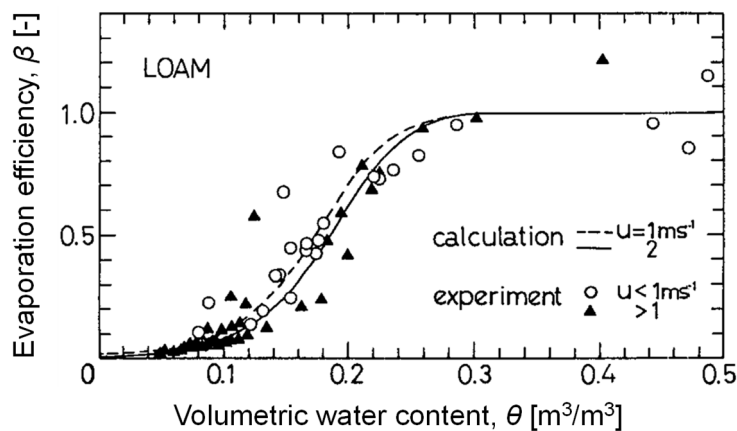
図-2.3 体積含水率～水蒸気拡散距離の関係⁸⁾に加筆修正

表-2.3 代表的な土の種類についての $F(\theta)$ に関する定数

土の種類	F_1 [m]	F_2 [-]	θ_{sat} [$\text{m}^3 \text{m}^{-3}$]
ローム	2.16×10^2	10.0	0.490
砂	8.32×10^5	16.6	0.392
細砂	7.00×10^3	11.2	0.397

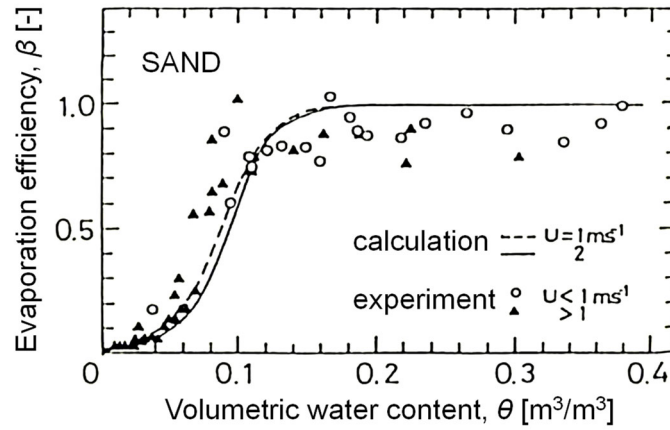
間隙にも存在するため、水蒸気は地表面まで容易に運ばれてくる。そのため、水蒸気が地表面に達するまでの見かけの距離は非常に短く、 $F(\theta)$ は 0 に近い値をとる。このとき、式(2.14)から地表面の比湿 q_0 は地表面温度 T_s に対する飽和比湿 $q_{\text{sat}}(T_s)$ におよそ等しいと考えられる。したがって、地表面からの蒸発量は、土中水分量とは無関係に大気的水分需要のみで決まる (PE に相当する)。一方で、 θ が小さい範囲では、 θ が小さくなるに伴い $F(\theta)$ は大きくなっている。土中水分量が少ないときには、間隙水が小さく複雑に入り組んだ間隙に保持されており、かつ土粒子に強い力で吸着している。そのため、水蒸気が地表面に達するまでの見かけの距離は長くなり、 $F(\theta)$ の値は大きくなる。

図-2.3 と同様の実験結果から得られたロームと砂における体積含水率～蒸発効率の関係を、図-2.4 にそれぞれ示す。ここで、図中における白丸は観測値、実線は計算値 (式(2.12)と式(2.20)) である。蒸発効率 β は、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ と同じくある体積含水率 θ (ローム：およそ 0.25 程度、砂：およそ 0.15 程度) を境にその傾向が大きく変化する。 θ が比較的大きい範囲では β が 1 に近い値となるため、地表面からの蒸発量を大気的水分需要のみから推定できる。そのため、不飽和地盤からの蒸発量の推測および不飽和土の蒸発特性のモデル化に際しては、 θ が小さくなるに伴い β が 0 に漸近していく範囲を適切に評価することが重要となる。この範囲は、図-2.3 と図-2.4 の比較と式(2.12)から、 $F(\theta)$ が増加傾向を示す範囲と相関があることが分かる。近藤らは^{13), 14)}、ガラスビーズを用いた室内での蒸発実験から体積含水率～水蒸気拡散距離の関係を考察しており、その関数形が土中の間隙構造と密接に関係すると示唆している。次節では、蒸発特性モデルの構築に向けて間隙モデル¹⁵⁾を説明する。



(a) ローム

図-2.4 体積含水率～蒸発効率の関係^{8), 33)}に加筆修正



(b) 砂

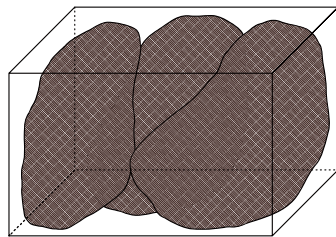
図-2.4 前ページからの続き

2.3 間隙モデルに基づく土中の間隙構造の推定方法

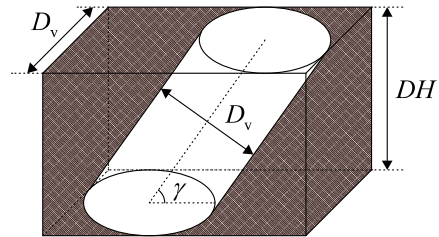
2.3.1 間隙のモデル化

不飽和土は、土粒子とそれらの間隙を満たす水と空気から成り立っている。すなわち、土粒子実質部分（固相）、間隙水（液相）、間隙空気（気相）から成る三相混合体である。Kitamura et al.³⁶⁾は、図-2.5(a)に示すような数個の土粒子からなる土塊の微小要素を考え、図-2.5(b)に示すように、間隙を管径 D_v で傾き γ の円管に、土粒子実質部分を円管以外の不透水性の固体にモデル化した。これを間隙モデルと称している。ここで、図-2.5(b)は間隙モデルにおける一要素を表したものであり、これを素体積と称している。素体積高さ DH は、対象とする土試料の10%通過粒径 $D_{s,10}$ と同じ長さとして仮定している。素体積の奥行きは、管径 D_v と等しい。素体積の断面積を図-2.6に示す。素体積の体積 V_e と円管部分の体積 V_p は、それぞれ以下の式で表せる。

$$V_e = D_v \cdot \left(\frac{D_v}{\sin \gamma} + \frac{DH}{\tan \gamma} \right) \cdot DH \quad (2.21)$$



(a) 土塊の微小要素



(b) モデル化された一要素（素体積）

図-2.5 間隙のモデル化

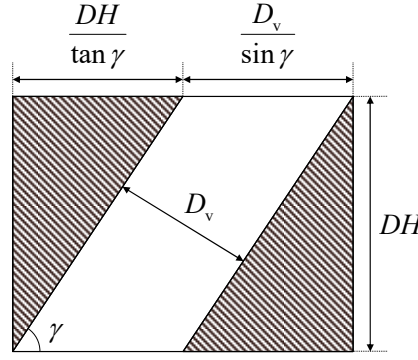


図-2.6 素体積の断面図

$$V_p = \pi \cdot \left(\frac{D_v}{2} \right)^2 \cdot \frac{DH}{\sin \gamma} \quad (2.22)$$

2.3.2 間隙モデルへの確率論の援用

間隙モデルでは、図-2.5(b)に示すように、土粒子実質部分を円管部分（管径 D_v かつ傾き γ ）以外の不透水性の固体としている。現実の土は複雑な形状や大きさを有した土粒子で構成される自然物であるため、土粒子実質部分の形状や大きさは不規則となる。したがって、土粒子実質部分を除いた空間である間隙部分も不規則な構造となる。間隙モデルでは、円管の管径 D_v と傾き γ を確率変数とみなして、それらの確率密度関数を導入することで、間隙の不規則な構造を評価している。

(1) 管径 D_v の確率密度関数

管径 D_v は、間隙の大きさを表すパラメータである。間隙の大きさが土粒子の大きさと相関関係にあることから、管径 D_v の大きさにも同様の相関があるといえる³⁷⁾。土粒子の大きさは粒径 D_s で評価され、その分布は粒度試験（土の粒度試験方法；JIS A 1204）から粒径加積曲線として得られる。土の粒度分布の多くは、対数正規分布に従うことが知られている⁴⁾。そこで、粒度分布と相関関係にある管径 D_v の分布についても対数正規分布で近似される。間隙モデルでは、粒度分布から管径分布を求めるために以下に示す3つの仮定を設けている。

仮定1：素体積高さ DH を10%通過粒径 $D_{s,10}$ とする。これは、既往の研究³⁹⁾において $D_{s,10}$ が透水係数に影響を与える因子の一つであるといわれているためである。

$$DH = D_{s,10} \quad (2.23)$$

仮定2：管径 D_v の平均値 μ_v は、素体積高さ DH にパラメータ PSS を乗じたものとする。ここに、PSS は間隙比の実測値と計算値を合わせるためのパラメータである。

$$\mu_v = DH \cdot PSS \quad (2.24)$$

仮定3：間隙径分布の変動係数 δ は、粒度分布の変動係数と等しいとする。

$$\delta = \frac{\sigma_s}{\mu_s} = \frac{\sigma_v}{\mu_v} \quad (2.25)$$

ここに、 μ_s ：粒径 D_s の平均値、 σ_s ：粒径 D_s の標準偏差、 σ_v ：管径 D_v の標準偏差である。

式(2.24)から管径 D_v の平均値 μ_v が求まり、これを式(2.25)に代入すると管径 D_v の標準偏差 σ_v が得られる。さらに、両者を対数正規分布の式（式(2.26)～式(2.28)）に代入することで、管径 D_v の確率密度関数 $P_d(D_v)$ が以下のように得られる。

$$P_d(D_v) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \cdot \zeta_v \cdot D_v} \cdot \exp \left[-\frac{(\ln D_v - \lambda_v)^2}{2 \cdot \zeta_v^2} \right] \quad (2.26)$$

$$\lambda_v = \ln \mu_v - \frac{1}{2} \zeta_v^2 \quad (2.27)$$

$$\zeta_v^2 = \ln \left(1 + \frac{\sigma_v^2}{\mu_v^2} \right) \quad (2.28)$$

ここに、 λ_v ：管径の自然対数 $\ln D_v$ の平均値、 ζ_v ：管径の自然対数 $\ln D_v$ の標準偏差である。

(2) 円管の傾き γ の確率密度関数

円管の傾き γ は、要素内を流れる水の方を決定するパラメータである。図-2.7 は土粒子接点角 β と円管の傾き γ の関係を示している。土粒子同士を中心と接点を結ぶ線と鉛直方向の z 軸とのなす角を土粒子接点角 β とし、土粒子同士を中心と接点を結ぶ線に直行する線と水平方向の x 軸とのなす角を円

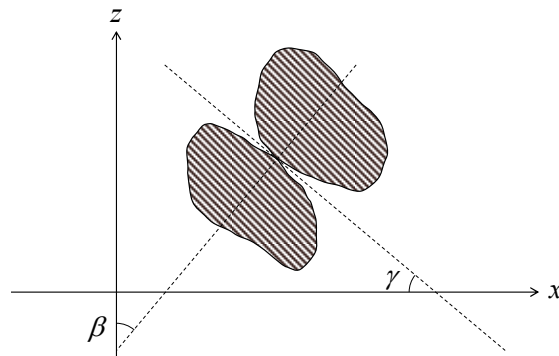


図-2.7 土粒子接点角と接平面方向

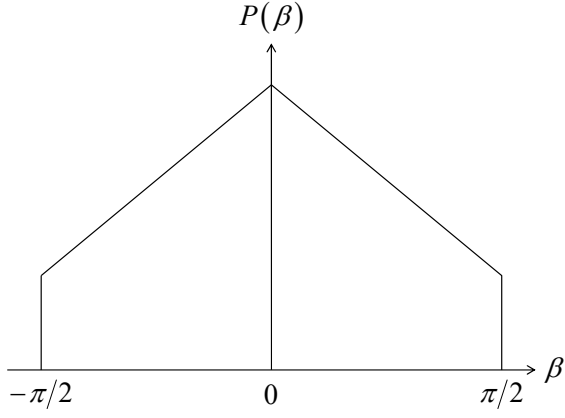


図-2.8 土粒子接点角分布の確率密度関数

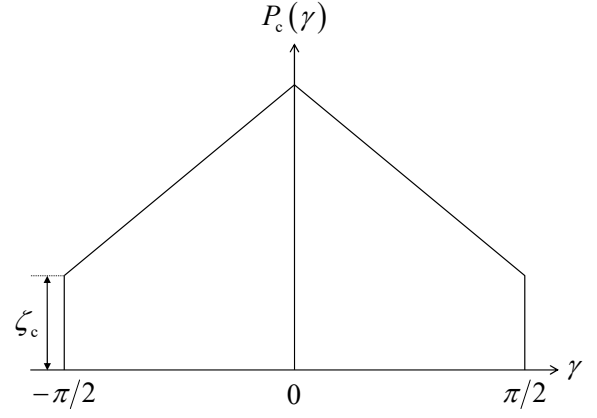


図-2.9 円管の傾きの確率密度関数

管の傾き γ と仮定している。北村⁴⁰⁾は、重力の影響を考慮し、土粒子接点角分布の確率密度関数 $P(\beta)$ として、図-2.8 に示すような五角形を仮定した。円管の傾き γ の確率密度関数 $P_c(\gamma)$ は $P(\beta)$ と相関関係にあることから、図-2.9 のように示され、次式で与えられる。

$$P_c(\gamma) = \begin{cases} \frac{2/\pi - 2 \cdot \zeta_c}{\pi/2} \cdot \gamma + \frac{2}{\pi} - \zeta_c & -\frac{\pi}{2} \leq \gamma \leq 0 \\ -\frac{2/\pi - 2 \cdot \zeta_c}{\pi/2} \cdot \gamma + \frac{2}{\pi} - \zeta_c & 0 \leq \gamma \leq \frac{\pi}{2} \end{cases} \quad (2.29)$$

ここに、 ζ_c : 円管の傾き γ の確率密度関数の高さの最低値である。円管の傾き γ の確率密度関数 $P_c(\gamma)$ は、 $\gamma = 0$ のとき最大値 $\pi/2 - \zeta_c$ 、 $\gamma = \pm \pi/2$ のとき最小値 ζ_c となる。両者の比を 3 : 1 となるように設定すると、図-2.9 に示す確率密度関数の総面積が 1 となることから、円管の傾き γ の確率密度関数の高さの最低値 ζ_c は 0.159 となる。

2.3.3 間隙比の算定

間隙比 e は土粒子実質部分と間隙部分の体積比であることから、図-2.5(b)と図-2.6 に示す素体積では次式で定義される。

$$e = \frac{\text{円管部分の体積}}{\text{不透水部分の体積}} = \frac{V_p}{V_c - V_p} \quad (2.30)$$

間隙モデルでは、管径 D_v と円管の傾き γ を確率変数とみなしている。よって、様々な形状や大きさの円管を持つ素体積での間隙比の平均値（期待値）が、間隙モデルにおける間隙比 e であり、次式で表せる。

$$e = \int_0^\infty \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{V_p}{V_e - V_p} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \quad (2.31)$$

2.3.4 マトリックサクシオンの算定

土中サクションには、吸着力や表面張力など土粒子～間隙流体での物理・化学的な相互作用によるマトリックサクション、間隙水に溶解している溶質の浸透圧作用によるオスモティックサクションの2つの主な成分がある^{32), 41)}。間隙モデルでは、マトリックサクションのみを考えている。マトリックサクション ψ_m は、間隙空気圧 u_a と間隙水圧 u_w の差として次式で定義される。

$$\psi_m = u_a - u_w \quad (2.32)$$

一般に、間隙空気圧 u_a は大気圧と等しい。大気圧を基準（ゼロ）とすると、不飽和土中の間隙水圧 u_w は負となり、マトリックサクション ψ_m は間隙水圧の絶対値に等しくなる。

図-2.10 は、水槽に毛細管を立てたときに生じる毛細管現象を表したものである。図-2.10 に示されるように、毛細管内のメニスカスの上昇が止まり、水面が平衡しているとき、毛細管の内壁とメニスカスが接触した部分に作用する表面張力と水槽の表面よりも高い位置にある毛細管内の水の重量が釣り合う（式(2.33)）。

$$\pi \cdot d \cdot T_s \cdot \cos \alpha = \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot h_c \cdot \gamma_w \quad (2.33)$$

ここに、 d ：毛細管の直径（水分を保持している円管の最大管径）、 T_s ：水の表面張力、 α ：毛細管の内壁とメニスカスの接触角、 h_c ：毛細管上昇高さ、 γ_w ：水の単位体積重量である。式(2.33)を変形することで、毛細管上昇高さ h_c は次式で表せる。

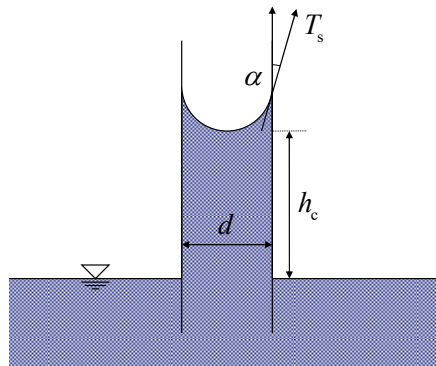


図-2.10 毛細管現象

$$h_c = \frac{4 \cdot T_s \cdot \cos \alpha}{\gamma_w \cdot d} \quad (2.34)$$

メニスカス部分でのマトリックサクション ψ_m は、毛細管上昇高さ h_c に相当する水圧に等しいことから、 h_c に水の単位体積重量 γ_w を乗じた次式で得られる。

$$\psi_m = \gamma_w \cdot h_c = \frac{4 \cdot T_s \cdot \cos \alpha}{d} \quad (2.35)$$

2.3.5 体積含水率の算定

体積含水率 θ は土全体と間隙水（水で満たされた間隙部分）の体積比である。よって、間隙モデルから得られる間隙比 e （式(2.31)）を用いて、全ての間隙部分が水で満たされた飽和状態の体積含水率 θ_{sat} は次式で表せる。

$$\theta_{\text{sat}} = \frac{e}{1+e} = \frac{1}{1+e} \cdot \int_0^\infty \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{V_p}{V_c - V_p} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \quad (2.36)$$

さらに、 $e(d)$ を土粒子実質部分と間隙水（水で満たされた間隙部分）の体積比と定義することで、一部の間隙部分のみが水で満たされた不飽和状態の体積含水率は式(2.37)で表せる。このとき、水分を保持している円管の最大管径 d は、式(2.35)を変形した式(2.38)で計算される。

$$\theta = \frac{e(d)}{1+e} = \frac{1}{1+e} \cdot \int_0^d \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{V_p}{V_c - V_p} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \quad (2.37)$$

$$d = \frac{4 \cdot T_s \cdot \cos \alpha}{\gamma_w \cdot h_c} = \frac{4 \cdot T_s \cdot \cos \alpha}{\psi_m} \quad (2.38)$$

不飽和土中の毛細管現象を考えると、間隙水は大きな間隙部分よりも小さな間隙部分で保持されやすい。そこで、間隙モデルでは、土の吸水過程では細い管から順に、排水過程では太い管から順に吸水あるいは排水されると仮定している。この仮定に基づいて、式(2.37)における管径 D_v の積分範囲を $0 \sim d$ （水分を保持している円管の最大管径）としている。土が飽和した場合、毛細管上昇高さ h_c は 0 となり、式(2.38)より水分を保持している円管の最大管径 d は ∞ となる。そのため、式(2.37)における管径 D_v の積分範囲の上限が $d = \infty$ となり、式(2.36)と式(2.37)は等しくなる。

2.3.6 不飽和・飽和透水係数の算定

間隙モデルにおける円管内の流れが定常な層流であると仮定すると、流速分布は図-2.11 に示すような放物面となる（Poiseuille の流れ⁴²⁾）。このとき、円管の直径は管径 D_v であるため、円管の中心から

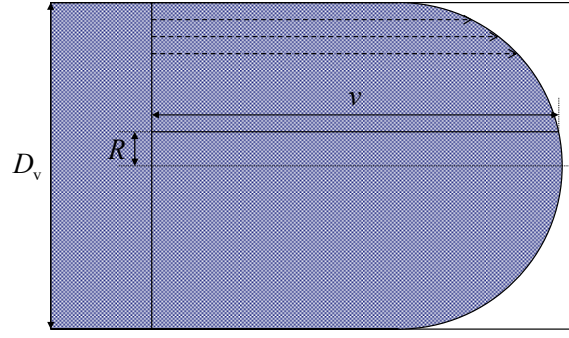


図-2.11 Poiseuille の流れ

R だけ離れた点における流速 v は、次式で表される。

$$v = \frac{\gamma_w}{4 \cdot \mu} \cdot i \cdot \left[\left(\frac{D_v}{2} \right)^2 - R^2 \right] \quad (2.39)$$

ここに、 μ_w ：水の粘性係数、 i ：円管内の動水勾配である。式(2.39)の流速 v を円管の全断面積にわたって積分すると、円管内の単位時間当たりの流量 Q_p が、次式のように求まる。

$$Q_p = \frac{\gamma_w}{8 \cdot \mu} \cdot \left(\frac{D_v}{2} \right)^2 \cdot i \cdot \frac{\pi}{4} \cdot D_v^2 \quad (2.40)$$

ここで、図-2.5(b)に示す素体積中の円管内を流れる層流に対する動水勾配 i は、次式で定義される。

$$i = \frac{\Delta u / \gamma_w}{SL} = \frac{\Delta u / \gamma_w}{DH / \sin \gamma} \quad (2.41)$$

ここに、 SL ：円管の長さ、 Δu ：素体積の上下面での間隙水圧の差である。よって、式(2.40)に式(2.41)を代入することで、素体積中の円管内を通過する単位時間当たりの流量 Q_p が次式で表せる。

$$Q_p = \frac{D_v^4 \cdot \sin \gamma \cdot \Delta u \cdot \pi}{128 \cdot \mu \cdot DH} \quad (2.42)$$

一方で、図-2.5(a)に示す土塊中のある微小要素を通過する単位時間当たりの流量 Q_e を、Darcy 則で表現すると、次式のようになる。

$$Q_e = k \cdot i_{\text{mean}} \cdot A \quad (2.43)$$

ここに、 k ：透水係数、 i_{mean} ：図-2.5(a)に示すある微小要素を含む土塊に対する平均的な動水勾配、 A ：素体積の断面積である。図-2.5(a)に示すある微小要素を含む土塊に対する平均的な動水勾配 i_{mean} と、素体積の断面積 A は、それぞれ以下の式で表される。

$$i_{\text{mean}} = \frac{\Delta u / \gamma_w}{DH} \quad (2.44)$$

$$A = D_v \cdot \left(\frac{D_v}{\sin \gamma} + \frac{DH}{\tan \gamma} \right) \quad (2.45)$$

式(2.43)に、式(2.44)と式(2.45)を代入することで、図-2.5(a)に示す土塊中のある微小要素を通過する単位時間当たりの流量 Q_e が次式で表せる。

$$Q_e = k \cdot \frac{\Delta u / \gamma_w}{DH} \cdot D_v \cdot \left(\frac{D_v}{\sin \gamma} + \frac{DH}{\tan \gamma} \right) \quad (2.46)$$

式(2.42)に示す素体積中の円管内を通過する単位時間当たりの流量 Q_p と、式(2.46)に示す土塊中のある微小要素を通過する単位時間当たりの流量 Q_e は等しいので、式(2.42)と式(2.46)から透水係数 k が次式で表せる。

$$k = \frac{\gamma_w \cdot D_v^3 \cdot \pi \cdot \sin \gamma}{128 \cdot \mu \cdot \left(\frac{D_v}{\sin \gamma} + \frac{DH}{\tan \gamma} \right)} \quad (2.47)$$

このとき、円管の管径 D_v と傾き γ が確率変数であることを考慮すると、透水係数 k は次式で表せる。

$$k = \int_0^d \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{\gamma_w \cdot D_v^3 \cdot \pi \cdot \sin \gamma}{128 \cdot \mu \cdot \left(\frac{D_v}{\sin \gamma} + \frac{DH}{\tan \gamma} \right)} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \quad (2.48)$$

上式で得られる透水係数 k について、管径 D_v の積分範囲の上限 d が有限の場合は不飽和透水係数となり、 $d = \infty$ の場合は飽和透水係数となる。

2.3.7 間隙径分布の推定

間隙モデルを用いて土の間隙径分布を推定するためには、入力パラメータとして、(1)土の基本的物理量、(2)水の機械的特性が必要となる。以下で、各パラメータの決定方法および採用値を述べる。

(1) 土の基本的物理量

土の基本的物理量として、土粒子の密度 ρ_s 、間隙比 e 、粒径加積曲線が必要とされる。以下に本研究で採用した各物理量の決定方法を説明する。

- ・土粒子の密度 ρ_s は、密度試験（土粒子の密度試験方法；JIS A 1202）の結果から決定する。
- ・間隙比 e は、土粒子の密度 ρ_s に加え、含水比試験（土の含水比試験方法；JIS A 1203）、湿潤密度試験（土の湿潤密度試験方法；JIS A 1225）の結果から、次式で決定する。

$$e = \frac{V_v}{V_s} = \frac{\rho_s}{\rho_t} \cdot \left(1 + \frac{w}{100}\right) - 1 \quad (2.49)$$

ここに、 V_s ：土粒子部分の体積、 V_v ：間隙部分の体積、 ρ_t ：土の湿潤密度、 w ：含水比 [%]である。

- ・粒径加積曲線は、粒度試験（土の粒度試験方法；JIS A 1204）の結果から決定する。

(2) 水の機械的特性

水の機械的特性として、水の表面張力 T_s 、水の粘性係数 μ_w 、毛細管の内壁とメニスカスの接触角 α が必要とされる。以下に本研究で採用した各値を説明する。

- ・水の表面張力 T_s の値は、理科年表⁴³⁾に記載されている。間隙モデルの入力値として、本研究では水温 25 °C における値 ($= 71.972 \times 10^{-3} \text{ N m}^{-1}$) を採用した。
- ・水の粘性係数 μ_w の値は、理科年表⁴⁴⁾に記載されている。間隙モデルの入力値として、本研究では水温 25 °C における値 ($= 0.8899 \times 10^{-3} \text{ Pa s}$) を採用した。
- ・毛細管の内壁とメニスカスの接触角 α は非常に小さい角度であると考えられるため、本研究ではおよそ 0 であると仮定した。

間隙モデルによる土の間隙径分布の推定フローを図-2.12 に示し、以下で説明する。はじめに、粒径加積曲線のデータから粒径 D_s の平均値 μ_s と標準偏差 σ_s 、10 %通過粒径 $D_{s,10}$ を計算する。それら計算結果を用いて、式(2.23)～式(2.25)に示す 3 つの仮定と式(2.27)、式(2.28)から管径の自然対数 $\ln D_v$ の平均値 λ_v と標準偏差 ζ_v を計算する。これにより、式(2.26)から管径 D_v の確率密度関数 $P_d(D_v)$ が得られる。また、式(2.29)より円管の傾き γ の確率密度関数 $P_c(\gamma)$ が得られる。以上の手順より得られた管径 D_v と円管の傾き γ の確率密度関数を用いて、式(2.31)から間隙比 e が計算される。この計算値と間隙比の実測値との比較から、間隙径分布の推定精度が検討される。両者が等しくない場合、式(2.24)中のパラメータ PSS を変化させて一連の計算を再度行う。これを間隙比の計算値と実測値が等しくなるまで繰り返すことで、最終的に間隙比の実測値を表現できる間隙径分布が得られる。さらに、推定した間隙径

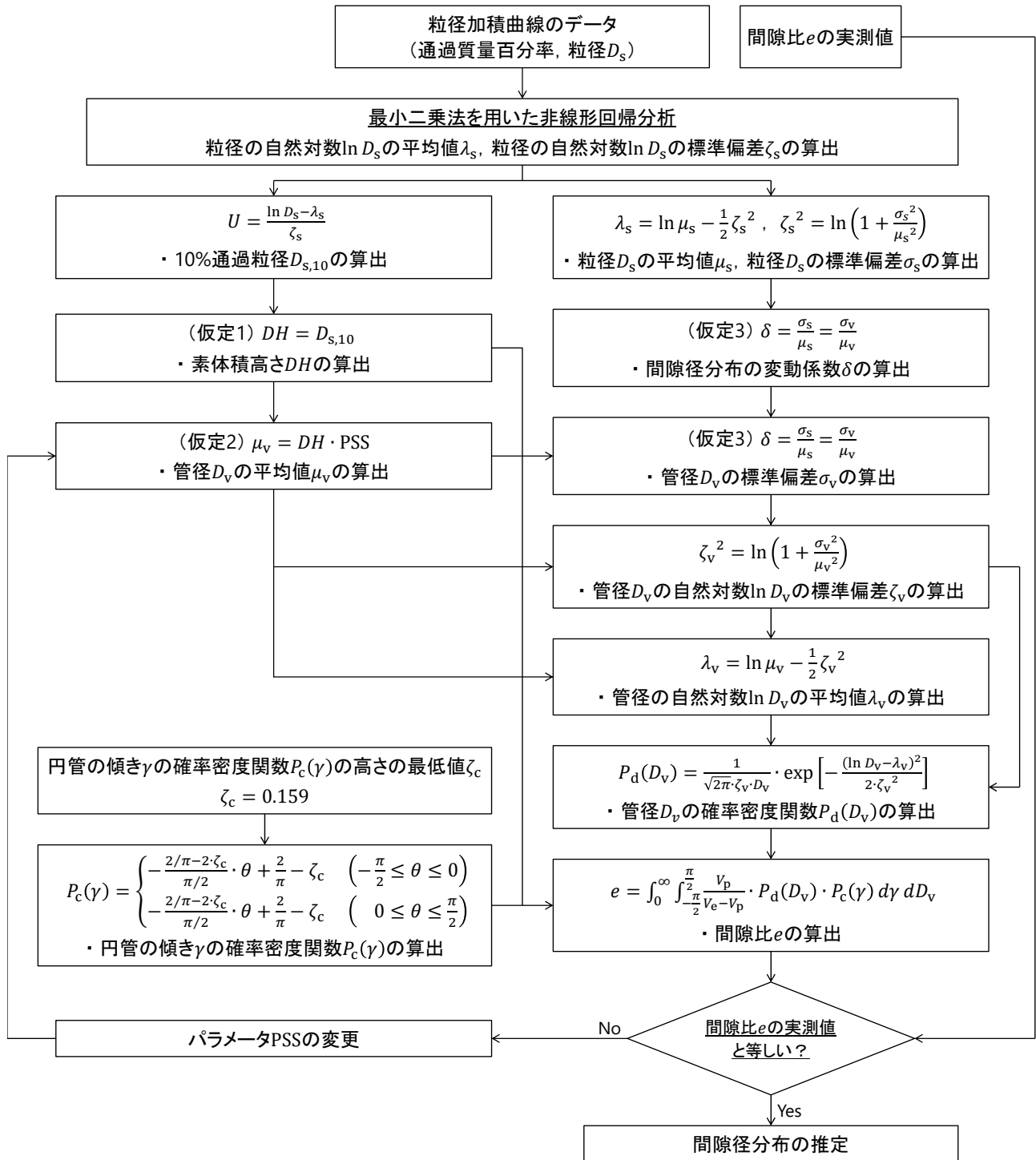


図-2.12 間隙モデルによる土の間隙径分布の推定フロー

分布を用いて、式(2.37)から水分を保持している円管の最大管径 d に対応する体積含水率が計算できる。同様に、体積含水率に対応するマトリックサクションが式(2.35)で、不飽和・飽和透水係数が式(2.48)でそれぞれ算出できるため、体積含水率～マトリックサクション～不飽和・飽和透水係数の関係が得られる。次節では、説明した間隙モデルに基づいて不飽和土の蒸発特性をモデル化する。

2.4 蒸発特性モデルの構築

2.4.1 蒸発特性モデルのコンセプト

蒸発効率は、不飽和土の蒸発特性（水分供給能；蒸発の起こりやすさ）を土中水分量の関数として定量化するパラメータである。また、その関数形は土の種類や締め具合などの土質条件に依存して変化する。そこで、不飽和土の蒸発特性として土中水分量～蒸発効率の関係に着目し、これと土質条件の関係を定量評価できるモデルの提案を試みる。

土中水分量～蒸発効率の関係を土質条件と結びつけ評価した関数としては、土中間隙から大気の間での水蒸気拡散則に基づく2層モデル⁸⁾から得られた式(2.12)が代表的である。この関数では、表層の体積含水率に関する抵抗関数 $F(\theta)$ により蒸発効率の土質条件への依存性を評価している。これまでに、 $F(\theta)$ の関数式が提案されているものの（式(2.20)と表-2.3を参照）、それらはロームや砂といった代表的な土の種類を対象とした経験的なものであり、予測性が十分とはいえない。そこで、本研究では、 $F(\theta)$ の関数形を土の基本的物理量から順解析的に評価できるモデルを提案する。これにより、土中水分量～蒸発効率の関係に対する土質条件の影響を定量的に評価できると期待される。

表層の体積含水率に関する抵抗関数 $F(\theta)$ は、水蒸気拡散距離と呼ばれており、既往研究^{13), 14)}からその関数形が土中の間隙構造と密接に関係することが示唆されている。そこで、土中の間隙構造を力学的・確率論的な考察に基づいて評価する間隙モデルを基本コンセプトとして、これを発展させたモデルとして $F(\theta)$ の関数形を推定するモデルを提案し、蒸発特性モデルと称す。次項では、蒸発特性モデルの構築過程を示し、その理論を説明する。

2.4.2 水蒸気の経路のモデル化

水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ は、土中間隙の水面から地表面までの水蒸気の流れに対する距離を意味するパラメータである。そこで、図-2.13に示すような体積 V かつ深さ dep の裸地表層地盤を対象に、水蒸気が土中間隙の水面から地表面へと達するまでの経路を考える。図中の F_i は経路長であり、水蒸気が経路 i を通過して地表面へ達するまでに必要な距離を意味する。なお、添え字 i は土中に複数存在するで

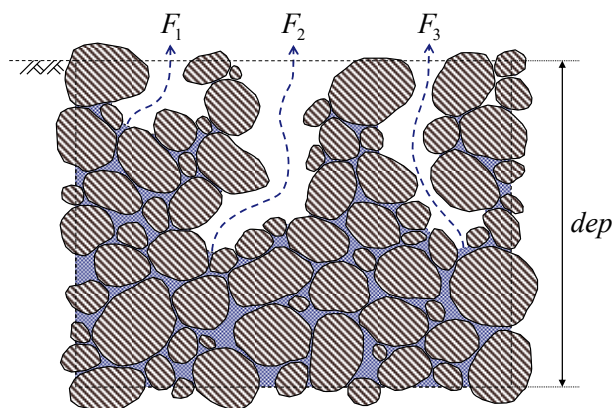


図-2.13 対象地盤の断面図

あろう水蒸気の経路を区別するものである。

土中間隙の水面で蒸発した間隙水は水蒸気へと相変化し、水蒸気の分子拡散によって大小様々な空隙を経由し地表面へと移動する。このことから、水蒸気の経路は土中の空隙部分に相当すると考えられる。ここで、間隙モデルでは不飽和土中の毛細管現象を考慮して、土の排水過程では太い管から順に排水されると仮定している。この仮定に基づくと、土中の空隙部分は、水分を保持している円管の最大管径 d から ∞ の範囲で径をもつ空隙となる。すなわち、水蒸気の経路は、管径 D_v の確率密度関数 $P_d(D_v)$ に従って径をもつ土中の空隙部分で構成されると考えられる。

図-2.14(a)に示すような対象地盤内に存在する1つの水蒸気の経路 i に着目し、図-2.14(b)に示すような直径 D_p で高さが F_i の円管にモデル化する。これをモデル円管と称す。モデル円管では、以下に示す2つの仮定を設けている。これにより、モデル円管の高さが経路長と等しくなる。

仮定1：モデル円管の直径 D_p を、 $d \sim \infty$ の範囲における管径 D_v の平均値と定義する（式(2.50)）。これは、水蒸気の経路には $d \sim \infty$ の範囲の直径が管径 D_v の確率密度関数 $P_d(D_v)$ に従い分布していると考えられることに由来する。

$$D_p = \int_d^{\infty} D_v \cdot \frac{P_d(D_v)}{\int_d^{\infty} P_d(D_v) dD_v} dD_v \quad (2.50)$$

仮定2：モデル化の前後で体積変化はなく、水蒸気の経路とモデル円管の体積は等しいと仮定する。

ここまで、ある1つの水蒸気の経路に着目していたが、対象地盤内には様々な太さや体積をもつ水蒸気の経路が複数存在する。そこで、対象地盤内に存在する水蒸気の経路数を N_{path} と定義し、水蒸気経路数と呼ぶ。さて、水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ は土中間隙の水面から地表面までの水蒸気の流れに対する距離を意味する。そこで、 $F(\theta)$ を地盤内に複数存在する水蒸気の経路における経路長 F_i の平均値と仮

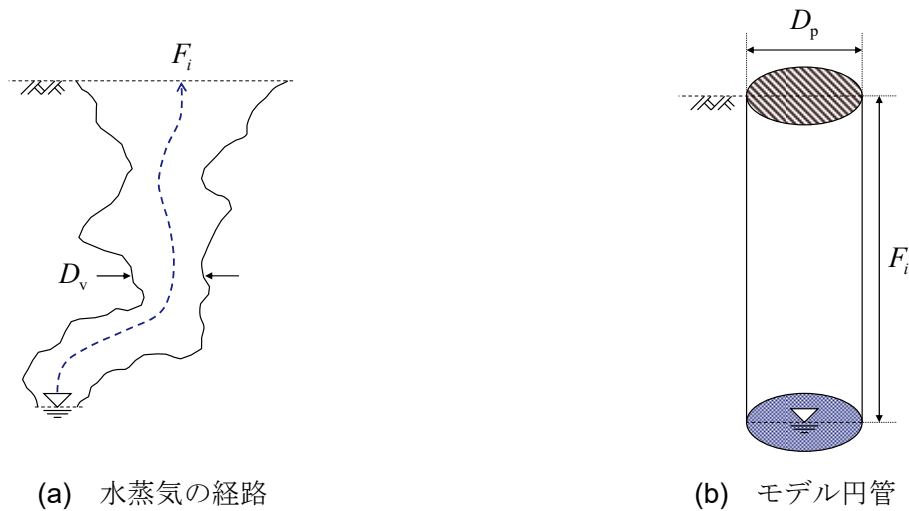


図-2.14 水蒸気の経路のモデル化

定し、次式で表す。

$$F(\theta) = \frac{1}{N_{\text{path}}} \cdot (F_1 + F_2 + F_3 + \cdots + F_{N_{\text{path}}}) = \frac{1}{N_{\text{path}}} \cdot \sum_{i=1}^{N_{\text{path}}} F_i \quad (2.51)$$

このとき、対象地盤内に水蒸気経路数 N_{path} だけ存在するモデル円管の体積の総和と、地盤内の空気体積 V_a が等しいことから、以下の関係が成り立つ。なお、この式(2.52)が、本研究で提案する蒸発特性モデルの根幹をなすものといえる。

$$\begin{aligned} V_a &= \frac{\pi}{4} \cdot D_p^2 \times (F_1 + F_2 + F_3 + \cdots + F_{N_{\text{path}}}) \\ &= \frac{\pi}{4} \cdot D_p^2 \times F(\theta) \times N_{\text{path}} \end{aligned} \quad (2.52)$$

次項では、構築した蒸発特性モデルによる水蒸気拡散距離の関数形の推定方法を説明する。

2.4.3 水蒸気拡散距離の推定方法

蒸発特性モデルを用いて水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ の関数形（土中水分量～水蒸気拡散距離の関係）を推定するには、式(2.52)を計算する必要がある。以降で、式中の各パラメータの決定方法を述べる。

まず、空気体積 V_a は、図-2.15 に示す地盤の相構成に基づいて式(2.31)と式(2.37)より次式で表せる。

$$\begin{aligned} V_a &= \frac{e \cdot (1 - S_r / 100)}{1 + e} \cdot V = [e - e(d)] \times \frac{1}{1 + e} \cdot V \\ &= \int_d^\infty \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{V_p}{V_e - V_p} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \times \frac{1}{1 + e} \cdot V \end{aligned} \quad (2.53)$$

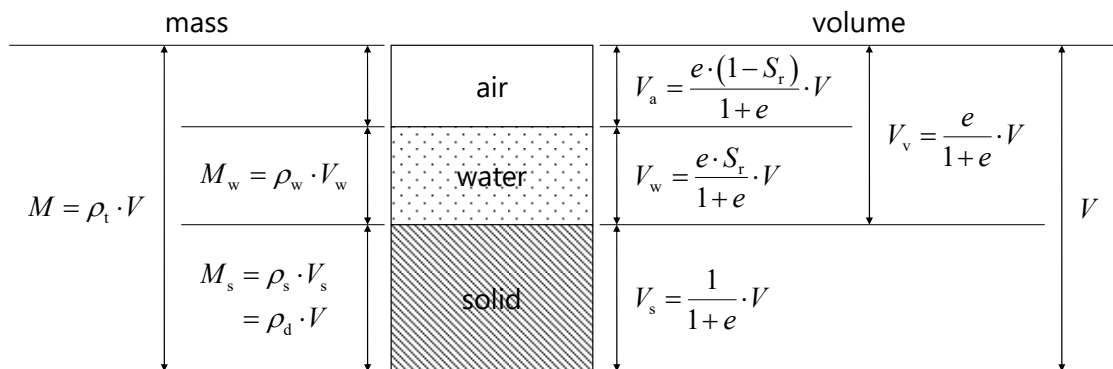


図-2.15 地盤の相構成

ここに、 e ：間隙比， $e(d)$ ：土粒子実質部分と間隙水の体積比， S_r ：飽和度 [%]， V_e ：素体積（図-2.5(b)）の体積， V_p ：円管部分の体積， γ ：円管の傾き， $P_c(\gamma)$ ：円管の傾き γ の確率密度関数である。式(2.53)から地盤内の空気体積 V_a を計算するためには，管径 D_v の確率密度関数 $P_d(D_v)$ と円管の傾き γ の確率密度関数 $P_c(\gamma)$ に加え，間隙比 e と対象地盤の体積 V が必要であるとわかる。確率密度関数について，管径 D_v は間隙モデルから土の間隙径分布を推定することで得られ，円管の傾き γ は式(2.29)で土質条件と独立に定義されている。間隙モデルの入力パラメータが土粒子の密度 ρ_s ，間隙比 e ，粒径加積曲線であることを踏まえると，それら情報に加え対象地盤の体積 V があればよいことになる。

次に，モデル円管の直径 D_p は，式(2.50)から管径 D_v の確率密度関数 $P_d(D_v)$ を用いて計算できる。すなわち，地盤内の空気体積 V_a の計算に必要な情報があればよい。

最後に，水蒸気経路数 N_{path} は，その定義から土中の間隙構造の影響を受けて傾向が変化すると予想される。そのため，土中の間隙構造（あるいは土質条件）に応じた水蒸気経路数 N_{path} の関数があればよいといえる。

以上をまとめると，蒸発特性モデルによる水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ の関数形の推定には，間隙モデルの入力パラメータに加え，対象地盤の体積 V と水蒸気経路数 N_{path} の関数が必要となる。一方で，現実の地盤ではその体積 V を決定することは難しい。そこで，水蒸気経路数 N_{path} を対象地盤の体積 V で除した $N_{\text{path,unit}}$ を新たに導入することで，式(2.53)から地盤の体積の影響を排除した式を以下に示す。

$$\begin{aligned}
 F(\theta) &= \frac{1}{\frac{\pi}{4} \cdot D_p^2 \cdot N_{\text{path}}} \cdot \int_d^\infty \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{V_p}{V_e - V_p} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \times \frac{1}{1+e} \cdot V \\
 &= \frac{1}{\frac{\pi}{4} \cdot D_p^2 \cdot N_{\text{path,unit}}} \cdot \int_d^\infty \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \frac{V_p}{V_e - V_p} \cdot P_d(D_v) \cdot P_c(\gamma) d\gamma dD_v \times \frac{1}{1+e}
 \end{aligned} \tag{2.54}$$

ここに， $N_{\text{path,unit}}$ ：単位体積の地盤における水蒸気経路数である。 $N_{\text{path,unit}}$ の関数形が既知であれば，土の基本的物理量（土粒子の密度 ρ_s ，間隙比 e ，粒径加積曲線）のみを用いて，式(2.54)から水蒸気拡散距離 $F(\theta)$ の関数形を推定できる。そのため，土質条件に応じて $N_{\text{path,unit}}$ の関数形を決定する必要があるが，その傾向や特徴はこれまで明らかにされていない。

土中水分量～水蒸気拡散距離の関係の計測結果を蓄積し，これを用いて式(2.54)から逆算的に単位体積の地盤における水蒸気経路数 $N_{\text{path,unit}}$ の傾向や特徴を明らかにする必要がある。さらに， $N_{\text{path,unit}}$ の定義から，その関数形が土質条件に伴い変化する土中の間隙構造に依存すると予想される。土中水分量と間隙構造の関係は，主として水分特性曲線と不飽和・飽和透水係数の関数に基づいて評価されている^{45)・48)}。そのため， $N_{\text{path,unit}}$ の傾向や特徴の解明に向けては，土中水分量～水蒸気拡散距離の関係に併せて，水分特性曲線と不飽和・飽和透水係数の関数を蓄積し，かつそれらを有機的に関係づけた考察を行う必要がある。

2.5 おわりに

本章では，土の基本的物理量から不飽和土の蒸発特性を順解析的に評価する蒸発特性モデルについて，その背景理論およびコンセプトを示した。はじめに，不飽和土蒸発特性について，蒸発効率と水

蒸気拡散距離に関する既往研究を整理した。次に、蒸発特性モデルの基本コンセプトである間隙モデルについて、その理論および土の間隙径分布の推定手順を説明した。最後に、土質条件～蒸発効率の関係の定量評価に向けて、水蒸気拡散距離の関数形を推定する蒸発特性モデルを構築した。以下、得られた知見を述べる。

- (1) 不飽和土の蒸発特性と土質条件の関係が、バルク法 (β 法) のパラメータである蒸発効率、表層土壌の蒸発モデルのパラメータである水蒸気拡散距離によって定量評価できることを明確にするとともに、それに関する既往の課題を整理した。
- (2) 水蒸気が土中間隙の水面から地表面へと達するまでの経路を考え、これを土の間隙径分布に基づいて決定される寸法をもつ円管へとモデル化した。
- (3) 地盤内の空気体積とモデル円管の体積の関係から、土の基本的物理量を用いた水蒸気拡散距離の関数形の推定式を提案した。

今後、蒸発特性モデル中のパラメータ $N_{\text{path,unit}}$ の傾向や特徴を、計測結果（土中水分量～水蒸気拡散距離の関係、水分特性曲線、不飽和・飽和透水係数の関数）から逆算的に明らかとし、 $N_{\text{path,unit}}$ の関数と土質条件の関係を定量化していく必要がある。

参考文献

- 1) Thornthwaite, C. W.: An approach toward a rational classification of climate, *Geographical Review*, Vol. 38, No. 2, pp. 55-94, 1948.
- 2) Penman, H. L.: Natural evaporation from open water, bare soil and grass, *Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 193, Issue 1032, pp. 120-145, 1948.
- 3) 近藤純正, 徐健青: ポテンシャル蒸発量の定義と気候湿潤度, 天気, 44 巻 12 号, pp. 43-51, 1997.
- 4) 近藤純正: 中国における暖候期のポテンシャル蒸発量と気候湿潤度の年々変動, 農業気象, 54 巻, pp. 71-75, 1998.
- 5) Fredlund, D. G., Rahardjo, H and Fredlund, M. D.: *Un-saturated Soil Mechanics in Engineering Practice*, p. 252, John Wiley & Sons, Inc., 2012.
- 6) 近藤純正: 地表温度の数値予報, 国立防災科学技術センター研究報告, 7 号, pp. 47-67, 1971.
- 7) 近藤純正: 水環境の気象学—地表面の水収支・熱収支—, pp. 194-196, 朝倉書店, 1994.
- 8) Kondo, J., Saigusa, N. and Sato, T.: A parameterization of evaporation from bare soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 29, Issue 5, pp. 385-389, 1990.
- 9) Deardorff, J. W.: Efficient prediction of ground surface temperature and moisture, with inclusion of a layer of vegetation, *J. Geophys. Res.*, Vol. 83, No. C4, pp. 1889-1903, 1978.
- 10) Barton, I. J.: A parameterization of the evaporation from nonsaturated surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 18, Issue 1, pp. 43-47, 1979.
- 11) Noilhan, J. and Planton, S.: A simple parameterization of land surface processes for meteorological models, *Mon. Wea. Rev.*, Vol. 117, Issue 3, pp. 536-549, 1989.
- 12) Lee, T. J. and Pielke, R. A.: Estimating the soil surface specific humidity, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 31, Issue 5, pp. 480-484, 1992.
- 13) 近藤純正, 柳原あずさ, 三枝信子: 土壌の蒸発パラメータに関する実験的研究, 天気, 40 巻 12 号, pp. 873-879, 1993.
- 14) 近藤純正, 本山浩司: 2 種類の粒径の粒子を用いた土壌の蒸発パラメータに関する実験, 水文・水資源学会誌, 7 巻 5 号, pp. 430-435, 1994.
- 15) Sako, K. and Kitamura, R.: A practical numerical model for seepage behavior of unsaturated soil, *Soils and Foundations*, Vol. 46, Issue 5, pp. 595-604, 2006.
- 16) 近藤純正: 地表面に近い大気の科学 理解と応用, pp. 3-5, 東京大学出版会, 2000.
- 17) Tetens, O.: Über einige meteorologische Begriffe. *Z. Geophys.*, 6, pp. 297-309, 1930.
- 18) 近藤純正, 大岡浩明: 裸地面蒸発の季節変化の観測, 農業気象, 50 巻 2 号, pp. 101-107, 1994.
- 19) 木村玲二, 近藤純正, 大槻恭一, 神近牧男: 植生面蒸発散量のモデリング—モデルおよび観測による検証—, 水文・水資源学会誌, 12 巻 1 号, pp. 17-27, 1999.
- 20) Maruyama, A., Nemoto, M., Hamasaki, T., Ishida, S. and Kuwagata, T.: A water temperature simulation model for rice paddies with variable water depths, *Water Resources Research*, Vol. 53, Issue 12, pp. 10065-10084, 2017.
- 21) 丸山篤志, 石田祐宣, 桑形恒男, 渡辺力: 高度な農地水管理のための水田水温シミュレーション, 低温科学, 77 巻, pp. 137-144, 2019.

- 22) Kondo, J. and Ishida, S.: Sensible heat flux from the earth's surface under natural convective conditions, *J. Atmos. Sci.*, Vol. 54, Issue 4, pp. 498-509, 1997.
- 23) Komatsu, T. S.: Toward a robust phenomenological expression of evaporation efficiency for unsaturated soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 42, Issue 9, pp. 1330-1334, 2003.
- 24) 里見知昭, 酒匂一成, 吉留花江, 深川良一: 最表層土の水分変動を考慮したバルク法による蒸発量推定手法の改良, 応用力学論文集, 13 巻, pp. 525-534, 2010.
- 25) 宮本裕二, 山田満秀, 酒匂一成, 荒木功平, 北村良介: 不飽和土の熱現象の数値力学モデル, 応用力学論文集, 14 巻, pp. I_417-I_426, 2011.
- 26) Sako, K., Moriiwa, M. and Satomi, T.: Experimental consideration on evaporation efficiency β of unsaturated sandy soil surface, *Japanese Geotechnical Society Special Publication*, Vol. 2, No. 4, pp. 226-229, 2016.
- 27) 上田政文: 湿度と蒸発—基礎から計測技術まで—, pp. 135-136, コロナ社, 2000.
- 28) 近藤純正: 前掲 16), pp. 142-144.
- 29) 近藤純正: 前掲 16), p. 222.
- 30) 石田祐宣: 農耕地における地表面交換係数, 低温科学, 77 巻, pp. 117-124, 2019.
- 31) 近藤純正: 前掲 16), pp. 242-243.
- 32) 東山勇, 石田朋靖: pF の基本的意味 (その 2), 土と基礎, 34 巻 12 号, pp. 71-76, 1986.
- 33) 近藤純正: 前掲 7), pp. 196-198.
- 34) Camillo, P. J., Gurney, R. J. and Schmugge, T. J.: A soil and atmospheric boundary layer model for evapotranspiration and soil moisture studies, *Water Resour. Res.*, Vol. 19, Issue 2, pp. 371-380, 1983.
- 35) 近藤純正: 乾燥域における地表面熱収支の研究指針(1)モデル, 水文・水資源学会誌, 6 巻 3 号, pp. 223-229, 1993.
- 36) Kitamura, R., Fukuhara, S., Uemura, K., Kisanuki, J. and Seyama, M.: A numerical model for seepage through unsaturated soil, *Soils and Foundations*, Vol. 38, Issue 4, pp. 261-265, 1998.
- 37) 宇野尚雄, 神谷浩二, 田中宏路: 「空気圧入法」と「水分法」による砂の間隙径分布, 土木学会論文集, 603 号, III-44, pp. 35-44, 1998.
- 38) 堀川清司: 新編海岸工学, pp. 239-242, 東京大学出版, 1991.
- 39) 吉国洋, 宇野尚雄, 柳沢栄司: 新体系土木工学 17 土の力学 (II), pp. 251-254, 技報堂出版, 1984.
- 40) 北村良介: マルコフ・モデル過程を用いた粒状体の力学モデル, 昭和 61 年度科学研究費補助金 (一般研究(c)) 研究成果報告書 (課題番号: 60550355), p. 32, 1987.
- 41) Fredlund, D. G., Rahardjo, H and Fredlund, M. D.: *ibid.* 5), pp. 98-100.
- 42) 鮎川登: 土木系 大学講義シリーズ 6 水理学, pp. 79-84, コロナ社, 1987.
- 43) 国立天文台: 理科年表 2022, p. 400, 丸善出版, 2022.
- 44) 国立天文台: 前掲 43), p. 398.
- 45) 福田光治, 宇野尚雄: 透水係数に関する粒度分布と間隙指標, 土木学会論文集, 561 号, III-38, pp. 193-204, 1997.
- 46) 中尾隆志, 藤田睦博: 球形粒子モデルを用いた土壌内保水機構に関する微視的解析, 水文・水資源学会誌, 16 巻 1 号, pp. 56-68, 2003.
- 47) 坂井勝, 取出伸夫: 水分保持曲線と不飽和透水係数の水分移動特性モデル, 土壌の物理性, 111 巻, pp. 61-73, 2009.

- 48) Arya, L. M. and Heitman, J. L.: A non-empirical method for computing pore radii and soil water properties from particle-size distribution, *Soil Physics & Hydrology*, Vol. 79, Issue 6, pp. 1537-1544, 2015.

第3章 バルク法に基づく室内試験方法の改良

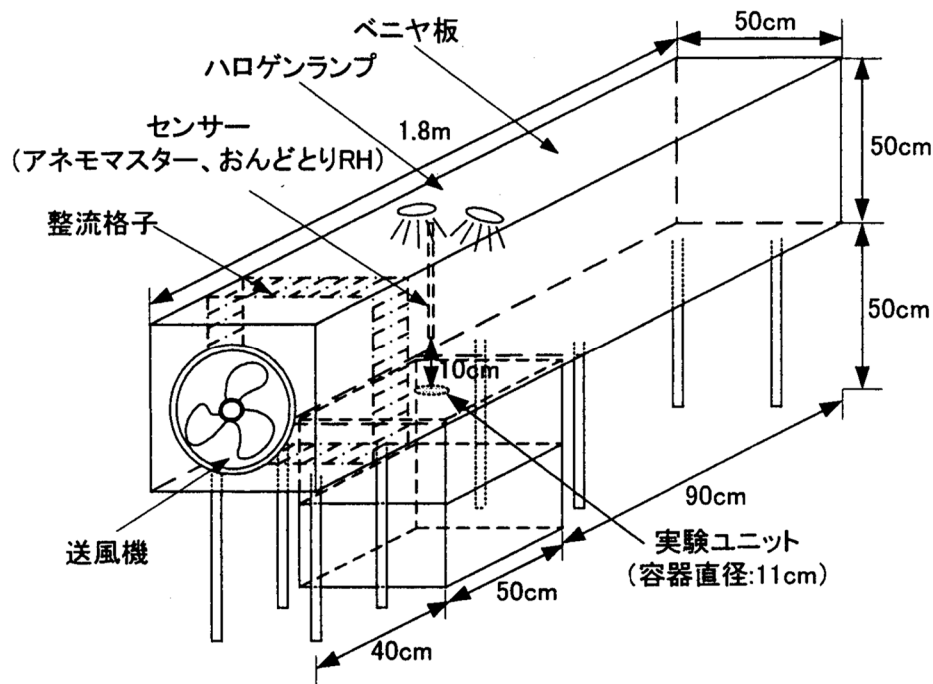
3.1 はじめに

不飽和土の蒸発特性と土質条件の関係を定量評価するためには、バルク法の未知パラメータである蒸発効率の水分依存性（土中水分量～蒸発効率の関係、2章を参照）の計測結果を蓄積する必要がある。蒸発効率は観測データから直接計測することができないため、現地計測^{1)～3)}や室内試験^{4)～8)}などから関係式を得なければならない。本研究で開発する不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法では室内での計測を想定しており、ここでは室内試験に焦点を当てる。既往研究で提案されている蒸発効率を計測するための室内試験方法の一覧を表-3.1に示し、以下で説明する。室内試験方法は、はじめに Kondo et al.⁴⁾により提案された（以降、近藤らの方法と称す）。近藤らの方法では、風速により蒸発を駆動する強制対流⁹⁾の条件下を対象としており、図-3.1に示すように、計測に際して風速の制御を必要とするなど要求が大きい。里見ら⁶⁾をはじめとして（以降、里見らの方法と称す）、これまでに近藤らの方法を基礎とした室内試験方法の改良が進められてきた。中でも、Sako et al.⁸⁾は里見らの方法を参考に計測装置を改良することで、風速の制御を必要としない自然対流^{9)・11)}の条件下を対象とした方法を提案している（以降、酒匂らの方法と称す）。酒匂らの方法では複雑な試験装置を必要としないため、同時計測手法を開発するに都合がよい。そのため、本研究では同時計測手法における不飽和土の蒸発特性の計測原理として、酒匂らが提案するバルク法に基づく室内試験方法を採用した。一方で、この方法には、計測初期の不安定な環境条件下で得られたデータの整理方法や、自然対流下における交換速度の算定方法などに起因した蒸発効率の計測精度への課題がある。

本章では、蒸発効率を計測するための酒匂らの方法について、その課題を整理かつ解決する。はじめに、既往のバルク法に基づく室内試験方法を計測の原理・条件の観点から説明する。その後、酒匂らの方法を用いた室内試験結果の考察から、蒸発効率の計測に関する課題を抽出する。最後に、課題解決に向けて、計測データの整理方法と交換速度の算定方法を新たに提案する。

表-3.1 蒸発効率を計測するための室内試験方法の一覧

研究者	対流条件	室内試験の手順と課題
近藤ら (1990) ⁴⁾	強制対流 (風速あり)	手順：気象観測と、土槽試験（初期飽和度 100 %）を実施する。 課題：試験装置が複雑（風速の制御や飽和供試体の作製など）である。
里見ら (2010) ⁶⁾	設定なし	手順：近藤らの方法に（土槽は任意の初期飽和度）に、水槽試験を導入している。 課題：対流条件が考慮されておらず、体積含水率～蒸発効率の関係の傾向が過小評価される。
酒匂ら (2016) ⁸⁾	自然対流 (風速なし)	手順：里見らの方法を、両槽の表面に輻射で熱量を供給しつつ実施する。 課題：自然対流下で得られた計測データの整理手法に関する検討が不十分である。

図-3.1 近藤らの方法の室内試験装置の概要¹⁰⁾

3.2 バルク法に基づく室内試験方法の概要

3.2.1 近藤らの方法

Kondo et al.⁴⁾は、気象観測と飽和土槽試験（円筒容器内に飽和した土試料を充填し、表面温度と蒸発量を計測する試験）を組み合わせた室内試験による蒸発効率の計測方法を提案した。このとき、現実の体積含水率の計測を考慮した実用的見地¹²⁾から供試体高さを2.0 cmとしている。この方法による蒸発効率の水分依存性の算定フローを図-3.2に示し、以下で説明する。バルク式（式(2.3)を参照）において蒸発効率と交換速度は独立に算定できない。そこで、この手法では飽和土であれば蒸発効率が $\beta = 1$ と明らかであることに着目し、飽和時の土槽試験結果と気象観測データをバルク式に代入することで、バルク輸送係数 C_H を算出している。これにより風速 U から交換速度 $g_a (= C_H U)$ が算定できるため、得られた交換速度 g_a を用いて不飽和時の蒸発効率が算定できる。さらに、土槽の重量変化から供試体高さ2.0 cmに対する平均的な体積含水率 θ を計算することで、最終的に体積含水率～蒸発効率の関係をj得ている。

近藤らの方法では風速 U の計測結果から交換速度 g_a を算定するため、交換速度を風速の関数として定義できる強制対流の条件下を対象としている¹³⁾。また、飽和供試体について、試験上どこまでの土中水分量を飽和状態とみなすかについては示されておらず、バルク輸送係数 C_H の算出に用いることができる土槽試験結果の判別は難しい。さらに、飽和供試体は水浸脱気法や吸水脱気法などにより作製できるものの¹⁴⁾、それらの実施には複雑な装置が必要とされるため簡単ではない。

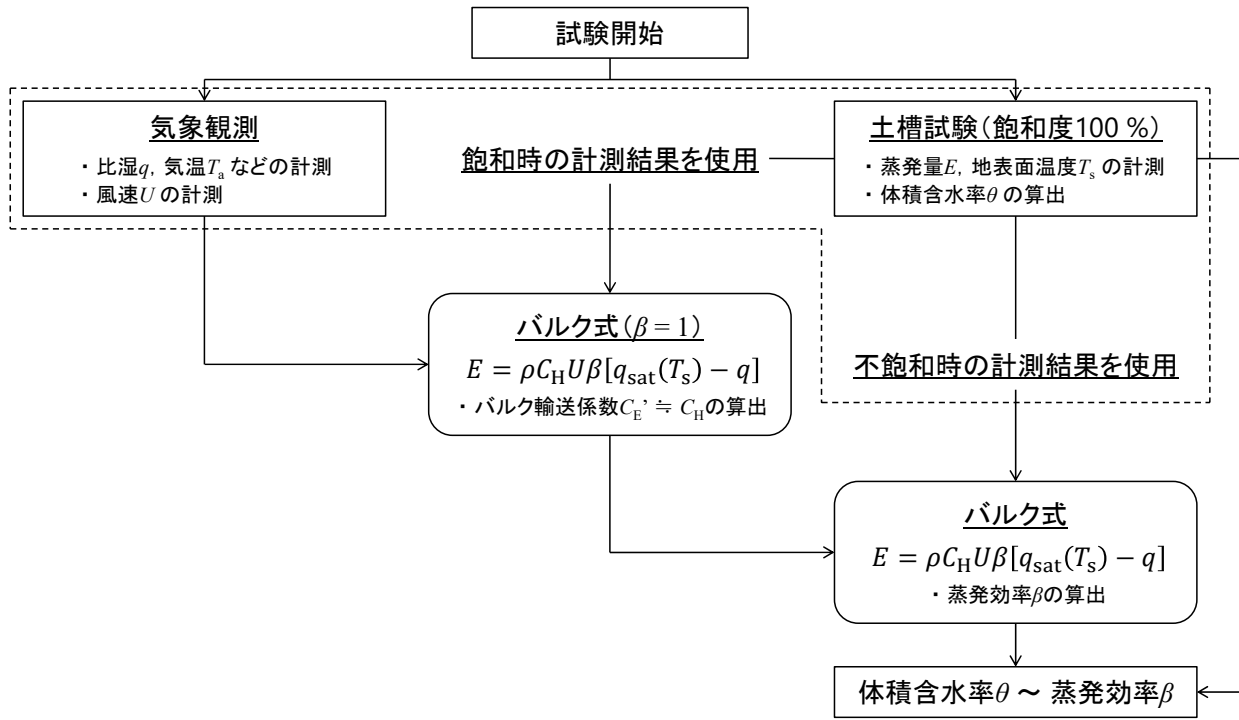


図-3.2 近藤らの方法による蒸発効率の水分依存性の算定フロー

3.2.2 里見らの方法

里見ら⁹⁾は、気象観測・任意の初期飽和度の土槽試験・水槽試験で構成される室内試験方法を提案した。この方法では、近藤らの方法を基礎として新たに水槽試験を導入しており、この水槽試験が飽和土槽試験の役割を担っている。さらに、水槽試験の導入により飽和供試体を作製する必要がなくなったため、土槽試験の供試体を任意の飽和度で作製することができる。この方法による蒸発効率の水分依存性の算定フローを図-3.3に示し、以下で説明する。水槽試験では水面からの蒸発となるため、近藤らの方法における飽和時の土槽試験と同様に蒸発効率 $\beta = 1$ と定義される。そのため、水槽試験の計測データと気象観測データをバルク式に代入することで、水槽における交換速度 $g_{a,water}$ が算出される。次に、得られた交換速度 $g_{a,water}$ を次式で補正し、土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ を算定する。

$$g_{a,soil} = \frac{\zeta_{water}}{\zeta_{soil}} \cdot g_{a,water} \quad (3.1)$$

ここに、 ζ_{water} ：水の体積熱容量 [$J m^{-3} K^{-1}$]、 ζ_{soil} ：土の体積熱容量 [$J m^{-3} K^{-1}$]である。この補正式は、物体の持つ熱エネルギーに着目した考察から、体積熱容量と交換速度が反比例関係にあると仮定することで得られたものである。その後、土槽試験の計測データと気象観測データに加え、補正した交換速度 $g_{a,soil}$ をバルク式に代入することで、蒸発効率 β が算出される。また、この方法では土壌水分計により体積含水率 θ を直接計測しており、最終的に体積含水率～蒸発効率の関係が得られる。

バルク式において、土中水分量の影響は全て蒸発効率 β に含まれるため、交換速度 g_a は土中水分量と無関係に決まる。しかし、式(3.1)中の土の体積熱容量 ζ_{soil} は土中水分量に依存して変化する¹⁵⁾。その

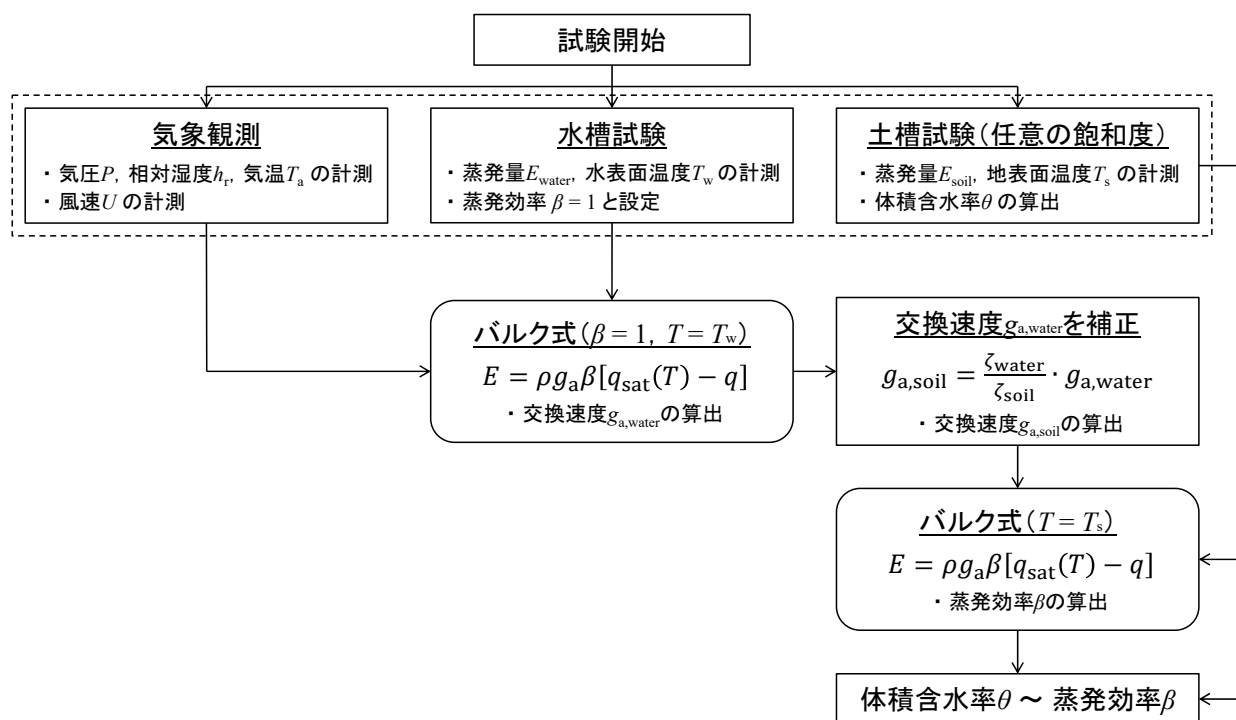


図-3.3 里見らの方法による蒸発効率の水分依存性の算定フロー

ため、里見らの方法では、土中水分量の減少に伴って土槽における交換速度 $g_{a,\text{soil}}$ が大きくなり、結果として蒸発効率 β が過小評価されてしまう。加えて、式(3.1)が自然対流下における交換速度の経験式（式(2.8)を参照）に基づき提案されている一方で、里見らの方法では対流条件が考慮されていない。

3.2.3 酒匂らの方法

Sako et al.⁸⁾は、里見らの方法に対流条件の考慮を加えた室内試験方法を提案した。この方法では、投光器を設置することで水槽と土槽の表面に輻射で熱量を供給しており、これにより蒸発面と大気との温度差により蒸発を駆動する自然対流の条件下で計測ができる。また、里見らの方法では交換速度の算定方法に起因して蒸発効率 β が過小評価されることから、水槽と土槽で交換速度が等しいとする仮定に基づいた蒸発効率の算定方法を新たに提案している。この方法による蒸発効率の水分依存性の算定フローを図-3.4 に示し、以下で説明する。室内試験では、気象観測（気温 T_a , 気圧 P , 相対湿度 h_r , 風速 U ）と同時に水槽試験と土槽試験を実施し、各槽における蒸発量と表面温度を計測する。水面は蒸発効率 $\beta = 1$ と定義されるため、水槽試験の計測データと気象観測データをバルク式に代入することで、水槽における交換速度 $g_{a,\text{water}}$ が算出される。このとき、土槽と水槽で交換速度が等しいと仮定することにより、土槽における交換速度 $g_{a,\text{soil}}$ を算定している。その後、土槽試験の計測データと気象観測データに加え、得られた交換速度 $g_{a,\text{soil}}$ をバルク式に代入することで、蒸発効率 β が算出される。ここで、里見らは土壌水分計を使用して体積含水率 θ を直接計測していたが、酒匂らは土壌水分計のコードの振動などにより両槽の秤量結果に誤差が生じることを確認した¹⁶⁾。そのため、近藤らの方法と同様に、土槽の重量変化から計算される供試体高さ 2.0 cm に対する平均的な体積含水率 θ を採用しており、最終的に体積含水率～蒸発効率の関係をj得ている。

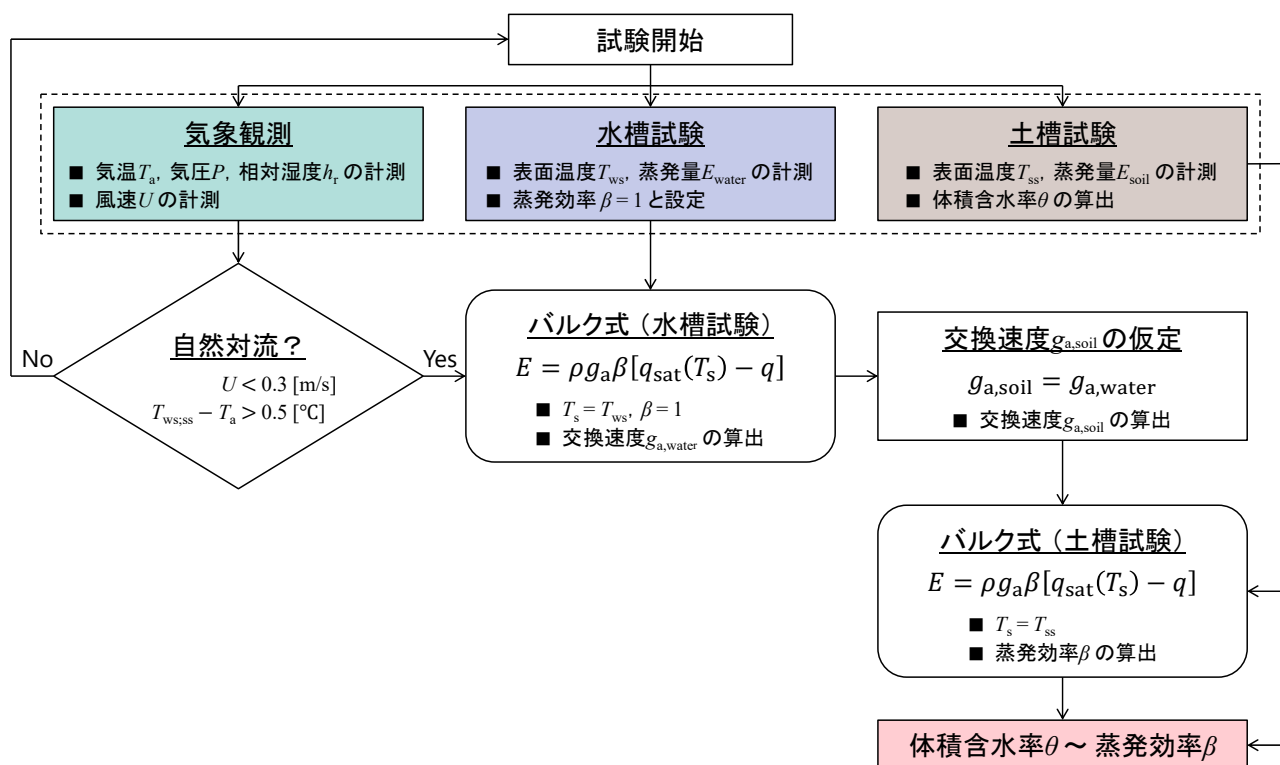


図-3.4 酒匂らの方法による蒸発効率の水分依存性の算定フロー

酒匂らの方法では自然対流の条件下を対象としており、風速の制御などの複雑な試験装置を必要としない。そこで以降では、酒匂らの方法をバルク法に基づく室内試験方法として扱い、同時計測手法における不飽和土の蒸発特性の計測原理として採用する。次節では、酒匂らの方法による蒸発効率の水分依存性の計測結果を考察し、バルク法に基づく室内試験方法の課題を整理する

3.3 バルク法に基づく室内試験方法の課題の整理

3.3.1 バルク法に基づく室内試験装置の構成

図-3.5 と図-3.6 に示すように、バルク法に基づく室内試験装置は、気象観測装置、土槽試験装置、水槽試験装置で構成される。土槽と水槽には、内径 15.5 cm で高さ 2.0 cm の塩化ビニール製円筒容器を使用した（写真-3.1）。この 2.0 cm という高さは、現実の体積含水率の計測を考慮して決定されている¹²⁾（これよりも薄いと計測が困難であり、厚いと時間変動や水分の鉛直勾配の影響を表現できない）。また、両槽の側面と底面に断熱シートを貼り付け、表面からのみの熱伝導とした。さらに、自然対流の条件下で試験を実施するため、両槽の表面には投光器を用いて輻射で熱量を供給している。

本研究で使用した計測装置について、以下で説明する。土槽と水槽からの蒸発量はそれぞれ電子天秤（FX-3000i；A&D Co., Ltd., 最小表示：0.01 g；標準偏差：0.01 g）で計測した。酒匂らの方法では、両槽の表面温度を接触型の温度計である熱電対で計測していたが、これも土壤水分計と同様にコードの振動などにより両槽の秤量結果に誤差が生じる可能性がある。そこで、両槽の表面温度は非接触型の温度計である放射温度計（IT-480N；HORIBA, Ltd., 分解能：0.1 °C；測定精度：±1 °C 以内）でそ

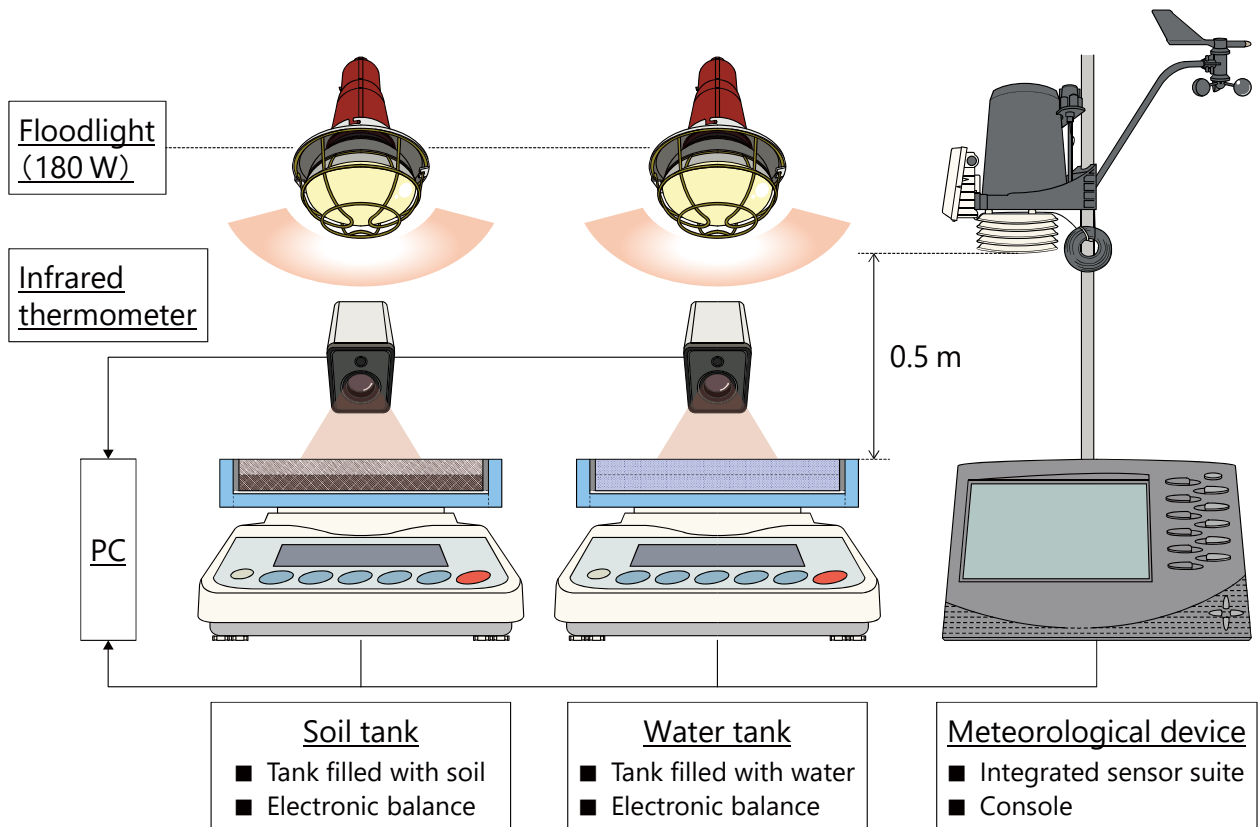


図-3.5 バルク法に基づく室内試験装置の概要

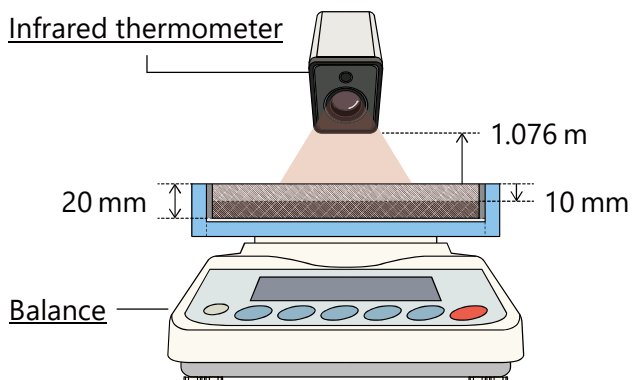


図-3.6 土槽試験装置の断面図

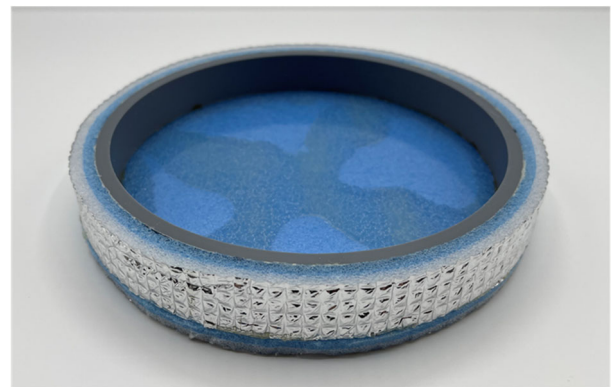


写真-3.1 土槽と水槽に用いた円筒容器

れぞれ計測した。気象観測装置（Vantage Pro2 ; Davis Instruments Corp.）は、両槽の表面から 50 cm の高さに設置した⁴⁾。また、投光器には 180 W の RT-205（トラスコ中山株式会社）を使用した。次項では、バルク法に基づく室内試験方法による蒸発効率の水分依存性の計測条件を説明する。

3.3.2 バルク法に基づく室内試験方法の計測条件

バルク法に基づく室内試験方法の課題を整理するため、酒匂らの方法を用いて蒸発効率の水分依存性を計測した。計測条件について以下で説明する。土試料には豊浦砂と東俣シラス（鹿児島県東俣町で採取されたシラス混じり土）を用いた。また、土槽は、初期飽和度 $S_{r,0}$ を 80, 60, 40 % に調整した土試料を、設定した間隙比 e （豊浦砂：0.750，東俣シラス：1.200）に合わせて底面から 1 cm 毎に締固めて作製した。土試料の基本物性値と各計測における供試体条件の実測値を表-3.2 に、粒径加積曲線と水分特性曲線（排水過程，簡易蒸発法¹⁷⁾により計測）を、それぞれ図-3.7 と図-3.8 に示す。ここで、図-3.8 における破線と鎖線は、水分特性曲線の計測値を次式に示す van Genuchten - Mualem モデル¹⁸⁾でフィッティングしたものである。

表-3.2 土試料の基本物性値と各計測における供試体条件の実測値

	土粒子密度 ρ_s [Mg m ⁻³]	工学的分類	細粒分含有率 F_c [%]	間隙比 e [-]	初期飽和度 $S_{r,0}$ [%]
豊浦砂	2.640	分級された砂（中砂） (SP)	0.1	0.752	77.41
				0.751	57.92
				0.751	38.24
東俣シラス	2.514	火山灰質土まじり礫質砂 (SG-V)	14.0	1.151	80.09
				1.153	60.80
				1.144	41.01

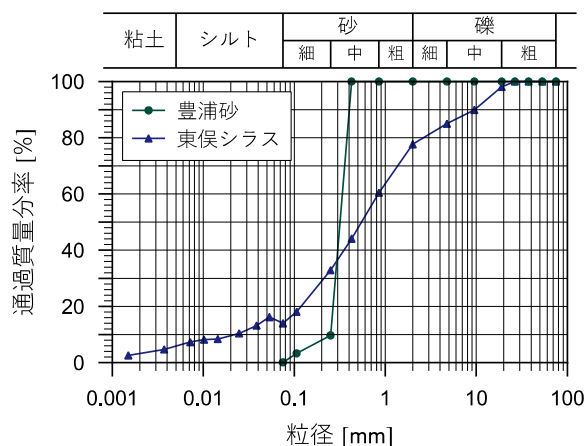


図-3.7 粒径加積曲線

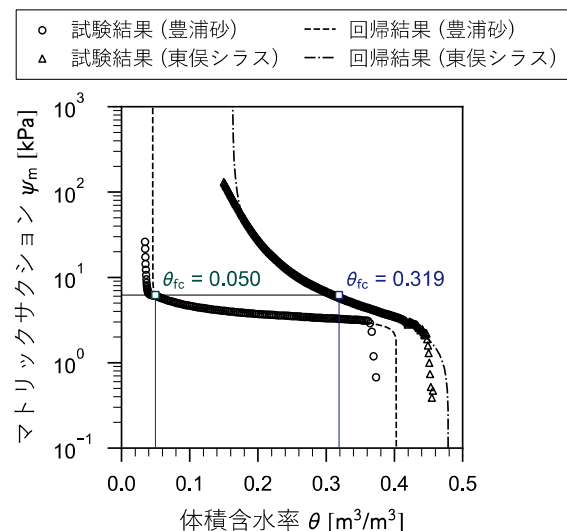


図-3.8 水分特性曲線（排水過程，簡易蒸発法）

表-3.3 圃場容水量と van Genuchten - Mualem モデルのパラメータ

	圃場容水量 $\theta_{fc} [m^3 m^{-3}]$	飽和体積含水率 $\theta_s [m^3 m^{-3}]$	残留体積含水率 $\theta_r [m^3 m^{-3}]$	フィッティングパラメータ	
				$\alpha [kPa^{-1}]$	$n [-]$
豊浦砂	0.050	0.403	0.046	0.278	9.339
東俣シラス	0.319	0.479	0.162	0.254	2.179

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left[\frac{1}{1 + (\alpha \psi_m)^n} \right]^m \quad (3.2)$$

ここに、 S_e ：有効飽和度 [-]， θ_s ：飽和体積含水率 [$m^3 m^{-3}$]， θ_r ：残留体積含水率 [$m^3 m^{-3}$]， ψ_m ：マトリックサクション [kPa]， α ：フィッティングパラメータ [kPa^{-1}]， $n, m (=1 - 1/n)$ ：フィッティングパラメータ [-]である。さらに、得られたフィッティング関数を用いて、マトリックサクションが 6.19 kPa となるときの体積含水率を計算することで、圃場容水量 θ_{fc} を決定した。この θ_{fc} は、体積含水率～蒸発効率の関係の試験結果と既往成果（表-2.2 を参照）の比較に使用される。各土試料について、 θ_{fc} の推定結果と van Genuchten - Mualem モデルのパラメータを表-3.3 に示す。計測間隔を 15 分とし、試験開始後 12 時間の経過、あるいは 0 以下の蒸発量が計測された時点をもって試験終了とした。このとき、蒸発による水槽での水位低下に起因した両槽での表面位置の違いが、蒸発効率の算定結果に影響する可能性を考慮して、水位がおおよそ半分に低下する 12 時間経過時点までを計測期間と設定している。次項では、蒸発効率の水分依存性の計測結果について考察する。

3.3.3 バルク法に基づく室内試験結果の考察

バルク法に基づく室内試験により計測した豊浦砂と東俣シラスにおける体積含水率～蒸発効率の関係を、図-3.9 と図-3.10 にそれぞれ示す。図中の 3 つの範囲は、体積含水率～蒸発効率の関係の特徴を踏まえ、Sako et al.⁸⁾が蒸発効率 β の値に基づき区分したものである。また、図中の破線は、Lee らの関数（式(2.13)を参照）による結果であり、表-3.3 に示す圃場容水量を用いて計算されている。さらに、計測結果例として、初期飽和度 60 %の豊浦砂と東俣シラスにおける温度、蒸発量、体積含水率 θ 、土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ 、蒸発効率 β の時系列変化を、図-3.11 と図-3.12 にそれぞれ示す。なお、計測開始時の両槽の表面温度について、試験者が放射温度計の計測範囲へ映り込むことにより過大に計測されていた結果があったため、それらについては除去している。水槽試験は各土槽試験と同時に実施しているため、両図では試験時の気象条件の違いに起因して水槽試験結果が異なっている。これを踏まえ、今後、同一の気象条件下で水槽試験を実施することにより、水槽試験の再現性についても詳細に検討する必要がある。また、図中に示すⅠからⅢの範囲は、図-3.9 と図-3.10 に示した範囲に対応しており、以降では、これら範囲に従って体積含水率～蒸発効率の関係を考察する。

範囲Ⅰは、蒸発効率 β が 1 を大きく上回る範囲（図-3.9 と図-3.10 における $\beta > 1$ の範囲に相当）であり、試験の初期段階である。この範囲では、土槽あるいは水槽で表面温度が上昇する傾向を示しており（図-3.11(a)、図-3.12(a)）、それに伴い蒸発量も大きく変動している（図-3.11(b)、図-3.12(b)）。

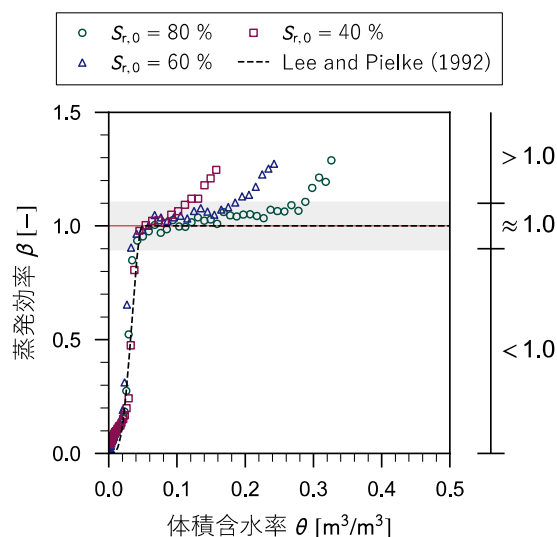


図-3.9 体積含水率～蒸発効率の関係（酒匂らの方法，豊浦砂）

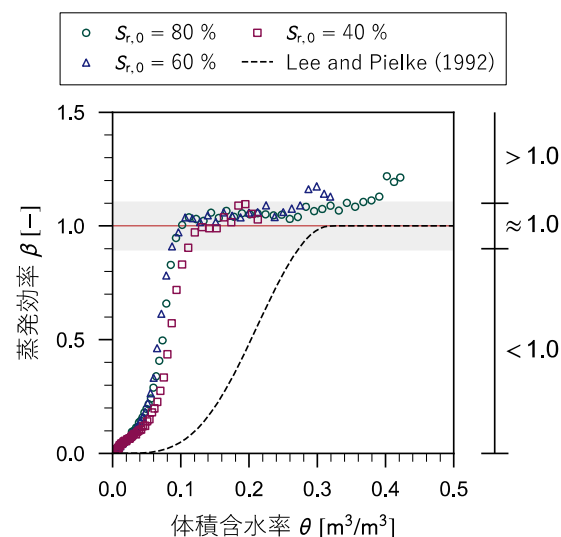


図-3.10 体積含水率～蒸発効率の関係（酒匂らの方法，東俣シラス）

このような試験開始時の不安定な環境条件の影響を受け、 β が 1 より過大に算出されていると思われる。そのため、蒸発効率の水分依存性の計測精度を向上させるため、範囲Ⅰに相当する不安定な環境条件の影響によるデータを除去する必要がある。

範囲Ⅱは、蒸発効率 β がおよそ 1 で安定する範囲（図-3.9 と図-3.10 における $\beta \approx 1$ の範囲に相当）であり、試験の中期段階である。この範囲では、土槽と水槽で表面温度が安定しており（図-3.11(a), 図-3.12(a)），それに伴い蒸発量の変動も小さくなっている（図-3.11(b), 図-3.12(b)）。その結果、 β がおよそ一定値で算出されていると考えられる。一方で、図-3.9 と図-3.10 に示されるように、Lee らの関数による結果と異なり、 β が 1 をわずかに上回る値で安定しており、その変域（ $0 \leq \beta \leq 1$ ）を満足していない。これについて、各土試料における表面温度と蒸発量に着目して考察する。まず、豊浦砂では土槽が水槽よりも低い表面温度で安定している（図-3.11(a)）。これより、豊浦砂が水よりも温まりにくい物性であると考えられる。次に、東俣シラスでは両槽の表面温度がおよそ同程度であるものの（図-3.12(a)），蒸発量はわずかに土槽の方が多くなっている（図-3.12(b)）。すなわち、東俣シラスと水では表面温度に対する蒸発の起こりやすさが異なるといえる。以上より、土試料と水では、温まりやすさに起因した表面温度、あるいはそれに対する蒸発の程度が異なっていると分かる。しかしながら、酒匂らの方法では、土槽と水槽で交換速度が等しいと仮定しており、土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ の算出に際して、両槽での表面温度や蒸発量の違いは考慮されていない。その結果、 $g_{a,soil}$ が過小評価され、 β が 1 をわずかに上回っていると推測される。そのため、範囲Ⅱにおける蒸発効率の水分依存性の計測精度を向上させるため、土と水の熱特性の違いを考慮するなど交換速度の算定方法を改良する必要がある。

範囲Ⅲは、蒸発効率 β がおよそ 1 から急激に低下する範囲（図-3.9 と図-3.10 における $\beta < 1$ の範囲に相当）であり、試験の後期段階である。この範囲では、体積含水率 θ の減少に伴って（図-3.11(c), 図-3.12(c)），地表面付近から水が無くなり、蒸発が土の内部から生じている。そのため、土槽からの蒸発量が減少している（図-3.11(b), 図-3.12(b)）。すなわち、土中の間隙構造の影響を受け、 β が低下

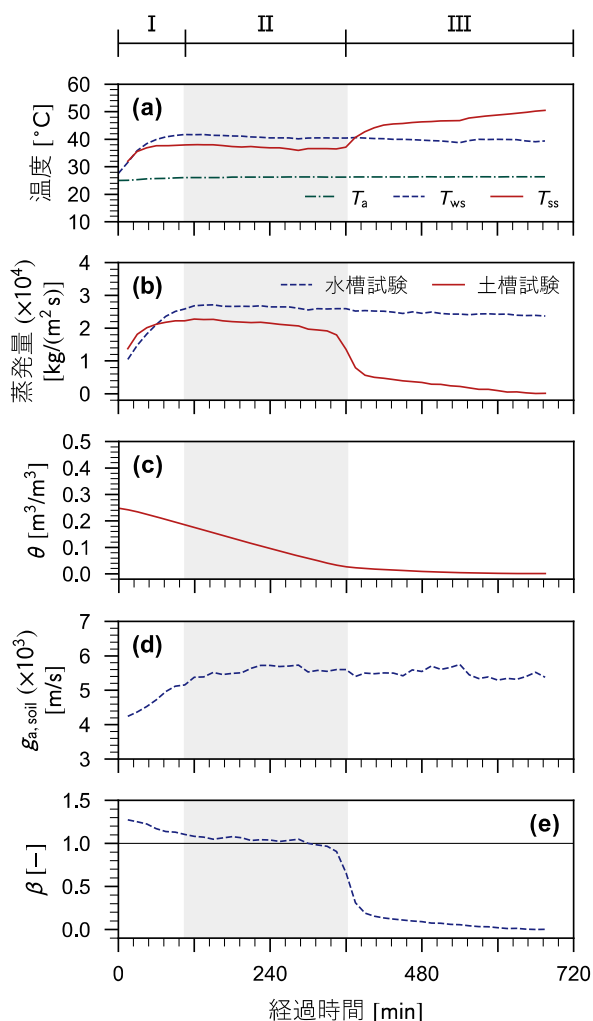


図-3.11 計測値の時系列変化（初期飽和度 60%，豊浦砂）

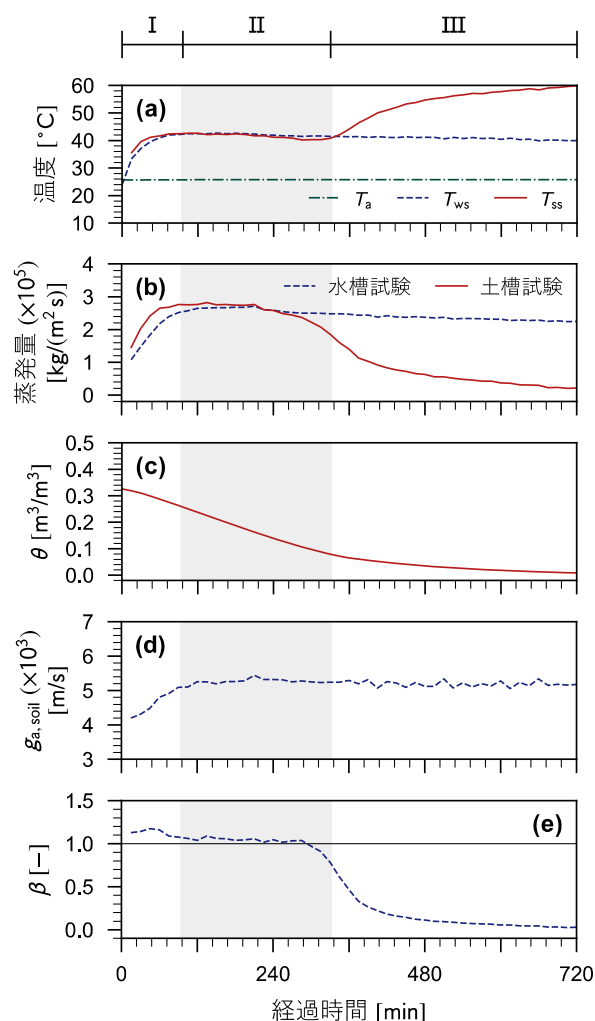


図-3.12 計測値の時系列変化（初期飽和度 60%，東俣シラス）

していると考えられる。また、豊浦砂では試験結果が Lee らの関数と同様な傾向を示しているように見える（図-3.9）。しかし、範囲Ⅲを拡大してみると（図-3.13）、 θ がおよそ 0.02 以下の極端に小さい範囲で、両者の関数形が異なっている。ここで、蒸発効率は、比較的乾燥した地表面において交換速度とほとんど無関係に決まることが確認されている¹⁹⁾。加えて、 β の算定に必要なその他のパラメータ（蒸発量、空気密度、飽和比湿、比湿）は、気象観測データと土槽試験の計測結果から直接得られる。以上を踏まえると、 θ が小さい範囲における体積含水率～蒸発効率の関係は、既往研究（表-2.2 を参照）で想定されていたような単純な関数形ではなく、より複雑な形状を有する可能性がある。一方で、東俣シラスでは試験結果が Lee らの関数による結果と大きく異なっている（図-3.10）。このことから、東俣シラスのような保水性の高い土試料（図-3.8 を参照）に対しては、既往成果にある圃場容水量のみを用いた体積含水率～蒸発効率の関係式の適用が困難であると示唆された。

以上の考察を踏まえ、バルク法に基づく室内試験方法の課題として、範囲Ⅰにおいて試験開始時の不安定な環境条件の影響から蒸発効率 β が 1 を上回る値で計測されること、範囲Ⅱにおいて交換速度

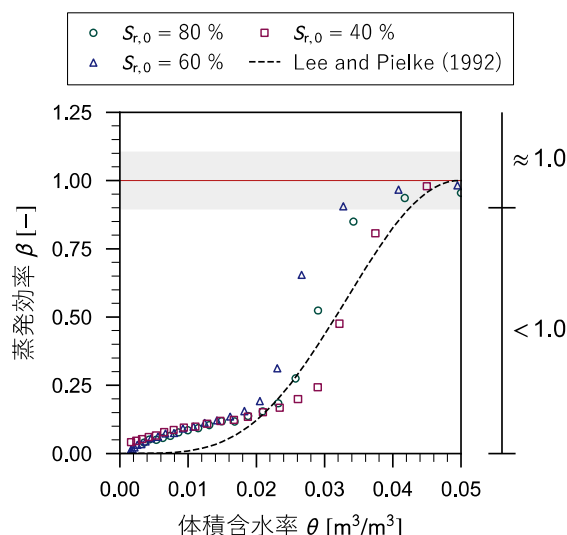


図-3.13 体積含水率～蒸発効率の関係（図-3.9 の $\beta < 1$ の範囲を拡大）

の算定方法の影響から蒸発効率 β が 1 をわずかに上回る値で安定することが挙げられる。前者については、不安定な環境条件の影響によるデータを定量的な基準に基づき除去する必要がある、後者については、地表面種類の違いによる表面温度や蒸発量の違いを考慮できる交換速度の算定方法を提案することが必要であると考えられる。次節では、上述の課題解決に取り組むことで、蒸発効率の計測結果の精度向上を実現する。

3.4 蒸発効率の水分依存性の計測に関するデータ整理手法の改良

3.4.1 不安定な環境条件による計測結果への影響を排除する基準の提案

範囲Ⅰでは蒸発効率 β が試験開始時の不安定な環境条件の影響を受けていると予想されるため、同範囲における算定結果を排除する必要がある。これまで、範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値を経過時間～蒸発効率の関係の傾向に基づき定性的に決定してきた。しかし、体積含水率～蒸発効率の関係の計測結果に対して、回帰式によるフィッティングやニューラルネットワークなどによる学習²⁰⁾を試みる際には、範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値を β の計測結果によらず決定できるような客観的な基準が必要とされる。そこで、室内試験結果の考察に基づいて、範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値を定量的に決定するための手法について検討する。

3.3 節における室内試験の各計測結果に関する考察から、範囲Ⅰと範囲Ⅱの違いとして、土槽と水槽における表面温度の時間変化の傾向が異なることが挙げられる。範囲Ⅰでは土槽あるいは水槽で表面温度が上昇する傾向を示しており、範囲Ⅱでは両槽において表面温度が比較的安定した傾向を示している（図-3.11(a)、図-3.12(a)を参照）。これを踏まえ、範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値は、両槽における表面温度が安定に至った時刻であると定義できる。そこで、範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の決定手法として、表面温度が上昇～安定へと推移する過程を近似式として表現し、安定に至る時刻をグラフの作図に基づき定量化する手法を提案する。

はじめに、地表面温度の時間変化を表現する近似式の導出過程を説明する。近似式は「輻射により地表面に供給される熱量 Q_{in} と、地表面から近傍の空気へと供給される熱量 Q_{out} が平衡になるときの温度を平衡温度 T_{equ} とする」という仮定に従い導出されている。単位時間当たりの熱量 Q_{in} [W]は、体積熱容量 ζ [J m⁻³ K⁻¹]の定義式 (式(3.3)) ²¹⁾の両辺に体積 V [m³]を乗じることで、下向きを正とした式(3.4)で表される。

$$Q = \zeta \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.3)$$

$$Q_{in} = \zeta \cdot V \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.4)$$

ここに、 Q ：単位時間・体積当たりの熱量 [W m⁻³]である。単位時間当たりの熱量 Q_{out} [W]は、断面積 A [m²]を通過して、地表面からその直上 δy [m]の空気へと流入する熱量として、フーリエの法則 ²²⁾により上向きを正とした次式で表される。

$$Q_{out} = \frac{\lambda \cdot A}{\delta y} [T(t) - T_{equ}] \quad (3.5)$$

ここに、 λ ：熱伝導率 [W m⁻¹ K⁻¹]、 $T(t)$ ：時刻 t における地表面温度 [K]である。式(3.4)と式(3.5)より、地表面温度の時間変化に関する微分方程式が以下のように得られる。

$$\zeta \cdot V \cdot \frac{dT(t)}{dt} = -\frac{\lambda \cdot A}{\delta y} [T(t) - T_{equ}] \quad (3.6)$$

式(3.6)を初期条件 $T(0) = T_0$ で解くと、最終的に時刻 t における地表面温度が以下で示される。

$$\begin{aligned} T(t) &= T_{equ} + (T_0 - T_{equ}) \cdot \exp\left(-\frac{\lambda \cdot A}{\delta y \cdot \zeta \cdot V} \cdot t\right) \\ &= T_{equ} + (T_0 - T_{equ}) \cdot \exp(\gamma \cdot t) \end{aligned} \quad (3.7)$$

$$\gamma = -\frac{\lambda \cdot A}{\delta y \cdot \zeta \cdot V} \quad (3.8)$$

ここに、 T_0 ：初期温度 [K]、 γ ：熱特性に関する係数 [s⁻¹]である。

次に、式(3.7)に示す表面温度の時間変化を表現する近似式を用いた、グラフの作図に基づく範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の決定手法を説明する (図-3.14、図-3.15)。

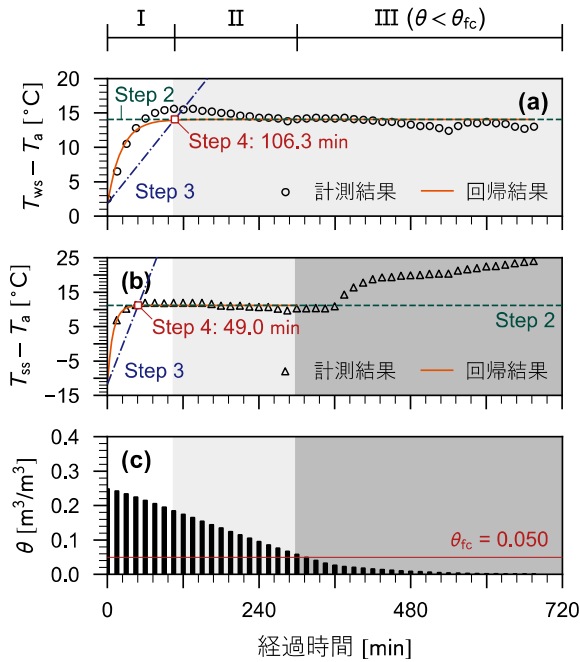


図-3.14 範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の決定手法の一例（初期飽和度 60%，豊浦砂）

- ：(a) 水槽の表面温度と気温の差の時系列変化
- ；(b) 土槽の表面温度と気温の差の時系列変化
- ；(c) 体積含水率の時系列変化

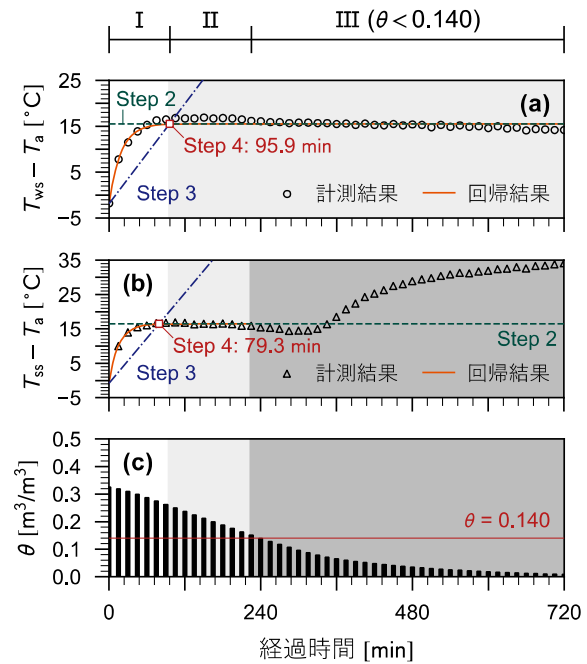


図-3.15 範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の決定手法の一例（初期飽和度 60%，東俣シラス）

- ：(a) 水槽の表面温度と気温の差の時系列変化
- ；(b) 土槽の表面温度と気温の差の時系列変化
- ；(c) 体積含水率の時系列変化

Step 1: 室内試験から計測される水槽と土槽の表面温度の時系列変化を，平衡温度 T_{equ} ・初期温度 T_0 ・熱特性に関する係数 γ をフィッティングパラメータとして，式(3.7)によりフィッティングする。水槽では範囲Ⅱと範囲Ⅲで表面温度が安定することから，全ての計測結果をフィッティングの対象とする。土槽では範囲Ⅱのみで表面温度が安定することから，範囲Ⅱまでの計測結果をフィッティングの対象とする。

Step 2: 平衡温度 T_{equ} を通る水平線を引く。

Step 3: フィッティング曲線上における，①計測開始時点である初期温度 T_0 ，②表面温度が比較的安定し始めた時点である平衡温度 T_{equ} から温度計の分解能を引いた温度，の 2 点を通る直線を引く。このとき， T_{equ} を直接対象にすると経過時間が非常に大きくなることから，1 つの基準として最小の計測単位である分解能を引いている。

Step 4: 2 直線の交点における経過時間を算出し，水槽と土槽でより大きい経過時間を閾値とする。

表-3.4 範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の計算結果と式(3.7)中のフィッティングパラメータ

	初期飽和度 [%]	試験方法	閾値 [min]	交点の経過時間 [min]	平衡温度 T_{equ} [°C]	初期温度 T_0 [°C]	係数 γ [s ⁻¹]
豊浦砂	80	水槽試験	87.8	87.8	14.1	-3.3	-0.059
		土槽試験		36.8	11.5	-44.2	-0.173
	60	水槽試験	106.3	106.3	14.1	1.9	-0.046
		土槽試験		49.0	11.2	-11.8	-0.111
	40	水槽試験	104.0	104.0	14.1	-3.6	-0.050
		土槽試験		51.4	10.5	-8.2	-0.102
東俣シラス	80	水槽試験	87.6	87.6	14.7	-1.4	-0.058
		土槽試験		78.6	14.4	0.3	-0.063
	60	水槽試験	95.9	95.9	15.5	-1.9	-0.054
		土槽試験		79.3	16.5	-0.8	-0.065
	40	水槽試験	99.4	99.4	14.0	-2.0	-0.051
		土槽試験		67.3	15.1	-0.3	-0.075

今回、3.3 節で示した室内試験結果について、範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値をそれぞれ決定した。室内試験では、水槽と土槽の表面温度は気温の変動に影響を受けて、自身も変動すると予想される。そこで今回、Step 1 では、両槽の表面温度から気温を差し引いた相対的な表面温度を用いて、フィッティングを行った。また、Step 1 に必要な範囲Ⅱと範囲Ⅲの閾値として、豊浦砂では既往成果を参考に圃場容水量 $\theta_{\text{fc}} = 0.050$ を用いた（表-3.3 を参照）。一方で、東俣シラスでは、圃場容水量が非常に大きい値となることから、図-3.10 に示すグラフの形状に基づき決定した体積含水率 $\theta = 0.140$ を用いた。さらに、Step 3 に必要な温度計の分解能として、放射温度計の分解能である $0.1\text{ }^{\circ}\text{C}$ を使用した。各試験における範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の計算結果と式(3.7)中のフィッティングパラメータを表-3.4 に示す。

図-3.9 と図-3.10 にそれぞれ示す酒匂らの方法で得た体積含水率～蒸発効率の関係に対して、表-3.4 に示す範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値に基づいて、範囲Ⅰにおける算定結果を棄却した。得られた豊浦砂と東俣シラスにおける体積含水率～蒸発効率の関係を、図-3.16 と図-3.17 にそれぞれ示す。豊浦砂と東俣シラスのいずれにおいても、試験の初期段階における蒸発効率 β が 1 を大きく上回る値を良好に棄却できていることが確認できた。今回は、2 種類の土試料と近しい気象条件（熱量の供給が同程度、気温が $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ でほぼ一定）を対象に、グラフの作図に基づく範囲Ⅰと範囲Ⅱの閾値の決定手法の適用性を確認した。今後、他の土試料や異なる気象条件についても検討することが望ましい。次項では、範囲Ⅱにおける蒸発効率の計測結果の精度向上に向けて、交換速度の算定方法を新たに提案する。

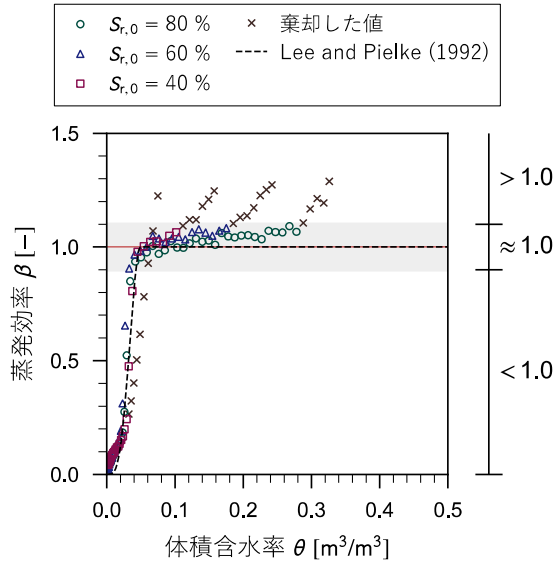


図-3.16 体積含水率～蒸発効率の関係（酒匂らの方法，豊浦砂）：図-3.9 について閾値に基づき範囲Ⅰを棄却

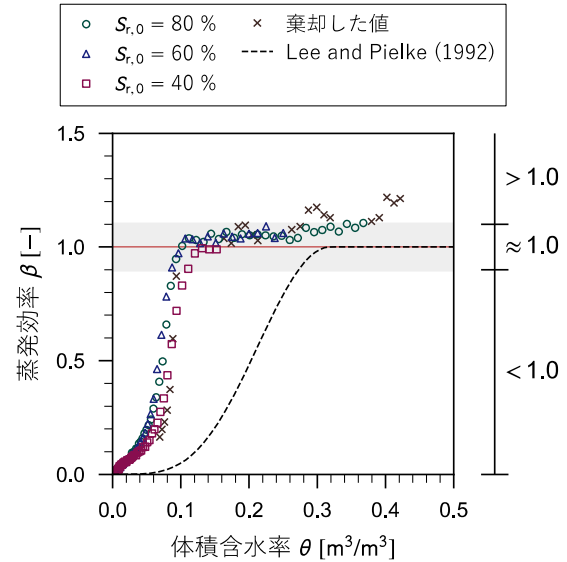


図-3.17 体積含水率～蒸発効率の関係（酒匂らの方法，東俣シラス）：図-3.10 について閾値に基づき範囲Ⅰを棄却

3.4.2 自然対流下における交換速度の算定方法の提案

(1) 土と水の熱容量の違いを考慮した交換速度の算定方法

水槽における交換速度 $g_{a,water}$ を用いて，土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ を算出するためには，両槽での地表面種類の違いに起因した表面温度や蒸発量の違いを考慮する必要がある。表面温度～蒸発量の関係が地表面の熱特性に依存していると予想されることから，ここでは，熱力学に基づいた $g_{a,soil}$ の算定方法（以下，熱容量法）を新たに提案する。

はじめに，物体の代表的な熱特性である体積熱容量 ζ [$J \cdot m^{-3} \cdot K^{-1}$]に着目する（図-3.18(1)に対応）。物体に供給される単位時間・単位体積当たりの熱量 Q [$W \cdot m^{-3}$]が，時間間隔 δt [s]で一定の状況を考える。温度変化を δT [K]とすると， ζ の定義（式(3.3)）から，式(3.9)が得られる。

$$Q \cdot \delta t = \zeta \cdot \delta T = (\text{一定}) \quad (3.9)$$

上式より， ζ と δT が反比例関係にあることが分かる（図-3.18(2)に対応）。ここで，気温を一定として，地表面と大気との温度差 $T_s - T_a$ [K]が δT と比例関係にあると仮定する（図-3.18(3)に対応）。さらに，既往研究（式(2.8)を参照）より，自然対流下での交換速度 g_a が $T_s - T_a$ の $1/3$ 乗と比例関係にあると明らかにされている（図-3.18(4)に対応）。

以上の関係を図-3.18 にまとめて示す。この関係に基づいて，本論文では簡単のために，交換速度 g_a が体積熱容量 ζ の $1/3$ 乗と反比例関係にあると定義すると，土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ は次式で表される。

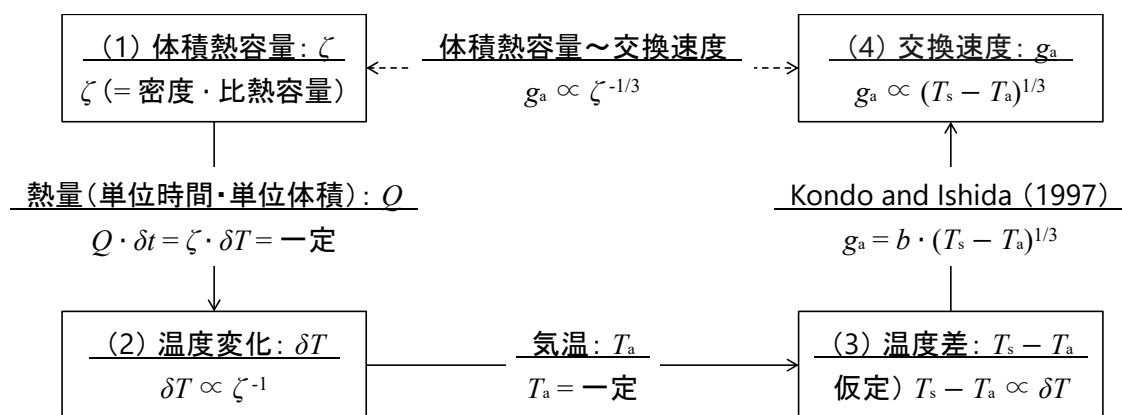


図-3.18 体積熱容量，温度変化，温度差，交換速度の関係

$$g_{a, \text{soil}} = \left(\frac{\zeta_{\text{water}}}{\zeta_{\text{soil cat}}} \right)^{1/3} \cdot g_{a, \text{water}} \quad (3.10)$$

ここに、 ζ_{water} ：水の体積熱容量 [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]、 $\zeta_{\text{soil,sat}}$ ：飽和土の体積熱容量 [$\text{J m}^{-3} \text{K}^{-1}$]、 $g_{\text{a,water}}$ ：水槽における交換速度 [m s^{-1}]である。バルク式において土中水分量の変化の影響が全て蒸発効率 β に含まれ²³⁾、交換速度は常に飽和地表面に対して計算されることから、ここでは、飽和土の体積熱容量 $\zeta_{\text{soil,sat}}$ を使用している。 $\zeta_{\text{soil,sat}}$ は、以下の De Vries の関係式¹⁵⁾において、 $V_w = V_v$ かつ $V_a = 0$ として計算される。

$$\zeta_{\text{soil}} = \rho_s c_s \cdot \frac{V_s}{V} + \rho_w c_w \cdot \frac{V_w}{V} + \rho_a c_a \cdot \frac{V_a}{V} \quad (3.11)$$

ここに、 ρ : 密度 [kg m^{-3}], c : 比熱容量 [$\text{J K}^{-1} \text{kg}^{-1}$], V : 体積 [m^3], 添え字 s, w, a, v はそれぞれ土粒子, 水, 空気, 間隙である。豊浦砂と東俣シラスでは土粒子の比熱容量 c_s が異なると予想されるが, 本研究では簡単のため, c_s として, Tarnawski and Wagner²⁴⁾により計測された岩石と鉱石の比熱容量の平均値である $0.85 \times 10^3 \text{ J K}^{-1} \text{kg}^{-1}$ を一律に使用した。さらに, 水の比熱容量 c_w として, 温度 $20 \sim 60 \text{ }^\circ\text{C}$ における値である $4.18 \times 10^3 \text{ J K}^{-1} \text{kg}^{-1}$ ²⁵⁾ を使用した。

3.3 節で示した室内試験結果を用いて、熱容量法により土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ と蒸発効率 β を算定した。豊浦砂と東俣シラスにおける体積含水率～蒸発効率の関係を、図-3.19 と図-3.20 にそれぞれ示す。さらに、熱容量法を用いた算定結果の例として、初期飽和度 60 %の豊浦砂と東俣シラスにおける $g_{a,soil}$ と β の時系列変化を、それぞれ図-3.21 と図-3.22 にそれぞれ示し、これらに基づいて熱容量法の妥当性を考察する。なお、図中の Case 1 は酒匂らの方法を、Case 2 は熱容量法を示している。

範囲Ⅰでは、3.4.1 項で提案したグラフの作図による手法を用いることで、試験の初期段階における蒸発効率 β が 1 を大きく上回る値を良好に棄却できている。

範囲Ⅱでは、熱容量法を用いることで、土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ が酒匂らの方法に比べて大きく算定されている(図-3.21(a), 図-3.22(a))。その結果、蒸発効率 β が酒匂らの方法よりも小さく算定され(図-3.21(b), 図-3.22(b))、その変域 ($0 \leq \beta \leq 1$) を満足している。すなわち、熱容量法を用いるこ

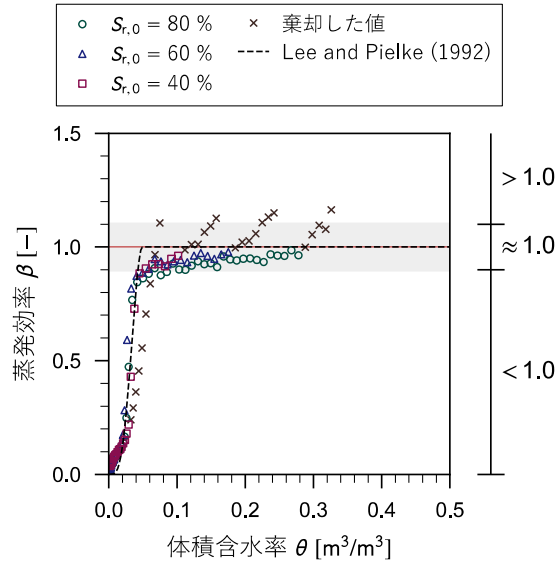


図-3.19 体積含水率～蒸発効率の関係（熱容量法，豊浦砂）

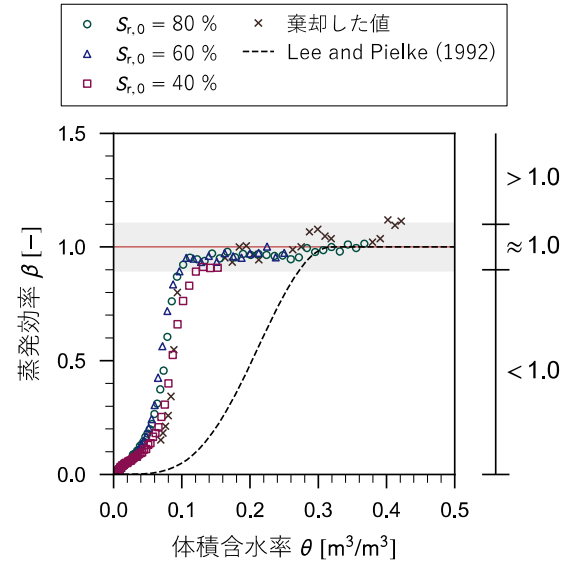


図-3.20 体積含水率～蒸発効率の関係（熱容量法，東俣シラス）

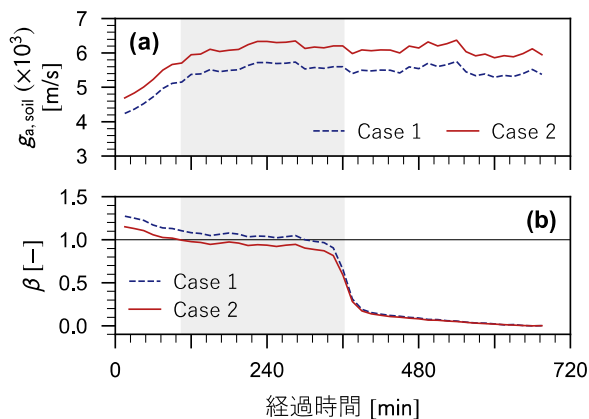


図-3.21 熱容量法を用いた算定結果の時系列変化（初期飽和度 60%，豊浦砂）
：(a) 土槽における交換速度
；(b) 蒸発効率

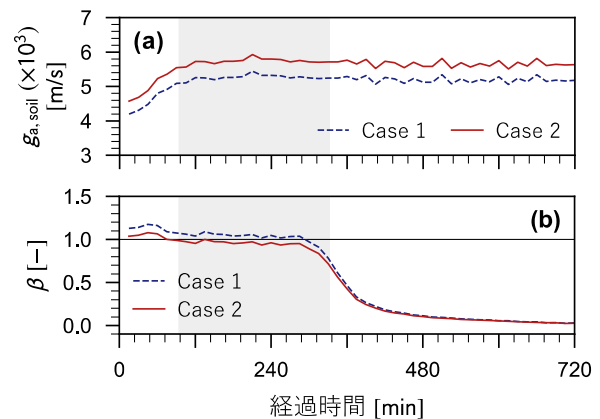


図-3.22 熱容量法を用いた算定結果の時系列変化（初期飽和度 60%，東俣シラス）
：(a) 土槽における交換速度
；(b) 蒸発効率

とで， β が変域を満足する妥当な値として算定できることがわかった。一方で， β が 1 で安定する Lee らの関数による結果と異なり， β が 1 をわずかに下回る値で安定している。これは，熱容量法では土槽と水槽における熱量 Q の違いを考慮できていないことが原因と予想される。すなわち，熱容量法では両槽への Q の供給が一定であると仮定していたが，実際には地表面のアルベド（太陽のような光源を物質がどの程度反射させるかを表わす測度）²⁶⁾や，両槽における投光器の設置位置のわずかな違いなど



写真-3.2 投光器の設置状況

の影響によって（写真-3.2），両槽で供給される Q は異なる。一般に，土は水よりもアルベドが大きい
ため²⁷⁾，土槽では，水槽よりも Q が小さくなり，蒸発量が過小評価（ β が過小評価）されていると考
えられる。そのため，今後， $g_{a,soil}$ の算定に際しては， Q の違いについても考慮する必要がある。

範囲Ⅲでも，土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ が酒匂らの方法に比べて大きく算定されている（図-3.21(a)，
図-3.22(a)）。しかし，体積含水率 θ が小さい範囲においては，蒸発効率 β の算定結果には大きな違い
は見られなかった（図-3.21(b)，図-3.22(b)）。このことは，比較的乾燥した地表面における蒸発効率
が交換速度とほとんど無関係に決まるという考察と整合している。

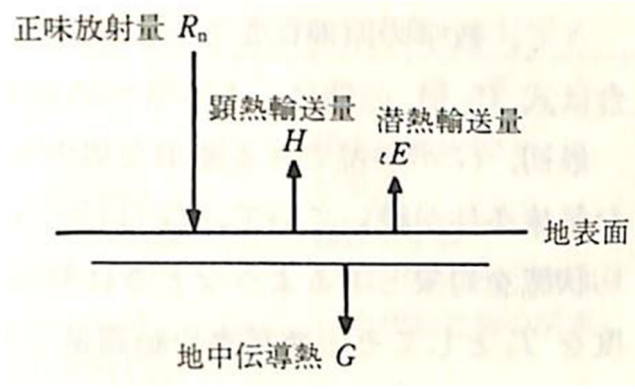
(2) 顕熱輸送量の違いを考慮した交換速度の算定方法

熱容量法（土と水の熱容量の違いを考慮した交換速度の算定方法）では，土槽と水槽に供給される
熱量 Q の違いを考慮できておらず，Lee らの関数などの既往成果と異なり，範囲Ⅱにおいて β が 1 を
わずかに下回る値で安定する傾向を示した。そこで，熱量 Q の構成成分としての顕熱輸送量に着目し
た交換速度の算定方法を提案する。

図-3.23 に示すように，地表面の熱収支式は，正味放射量 R_n ，顕熱輸送量 H ，潜熱輸送量 iE ，地中伝
導熱 G を用いた次式で定義される²⁸⁾。

$$R_n - G = H + iE \quad (3.12)$$

式(3.12)の左辺は地表面表層で温度上昇および蒸発に使用されるエネルギーであることから，これを土
槽と水槽に供給される熱量 Q と考える。顕熱輸送量 H と潜熱輸送量 iE は，バルク式を用いて以下で表
せる。


 図-3.23 地表面の熱収支の説明図²⁸⁾

$$H = c_p \rho g_a (T_s - T) \quad (3.13)$$

$$\iota E = \iota \rho g_a \beta [q_{\text{sat}}(T_s) - q] \quad (3.14)$$

ここに、 c_p ：空気の比熱容量（温度-50～40℃における値である $1.005 \times 10^3 \text{ [J K}^{-1} \text{ kg}^{-1}]$ ²⁹⁾を使用）， ι ：水の気化の潜熱³⁰⁾である。ここで、顕熱とは物体の温度上昇に影響を与えるエネルギーであり，潜熱とは物体の状態変化に影響を与えるエネルギーである。そこで，顕熱輸送量 H が地表面の温度変化に対して支配的であると考え，顕熱輸送量～交換速度の関係に着目する。

顕熱輸送量に対するバルク式である式(3.13)から，顕熱輸送量 H と交換速度 g_a が比例関係にあることが分かる。土槽と水槽について，顕熱輸送量に対するバルク式はそれぞれ以下ようになる。

$$H_{\text{soil}} = c_p \rho g_{a,\text{soil}} (T_{\text{ss}} - T_a) \quad (3.15)$$

$$H_{\text{water}} = c_p \rho g_{a,\text{water}} (T_{\text{ws}} - T_a) \quad (3.16)$$

ここに，添え字 **soil**, **water** はそれぞれ土槽と水槽である。式(3.15)と式(3.16)について比をとることで，土槽における交換速度 $g_{a,\text{soil}}$ が次式で表せる。

$$g_{a,\text{soil}} = \frac{H_{\text{soil}}}{H_{\text{water}}} \cdot \frac{T_{\text{ws}} - T_a}{T_{\text{ss}} - T_a} \cdot g_{a,\text{water}} \quad (3.17)$$

以降では，式(3.17)により交換速度を算定する方法を顕熱輸送量法と呼ぶ。

3.3 節で示した室内試験結果を用いて，顕熱輸送量法により土槽における交換速度 $g_{a,\text{soil}}$ と蒸発効率 β を算定した。豊浦砂と東俣シラスにおける体積含水率～蒸発効率の関係を，図-3.24 と図-3.25 にそれぞれ示す。

はじめに，式(3.17)を計算するにあたり使用したパラメータである水槽における顕熱輸送量 H_{water} と，

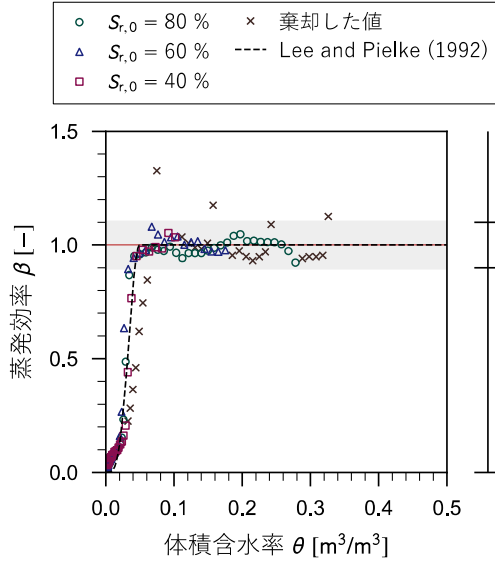


図-3.24 体積含水率～蒸発効率の関係（顕熱輸送量法，豊浦砂）

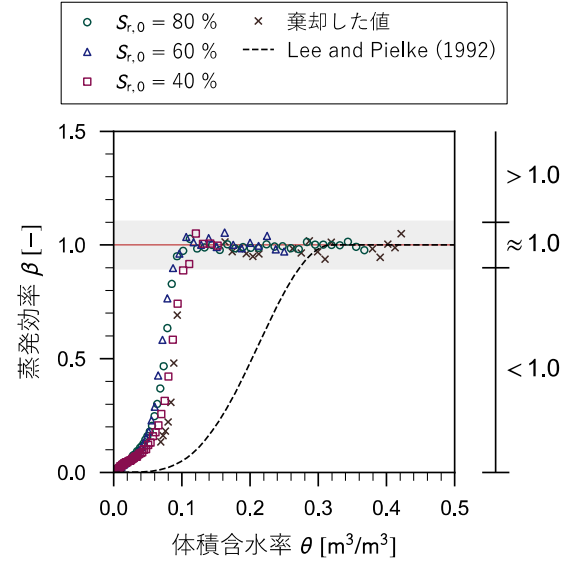


図-3.25 体積含水率～蒸発効率の関係（顕熱輸送量法，東俣シラス）

土槽における顕熱輸送量 H_{soil} の算定方法について以下で説明する。

式(3.13)と式(3.14)を組み合わせることにより，顕熱輸送量 H は次式で表せる。

$$H = \frac{c_p (T_s - T_a)}{\beta [q_{\text{sat}}(T_s) - q]} \cdot E \quad (3.18)$$

水面では常に蒸発効率 $\beta = 1.0$ であることから，式(3.17)中の水槽における顕熱輸送量 H_{water} は，式(3.18)に $\beta = 1.0$ を代入することで，次式で推定できる。

$$H_{\text{water}} = \frac{c_p (T_{\text{ws}} - T_a)}{q_{\text{sat}}(T_{\text{ws}}) - q} \cdot E_{\text{water}} \quad (3.19)$$

一方で，土槽における顕熱輸送量 H_{soil} は，式(3.18)から次式で表せる。

$$H_{\text{soil}} = \frac{c_p (T_{\text{ss}} - T_a)}{\beta [q_{\text{sat}}(T_{\text{ss}}) - q]} \cdot E_{\text{soil}} \quad (3.20)$$

式(3.20)から分かるように，土槽における顕熱輸送量 H_{soil} の推定には蒸発効率 β が必要となる。このとき 3.4.1 項の考察から，土槽の表面温度が比較的安定している範囲では蒸発効率 $\beta \approx 1.0$ とみなせると考える。これにより，蒸発効率 $\beta \approx 1.0$ とみなせる範囲に限り蒸発効率 β が既知となるため，式(3.20)を用いて土槽における顕熱輸送量 H_{soil} を推定できる。しかし，蒸発効率 $\beta \approx 1.0$ とみなせない範囲につい

でも土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ を算出する必要があり、顕熱輸送量 H_{soil} を推定しなければならない。そこで、顕熱輸送量～地表面と大気の温度差の関係に着目した。

顕熱輸送量に対するバルク式である式(3.13)に、自然対流下における交換速度～地表面と大気の温度差の関係式である式(2.8)を代入することで、顕熱輸送量～地表面と大気の温度差の関係式が以下のようになれる。

$$H = c_p \rho (T_s - T) \cdot \left[b \cdot (T_s - T)^{1/3} \right] \quad (3.21)$$

ここに、 b ：地表面種類に応じた比例定数である。式(3.21)について、蒸発効率 $\beta \approx 1.0$ とみなせる範囲で推定した H_{soil} の代表値 $H_{soil, equ}$ (式(3.22)) の比をとることで、土槽における顕熱輸送量 H_{soil} が次式で推定できる。

$$H_{soil, equ} = \frac{\sum_i (\theta_i \cdot H_{soil, i})}{\sum_i \theta_i} \quad \theta_i \geq \theta_{fc} \quad (3.22)$$

$$H_{soil} = \left[\frac{T_{ss} - T_a}{T_{equ}} \right]^{4/3} \cdot H_{soil, equ} \quad (3.23)$$

ここに、 T_{equ} ：平衡温度である。今回、代表値 $H_{soil, equ}$ としては、蒸発効率 $\beta \approx 1.0$ とみなせる範囲で推定した H_{soil} の体積含水率 θ に対する加重平均（土中水分量が多い方ほど、蒸発効率 $\beta = 1.0$ に近い値になると予想されるため）を用いている。また、蒸発効率 $\beta \approx 1.0$ とみなせる範囲の閾値として、3.4.1 項と同様に既往研究から圃場容水量 θ_{fc} を用いている。

次に、図-3.24 と図-3.25 に示す体積含水率～蒸発効率の関係に基づいて、顕熱輸送量法の妥当性を考察する。範囲Ⅱに着目すると、豊浦砂と東俣シラスの両方において、蒸発効率 β が 1 付近で安定する Lee らの関数による傾向と整合する結果が得られている。したがって、新たに提案した交換速度の算定方法である顕熱輸送量法により、蒸発効率の計測精度を高めることができたといえる。

最後に、豊浦砂と東俣シラスの体積含水率～蒸発効率の関係を比較する。図-3.24 と図-3.25 より、東俣シラスでは、豊浦砂よりも大きい体積含水率 θ において、蒸発効率 β が 1 を下回り始めていることが分かる。これは、東俣シラスは、豊浦砂よりも細粒分を多く含むため、土中の間隙が小さく複雑な構造になりやすいことが影響していると考えられる。このことから、土質の粒度分布や間隙比の違いによる体積含水率～蒸発効率の関係への影響は、間隙径分布や細粒分含有率などの土中の間隙構造を表わす指標を用いて評価できると期待される。

3.5 おわりに

本章では、不飽和土の蒸発特性の計測手法であるバルク法に基づく室内試験方法について、既往方法における課題を整理かつ解決し、蒸発効率の水分依存性の計測精度を向上させた。はじめに、既往研究で提案されているバルク法に基づく室内試験方法を説明し、各方法における利点および課題を明

確にした。次に、試験初期の不安定な環境条件の影響を排除するためのデータ整理手法を提案した。最後に、熱力学的な考察に基づいて交換速度の算定方法を提案した。以下、得られた知見を述べる。

- (1) 自然対流下を対象とした酒匂らの方法について、室内試験結果の考察から、試験初期の不安定な環境条件の影響によるデータを定量的な基準に基づき排除する必要があること、地表面種類の違いによる表面温度や蒸発量の違いを考慮できる交換速度の算定方法を提案する必要があることを明らかにした。
- (2) 試験初期の不安定な環境条件の影響を受けているデータを排除するため、水槽と土槽の表面温度の時系列変化に基づいた定量的な基準を提案した。室内試験結果に提案した基準を適用することで、試験の初期段階における不安定な環境条件の影響から過大に算定された蒸発効率を、良好に棄却できることを確認した。
- (3) 交換速度の算定方法の影響から蒸発効率がわずかに大きい値で算定される課題について、自然対流下における交換速度の算定方法として、土と水の熱容量の違いを考慮した手法と顕熱輸送量の違いを考慮した方法を提案した。いずれの手法でも蒸発効率の算定結果の改善を確認できたが、特に顕熱輸送量の違いを考慮した方法では、試験結果がより安定することが確認された。
- (4) 新たに提案した試験手順を用いて異なる種類の土試料による計測結果の蓄積を行い、その考察から、不飽和土の蒸発特性を、保水・浸透特性と同様に間隙水の保持形態（間隙径分布などの土の間隙構造）に基づき評価できる可能性を示した。

参考文献

- 1) Barton, I. J.: A parameterization of the evaporation from nonsaturated surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 18, Issue 1, pp. 43-47, 1979.
- 2) 近藤純正, 大岡浩明: 裸地面蒸発の季節変化の観測, 農業気象, 50 巻 2 号, pp. 101-107, 1994.
- 3) 木村玲二, 近藤純正, 大槻恭一, 神近牧男: 植生面蒸発散量のモデリングーモデルおよび観測による検証一, 水文・水資源学会誌, 12 巻 1 号, pp. 17-27, 1999.
- 4) Kondo, J., Saigusa, N. and Sato, T.: A parameterization of evaporation from bare soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 29, Issue 5, pp. 385-389, 1990.
- 5) Komatsu, T. S.: Toward a robust phenomenological expression of evaporation efficiency for unsaturated soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 42, Issue 9, pp. 1330-1334, 2003.
- 6) 里見知昭, 酒匂一成, 吉留花江, 深川良一: 最表層土の水分変動を考慮したバルク法による蒸発量推定手法の改良, 応用力学論文集, 13 巻, pp. 525-534, 2010.
- 7) 宮本裕二, 山田満秀, 酒匂一成, 荒木功平, 北村良介: 不飽和土の熱現象の数値力学モデル, 応用力学論文集, 14 巻, pp. I_417-I_426, 2011.
- 8) Sako, K., Moriiwa, M. and Satomi, T.: Experimental consideration on evaporation efficiency β of unsaturated sandy soil surface, *Japanese Geotechnical Society Special Publication*, Vol. 2, No. 4, pp. 226-229, 2016.
- 9) 上田政文: 湿度と蒸発ー基礎から計測技術までー, pp. 135-136, コロナ社, 2000.
- 10) 前山雄介, 奥野博信, 金裕奉, 山口克人, 町村尚, 惣田訓: 多層土壌モデルにおける土壌パラメータの測定, 空気調和・衛生工学会近畿支部学術研究発表会論文集 (2003.3.18), pp. 115-118, 2003.
- 11) 近藤純正: 地表面に近い大気の科学 理解と応用, p. 222, 東京大学出版会, 2000.
- 12) 近藤純正: 乾燥域における地表面熱収支の研究指針(1)モデル, 水文・水資源学会誌, 6 巻 3 号, pp. 223-229, 1993.
- 13) 近藤純正: 前掲 11), pp. 142-144.
- 14) 地盤工学会: 地盤材料試験の方法と解説 (第一回改訂版), p. 469, 丸善出版株式会社, 2020.
- 15) De Vries, D. A.: Thermal properties of soils. In: van Wijk, W. H. (eds.) *The Physics of Plant Environment*, North-Holland Publishing Co., Amsterdam, p. 382, 1963.
- 16) 森岩寛稀, 酒匂一成: バルク法における蒸発効率 β の水分依存性に関する室内試験, 第 7 回土砂災害に関するシンポジウム論文集, pp. 223-228, 2014.
- 17) Peters, A., Iden S. C. and Durner W.: Revisiting the simplified evaporation method: Identification of hydraulic functions considering vapor, film and corner flow, *J. Hydrol.*, Vol. 527, pp. 531-542, 2015.
- 18) van Genuchten, M. Th.: A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils, *Soil Sci. Soc. Am. J.*, Vol. 44, pp. 892-898, 1980.
- 19) 近藤純正: 前掲 11), pp. 254-255.
- 20) Rumelhart, D. E., Hinton, G. E. and Williams, R. J.: Learning representations by back-propagating errors, *Nature*, Vol. 323, pp. 533-536, 1986.
- 21) 清水明: 熱力学の基礎 第 2 版 I 熱力学の基本構造, pp. 272-275, 東京大学出版会, 2021.
- 22) Fredlund, D. G., Rahardjo, H and Fredlund, M. D.: *Unsaturated Soil Mechanics in Engineering Practice*, p. 488, John Wiley & Sons, Inc., 2012.

- 23) 近藤純正, 柳原あずさ, 三枝信子: 土壌の蒸発パラメータに関する実験的研究, 天気, 40 巻 12 号, pp. 873-879, 1993.
- 24) Tarnawski, V. R. and Wagner, B.: Thermal properties of soils: The ProSoils, TES-CAD, Thermal Energy Systems, Computer Analysis and Design, Halifax, NS, 1991.
- 25) 国立天文台: 理科年表 2022, p. 522, 丸善出版, 2022.
- 26) Fredlund, D. G., Rahardjo, H and Fredlund, M. D.: *ibid.* 28), p. 301.
- 27) 近藤純正: 水環境の気象学 ―地表面の水収支・熱収支―, p. 10, 朝倉書店, 1994.
- 28) 近藤純正: 前掲 11), pp. 140-142.
- 29) Fredlund, D. G., Rahardjo, H and Fredlund, M. D.: *ibid.* 28), p. 49.
- 30) 近藤純正: 前掲 27), p. 130.

第4章 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の開発

4.1 はじめに

不飽和土の物理・水理特性～蒸発特性の関係を評価し得るパラメータに、バルク法における蒸発効率（2章と3章を参照）がある。既往研究^{1)・3)}および3章での考察から、蒸発効率の水分依存性について、その傾向を細粒分含有率などの土質パラメータで評価できることが示唆されている。さらに、その評価手法として、土の間隙構造に基づいた間隙水の蒸発過程の考察から、間隙径分布～水蒸気拡散距離の関係式を蒸発特性モデル（2章を参照）として提案している。蒸発特性モデルでは、モデル中のパラメータ $N_{\text{path,unit}}$ の関数形を土質条件に応じて決定することで、土の基本的物理量のみから不飽和土の蒸発特性を推定できる。 $N_{\text{path,unit}}$ の関数形については、その定義から土中水分量や間隙構造に依存すると予想される一方で、その傾向や特徴はこれまで確認されていない。さて、土中水分量と間隙構造の関係は、主に水分特性曲線と不飽和・飽和透水係数の関数に基づいて評価されている^{4)・7)}。このことから、蒸発効率の水分依存性について、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数（飽和領域での蒸発効率には興味がないため⁸⁾）と有機的に関係づけて考察することで、 $N_{\text{path,unit}}$ の傾向や特徴を解明できると期待される。以上より、不飽和土の物理・水理特性～蒸発特性の関係の評価に向けては、蒸発効率の水分依存性・水分特性曲線・不飽和透水係数の関数の計測結果を蓄積かつ考察することが重要といえる。なお、水分特性曲線は間隙水の排水過程と吸水過程で異なる傾向を示すことが知られている⁹⁾。本研究で興味があるのは間隙水の蒸発挙動であるため、ここでは排水過程の水分特性曲線を対象としている。

蒸発効率の水分依存性は主に室内での蒸発実験^{1), 10)・13)}で計測されており、Kondo et al.¹⁾は計測結果の考察から、蒸発効率の水分依存性の傾向が外部気象条件や供試体の高さに影響を受けて変化することを明らかにした。そのため、蒸発効率の水分依存性・水分特性曲線・不飽和透水係数の関数を関係づけて考察するにあたり、それらのデータは同一の気象条件かつ供試体から得ることが望ましい。著者らの研究グループでは、バルク法に基づく室内試験方法（3章を参照）により蒸発効率の水分依存性を計測するとともに、簡易蒸発法¹⁴⁾により水分特性曲線（排水過程）と不飽和透水係数の関数を計測してきた。これらの方法は、供試体表面からの蒸発量に基づいて不飽和土の各特性を評価するなど原理が似ていることから、両者を組み合わせることで水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性（すなわち、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性）を同時に計測できると予想される。

本章では、バルク法に基づく室内試験方法と簡易蒸発法を組み合わせることで、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法を開発する。はじめに、簡易蒸発法による保水・浸透特性の計測手法を説明する。その後、バルク法に基づく室内試験方法と簡易蒸発法を組み合わせた同時計測手法を提案し、計測結果の妥当性や計測範囲を確認する。

4.2 簡易蒸発法による不飽和土の保水・浸透特性の計測手法

簡易蒸発法とは、室内での蒸発実験で計測される土中水圧力分布と平均水分量の変化から土の保水特性と浸透特性（排水過程の水分特性曲線と不飽和透水係数の関数）を計測する方法であり、Wind¹⁵⁾による蒸発法を簡略化することでSchindler¹⁴⁾により確立された。

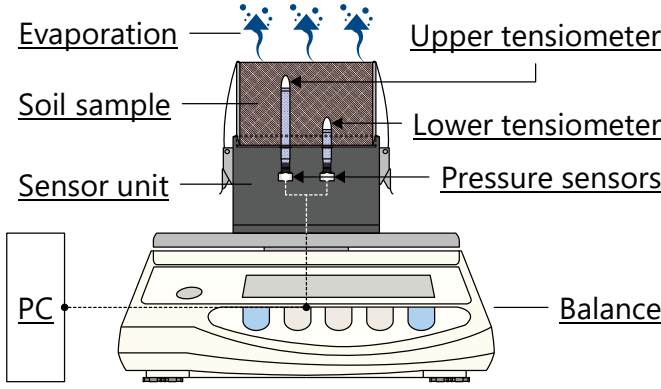


図-4.1 HYPROP 装置の概要

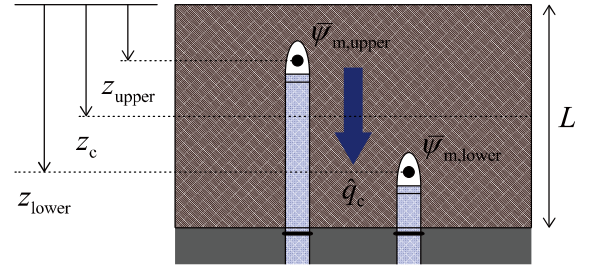


図-4.2 HYPROP 装置での供試体の断面図

本研究では、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の計測にあたり、簡易蒸発法を原理とした装置である HYPROP (METER Group, Inc. USA) を使用した。HYPROP 装置の概要および供試体の断面図を、図-4.1 と図-4.2 にそれぞれ示す。内径 8.0 cm で高さ 5.0 cm の供試体を作製し、側面と底面を閉じて電子天秤（最小表示：0.01 g，標準偏差：0.01 g）に設置する。このとき土中水分の蒸発を促すため、供試体表面は大気開放する。また、供試体には 2 本のテンシオメータ（測定精度：0.05 hPa）が表面から 1.25 cm と 3.75 cm の深さに設置される。これにより、供試体重量と土中 2 点のマトリックサクションが、時間間隔で測定される。なお、HYPROP による測定は、テンシオメータの内部にキャビテーションが生じた時点（およそ 200 kPa 超過）あるいは、供試体重量の変化がほとんど無くなる時点まで行うことができる。以下で、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の算定方法を説明する。

(1) 体積含水率の算定方法

体積含水率 θ は、供試体の重量変化から供試体高さ 5.0 cm に対する平均的な体積含水率として計算される。

(2) マトリックサクションの算定方法

マトリックサクション ψ_m は、高さの異なる 2 本のテンシオメータによる測定値の時空間平均として計算される。平均マトリックサクションは、土中水分量の減少に伴う供試体内の土中水圧力分布の変化を考慮した Peters らの方法¹⁶⁾より、算術平均 $\psi_{m,ari}$ (式(4.1)) と幾何平均 $\psi_{m,geo}$ (式(4.2)) を組み合わせた混合平均 $\psi_{m,mix}$ (式(4.3)) として計算される。

$$\psi_{m,ari} = 0.25 \cdot (\psi_{m,upper}^{i-1} + \psi_{m,upper}^i + \psi_{m,lower}^{i-1} + \psi_{m,lower}^i) \quad (4.1)$$

$$\psi_{m,geo} = \sqrt{\frac{(\psi_{m,upper}^{i-1} + \psi_{m,upper}^i) \cdot (\psi_{m,lower}^{i-1} + \psi_{m,lower}^i)}{2}} \quad (4.2)$$

$$\psi_{m,mix} = w_{avg} \cdot \psi_{m,ari} + (1 - w_{avg}) \cdot \psi_{m,geo} \quad (4.3)$$

ここに、 w_{avg} ：算術平均から幾何平均へのシフトを制御する重みづけパラメータ（圧力水頭の鉛直勾配 ∇h の逆数を使用；式(4.4)），下付き添え字 **upper** と **lower** は空間位置（深さ 1.25 cm と深さ 3.75 cm），上付き添え字 i は時間ステップである。

$$w_{avg} = \frac{1}{\nabla h} = \frac{z_{lower} - z_{upper}}{h_{lower} - h_{upper}} \quad (4.4)$$

ここに、 h ：圧力水頭， z ：テンシオメータの設置深さである。

(3) 不飽和透水係数の算定方法

まず，供試体の重量変化から蒸発量 E が計算される。このとき，蒸発量と動水勾配が時間間隔でほとんど一定であり，供試体内の水分布が高さ方向に線形的であると仮定する。これにより，供試体の中心断面における流量 q_c が，蒸発量の半分として次式で得られる。

$$q_c \equiv \frac{E}{2} = \frac{L}{2} \cdot \frac{\theta^i - \theta^{i-1}}{t^i - t^{i-1}} \quad (4.5)$$

ここに、 L ：供試体の高さ， t ：経過時間である。さらに，2本のテンシオメータの設置位置とマトリックスサクションの測定結果から，供試体の中心断面における動水勾配 ∇H が次式で算出される。

$$\nabla H = \frac{\psi_{m,upper} - \psi_{m,lower}}{\rho_w g \cdot (z_{lower} - z_{upper})} - 1 \quad (4.6)$$

ここに、 ρ_w ：水の密度， g ：重力加速度である。以上より，Darcy-Buckingham 則から，不飽和透水係数 k が次式で算出される。

$$k = -\frac{q_c}{\nabla H} \quad (4.7)$$

次節では，バルク法に基づく室内試験方法と簡易蒸発法を組み合わせることで，不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法を提案し，その詳細を説明する。

4.3 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の提案

4.3.1 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法の概要

バルク法に基づく室内試験方法（3章を参照）は、気象観測・水槽試験・土槽試験で構成されており、供試体表面と水面からの蒸発量を比較することで蒸発効率の水分依存性を計測する方法である。このとき計測データとして、気象観測データに加え、両槽からの蒸発量と表面温度が必要となる。一方で、簡易蒸発法では、供試体からの蒸発量と土中2点のマトリックサクションを計測することで、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数を算定している。このとき、土槽試験装置とHYPROP装置では、両者とも供試体表面からの蒸発量を計測するなど原理が似ている。そこで、バルク法に基づく室内試験方法における土槽試験装置としてHYPROP装置を適合されることで、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性（すなわち、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性）を同一供試体から同時に計測できる手法を提案する。次項では、同時計測手法で使用する試験装置（以降、同時計測装置と称す）の構成を説明する。

4.3.2 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測装置の構成

写真-4.1と図-4.3に示すように、同時計測装置は、気象観測装置、土槽試験装置としてのHYPROP装置、水槽試験装置で構成される。バルク法に基づく室内試験装置では、土槽と水槽の容器として内径15.5 cmで高さ2.0 cmの塩化ビニール製円筒容器を使用していた。加えて、両槽の側面と底面に断熱シートを貼り付け、表面からのみの熱伝導としていた。一方で、HYPROP装置では、供試体が内径8.0 cmで高さ5.0 cmのステンレス鋼（SUS304）製サンプルリング内に作製され、装置本体への断熱シートの貼り付けは想定されていない。そのため、同時計測装置の水槽容器では、HYPROP装置と条件を合わせるため、HYPROP装置での供試体と同じ寸法かつ材質の円筒容器へと変更しており、断熱シートは貼り付けていない。さらに、自然対流の条件下で試験を実施するため、両槽の表面には投光器を用いて輻射で熱量を供給している。

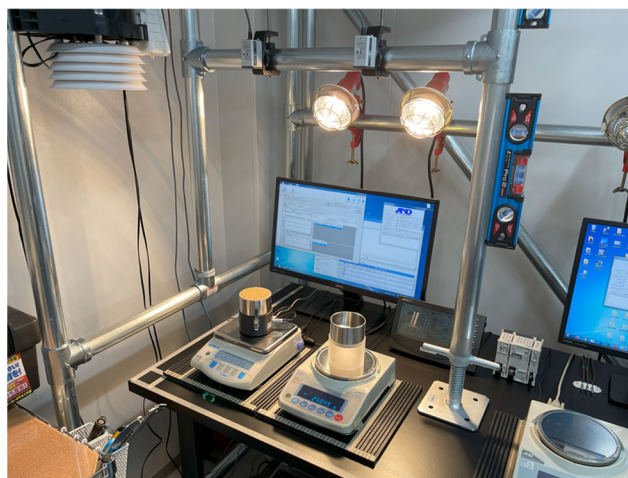


写真-4.1 同時計測装置の設置状況

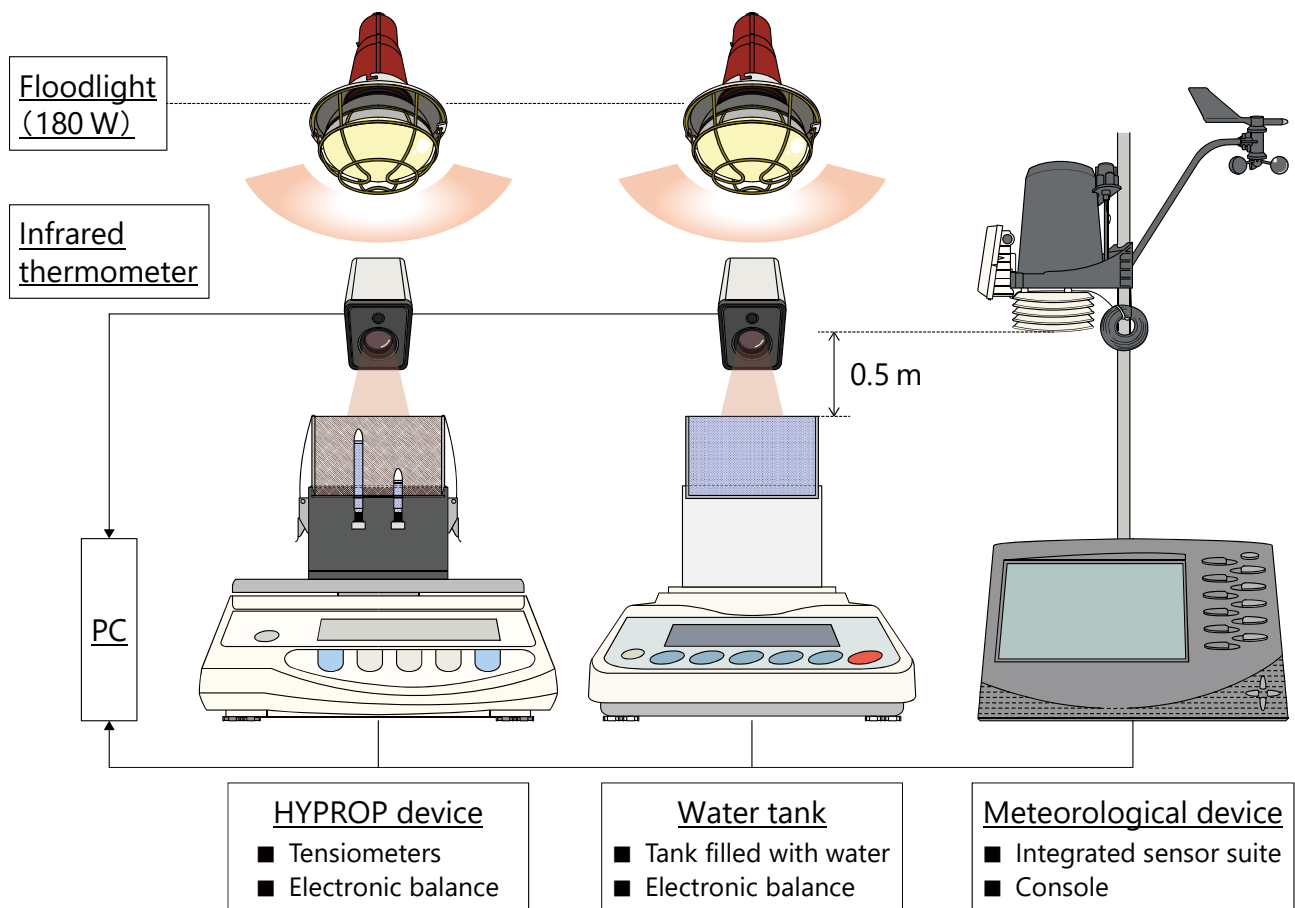


図-4.3 同時計測装置の概要

本研究で使用した計測装置について以下で説明する。水槽からの蒸発量は電子天秤（FZ-3000i；A&D Co., Ltd., 最小表示：0.01 g；標準偏差：0.01 g）で計測した。両槽の表面温度は非接触型の温度計である放射温度計（IT-480N；HORIBA, Ltd., 分解能：0.1 °C；測定精度：±1 °C 以内）でそれぞれ計測した。気象観測装置（Vantage Pro2；Davis Instruments Corp.）は、両槽の表面から 50 cm の高さに設置した¹⁾。また、投光器には 180 W の RT-205（トラスコ中山株式会社）を使用した。次項では、同時計測手法における、水分特性曲線・不飽和透水係数・蒸発効率の水分依存性の算定方法を説明する。

4.3.3 水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性の算定方法

同時計測手法による蒸発効率の水分依存性（体積含水率～蒸発効率の関係）の算定フローを図-4.4 に示し、以下で説明する。なお、この算定フローは図-3.4 における土槽試験を HYPROP としたものである。室内試験では、気象観測（気温 T_a 、気圧 P 、相対湿度 h_r 、風速 U ）と同時に HYPROP 装置を使用した土槽試験と水槽試験を実施し、各槽における蒸発量と表面温度を計測する。このとき、水面は蒸発効率 $\beta = 1$ と定義されるため、水槽試験の計測データと気象観測データをバルク式に代入することで、水槽における交換速度 $g_{a,water}$ が算出される。次に 3 章での検討から、顕熱輸送量の推定値に基づく交換速度 $g_{a,soil}$ の関係式（3.4 節；式(3.17)）を使用し、土槽における交換速度 $g_{a,soil}$ を算定する。その後、土槽試験の計測データと気象観測データに加え、得られた交換速度 $g_{a,soil}$ をバルク式に代入するこ

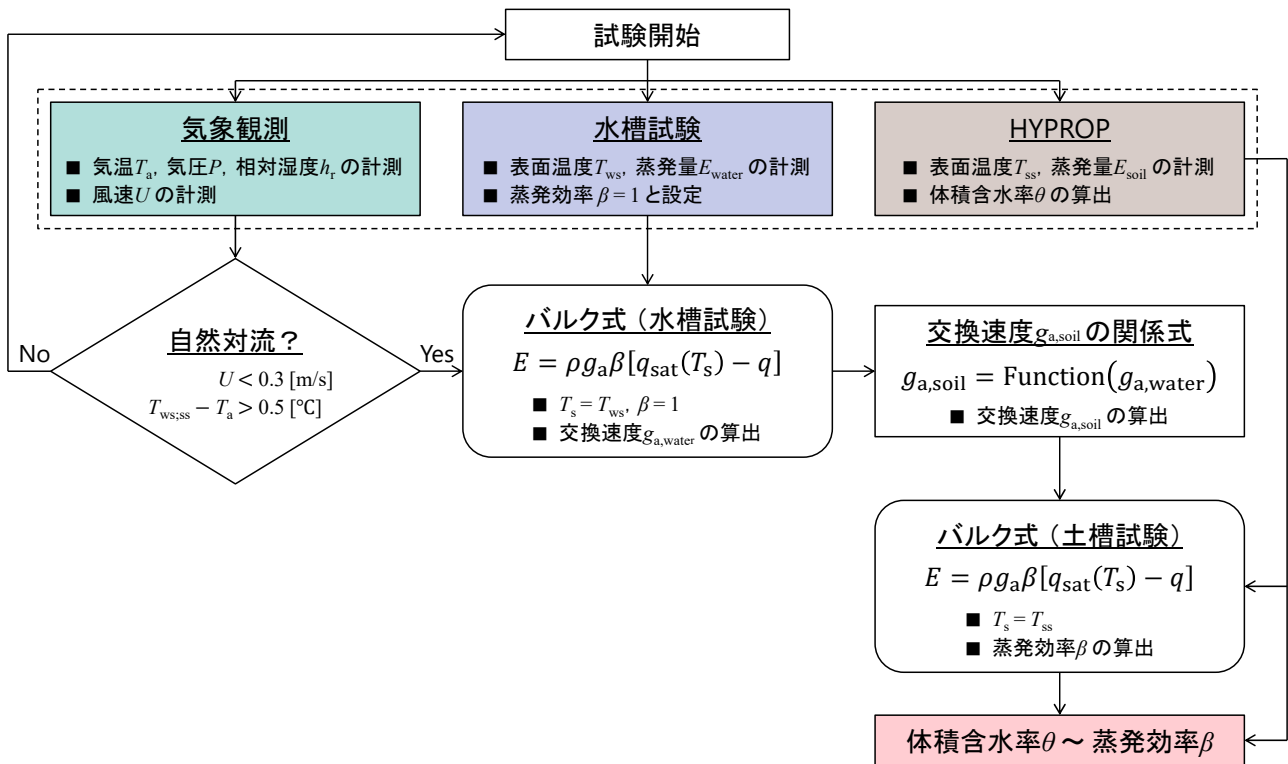


図-4.4 同時計測手法による蒸発効率の水分依存性の算定フロー

とで、蒸発効率 β が算出される。さらに、土槽の重量変化から供試体高さ 5.0 cm に対する平均的な体積含水率 θ が計算されるため、最終的に、体積含水率～蒸発効率の関係が得られる。

同時計測手法による水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の算定には、簡易蒸発法の原理に基づく 4.2 節に示す方法を用いる。すなわち、水分特性曲線は土中 2 点で計測したマトリックサクションを平均することで、不飽和透水係数の関数は土槽からの蒸発量を流量とする Darcy-Buckingham 則からそれぞれ算出される。次節では、同時計測手法が有効か否かを確認するため、各特性の従来法による計測結果との比較から同時計測結果の妥当性を検討する。

4.4 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測結果の妥当性の検討

4.4.1 簡易蒸発法・バルク法に基づく室内試験方法・同時計測手法の計測条件

本節では従来法による計測結果を、簡易蒸発法（HYPROP 装置のみを使用）により計測した水分特性曲線と不飽和透水係数の関数、バルク法に基づく室内試験方法により計測した蒸発効率の水分依存性とする。これら従来法による計測結果との比較に基づいて、同時計測結果の妥当性を検討する。

従来法と同時計測手法の計測条件について、以下で説明する。全ての計測において、土試料には豊浦砂（土粒子密度 2.640 Mg/m³，最大間隙比 0.90，最小間隙比 0.60）を用いた。各計測における条件を表-4.1 に示す。表中に示すように、簡易蒸発法による計測を HM，バルク法に基づく室内試験方法による計測を EM，同時計測手法による計測を PM とそれぞれ称している。また、各手法による計測はそれぞれ 2 回行った。HM と PM の供試体は、間隙比 0.750（相対密度 50 %に相当）に合わせて底面から 3

表-4.1 各計測における条件一覧

	HM 1	HM 2	EM 1	EM 2	PM 1	PM 2
計測手法	簡易蒸発法		バルク法に基づく室内試験		同時計測手法	
熱量の供給	×		○		○	
断熱材の設置	×		○		×	
供試体の直径	8.0 cm		15.5 cm		8.0 cm	
供試体の高さ	5.0 cm		2.0 cm		5.0 cm	
間隙比	0.755	0.750	0.753	0.760	0.756	0.759
初期体積含水率	0.375	0.376	0.336	0.339	0.381	0.386

層で締固めた土試料を、脱気水に 24 時間浸潤させることで作製した。EM の供試体は、初期飽和度を 80 %に調整した土試料を、間隙比 0.750 に合わせ底面から 2 層で締固めることで作製した。全ての計測で計測間隔を 30 分とし、HM では上部テンシオメータの内部にキャビテーションが生じた時点を以て試験終了とした。一方で、EM と PM では 0 以下の蒸発量が計測された時点を以て試験終了とした。このとき PM では、保水・浸透特性の算定には上部テンシオメータの内部にキャビテーションが生じた時点までの計測データを（図-4.5 参照）、蒸発特性の算定には全ての計測データをそれぞれ使用する。ここで、PM の水槽は EM よりも高さがあり、蒸発による水槽での水位低下に起因した両槽での表面位置の違いが蒸発特性の算定結果に影響する可能性がある。そのため、PM の水槽にはおよそ 1 日間隔で蒸留水を補充した。次項では、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性の同時

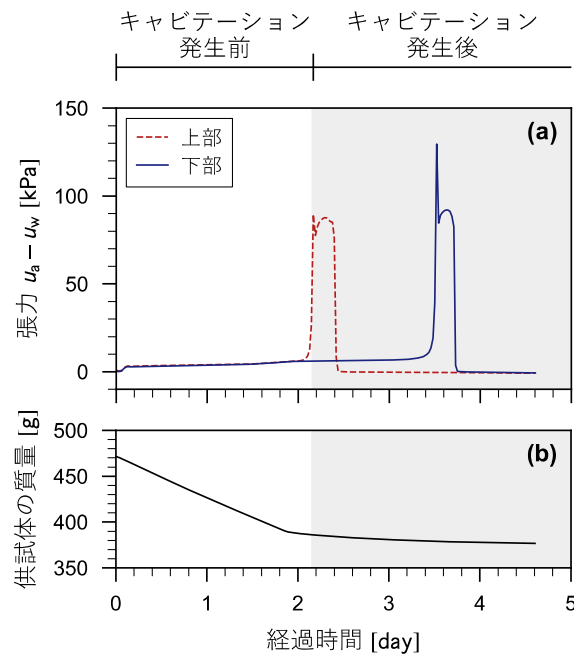


図-4.5 計測値の時系列変化 (PM 1)

計測結果について、水分特性曲線の傾向に基づき考察する。

4.4.2 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測結果の考察

各計測で得られた水分特性曲線、不飽和透水係数の関数（体積含水率～不飽和透水係数の関係）、蒸発効率の水分依存性（体積含水率～蒸発効率の関係）を図-4.6 に示す。ここで、図中の範囲Ⅰから範囲Ⅲは、水分特性曲線の形状に基づいて、Fredlund et al. (図-4.7) ¹⁷⁾を参考に視覚的に区分したものである。この範囲Ⅰは空気侵入値までに相当する。範囲Ⅲは残留状態点までに相当し、蒸発現象を考え

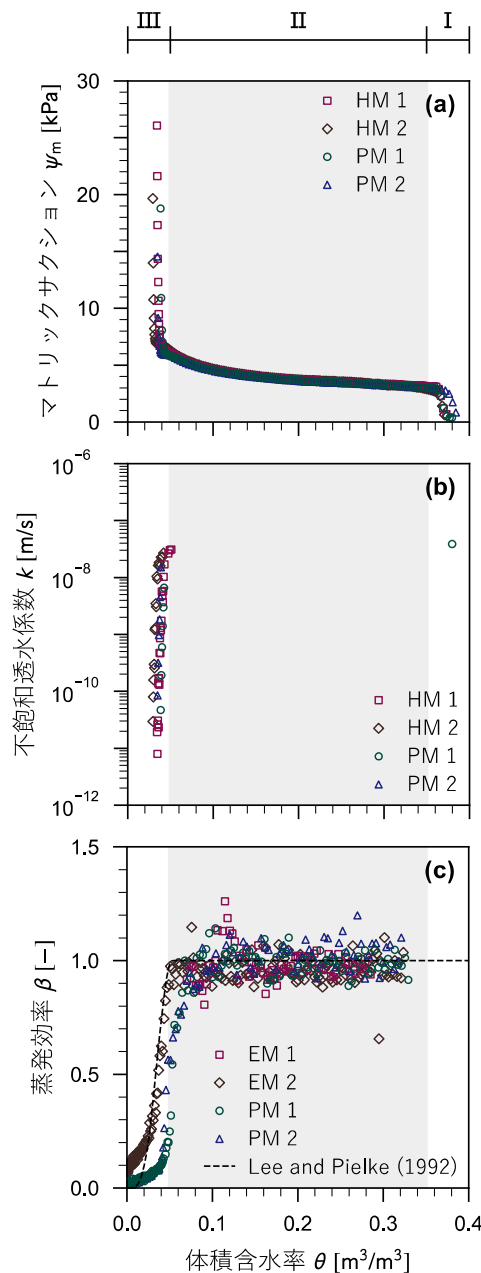


図-4.6 同時計測手法による不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の計測結果

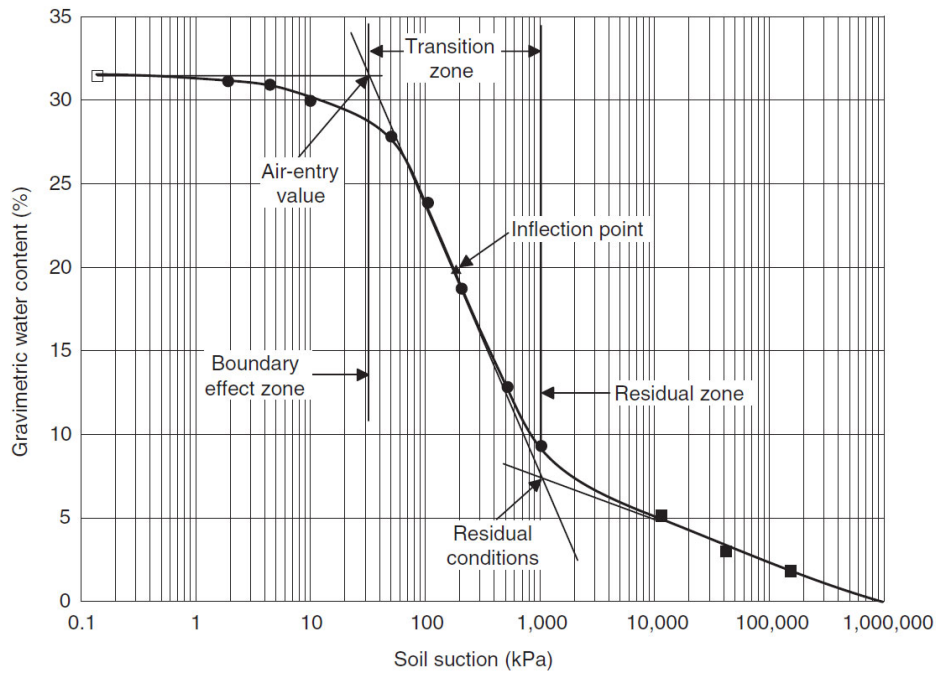


図-4.7 水分特性曲線の傾向の区分例¹⁷⁾

るにあたり着目すべき範囲といえる。

はじめに、図-4.6(a)に示す水分特性曲線を考察する。ここで、図中の凡例は、表-4.1 に示してあるものと対応している。範囲Ⅰでは、計測方法によらず各試験で結果がばらついている。そのため、これら結果のばらつきは、供試体の初期水分量の違いや、テンシオメータおよびセンサーユニットの脱気の程度の違いなどに起因した実験上の誤差であると予想される。一方で、範囲Ⅱと範囲Ⅲでは、全ての試験でおおよそ同様の結果が得られている。

同時計測手法では簡易蒸発法（HYPROP 装置）が用いられているが、本研究で開発した同時計測手法においては、投光器により HYPROP 装置に熱量を供給する必要があるため、その熱量の影響が生じる可能性があった。今回の計測結果より、本来の計測方法である HM に対して、提案手法である PM の結果がほとんど同じ結果を示したことから、水分特性曲線の計測では、同時計測に伴う HYPROP 装置への熱量の供給などの影響がほとんどないと考えられる。

次に、図-4.6(b)に示す不飽和透水係数について考察する。不飽和透水係数について、範囲Ⅰ～Ⅱにおいて試験値の値が示されていないが、これは、図-4.8 に示すように、簡易蒸発法では Peters and Durner¹⁸⁾により提案されている基準値よりも低い動水勾配から計算された透水係数の信頼性が低いため、その結果を除外しているためである。

図-4.6(b)に示す不飽和透水係数について、範囲Ⅲにおいて考察すると、全ての試験でおおよそ同様の結果が得られていることがわかる。また、不飽和透水係数についても同時計測手法において簡易蒸発法（HYPROP 装置）が用いられているが、水分特性曲線の場合と同様に、今回の計測結果より、本来の計測方法である HM に対して、提案手法である PM がほとんど同じ結果を示した。これにより、不飽和透水係数の計測においても、同時計測に伴う HYPROP 装置への熱量の供給などの影響がほとんどないと考えられる。

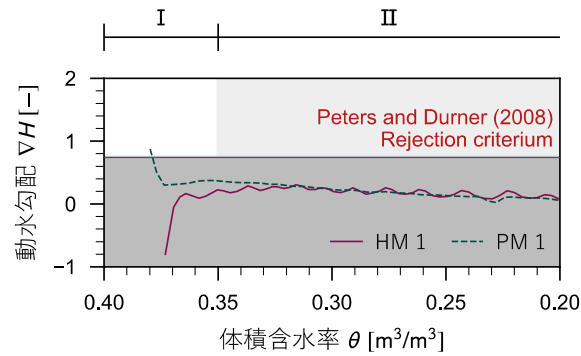


図-4.8 試験時の動水勾配の計測結果

最後に、図-4.6(c)に示す蒸発効率の水分依存性について考察する。これらは3章に示したバルク法に基づく室内試験方法（EM）と、同時計測手法（PM）において得られた結果である。いずれも、3章で提案した試験手順と算定方法（試験初期の不安定な環境条件に影響を受けたデータを排除する手法と、自然対流下における顕熱輸送量を考慮した交換速度の算定方法）に則って得られた結果である。図-4.6(c)から、いずれの計測結果もほとんど同様な傾向を示していることがわかる。

しかし、範囲Ⅲの付近に着目すると、蒸発効率が低下し始めるときの体積含水率が、同時計測手法による結果の方が高くなる傾向が見られた。これは、EM 1やEM 2と、PM 1では供試体の高さや表面積が異なるため、その影響を受けた可能性がある。そこで、同時計測手法（PM 1）の供試体の高さや表面積と同じ供試体を作製し、バルク法に基づく室内試験をEM 3として実施した。その結果を図-4.9に示す。図より、PM 1とEM 3で蒸発効率が低下し始めるときの体積含水率がほぼ同様になった。このことから、供試体の高さや表面積の影響が試験結果に表れている可能性があることがわかった。この点については、計測結果を蓄積して検討する必要がある。

図-4.6 について、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性を同一供試体から同時に計測することができて

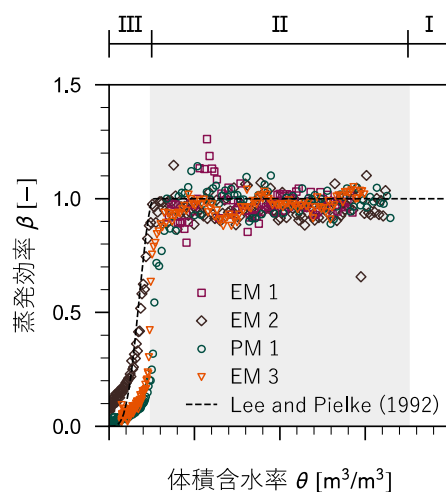


図-4.9 EM 3 による不飽和土の蒸発特性の計測結果

いるため、各特性との関係について考察する。特に明確な点は、水分特性曲線の残留領域において、不飽和透水係数や蒸発効率が急減に減少する傾向にあることがわかる。水分特性曲線と間隙水の区分から考えると、サクション 5 kPa は、おおよそ重力水と毛管水とで区分される値と言われているため、土中水の保持形態がこれらの結果に影響を与えている可能性が考えられる。

4.5 おわりに

本章では、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法として、3章で改良したバルク法に基づく室内試験方法と簡易蒸発法を組み合わせた方法を提案し、試験方法の概要、提案手法の実現可能性の確認を行った。以下、得られた知見を述べる。

- (1) 簡易蒸発法に基づく水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の計測結果について、蒸発特性の試験に必要な供試体表面への熱量の供給が、計測結果に与える影響について検討した。その結果、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の計測結果には、熱量の供給の有無がほとんど影響しないことが確認でき、提案する手法の実現可能性が確認された。
- (2) 不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測を、3章で提案した試験手順と算定方法（試験初期の不安定な環境条件に影響を受けたデータを排除する手法と、自然対流下における顕熱輸送量を考慮した交換速度の算定方法）に則って実施した。その結果、同時計測手法で得られた水分特性曲線や不飽和透水係数の関数、蒸発効率の水分依存性は、従来の簡易蒸発法やバルク法に基づく室内試験（提案する試験手順）とほとんど同程度の結果になることが確認できた。また、同一供試体から得られた水分特性曲線と蒸発効率の水分依存性を関係付けて考察できるようになり、蒸発効率の水分依存性の傾向が、水分特性曲線の残留領域で評価できる可能性が示された。
- (3) 蒸発効率の水分依存性について、供試体の高さや表面積といった寸法が従来のバルク法に基づく試験法と異なるため、わずかではあるが蒸発効率が低下する体積含水率が供試体寸法の影響を受けている可能性が確認された。

参考文献

- 1) Kondo, J., Saigusa, N. and Sato, T.: A parameterization of evaporation from bare soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 29, Issue 5, pp. 385-389, 1990.
- 2) 近藤純正, 柳原あずさ, 三枝信子: 土壌の蒸発パラメータに関する実験的研究, 天気, 40 巻 12 号, pp. 873-879, 1993.
- 3) 近藤純正, 本山浩司: 2 種類の粒径の粒子を用いた土壌の蒸発パラメータに関する実験, 水文・水資源学会誌, 7 巻 5 号, pp. 430-435, 1994.
- 4) 福田光治, 宇野尚雄: 透水係数に関係する粒度分布と間隙指標, 土木学会論文集, 561 号, III-38, pp. 193-204, 1997.
- 5) 中尾隆志, 藤田睦博: 球形粒子モデルを用いた土壌内保水機構に関する微視的解析, 水文・水資源学会誌, 16 巻 1 号, pp. 56-68, 2003.
- 6) 坂井勝, 取出伸夫: 水分保持曲線と不飽和透水係数の水分移動特性モデル, 土壌の物理性, 111 巻, pp. 61-73, 2009.
- 7) Arya, L. M. and Heitman, J. L.: A non-empirical method for computing pore radii and soil water properties from particle-size distribution, *Soil Physics & Hydrology*, Vol. 79, Issue 6, pp. 1537-1544, 2015.
- 8) 近藤純正: 水環境の気象学—地表面の水収支・熱収支—, pp. 196-198, 朝倉書店, 1994.
- 9) 河井克之, 江偉川, 飯塚敦: 水分特性曲線ヒステリシスの表現と不飽和土の応力変化, 応用力学論文集, 5 巻, pp. 777-784, 2002.
- 10) Komatsu, T. S.: Toward a robust phenomenological expression of evaporation efficiency for unsaturated soil surfaces, *J. Appl. Meteor.*, Vol. 42, Issue 9, pp. 1330-1334, 2003.
- 11) 里見知昭, 酒匂一成, 吉留花江, 深川良一: 最表層土の水分変動を考慮したバルク法による蒸発量推定手法の改良, 応用力学論文集, 13 巻, pp. 525-534, 2010.
- 12) 宮本裕二, 山田満秀, 酒匂一成, 荒木功平, 北村良介: 不飽和土の熱現象の数値力学モデル, 応用力学論文集, 14 巻, pp. I_417-I_426, 2011.
- 13) Sako, K., Moriiwa, M. and Satomi, T.: Experimental consideration on evaporation efficiency β of unsaturated sandy soil surface, *Japanese Geotechnical Society Special Publication*, Vol. 2, No. 4, pp. 226-229, 2016.
- 14) Schindler, U.: Ein schnellverfahren zur messung der wasserleitfähigkeit im teilgesättigten boden an stechzylinderproben, *Arch. Acker- u. Pflanzenbau u. Bodenkd.*, Berlin 24 (1), pp. 1-7, 1980.
- 15) Wind, G. P.: Capillary conductivity data estimated by a simple method, In: P.E. Rijtema and H. Wassink (Eds.), *Water in the unsaturated zone: Proc. UNESCO/IASH Symp.*, Wageningen, The Netherlands, pp. 181-191, 1968.
- 16) Peters, A., Iden S. C. and Durner W.: Revisiting the simplified evaporation method: Identification of hydraulic functions considering vapor, film and corner flow, *J. Hydrol.*, Vol. 527, pp. 531-542, 2015.
- 17) Fredlund, D. G., Rahardjo, H and Fredlund, M. D.: *Un-saturated Soil Mechanics in Engineering Practice*, p. 6, John Wiley & Sons, Inc., 2012.
- 18) Peters, A. and Durner, D.: Simplified evaporation method for determining soil hydraulic properties, *J. Hydrol.*, Vol. 356 (1-2), pp. 147-162, 2008.

第5章 結論

本論文では、蒸発量推定方法の一つであるバルク法に基づく蒸発特性の計測方法と保水・浸透特性の計測方法の一つである簡易蒸発法に着目した。これらの方法は供試体表面からの蒸発量に基づいて不飽和土の水理特性を評価するなど原理が似ていることから、両者を組み合わせることで不飽和土の保水・浸透・蒸発特性を同一供試体から同時に計測できると考え、バルク法に基づく蒸発特性の計測方法と簡易蒸発法を組み合わせた不飽和土の保水・浸透・蒸発特性（ここでは、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性）の同時計測手法の開発に取り組んだ。

第1章では、研究の背景を示すとともに、本研究で取り扱う研究内容とその目的を説明した。

第2章では、土の基本的物理量から不飽和土の保水・浸透・蒸発特性を推定するための数理モデルにおける蒸発特性モデルの概要を述べた。結果、以下に示す成果が得られた。

- 1) 土中の間隙構造に基づいて間隙水の蒸発経路をモデル化し、間隙径分布～蒸発効率の水分依存性の関係式を提案した。式中のパラメータである水蒸気経路数の関数形を土質条件に応じて決定できれば、土の基本的物理量から不飽和土の蒸発特性を推定できる可能性を示した。
- 2) 水蒸気経路数の関数形について、その傾向が土中水分量と土中の間隙構造の関係に関連すると考えられることから、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数に基づいて評価できる可能性を示した。

第3章では、不飽和土の蒸発特性の計測手法であるバルク法に基づく室内試験方法について、既往方法における課題を整理し、その課題解決に向けた不飽和土の蒸発特性（蒸発効率の水分依存性）の計測手法の提案を行った。結果、以下に示す成果が得られた。

- 1) 蒸発効率はその定義から1以下の範囲で値をとるが、自然対流下を対象とした既往方法では不安定な環境条件の影響から、試験初期の蒸発効率が1を過大に上回り算定される課題があった。室内試験結果の考察から、試験初期の不安定な環境条件の影響によるデータを定量的な基準に基づき排除する必要があること、地表面種類の違いによる表面温度や蒸発量の違いを考慮できる交換速度の算定方法を提案することが必要であることを明らかにした。
- 2) 試験初期の不安定な環境条件の影響を受けたデータを排除するための定量的な基準を、水槽と土槽の表面温度の時系列変化に基づいて提案した。さらに、試験の初期段階における不安定な環境条件の影響で過大に算定された蒸発効率を、提案手法により良好に排除できることを確認した。
- 3) 交換速度の算定方法の影響から蒸発効率が1をわずかに上回って算定される課題について、自然対流下における交換速度の算定方法として、土と水の熱容量の違いを考慮した手法と顕熱輸送量の違いを考慮した手法を提案した。いずれの手法でも蒸発効率の算定結果を改善することができたが、特に顕熱輸送量の違いを考慮した手法では、試験結果がより安定することが確認された。
- 4) 新たに提案した試験手順を用いて異なる種類の土試料による計測結果の蓄積を行い、その考察から、不飽和土の蒸発特性が、保水・浸透特性と同様に間隙水の保持形態（間隙径分布などの土の間隙構造）に基づき評価できる可能性が示唆された。

第4章では、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性の同時計測手法として、第3章で改良したバルク法に基づく室内試験方法と簡易蒸発法を組み合わせた方法を提案し、試験方法の概要、提案手法の実現可能性の確認を行った。結果、以下に示す成果が得られた。

- 1) 簡易蒸発法に基づく水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の計測結果について、蒸発特性の試験に必要な供試体表面への熱量の供給が、計測結果に与える影響について検討した。その結果、水分特性曲線と不飽和透水係数の関数の計測結果には、熱量の供給の有無がほとんど影響しないことが確認でき、提案する手法の実現可能性が確認された。
- 2) 第3章で提案した試験手順と算定方法（試験初期の不安定な環境条件に影響を受けたデータを除去する手法と、自然対流下における顕熱輸送量を考慮した交換速度の算定方法）に則って、同時計測を実施した。その結果、同時計測手法で得られた水分特性曲線や不飽和透水係数、蒸発効率の水分依存性は、従来の簡易蒸発法やバルク法に基づく室内試験とほとんど同様の結果になることが確認できた。また、同一供試体から得られた水分特性曲線と蒸発効率の水分依存性を関係付けて考察できるようになり、蒸発効率の水分依存性の傾向が、水分特性曲線の残留領域に基づいて評価できる可能性が示された。
- 3) 蒸発効率の水分依存性について、供試体高さや表面積といった寸法が従来のバルク法に基づく試験法と異なるため、わずかではあるが蒸発効率が低下する体積含水率が供試体寸法の影響を受けている可能性が確認された。

以上の検討から、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性（ここでは、水分特性曲線・不飽和透水係数の関数・蒸発効率の水分依存性）の同時計測手法の実現可能性が確認され、今後、これらの試験結果が蓄積されることにより、不飽和土の保水・浸透・蒸発特性に関する新たな知見が得られるものと考えられる。その成果は、降雨後の斜面の安定性の評価など、地盤防災などの分野に役立てられるものと考えられる。

謝辞

本論文は、鹿児島大学での約6年間にわたる研究において得られた成果をまとめたものです。この論文を形にできたのは、指導教員である酒匂一成先生をはじめとした多くの方々の温かい御指導ならびに御力添えのおかげであります。論文の最後になりますが、ここに記して感謝の意を表します。

鹿児島大学学術研究院教授の酒匂一成先生には、著者がまだまだ未熟であった学部4年生の頃からはじまり、現在に至るまでの6年間にわたり、終始温かく丁寧な御指導を賜りました。先生からは、研究における多くの御教授と御支援だけでなく、将来までを見据えた公私にわたる多様なアドバイスを頂戴しました。特に、著者が研究に行き詰っている際には、学術的な方向性や研究に対する姿勢を示していただき、食事と温泉でリフレッシュすることの大切さを説いていただきました。これらは、著者の研究生活における大きな柱となっております。また、学会活動や勉強会などに参加する沢山の機会を与えていただき、それらの貴重な経験を通じて、アカデミアの世界への憧れを強め、研究者としての道を歩み始めることができました。今後も、先生から学んだ“公私のバランス感覚”を大切に、先生のような地盤工学や土質力学（特に、不飽和土質力学）の面白さを広く発信できる研究者を目指して邁進する所存です。著者が至らないために大変なご迷惑とご心配をお掛けしましたが、その度、見捨てることなく笑顔で温かくサポートしてくださいました。深く感謝の意を表すとともに、心より御礼申し上げます。

立命館大学理工学部講師（元鹿児島大学学術研究院助教）の伊藤真一先生には、大学院入学時から4年間にわたり、研究のみならず、博士後期課程学生や研究者としての在り方など厚く御教授を賜りました。著者が博士後期課程への進学を決意できたのは、先生から背中を押していただけたのおかげであります。また、研究の進捗を常日頃から気にかけてくださり、毎日夕方ごろに叱咤激励いただけたこと、ときには夜遅くまで悩み相談に乗っていただけたことで、終始楽しみながら研究活動に取り組むことができました。今後も、先生の研究に対する情熱を見習い、御指導いただいた統計学やAI・データサイエンスの知識を活かしつつ研究に励む所存であります。深く感謝の意を表すとともに、心より御礼申し上げます。

鹿児島大学学術研究院の安達貴浩教授ならびに齋田倫範准教授には、本論文の審査にあたり副査をお引き受けいただき、御多忙の中、貴重な御指導と御討議を賜りました。研究の遂行に関しての御指摘だけではなく、論文の全体構成やバランスなど取りまとめ方についても多くの御助言をいただけたことで、本論文が一層充実したものとなりました。深く感謝の意を表すとともに、心より御礼申し上げます。

鹿児島大学名誉教授の北村良介先生には、研究室ゼミや土の勉強会において、間隙モデルやシラスなどに関する多くの御指導ならびに御助言を賜りました。また、研究発表のスライド資料についても鋭い指摘をいただくとともに、言葉の大切さなど多くのことを御教授いただきました。深く感謝の意を表すとともに、心より御礼申し上げます。

元鹿児島大学工学部技官の城本一義氏には、実験装置の作製に際し貴重なアドバイスと御協力を賜り、製図の際の注意事項や材料の選定方法など数々の御指導をいただきました。深く感謝の意を表すとともに、心より御礼申し上げます。

本論文は、今日まで酒匂研究室で培われてきた研究成果があったからこそ、形にできたものであります。酒匂研究室の卒業生、修了生、在校生の諸兄姉には、研究活動だけでなく、事務手続きなどの様々な面から多大なる御助力を賜りました。博士後期課程という時間を共にした昌本拓也氏と中島亮

輔氏には、研究の相談や論文の添削など数々の御協力をいただきました。また、著者が落ち込んでいるときは、隣の席から優しい言葉で励ましてくれました。著者が精神的にも健康に過ごせたのは、諸兄のおかげであります。蒸発グループとして共に研究に従事してくれた田西健将氏、Oyama Henrique Seiji 氏、Jackson Kong Zhe Sheng 氏には、手探り状態の中での実験装置の開発や地道なデータ整理など沢山の苦勞を掛けてしまいました。この論文は、諸兄との試行錯誤の日々の結晶であります。名前を挙げるときりがありますが、酒匂研究室の学生諸兄姉と研究室ゼミや学会発表などの研究時間を共有できたこと、世代を超えて楽しく充実した研究室生活を送ることができたことは、人生の宝物となりました。心より感謝するとともに、今後の酒匂研究室における研究の発展を祈念いたします。

最後に、博士前期課程だけでなく博士後期課程への進学を快諾し、健康を気遣い経済的にも精神的にも支えてくれた両親をはじめとする家族、不摂生になりがちであった食生活の管理など、私生活の面から多大なる応援をしてくれた西明音氏に深甚なる感謝を申し上げ、本論文の謝辞とさせていただきます。

2024 年 3 月

軸屋 雄太