「AtlasX」の高度品質管理データを用いた性能照査への活用事例

平　田　昌　史[*1]　　大　塚　悠　大[*1]
石　黒　　健[*1]　　津　田　啓　史[*2]

要　　旨

著者らが開発を進めている盛土品質管理システム「AtlasX」は，振動ローラ加速度応答法（αシステム）による計測を中心に，自走式RIロボットによる地盤物性の計測やレーザースキャナによる沈下計測も併せて実施し，クラウド上にデータを蓄積・処理するシステムである．現在，本システムで取得した面的データは，現場土工における高度な品質管理へと利用されているが，将来的にはこの品質管理データを用いた性能設計・性能照査まで適用範囲を拡大したいと考えている．このためには，「AtlasX」により取得した高度品質管理データと地盤数値解析やDPP（Data Processing Platform）技術との連携が必要不可欠であると考えられる．そこで本研究では，「AtlasX」により取得した各種データを数値解析に必要なパラメータへと変換する方法や，数値解析技術との連携方法について検討した．本報告ではこれらの結果について報告する．

キーワード　振動ローラ加速度応答法／締固め／性能照査／構成モデル／FEM解析

目　　次

１．はじめに
２．間隙比～乾燥密度～地盤剛性関係の導出
３．数値解析に必要な材料パラメータの推定
４．実現場の数値シミュレーション事例
５．おわりに

CASE STUDY ON THE USE OF "AtlasX" ADVANCED QUALITY CONTROL DATA FOR PERFORMANCE VERIFICATION

Masafumi　HIRATA　　**Yudai　OHTSUKA**
Takeshi　ISHIGURO　　**Hiroshi　TSUDA**

Synopsis:
"AtlasX," a system currently under development by the authors, primarily utilizes the vibration roller acceleration response method (α-system) for measurement while also incorporating ground property measurements via self-propelled RI robots and settlement measurements using laser scanners; the resulting data is stored and processed in the cloud. While the spatial data acquired by this system is currently used for advanced quality control in on-site earthworks, the authors aim to expand its application in the future to include performance-based design and verification. To achieve this, it is essential to integrate the high-level quality control data obtained via "AtlasX" with numerical ground analysis and DPP (Data Processing Platform) technologies. Therefore, this study investigated methods for converting the various data acquired by "AtlasX" into parameters required for numerical analysis, as well as methods for integrating the system with numerical analysis technologies. This report presents the findings of that study.

＊１本店　ICI 総合センター ICI テクノロジーセンター 地盤グループ
＊２本店 土木技術部



図-1　「AtlasX」の構成



図-2　「AtlasX」を用いた性能設計の流れ（飯塚[4]に加筆）

1. はじめに

著者らが開発を進めている「AtlasX」[1), 2)]は，盛土等の土構造物に対する転圧施工時に，既往の振動ローラ加速度応答法[3)]（α システム）による計測を中心に，自走式散乱型 RI ロボットによる地盤物性の計測や 3D レーザースキャナによる沈下計測も併せて実施し，クラウド上にデータを蓄積・処理するシステムである（**図-1** 参照）．本システムでは，密度や含水比，地盤剛性や沈下量といった品質管理情報を面的に取得することが可能なため，現状では現場土工における高度な品質管理等に活用されているが，将来的にはこの品質管理データを用いた性能設計・性能照査まで適用範囲を拡大したいと考えている．具体的には，**図-2** に示すように「AtlasX」で取得した品質管理データをデータベースに蓄積し，各種データベースから DPP（Data Processing Platform）によりデジタルツインを生成，数値シミュレーションによる予測結果を現場にフィードバックすることを想定している[4)]．各種データベースからデジタルツインを生成する DPP 技術[5)]，地盤に関する数値シミュレーション技術[6),7)]については，**図-2** に示した性能照査を十分に実現可能なレベルにまで達しており，必要となるのは「AtlasX」により取得した高度品質管理データを DPP や数値シミュレーションに必要な材料パラメータとして受け渡す技術である．そこで本研究では，「AtlasX」で取得した各種品質管理データを数値解析に必要な材料パラメータへと変換する方法や，数値解析技術との連携方法について検討した．ここでは，不飽和土の構成モデルを用いることで「AtlasX」の品質管理データから材料パラメータを導出する手法を示すとともに，著者らが実施した試験盛土に対して材料パラメータを推定した事例や，仮想的な盛土に対して実施した FEM 解析結果について紹介する．

2. 間隙比～飽和度～地盤剛性関係の導出

2.1 「締固め管理図」を用いた関係式の導出

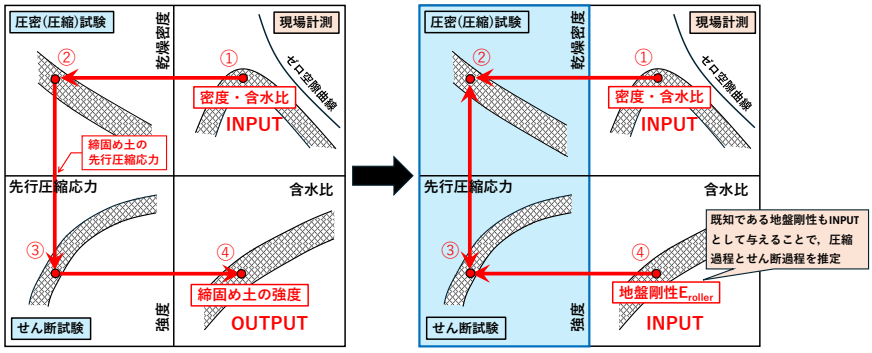
「AtlasX」で取得した品質管理データから数値シミュレーションに必要な材料パラメータを導出するにあたり，ここでは太田ら[8),9)]が提案する「締固め管理図」を利用する．「締固め管理図」とは，**図-3** に示す 4 象限のグラフであり，右上が横軸を含水比，縦軸を乾燥密度とした締固め過程を表すグラフ，左上が横軸に先行圧縮応力，縦軸に乾燥密度とした圧密（圧縮）過程を表すグラフ，左下が縦軸を締固め土の強度としたせん断過程を表すグラフとなっている．現場の盛土材に対して事前に圧縮（圧密）試験とせん断試験を実施し，この「締固め管理図」を作成しておけば，現場で計測した乾燥密度ρ_dと含水比wを右上の締固め過程のグラフに入力値としてプロットし，圧縮過程～せん断過程を経ることで，締固め土の強度を推定することができ，地盤強度を用いた締固め管理を行うことが可能となる．一方，「AtlasX」では振動ローラ加速度応答法（α システム）により地盤剛性E_{roller}を直接計測しており，「締固め管理図」で求めた圧縮過程～せん断過程を介さずに締固め土の剛性・強度を取得することができる．このため，「締固め管理図」に「AtlasX」を適用した場合，**図-3** に示すように乾燥密度ρ_dと含水比wの他に地盤剛性E_{roller}も入力値として与えることができ，土材料の圧縮過程～せん断過程を逆算することが可能となる．さらに，この圧縮過程～せん断過程を不飽和土の構成モデルで表せば，構成モデルの材料パラメータを推定することも可能であると考えられる．そこで，不飽和土の構成モデルを用いて圧縮過程～せん断過程を定式化し「締固め管理図」に適用することで，「AtlasX」で取得した“間隙比e～飽和度S_r～地盤剛性E_{roller}”関係の誘導を試みた．

本研究では，土／水／空気連成有限要素解析プログラム（DACSAR-i）[6)]を数値シミュレーションに用いることを想定しているため，不飽和土の構成モデルとしては，本プログラムに組み込まれている大野ら[10)]が提案する Se-Hardening モデルを適用する．Se-Hardening モデルの降伏関数fは次式で表される．

$$f = \mathrm{M}D\ln\frac{p'}{\xi\cdot p_0'} + D\eta^* - \varepsilon_v^p = 0 \qquad [1]$$

$$\xi = exp[(1-S_{re})^n \ln a]$$

Mは限界応力比，Dはダイレイタンシー係数，η^*は一般化した応力比である．また，ξは飽和度による剛性増加を表



(a) 従来の「締固め管理図」　　(b) 「AtlasX」を適用した場合

図-3　「締固め管理図」への「AtlasX」の適用方法

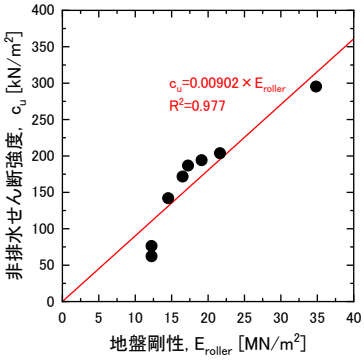


図-4　c_u～E_{roller}関係

す関数であり，nおよびaは関数ξのフィッティングパラメータである．また，式中のS_{re}は有効飽和度であり，

$$S_{re} = \frac{S_r - S_{rc}}{1 - S_{rc}} \qquad [2]$$

と表される．S_{rc}は限界飽和度である．式[1]に示すように，この Se-Hardening モデルは飽和度の関数ξによって関口・太田モデル [11]の正規降伏曲面の大きさが変化するモデルである．この式[1]に示した降伏関数から，圧縮（圧密）過程におけるe～$\log \sigma'_v$関係式を次式のように表す．

$$e = e_0 - \lambda \cdot \ln \frac{\sigma'_v}{\xi \sigma'_{v0}} \qquad [3]$$

eは間隙比，λは圧縮指数，σ'_vは圧縮応力である．また，式中のe_0は先行圧縮応力σ'_{v0}の時の間隙比である．なお，この式[3]については，今後の計算の都合から次のように表しておく．

$$\begin{aligned} e &= -\lambda \cdot \ln \sigma'_v + \lambda \cdot \ln \xi + b \\ b &= e_0 + \lambda \cdot \ln \sigma'_{v0} \end{aligned} \qquad [4]$$

一方，せん断過程については，式[1]に示した降伏関数から Ohta et al.[12]を参考に，非排水せん断強度の増加率c_u/σ'_vを次のように求める．

$$\frac{c_u}{\sigma'_v} = \frac{1 + 2K_0}{6} \cdot \mathrm{M} \cdot exp\left(-\Lambda + \frac{\Lambda}{\mathrm{M}} \eta_0\right) = const. \qquad [5]$$

K_0は静止土圧係数，Λは非可逆比，η_0はp'～q応力面におけるK_0線の傾きである．なお，この式[5]の右辺は一定値（$const.$）となるため，非排水せん断強度の増加率c_u/σ'_vは一定値（$const.$）となる．ここで，「AtlasX」により取得した地盤剛性E_{roller}は，非排水せん断強度c_uの間に**図-4**に示す相関関係にあることから，地盤剛性E_{roller}の増加率を次のように定義する．

$$\frac{c_u}{\sigma'_v} \propto \frac{E_{roller}}{\sigma'_v} = c \quad \rightarrow \quad \sigma'_v = \frac{E_{roller}}{c} \qquad [6]$$

また，式[1]に示した飽和度の関数ξは，簡易的に$n = 1$として次のように変形する．

$$\ln \xi = -\frac{\ln a}{1 - S_{rc}} \cdot S_r + \frac{\ln a}{1 - S_{rc}} \qquad [7]$$

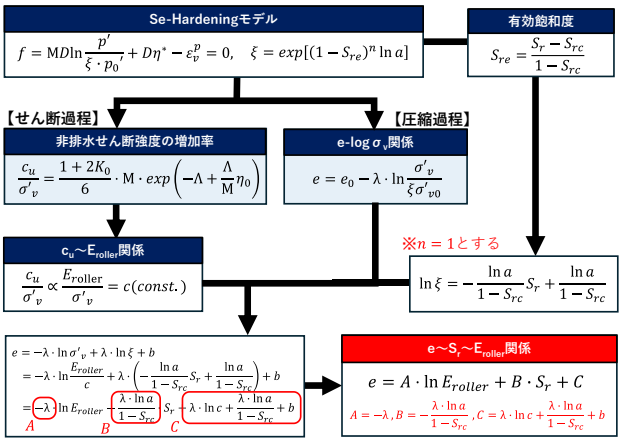


図-5　不飽和構成モデルを用いた関係式導出フロー

式[4]に，式[6]および式[7]を代入し，関数ξと圧縮応力σ'_vを消去すると，“e～S_r～E_{roller}”の関係式が次のように導かれる．

$$e = A \cdot \ln E_{roller} + B \cdot S_r + C \qquad [8]$$

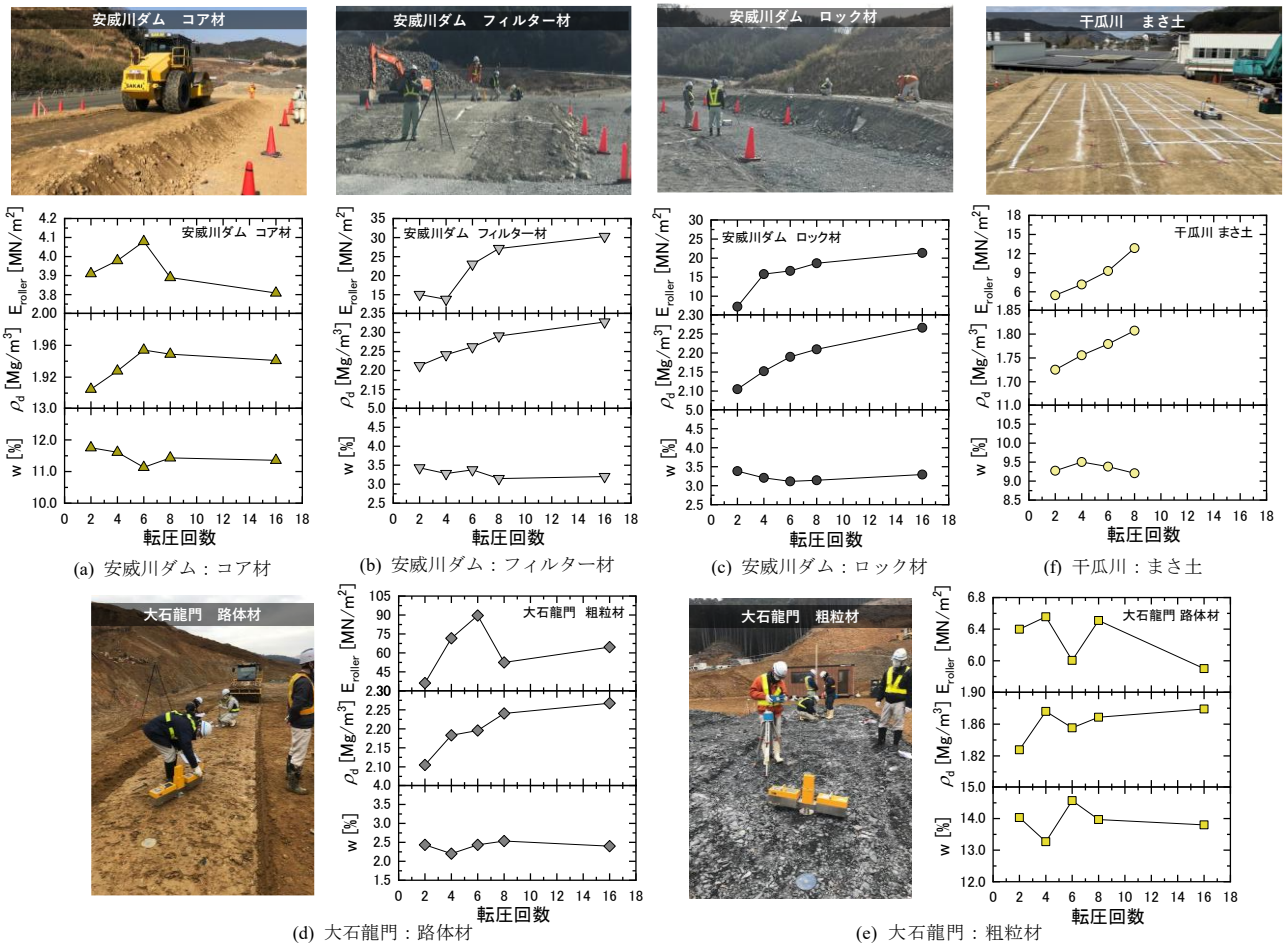
なお，式中のA，B，Cは構成モデルの材料パラメータを含む係数であり，以下の式で表される．

$$\begin{aligned} A &= -\lambda, \qquad B = -\frac{\lambda \cdot \ln a}{1 - S_{rc}} \\ C &= \lambda \cdot \ln c + \frac{\lambda \cdot \ln a}{1 - S_{rc}} + b \end{aligned} \qquad [9]$$

図-5 に，以上の関係式導出のフローを示す．

2.2 “間隙比～飽和度～地盤剛性”関係の推定事例

過去に実施した試験盛土データを用いて重回帰分析を行い，式[8]に示した“間隙比e～飽和度S_r～地盤剛性E_{roller}”関係の各係数A，B，Cの算出を試みた．ここで対象としたのは，国交省の PRISM で実施した安威川ダム，大石龍門および千瓜川の試験盛土である [1),2)]．各試験盛土では，加速度応答法（α システム）による地盤剛性E_{roller}の測定，自動走査式 RI 密度水分計（SRID）による乾燥密度ρ_dおよび含水比wの測定が実施されている．各試験盛土の測定結果を**図-6** に示す．この図に示したように，安威



(a) 安威川ダム：コア材　(b) 安威川ダム：フィルター材　(c) 安威川ダム：ロック材　(f) 千瓜川：まさ土

(d) 大石龍門：路体材　(e) 大石龍門：粗粒材

図-6　各試験盛土における「AtlasX」の計測結果

表-1　各試験盛土に対する重回帰分析結果

	安威川ダム コア	安威川ダム フィルター	安威川ダム ロック	大石龍門 路体材	大石龍門 粗粒材	千瓜川 まさ土
重相関 R	0.963	0.968	0.991	0.647	0.970	0.999
重決定 R2	0.927	0.937	0.981	0.418	0.940	0.998
A	-0.090	-0.013	-0.037	-0.122	-0.030	-0.059
B	-0.756	-0.303	-0.378	-0.421	-0.742	-0.307
C	1.738	0.455	0.735	1.854	0.777	1.184

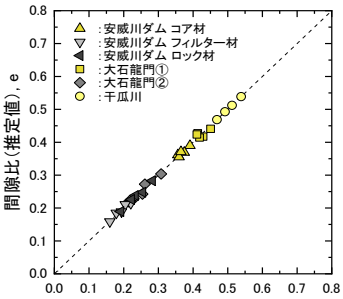


図-7　推定値と実測値の比較

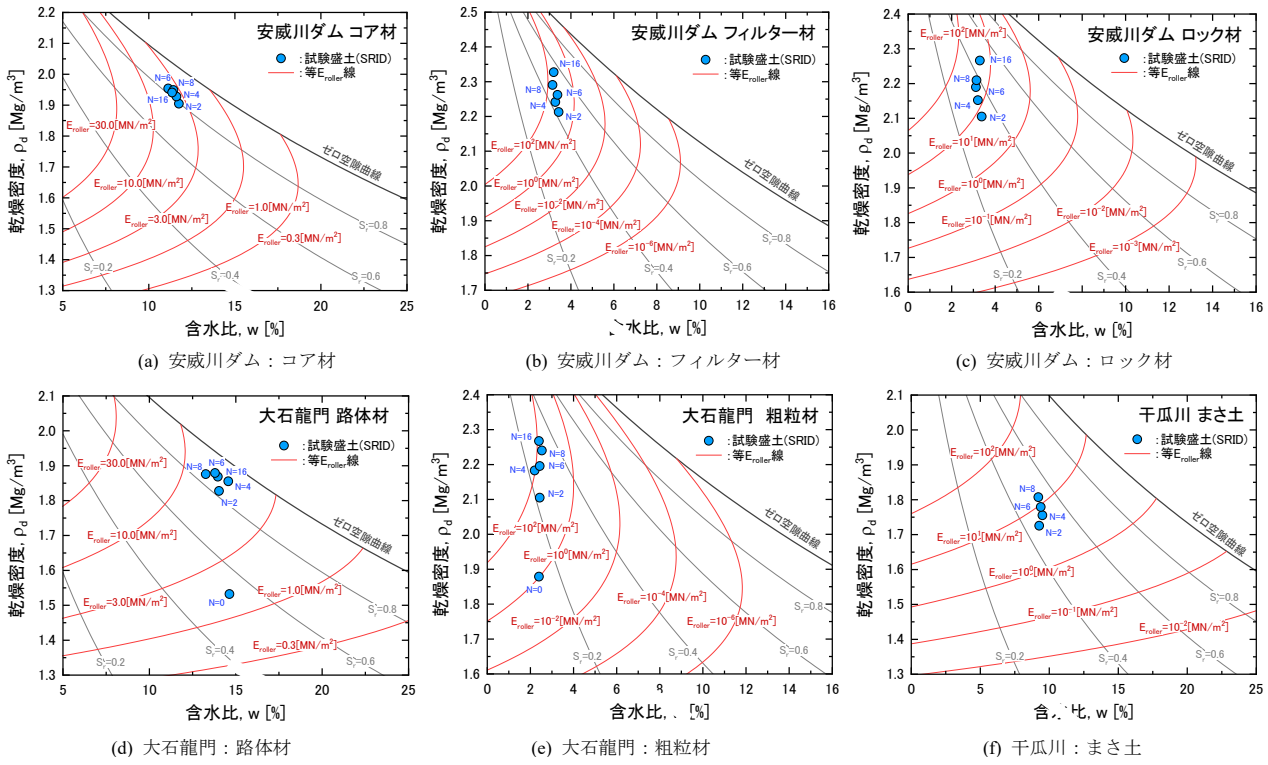
川ダムではコア材，フィルター材，ロック材の3種，大石龍門では土砂を主とした路体材と砕石を主とした粗粒材の2種，千瓜川ではまさ土，の計6種の試験盛土を対象として重回帰分析を実施した．なお，式[8]は“間隙比e～飽和度S_r～地盤剛性E_{roller}”関係であるため，測定した乾燥密度ρ_dおよび含水比wを次の式を用いて間隙比eと飽和度S_rに変換している．なお，式中のρ_sは土粒子密度であり，別途実施している室内物理試験の結果を用いている．

$$e = \frac{\rho_s}{\rho_d} - 1 \qquad [10]$$

$$S_r = \frac{\rho_s}{e} \cdot w \qquad [11]$$

重回帰分析による各係数A，B，Cの推定結果を**表-1** に示す．この表を見ると，重相関係数Rは大石龍門の路体材で低いものの，他は 0.96 以上の高い相関性を示す結果となっている．**図-7** は，式[8]を用いて推定した間隙比と実測の間隙比を比較したグラフである．推定した間隙比は計測値ともほぼ一致しており，この図からも重回帰分析により導いた各係数が十分な精度を有していると判断できる．以上のことから，式[8]に示した“e～S_r～E_{roller}”関係における各係数A，B，Cを用いて数値シミュレーションに必要な材料パラメータを設定することは十分可能であると判断した．

なお，式[8]に示した“e～S_r～E_{roller}”関係から，永井ら[14]を参考に，含水比～乾燥密度関係に等E_{roller}線を追加した**図-8** に示すようなグラフを作成することも可能である．この**図-8** には，試験盛土のデータも同時にプロットしている．粗粒材である安威川ダムのフィルター材やロック材，大石龍門の粗粒材のグラフを見ると，等E_{roller}線は垂直に立ち上がるようなラインとなっており，乾燥密



(a) 安威川ダム：コア材　(b) 安威川ダム：フィルター材　(c) 安威川ダム：ロック材

(d) 大石龍門：路体材　(e) 大石龍門：粗粒材　(f) 千瓜川：まさ土

図-8　推定した等 Eroller 線と各試験盛土の締固め状況

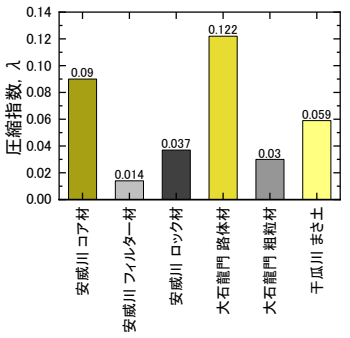


図-9　圧縮指数の比較

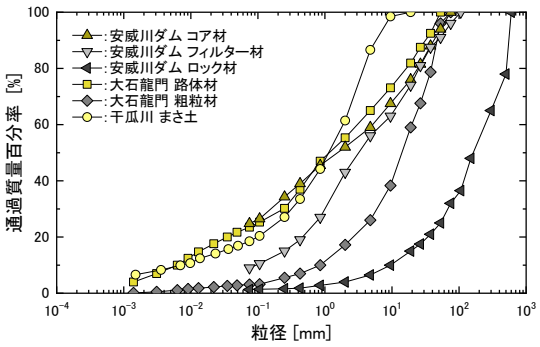


図-10　各試験盛土の粒度分布

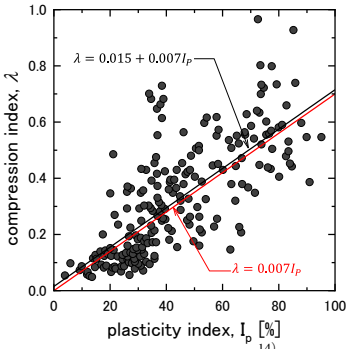


図-11　I_P～λ 関係[14)]

度が増加しても地盤剛性はほとんど変化しない材料であることがわかる．また，細粒分を多く含む安威川ダムのコア材のグラフを見ると，飽和度が高い位置では乾燥密度が増加しても逆にE_{roller}が低下するオーバーコンパクションとなることがわかる．このように等E_{roller}線を描くことで，締固めにおける強度基準値を設定できるだけでなく，盛土材の材料特性もグラフから把握することが可能であり，性能設計・性能照査への利用だけではなく，高度品質管理に対しても有用な情報が得られることがわかった．

3. 数値解析に必要な材料パラメータの推定

3.1 材料パラメータの推定手法

ここでは，式[8]に示した“e～S_r～E_{roller}”関係における各係数A，B，Cを用いて，数値シミュレーションに必要な材料パラメータの推定を試みる．式[9]に示したように，係数A，B，Cには圧縮指数λや強度増加関数ξに含まれるパラメータa，限界飽和度S_{rc}，e～$\log\sigma'_v$の切片b，地盤剛性の増加率c（$=E_{roller}/\sigma'_v$）といった材料パラメータが多数含まれており，式[9]のみではこれらの材料パラメータを求めることは不可能である．そこで，本検討では材料パラメータの 1 つである圧縮指数λに着目する．式[9]に示したように，圧縮指数λは係数Aをマイナスにした値であり，式[9]から直接得られる値である．**図-9** は，各試験盛土の圧縮指数λを比較したグラフである．このグラフを見ると，粗粒材が含まれる安威川ダムのフィルター材やロック材，大石龍門の粗粒材の圧縮指数は，細粒分を含む安威川ダムコア材や千瓜川のまさ土に比べて小さい値を示しており，その値は**図-10** に示す各盛土材の粒度特性の傾向とも一致している．そこで，圧縮指数λを基準として，その他の材料パラメータを推定する．ここでは，塑性指数I_Pから材料パラメータを設定する Iizuka and Ohta[15)] の手法を参考にした．塑性指数I_Pを介して有効内部摩擦角ϕ'と塑性指数I_Pの関係（Kenney, 1959），圧縮指数λと

表-2　各試験盛土の材料パラメーター一覧

		安威川ダム コア材	安威川ダム フィルター材	安威川ダム ロック材	大石龍門 路体材	大石龍門 粗粒材	干瓜川 まさ土
圧縮指数	λ	0.090	0.013	0.037	0.122	0.030	0.059
有効内部摩擦角	sin ϕ'	0.570	0.761	0.694	0.534	0.735	0.625
	ϕ'	34.73	49.55	43.92	32.31	47.27	38.66
限界応力比	M	1.406	2.039	1.805	1.301	1.946	1.578
非可逆比	Λ	0.804	0.950	0.950	0.743	0.950	0.902
静止土圧係数	K_0	0.430	0.239	0.306	0.466	0.265	0.375
有効ポアソン比	ν'	0.301	0.193	0.234	0.318	0.210	0.273
不飽和硬化挙動のパラメータ	lna	7.54	21.18	9.17	3.12	22.43	4.71
	n	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
非排水せん断強度の増加率	cu/σv	0.330	0.399	0.370	0.320	0.388	0.345

塑性指数I_Pの関係（Iizuka and Ohta, 1987）は，次のように表される．

$$sin\,\phi' = 0.81 - 0.233 \cdot \log I_P \qquad [12]$$

$$\lambda = 0.015 + 0.007 \cdot I_P \qquad [13]$$

これらの式を連立して塑性指数I_Pを消去すると，圧縮指数λと有効内部摩擦角ϕ'の関係が以下の式で表される．

$$sin\,\phi' = 0.81 - 0.233 \cdot \log\left(\frac{\lambda - 0.015}{0.007}\right) \qquad [14]$$

この式を用いて有効内部摩擦角ϕ'を求めれば，その他の材料パラメータは有効内部摩擦角ϕ'を起点として導出することが可能となる．例えば，限界応力比Mと静止土圧係数K_0は，次に示す式を用いて求めることができる．

$$\mathrm{M} = \frac{6\,sin\,\phi'}{3 - sin\,\phi'} \qquad [15]$$

$$K_0 = 1 - sin\,\phi' \qquad [16]$$

また，上式で求めた限界応力比Mと静止土圧係数K_0を用いて，非可逆比Λ，有効ポアソン比ν'，K_0線の傾きη_0が以下の式で求められる．

$$\Lambda = \frac{\mathrm{M}}{1.75} \qquad [17]$$

$$\nu' = \frac{K_0}{1 + K_0} \qquad [18]$$

$$\eta_0 = \frac{3(1 - K_0)}{1 + 2K_0} \qquad [19]$$

以上を踏まえた材料パラメータ設定フローを図-12 に示す．なお，このフロー図には解析で必要となる透水係数や水分特性曲線のパラメータも記載しているが，これら間隙水に関わるパラメータは「AtlasX」による締固め管理データからは推定することができない．このため，透水試験や粒度試験，保水性試験等から求める必要があるが，これらの設定方法については別途報告する予定である．

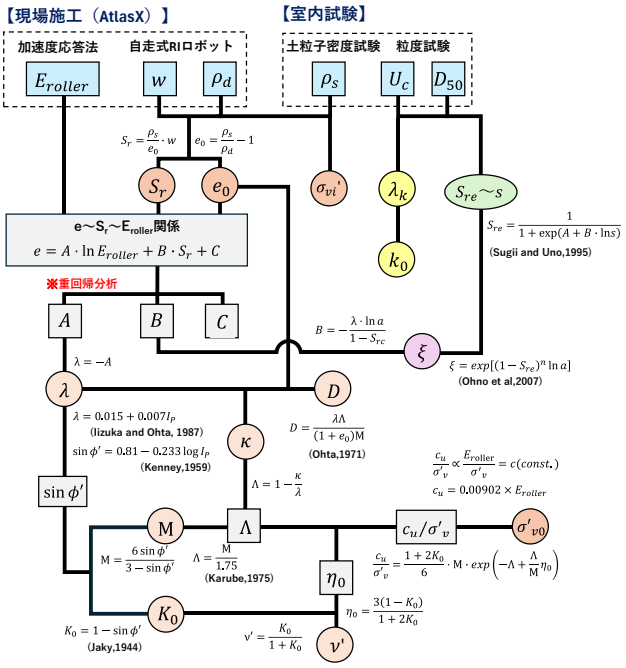
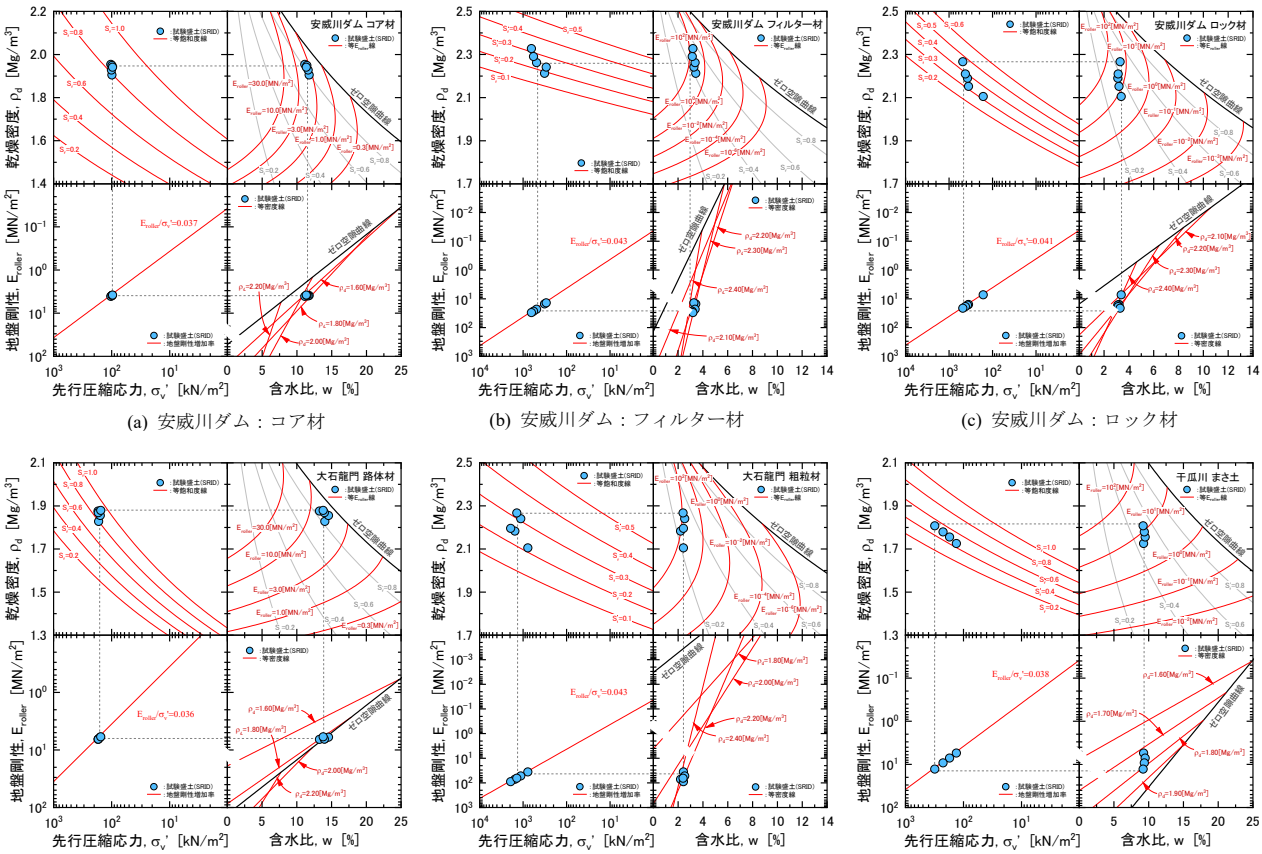


図-12　「AtlasX」を用いたパラメータ設定フロー

3.2 材料パラメータの推定事例

表-1 に示した各試験盛土に対して材料パラメータの推定を試みた．表-2は，各試験盛土に対して図-12のフローに従い求めた材料パラメータの一覧である．表中に示したように，圧縮指数λから求めた各試験盛土の有効内部摩擦角ϕ'は約 32～48°の範囲にあり，十分妥当な範囲 [14]にあると考えられる．なお，式[14]に示す圧縮指数λと塑性指数I_Pの関係式を見ると，圧縮指数λが 0.015 以下の場合には適用できないことがわかる．つまり，表-2 に示した安威川ダムのフィルター材では，式[14]を用いて有効内部摩擦角ϕ'を求めることができない．そこで，式[14]が誘導された Iizuka and Ohta[15]のグラフである図-11 を見てみると，圧縮指数λが 0.015 以下で計算が可能なように，切片を考慮しない$\lambda = 0.007 \cdot I_P$（図中の赤線）の関係式に変更しても問題ないことがわかる．そこで，式[14]に示した圧縮指



(a) 安威川ダム：コア材　(b) 安威川ダム：フィルター材　(c) 安威川ダム：ロック材

(d) 大石龍門：路体材　(e) 大石龍門：粗粒材　(f) 千瓜川：まさ土

図-13　「AtlasX」データから推定した各試験盛土の「締固め管理図」

数λと有効内部摩擦角ϕ'の関係を以下のように置いた．

$$sin\,\phi' = 0.81 - 0.233 \cdot \log\left(\frac{\lambda}{0.007}\right) \qquad [20]$$

安威川ダムのフィルター材に対しては，この式[20]を用いて材料パラメータを算出している．

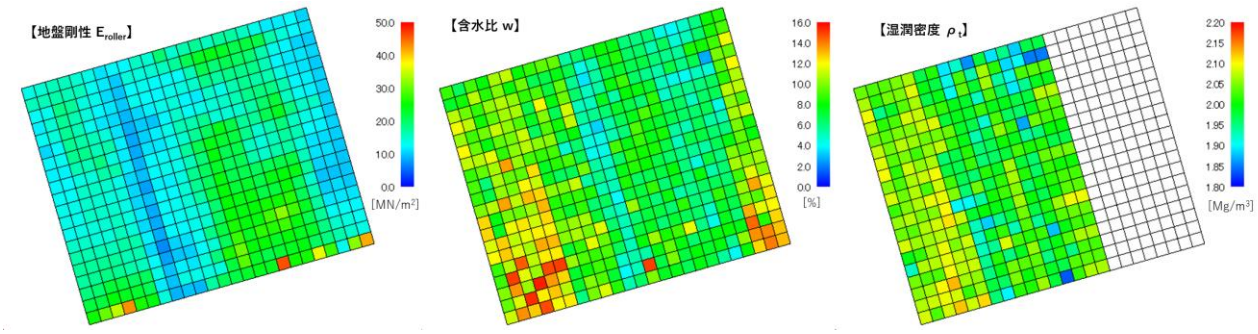
また，式[17]に示す非可逆比Λの式（Karube, 1976）についても，限界応力比Mが 1.75 を超える場合には 1.0 を超えてしまう．非可逆比Λとは，地盤の圧縮量のうち塑性変形が占める割合を示すものであり，物理的に 1.0 を超えることはあり得ないが，礫や砕石のような粗粒材を対象とした式ではないため，安威川ダムのフィルター材とロック材，大石龍門の粗粒材などでは 1.0 を超えて適用できない．そこで，本検討では非可逆比Λの上限を 0.95 として [14]，これを超える値はすべて 0.95 とする簡易的な手法を採用した．なお，式[5]に示した非排水せん断強度の増加率c_u/σ'_vでは，式中に非可逆比Λが含まれているが，上限を 0.95 とすることによる影響は少なく，c_u/σ'_v=0.320～0.394 は既往の試験結果 [16]と比較しても十分妥当な値の範囲に収まっている．なお，式[6]に示した地盤剛性の増加率c（=E_{roller}/σ'_v ）は，式[6]が応力～ひずみ関係式であると捉えると，増加率cの逆数はひずみ量と考えることができる．**表-2** に示した各試験盛土のc_u/σ'_vと，**図-4** に示すc_u～E_{roller}関係から求めた増加率の逆数$1/c$の値は 0.021～0.026 となったことから，地盤剛性E_{roller}はひずみ量 2.1～2.6%に対する弾性係数であると捉えることができ，振動ローラによる締固め範囲等を考察する上で参考となる結果も得られた．

以上のように，「AtlasX」の品質管理データから数値解析に必要となる材料パラメータを設定することが出来た．なお，この材料パラメータを用いることで，**図-3** に示した「締固め管理図」を描くことも可能である．**図-13** は，各試験盛土に対して作製した「締固め管理図」である．4 象限のグラフのうち，右上のグラフは**図-8** に示したグラフと同じものであり，左上の圧縮過程と左下のせん断過程が，**表-2** の材料パラメータから得られたグラフとなる．図中の青丸プロットが試験盛土のデータであるが，このグラフのようにすべてのグラフ中にプロットを投影することにより，左側グラフ横軸の先行圧縮応力（締固め度合い）が推定できる．

4. 実現場の数値シミュレーション事例

4.1 解析概要

ここでは，国交省の PRISM で実施した千瓜川の現場計測結果からパラメータを推定して，仮想的な盛土の FEM 解析を試みた．**図-14** は，千瓜川の現場において，試験盛土実施後の本施工エリア（縦 20m×横 24m）で計測した「AtlasX」による地盤剛性E_{roller}と，自走式散乱型 RI ロボットで計測した含水比wと湿潤密度ρ_tのヒートマップであ



(a) 地盤剛性分布（加速度応答法）　(b) 含水比分布（散乱型 RI）　(c) 湿潤密度分布（散乱型 RI）

図-14　干瓜川本施工における「AtlasX」の計測結果コンター図

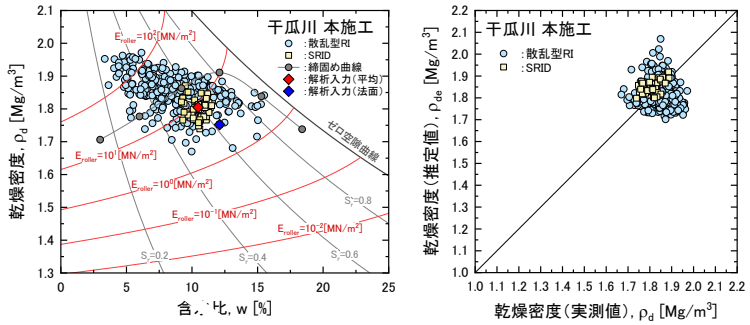


図-15　干瓜川本施工における散乱型 RI と SRID の比較



写真-1　自走式 RI による計測状況（干瓜川）

る（1.0m×1.0m メッシュ）．なお，湿潤密度は計測時間の都合上，対象エリアの右側 1/3 程度が計測することが出来なかった．**図-15** は，**図-14** に示した自走式散乱型 RI ロボットによる計測結果のグラフである．自走式散乱型 RI ロボットの計測結果は非常にばらついており，乾燥密度の推定値と実測値のグラフを見てもばらつきが大きい．これは，本現場が自走式散乱型 RI ロボット開発初期段階での適用事例であり，計測方法や補正方法もまだ確立できていなかったことに起因している．そこで，**図-15** に別途計測を実施した自動走査式 RI 密度水分計（SRID）による結果も併せてプロットした．SRID の値は，散乱型 RI ロボットに比べ値のばらつきが少ないため，今回はこの SRID の値から材料パラメータを設定した．**表-3** に推定したパラメーター一覧を示す．**図-16** は，FEM 解析に用いた盛土高 5m，勾配 1:1.5 の道路盛土の仮想モデルである．Case-1 では盛土全体のパラメータに SRID の平均値を用いた．Case-2 では，**図-16** に示した法面付近は締固め不足になると仮定し，この範囲のパラメータに SRID の最小値を用いた．解析では降雨強度 10mm/h を 1 週間連続して与え，締固め不足が盛土法面の変形や安定性に与える影響を比較した．不飽和土の変形解析には先に述べた土／水／空気連成有限要素解析プログラム（DACSAR-i）[6]を使用しており，安定性には鵜飼 [17]によるせん断強度低減法（SSRM）による評価を連携させた解析 [18]を実施している．

表-3　FEM 解析に用いた材料パラメーター一覧

		盛土(平均)	盛土(法面)
地盤剛性	: E_{roller} [MPa]	16.5	10.1
含水比	: w [%]	10.5	12.1
乾燥密度	: ρ_d [Mg/m²]	1.805	1.752
湿潤密度	: ρ_t [Mg/m²]	1.994	1.964
圧縮指数	: λ	0.059	
有効内部摩擦角	: ϕ' [deg.]	38.7	
限界応力比	: M	1.578	
非可逆比	: Λ	0.902	
静止土圧係数	: K_0	0.375	
有効ポアソン比	: ν'	0.273	
限界飽和度	: S_{rc}	0.10	
先行時の間隙比	: e_0	0.468	0.513
先行圧密応力	: σ_{v0}' [kPa]	431.4	264.1
初期飽和度	: S_{r0}	0.59	0.63
不飽和硬化挙動の	: Ina	4.71	
制御パラメータ	: n	1.0	

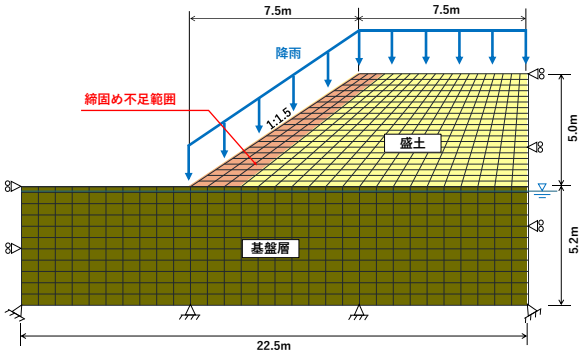


図-16　FEM 解析に用いたメッシュ図

4.2 解析結果

図-17 は，DACSAR-i による解析結果から法面上部の傾斜角の経時変化を示したグラフである．なお，傾斜角の計算方法は**図-18** に示した通りである．**図-17** のグラフを見ると，降雨により法面上部の傾斜角が徐々に大きくなり，前方に倒れこむように法面が変形していることがわ

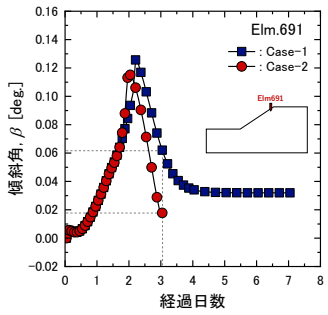


図-17　傾斜角の変化

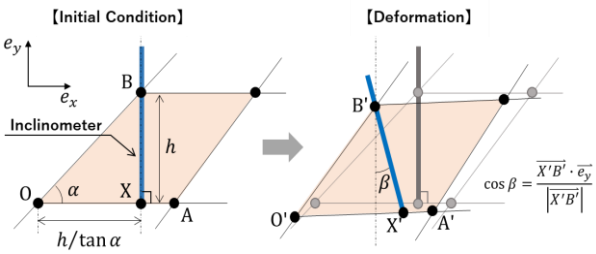


図-18　傾斜角の計算方法

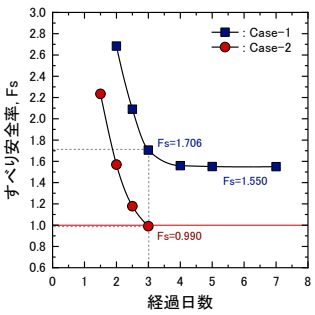
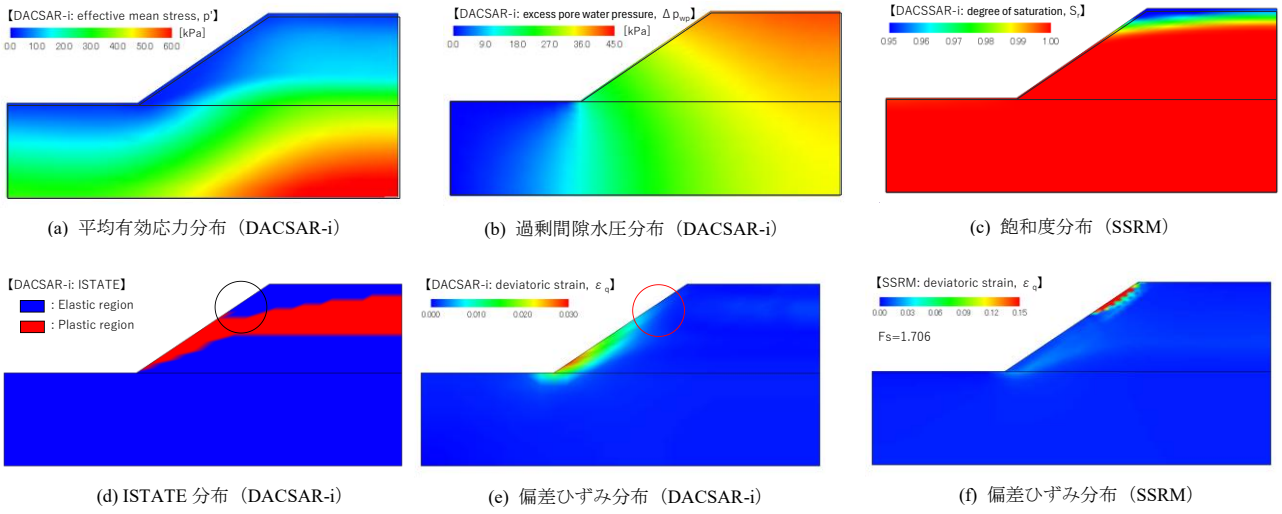


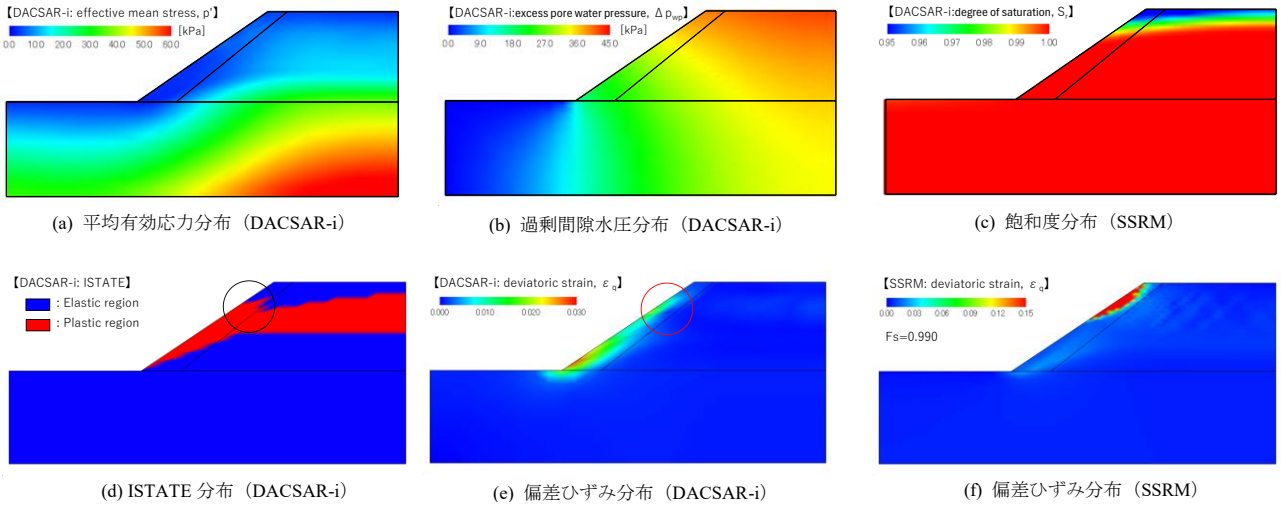
図-19　安全率の変化



(a) 平均有効応力分布（DACSAR-i）　(b) 過剰間隙水圧分布（DACSAR-i）　(c) 飽和度分布（SSRM）

(d) ISTATE 分布（DACSAR-i）　(e) 偏差ひずみ分布（DACSAR-i）　(f) 偏差ひずみ分布（SSRM）

図-20　Case-1 における各種分布図（3 日経過後）



(a) 平均有効応力分布（DACSAR-i）　(b) 過剰間隙水圧分布（DACSAR-i）　(c) 飽和度分布（SSRM）

(d) ISTATE 分布（DACSAR-i）　(e) 偏差ひずみ分布（DACSAR-i）　(f) 偏差ひずみ分布（SSRM）

図-21　Case-2 における各種分布図（3 日経過後）

かる．しかしながら，降雨後 2 日程度で今度は傾斜角が小さくなり，法面が後ろに倒れこむような形で変形し，Case-2 では 3 日後に計算が発散した．図-19 は，SSRM による安全率の経時変化を示したグラフである．Case-1 では，降雨後 4 日ほどで安全率 Fs＝1.550 に収束するのに対し，Case-2 では計算が発散していた降雨後 3 日で安全率 Fs＝0.990 となり，SSRM の評価でも盛土が崩壊する結果となった．図-20 および図-21 は，Case-1 および Case-2 の，降雨開始から 3 日後の DACSAR-i および SSRM による各種コンター図である．図中の(a)～(c)は DACSAR-i による解析結果で，それぞれ平均有効応力分布，過剰間隙水圧分布，飽和度分布である．降雨を作用させることにより，法面の平均有効応力が減少し，盛土内に過剰間隙水圧が発生している．また，盛土内の飽和度も上昇していることがわかるが，Case-1 と Case-2 ではそれほど差が生じていない．そこで，(d)と(e)に示した ISTATE 分布と偏差ひずみ分布を比較した．なお，(d)に示した ISTATE とは，解析上の弾性領域と塑性領域を表す指標であり，赤色の塑性領域が強度的な弱部となる．分布図を見ると，法面付近に赤色の塑性領域が広がっており，Case-1 に比べ

Case-2 の方が盛土上部の法面まで塑性領域が広がっていることがわかる（図中の丸枠内）．また，(e)に示した偏差ひずみ分布についても ISTATE 分布と同じ傾向が見られ，Case-2 の方が盛土上部の法面まで偏差ひずみが生じていることがわかる．(f)は SSRM による偏差ひずみ分布である．(e)に示した DACSAR-i による偏差ひずみ分布とは異なり，(f)に示す偏差ひずみ分布は，SSRM によるすべり線位置を示すものである [18]．この図に示すように，Case-1 および Case-2 ともに，盛土上部の法面ですべり破壊を起こすことが予測される．以上の解析結果から，法面付近の締固め不足が降雨時の盛土の安定性に影響を与えることが確認できた．なお，今回実施した解析では仮想的に法面付近を一律に弱部として設定したが，「AtlasX」では盛土の締固め度合いを面的に計測することから，実際の締固め状況の分布を反映した解析が可能である．

5. おわりに

本報告では，「AtlasX」で取得した品質管理データを用いて性能照査を実施することを目的として，数値シミュレーションに必要な材料パラメータの導出方法について検討するとともに，過去に実施した試験盛土データに対して，材料パラメータを推定した事例について紹介した．各試験盛土に対して推定した材料パラメータは，盛土材の材料特性を十分に反映していると考えられ，FEM 解析などの数値計算にも十分適用可能であり，施工時の品質管理にも有用なデータが得られることがわかった．また，推定した材料パラメータを用いて仮想的な盛土の不飽和 FEM 解析を実施した結果，締固めが十分ではない場合には安定性に違いが生じることが確認できた．「AtlasX」で実現場における材料特性や締固めの差を三次元的に取得し，FEM 解析などの数値シミュレーションで評価した結果を現場にフィードバックすることで，今後の性能照査への適用も十分可能であると考えられる．

謝辞：「AtlasX」は，弊社と(株)大林組との共同研究であり，本論文を作成するにあたってご協力いただいた(株)大林組の古屋弘氏，稲川雄宣氏，松崎晃氏，寺本昌大氏に感謝致します．また，本研究に対してご助言いただいた立命館大学の建山和由教授に感謝致します．

参考文献

1) 稲川雄宣，古屋弘，松崎晃，石黒健，平田昌史：次世代αシステムの開発（その 1）－新しい盛土品質管理手法の構築－，第 4 回 i-Construction の推進に関するシンポジウム，pp.41-44，2022.
2) 平田昌史，石黒健，古屋弘，稲川雄宣，松崎晃，佐藤寛：ICT 土工現場締固め品質管理手法「次世代αシステム」の開発－国土交通省 PRISM 大石龍門実証工事の実施概要－，土の締固め管理の合理化に関するシンポジウム， 1-3，2022.
3) 藤山哲雄，建山和由：振動ローラの加速度応答を利用した転圧地盤の剛性評価手法，土木学会論文集，No.652/III-51，pp.115-123，2000.
4) 飯塚敦：自然災害への対峙的な防災・減災からの脱却，神戸大学都市安全研究センター研究報告，Vol.25，pp.181-190，2021.
5) 木﨑崇雄，竹山智英，橘伸也，髙山裕介：数値地盤モデル構築のためのボーリング柱状図からのデータ自動抽出，神戸大学都市安全研究センター研究報告，Vol.29，pp.13-22，2025.
6) Takeyama, T., Tachibana, S. and Fukukawa, A.: A finite element method to describe the cyclic behavior of saturated soil, *International Journal of Material Science & Engineering*, Vol.2(1), 2015.
7) 保科隆：新しい地盤解析技術 GEOASIA の紹介，地盤工学会誌，59(3)，pp.31-32，2011.
8) 太田秀樹，伊藤雅夫，石黒健，米谷敏：締固められた粘性土の先行圧縮応力と強度の推定，土木学会論文集，No.436/III-16，pp.27-36，1991.
9) 伊藤雅夫，太田秀樹，石黒健，米谷敏：礫分を混入する締固め土の先行圧縮応力と強度の推定，土木学会論文集，No.439/III-17，pp.27-36，1991.
10) 大野進太郎，河合克之，橘伸也：有効飽和度を剛性に関する状態量とした不飽和土の弾塑性構成モデル，土木学会論文集，Vol.63/No.4，pp.1132-1141，2007.
11) Sekiguchi, H. and Ohta, H.: Induced anisotropy and time dependency in clays, Constitutive Equation of Soils, *Proc. Specialty Session 9, 9th Int. Conf. Soil Mech. & Found. Engrg.*, Tokyo, pp.306-315, 1977.
12) Ohta, H., Nishihara, A. and Morita, Y.: Undrained Stability of K_0-Consolidation Clays, *Proc.11th Int. Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering,* Vol.2, pp.613-616, 1985.
13) 永井裕之，菊池喜昭，野田翔兵，兵動太一，龍岡文夫，小薬はるな，眞壁淳：迅速に測定した地盤剛性指標による盛土の締固め管理の合理化，地盤工学ジャーナル，Vol.16，No.1，pp.75-85，2021.
14) 石黒健：鵜川ダムコア材の飽和度管理を重視した締固め管理基準の策定と効率的現場管理の試み，地盤工学会，土の締固め合理化に関するシンポジウム，1-2，2022.
15) Iizuka, A. and Ohta, H.: A Determination Procedure of Input Parameters in Elasto-viscoplastic Finite Element Analysis, *Soils and Foundations*, Vol.27, No.3, pp.71-87, 1987.
16) 平田昌史，石黒健，飯塚敦，太田秀樹：等体積一面せん断試験を用いた不飽和パラメータの推定手法の検討，第 56 回地盤工学研究発表会，No.12-3-1-03，

2021.
17) 鵜飼恵三：弾塑性 FEM による斜面の全体安全率の計算法，土質工学会論文報告集，Vol.29，No.2，pp.190-195，1989.
18) 平田昌史，大塚悠大，石黒健，丸山憲治，大木拓哉，赤木寛一，小西真治：降雨による斜面崩壊を模擬した遠心模型実験の FEM 再現解析，第 59 回地盤工学研究発表会発表講演集，No.23-13-4-04，2024.