

ANALYSE DES MONTEES DE PRESSION D'EAU DES BARRAGES EN TERRE AVEC PRISE EN COMPTE DE LA NON SATURATION

Analysis of pore-pressure build-up of embankment dams including unsaturated soil behavior

Luc BOUTONNIER, Dino MAHMUTOVIC

Egis, 3, rue du Docteur Schweitzer, 38180 Seyssins
luc.boutonnier@egis.fr ; dino.mahmutovic@egis.fr

Marc KHAM, Vinicius ALVES FERNANDES

EDF R&D, 7 bd Gaspard Monge, 91120 Palaiseau
marc.kham@edf.fr ; vinicius.alves-fernandes@edf.fr

Philippe KOLMAYER, Jean-Jacques FRY

EDF Hydro CIH 4 Allée de Tignes La Motte Servolex 73 290
philippe.kolmayer@edf.fr ; jean-jacques.fry@edf.fr

MOTS CLEFS

Barrage en terre, terres, sol non saturé, pression interstitielle, construction, vidange rapide, séisme, sollicitations cycliques

KEY WORDS

Embankment dams, earth, unsaturated soil, pore pressure, construction, quick drawdown, earthquake, seismic loading

RÉSUMÉ

L'ANR a financé le projet Terredurable pour développer un cadre d'analyse des sols fins afin d'approfondir et améliorer leur mise en place. Les recherches s'appuient sur un modèle prenant en compte l'air occlus après compactage pour estimer la compressibilité du fluide interstitiel équivalent [5]. Ce modèle permet d'estimer le coefficient r_u pendant la construction, les cas de vidanges rapides et le comportement des barrages en sols fins sous sollicitations sismiques. Cette communication rapporte une synthèse des exercices de validation effectués par Egis et EDF sous chargement statique avec la modélisation de la construction du barrage de Mirgenbach et sous chargement dynamique avec la modélisation dynamique du barrage d'Aratozawa. Le cas de la vidange rapide est évoqué sans être traité. Ces différents exemples permettent de discuter l'intérêt de la méthode sur différents types de sollicitations.

Pour les ouvrages en construction, la méthodologie pour estimer r_u dans la fondation ou le corps du barrage se base sur des essais de mécanique des sols classiques (mesures de B à l'oedomètre et au triaxial) qui peuvent être dépouillés avec la théorie des sols quasi-saturés. Il faut néanmoins veiller à la représentativité des éprouvettes, en particulier pour les sols compactés où la préparation en laboratoire peut ne pas être représentative de la structure et du degré de saturation initial en place après compactage : en conséquence le prélèvement et l'écrasement d'éprouvettes sur planche d'essai est recommandé pour justifier les hypothèses de projet.

Pour les ouvrages en service, les paramètres du modèle quasi-saturé peuvent évoluer au fil de l'exploitation, conduisant à une réduction progressive de la teneur en air. Des travaux théoriques existent [11] pour calculer la compressibilité effective de l'eau, mais il reste surtout à développer une méthode in situ pour la mesurer.

ABSTRACT

The ANR funded the Terredurable project to develop a framework for the analysis of fine soils in order to deepen and improve their use in earth works. The research is based on a model that takes into account trapped air after compaction to estimate the compressibility of the equivalent interstitial fluid [5]. This model makes it possible to estimate the coefficient r_u during construction, the cases of rapid emptying and the behaviour of embankments clayey dams under seismic loading. This paper summarises the validation exercises carried out by Egis and EDF under static loading with the modelling of the construction of the Mirgenbach dam and under dynamic loading with the dynamic modelling of the Aratozawa dam. The case of rapid emptying is mentioned without being treated. These different examples allow the interest of the method to be discussed on different types of loads.

For structures under construction, the methodology for estimating r_u in the foundation or body of the dam is based on conventional soil mechanics tests (B measurements during oedometer and triaxial tests) that can be analysed using the theory of near-saturated soils. However, care must be taken to ensure the representativity of the specimens, especially for compacted soils where the laboratory preparation may not be representative of the structure and initial saturation level in place after site compaction: therefore, sampling and shearing of specimens from field compaction trial tests is recommended to justify the project assumptions.

For structures in service, the parameters of the quasi-saturated model may change as the operation progresses, leading to a gradual reduction in air content. Theoretical work exists [11] to calculate the effective compressibility of water, but above all it remains to develop an in situ method for measuring it.

1. INTRODUCTION

L'évolution des pressions interstitielles dans les barrages en terre est une problématique récurrente dans l'analyse de stabilité pendant la construction, en vidange rapide ou en cours de séisme.

Les recherches du projet Terredurable s'appuient sur un modèle prenant en compte la non saturation et l'air occlus pour estimer la compressibilité du fluide interstitiel équivalent. Le modèle a déjà été présenté et appliqué à la génération de pression dans les fondations argileuses de barrages [5]. Cette communication rapporte une synthèse des exercices de validation effectués par Egis et EDF sous chargement statique avec la modélisation de la construction du barrage de Mirgenbach et sous chargement dynamique avec la modélisation dynamique du barrage d'Aratozawa. Le cas de la vidange rapide est évoqué sans être traité. Ces différents exemples permettent de discuter l'intérêt de la méthode sur différents types de sollicitations.

2. RAPPEL DU MODELE DE SOL QUASI SATURE

Le modèle a été développé initialement par [2],[3] sur une sollicitation oedométrique ou isotrope. Dans le cadre du projet ANR Terredurable, la méthode a été généralisée par [12]. Elle est décrite en détail dans l'ouvrage de synthèse « conception et construction des ouvrages en sols fins » [4]. Ce chapitre en fait une brève synthèse.

Le modèle quasi-saturé s'applique lorsque l'air est occlus. L'air est considéré occlus à partir de l'optimum de compactage (w_{OPN}), pour toute teneur en eau à droite de la ligne optimale de compactage dans le plan teneur en eau et densité de Proctor (le domaine à gauche de la ligne optimale de compactage est appelé D1, il est peu pratiqué dans le compactage des barrages). Le modèle permet de prévoir la réponse non drainée du sol sous chargement ou déchargement monotone ou sous sollicitation cyclique, pour tout état initial au delà de w_{OPN} , quelle que soit la pression d'eau $u_{w\ ini}$ plus petite que la pression d'air (suction s dans le domaine D2) ou positive (domaine D3).

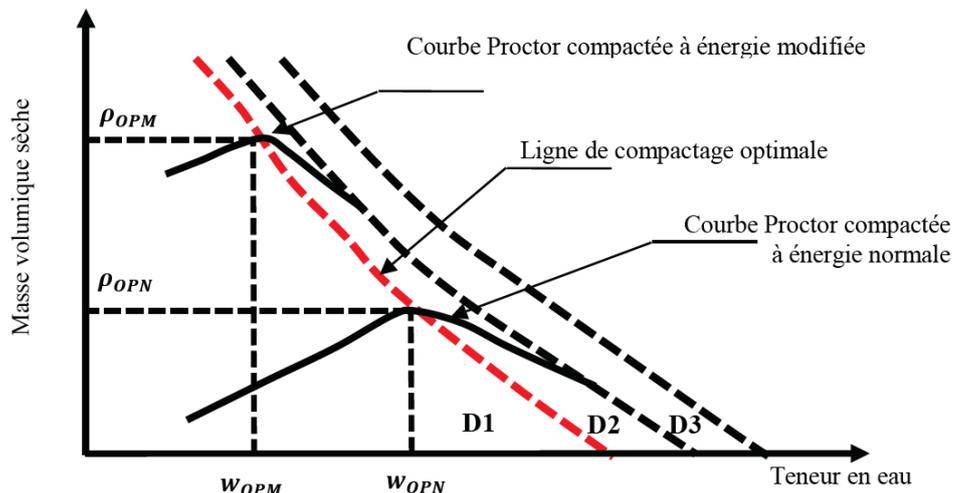


Figure 1 : position des domaines D1, D2 et D3 dans le diagramme Proctor. Le domaine D1 (air libre) est séparé du domaine D2 (air occlus avec suction) par la ligne optimale de compactage. Cette ligne correspond à l'entrée d'air. Les pressions interstitielles positives avec air occlus (domaine D3) apparaissent sous un certain niveau de chargement.

Le calcul est basé sur le principe des contraintes effectives de Terzaghi, valable dans le domaine où l'air reste occlus. La loi de comportement du squelette peut être quelconque : elle doit être adaptée au type de sollicitation (chargement monotone, chargement ou déchargement avec écrouissage, sollicitation cyclique, etc.).

Dans le domaine de l'air occlus où la suction est présente (domaine D2), on suppose la linéarité entre degré de saturation et pression d'eau :

$$S_r(u_w) = S_{re} - \frac{u_w}{u_{w\ air}} (S_{re} - S_{r\ air}) \quad \text{EQ.1}$$

Avec :

S_{re} : degré de saturation pour une pression d'eau nulle

$S_{r\ air}$: degré de saturation à l'entrée d'air (< 1 du fait de la présence d'air occlus), c'est-à-dire à l'optimum de compactage

$S_{r\ OPN}$

$u_{w\ air}$: pression d'eau à l'entrée d'air (pression à l'optimum de compactage $u_{w\ OPN}$)

Dans le domaine D2, la pression d'air est supposée constante et proche de la pression atmosphérique. Dans ces conditions, on peut écrire :

$$S_{air} = -u_{w\ air} \quad \text{EQ.2}$$

Dans le domaine de l'air occlus où les pressions interstitielles sont positives (domaine D3), le degré de saturation est calculé en fonction de la pression d'eau en considérant les hypothèses suivantes :

- loi des gaz parfaits dans l'air ;
- dissolution de l'air dans l'eau (loi de Henry) ;
- pression de vapeur saturante de l'eau dans l'air occlus ;
- rayon capillaire constant r_{bm} dans les poches d'air occlus.

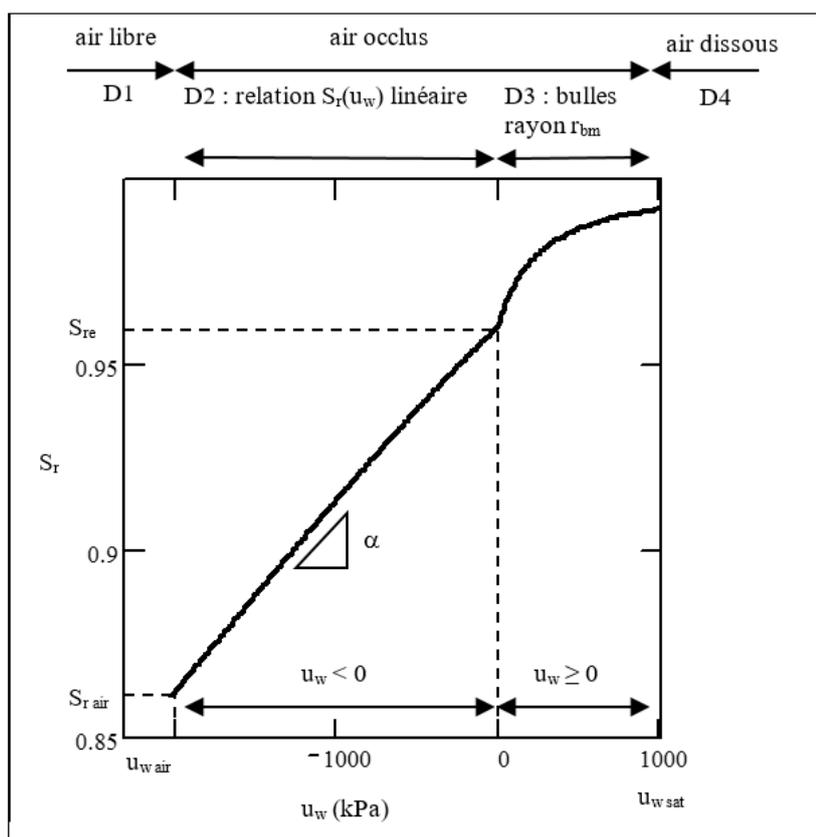


Figure 2 : Courbe représentant la relation degré de saturation S_r fonction de pression d'eau u_w dans les domaines D2 et D3. Les principaux paramètres à caler sont S_{re} , r_{bm} , $S_{r\ air}$ et $u_{w\ air}$. Les paramètres ($S_{r\ air}$ et $u_{w\ air}$) peuvent être déduits de la pente de la droite α (voir sections 3.2 et 3.3).

L'expression obtenue pour le degré de saturation en fonction de la pression d'eau est donné ci-dessous :

$$S_r = \frac{1}{1-h+\left(\frac{1-S_{re}+h.S_{re}}{S_{re}}\right)\left(\frac{s_{bm}+P_{atm}-u_{wg}}{u_w+s_{bm}+P_{atm}-u_{wg}}\right)} \quad \text{EQ.3}$$

Avec :

h : constante de Henry (0,02 pour l'air à 20°C)

$s_{bm} = u_a - u_w = 2.T_c/r_{bm}$: différence entre pression d'air u_a et pression d'eau u_w

tension superficielle eau-air $T_c = 73,5.10^{-3}$ N/m à 20°C (loi de Jurin)

P_{atm} : pression atmosphérique (100 kPa environ à une altitude nulle)

u_{wg} : pression de vapeur saturante en eau dans les bulles d'air (2,3 kPa à 20°C)

La pression d'eau de saturation u_{wsat} séparant les domaines D3 (air occlus avec pression d'eau positive) et D4 (saturé) peut aussi être calculée :

$$u_{wsat} = \left(\frac{2T_c}{r_{bm}} + P_{atm} - u_{wg}\right) \frac{(1-S_{re})}{hS_{re}} \quad \text{EQ.4}$$

Les principaux paramètres du modèle et les limites des quatre domaines de comportement sont résumés sur la Figure 2.

Le modèle a fait l'objet de nombreux tests sur des essais de laboratoire et des ouvrages in-situ dans le cadre du projet ANR Terredurable [4].

Le coefficient de compressibilité du fluide interstitielle équivalent c_f est intégré dans les modèles numériques pour une prise en compte correcte du coefficient B de Skempton (mesuré par rapport à la contrainte initiale de confinement) sur un chemin oedométrique selon l'équation suivante :

$$B_{tangent} = \frac{1}{1+n.E_{oedo}.c_f} \quad \text{EQ.5}$$

avec n porosité et E_{oedo} module oedométrique tangent

Le coefficient de compressibilité du fluide interstitielle équivalent peut être obtenu en partant de la relation suivante :

$$c_f = \frac{1}{S_r} \cdot \frac{dS_r}{du_w} + c_w \quad \text{EQ.6}$$

avec $c_w = 4,2.10^{-7}$ kPa⁻¹ coefficient de compressibilité de l'eau pure.

Ce qui conduit aux équations suivantes dans les domaines D2 et D3 :

Domaine D2 ($u_w < 0$)

$$c_f = -\frac{1}{S_r} \cdot \frac{1}{u_{w\ air}} (S_{re} - S_{r\ air}) + c_w \quad \text{EQ.7}$$

Domaine D3 ($u_w \geq 0$)

$$c_f = \frac{(1-S_r+hS_r)}{(u_w+s_{bm}+P_a-u_{wg})} + c_w \quad \text{EQ.8}$$

3. MODELISATION D'OUVRAGES EN CONSTRUCTION

Dans le cas de barrages en construction, le paramètre utile et pratique pour surveiller la montée des pressions interstitielles des terres est le coefficient r_u :

$$r_u = \frac{\Delta u_w}{\Delta \gamma h} \quad \text{EQ.9}$$

Il est calculé aussi bien dans les sols fins de fondation que barrages que dans les matériaux étanches des corps de barrages. Le barrage de Mirgenbach en est un exemple.

3.1 Présentation du barrage de Mirgenbach

Le barrage de Mirgenbach est un barrage homogène en argile d'altération de 22m de hauteur. Un glissement quasi-symétrique a interrompu sa construction au moment où il atteignait une hauteur de 18m. La cause de ce glissement réside principalement dans le non respect du critère de teneur en eau des spécifications et dans une erreur d'implantation et d'interprétation d'une cellule de pression interstitielle (Fry et Lejeune, 2019, dans partie 2 de référence [4]). La coupe type de l'ouvrage lors de la première construction est donnée Figure 3. Le barrage est fondé sur un substratum de marnes saines en profondeur, dont l'altération définit une couche de marnes fissurées et perméables recouverte par une couche d'argile avec inclusion de limons argileux (Figure 4). L'argile a été utilisée pour construire l'ouvrage (Figure 3).

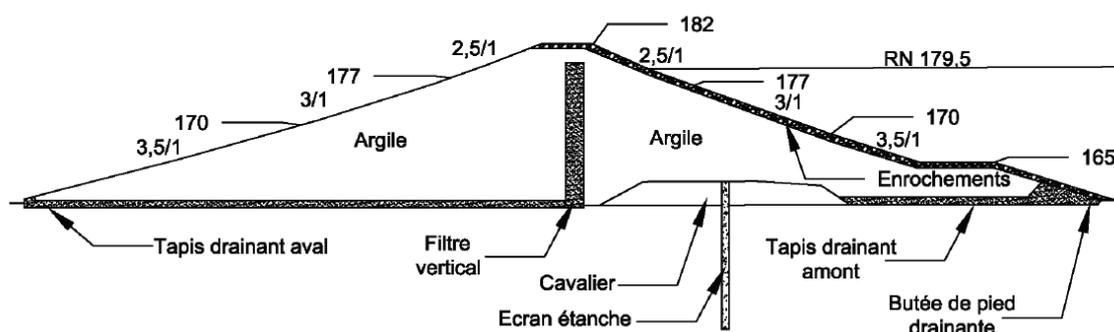


Figure 3 : Coupe type initiale du barrage de Mirgenbach

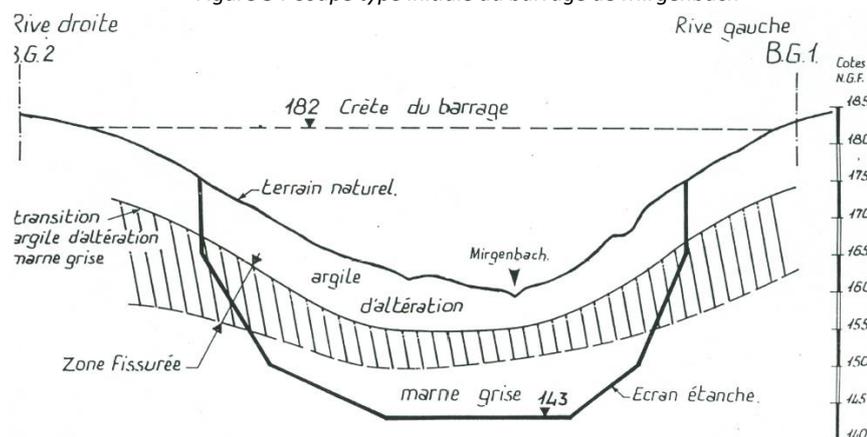


Figure 4: Profil en long géologique et géotechnique de la fondation du barrage de Mirgenbach

Les paramètres géotechniques de la fondation du barrage sont donnés dans le Tableau 1. Les caractéristiques de l'argile compactée du barrage sont présentées dans le Tableau 2.

Tableau 1 : Caractéristiques géotechniques des couches de la fondation du barrage de Mirgenbach

Couche	γ_d [kN/m ³]	γ_s [kN/m ³]	γ_h [kN/m ³]	γ_{sat} [kN/m ³]	w_{sat} [%]	IP [%]	e	C_u [kPa]	σ'_p [kPa]	C_c	C_s
Limon argileux	16,2	27	20,3	20,3	25%	20	0,67	40	240	0,136	0,005
Argile altération	16,6	27,4	20,4	20,5	24%	29	0,65	120	310	0,155	0,06
Marne altérée	18,6	26,5	21,5	21,8	16%	-	0,42	-	1000	0,15	0,04
Marne compacte	20,3	26,5	22,5	22,8	12%	-	0,31	-	-	-	-

Tableau 2 : Caractéristiques géotechniques moyennes de l'argile du remblai du barrage de Mirgenbach

Couche	γ_s kN/m ³	$\gamma_{d\text{OPN}}$ kN/m ³	w_{OPN} [%]	IP [%]	w_L [%]	ϕ' [°]	C_c	C_s
Argile remblai	26,9	16,1	22,5	30	50	21	0,205	0,06

Les mesures réalisées pendant la construction montrent une moyenne de la teneur en eau de référence Proctor $w_{OPN} = 22,5\%$ alors que les mesures post construction (échantillons prélevés après rupture) conduisent à $w_{OPN} = 21,3\%$. Les mesures de contrôle sont centrées sur une teneur en eau à $w_{OPN}+1,6\%$ hors zone de rupture alors qu'au droit de la couche hors spécification, à l'origine de la rupture, la teneur en eau moyenne est de l'ordre de $w_{OPN}+4,2\%$.

Application du modèle quasi-saturé à la prédiction des pressions interstitielles de fondation

Les paramètres quasi-saturés de la fondation peuvent être assez facilement déterminés à partir d'essais oedométriques (chargement et déchargement par paliers avec pierres poreuses saturées). La déformation instantanée mesurée sur les paliers de chargement ou de déchargement de l'oedomètre est exploitée pour déterminer les paramètres du modèle quasi-saturé selon la méthodologie initialement mise au point par Boutonnier (2007). Lorsqu'aucun essai n'est disponible, il est possible d'utiliser une base de données d'essais, qui pourra être enrichie et fiabilisée dans le futur. Cette base de données conduit aux paramètres donnés dans le Tableau 3 (pour plus de détails, consulter la partie 3 de la référence [4]).

Tableau 3 : paramètres moyens pour le modèle quasi-saturé dans des sols de fondations en sols fins.

Paramètre	S_{re}	r_{bm} [μm]	$\alpha = \frac{S_{re}-S_{rair}}{S_{air}}$ [1/KPa]
Moyenne	0,96	2	5,00E-05
Minimum	0,91	1	1,80E-05
Maximum	0,99	5	9,00E-05
Nombre d'essais	18	18	20

En l'absence des procès verbaux détaillés des essais oedométriques de la fondation du barrage de Mirgenbach, les paramètres moyens ont été considérés ($S_{re} = 0,96$, $r_{bm} = 2\mu\text{m}$ et $1/\alpha = 20\text{MPa}$) puis une étude de sensibilité [5] a été réalisée pour vérifier l'aptitude du modèle à reproduire les montées de pression dans la fondation.

La même démarche a permis d'obtenir de bons résultats sur la prévision des tassements instantanés de la fondation de plusieurs digues de Beaucaire [13].

Les limites de la méthode : Le calage sur les bases d'essais oedométriques avec des pierres poreuses saturées est adapté pour les sols présentant peu ou pas de succion initiale. Sinon, il est conseillé d'adopter les mesures du coefficient B de Skempton comme pour les matériaux constitutifs de remblai (voir ci-après).

3.3 Application du modèle quasi-saturé à la prédiction des pressions interstitielles du remblai

La génération de pression interstitielle en cours de construction est principalement évaluée à partir d'essais triaxiaux non drainés de compression isotrope. De tels essais n'ont été réalisés que sur les éprouvettes prélevées après la rupture du barrage. Ces éprouvettes permettent de disposer de la montée de pression interstitielle sous charge isotrope pour différentes teneurs en eau (Figure 5).

Les teneurs en eau initiales côté humide du Proctor ont les mêmes paramètres d'entrée d'air : le degré de saturation à l'optimum, $S_{rair} = 93,5\%$, et la pression d'eau négative à l'entrée d'air $u_{wair} = -S_{air}$ qui est inconnue. Pour une teneur en eau initiale donnée sur la branche humide, le degré de saturation initial S_{rini} est connu et la seule inconnue est la pression d'eau négative initiale u_{wini} . Cette inconnue est calée pour reproduire la montée de pression observée sur les essais (Figure 5). Le degré de saturation S_{re} se déduit de l'équation 10 qui conduit à :

$$S_{re} = \frac{S_{rini} - \frac{u_{wini}}{u_{wair}} S_{rair}}{1 - \frac{u_{wini}}{u_{wair}}} \quad \text{EQ.10}$$

Le calcul nécessite d'estimer aussi le rayon capillaire r_{bm} des poches d'air occlus dans le domaine D3. En général, ce rayon est compris entre 1 et $10\mu\text{m}$. Dans le cas présent, on a retenu $r_{bm} = 4\mu\text{m}$. Les pressions d'eau obtenues sont données dans le Tableau 4.

Tableau 4 : pressions d'eau initiales obtenues pour différentes teneurs en eau à partir des essais triaxiaux isotrope de mesure du coefficient B

Teneur en eau w (%)	21,3	22,3	23,3	24,3	25,3	26,3	27,3
Ecart : w - w_{OPN} (%)	0	+1%	+2%	+3%	+4%	+5%	+6%
Pression d'eau (kPa)	-65	-46	-35	-29	-25	-18	-11

Les valeurs de S_{re} en fonction de la teneur en eau sont données sur la Figure 6. Dans le calage, un autre paramètre clé est l'estimation de la contrainte de préconsolidation isotrope (non développé ici, voir ref [4]) : cette dernière a été estimée en regroupant les différents éléments permettant de recaler l'ellipse de Cam Clay (oedomètres, essais triaxiaux UU, essais R_c).

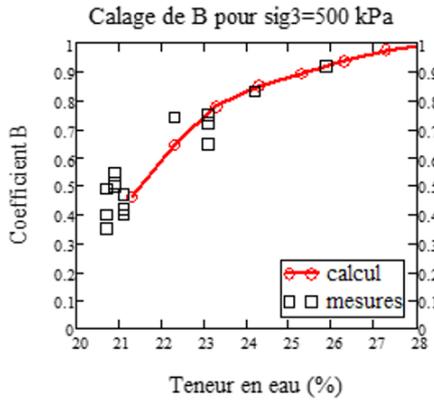


Figure 5 : Résultats du calage des pressions d'eau négative initiale $u_{w\ ini}$ et $u_{w\ air}$ sur des essais triaxiaux de compression isotrope.

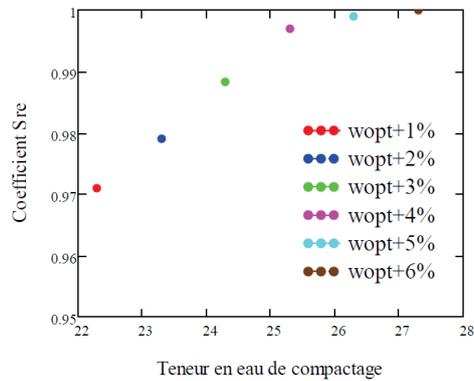


Figure 6 : Evolution du paramètre S_{re} en fonction de la teneur en eau de compactage du côté humide du Proctor.

Deux modélisations numériques de la rupture du barrage, non présentées ici en détail, ont été effectuées. La première est une modélisation non drainée réalisée par Egis sur Flac et la seconde est une modélisation couplée hydraulique-mécanique réalisée par EDF sur code_aster [8].

Ces modélisations montrent la capacité à reproduire la montée des pressions interstitielles différente entre les cellules B2 et B6 comme illustré sur la Figure 7. Dans la modélisation, la montée brutale des pressions interstitielles au droit de la cellule B2 est provoquée par la rupture locale et le radoucissement qui suit le pic (phénomène lié au décompactage par dilatance, réduction de la pression de consolidation et de la surface d'érouissage, Figure 8 et Figure 9). Les déplacements calculés montrent bien l'apparition d'une rupture locale fin juin (mois 8) et d'une rupture globale (mois 10) fin aout (Figure 9).

Le modèle quasi-saturé permet de retrouver le comportement différent entre les cellules B2 et B6 (d'après [4]). Pour la cellule B2, différents calculs sont présentés pour évaluer l'incertitude sur la contrainte verticale : calcul de la contrainte verticale à partir d'une colonne de sol ou bien prise en compte de la contrainte verticale issue du calcul numérique, évaluation de l'incertitude liée au positionnement de la cellule B2.

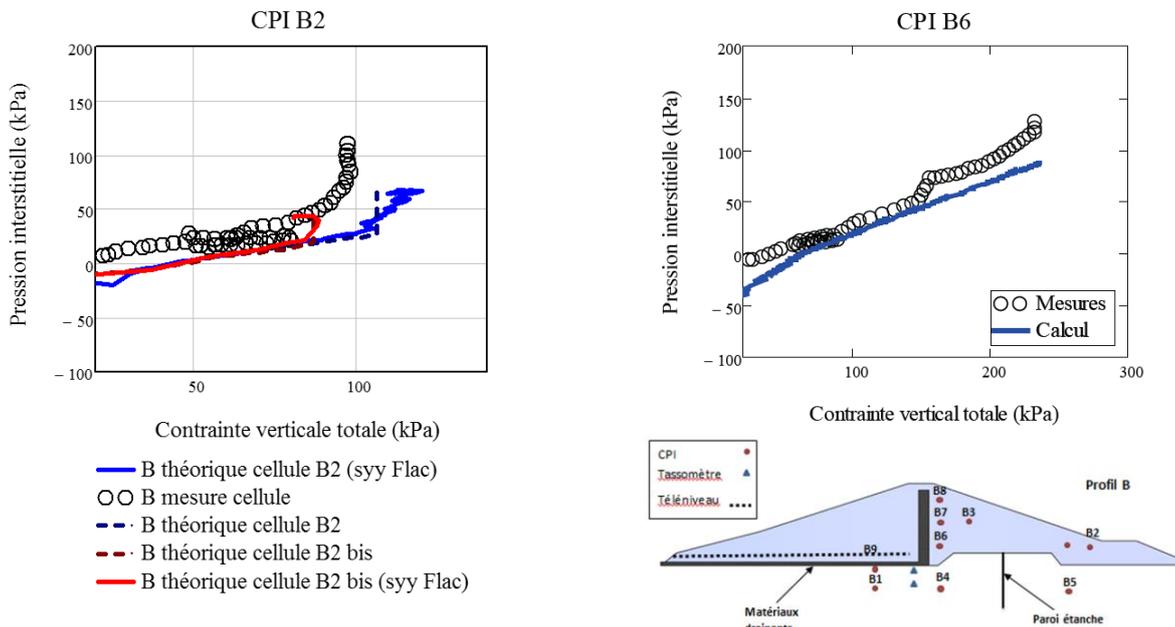


Figure 7 : Position des cellules de pressions interstitielles B2 et B6 et comparaison mesures des montées de pression avec la modélisation FLAC. Les « B théorique » sont les B calculés en testant deux positions de cellule (B2 et B2 bis, incertitude de positionnement) et deux contraintes verticales (celle de la colonne de sol, ou celle calculée dans FLAC)

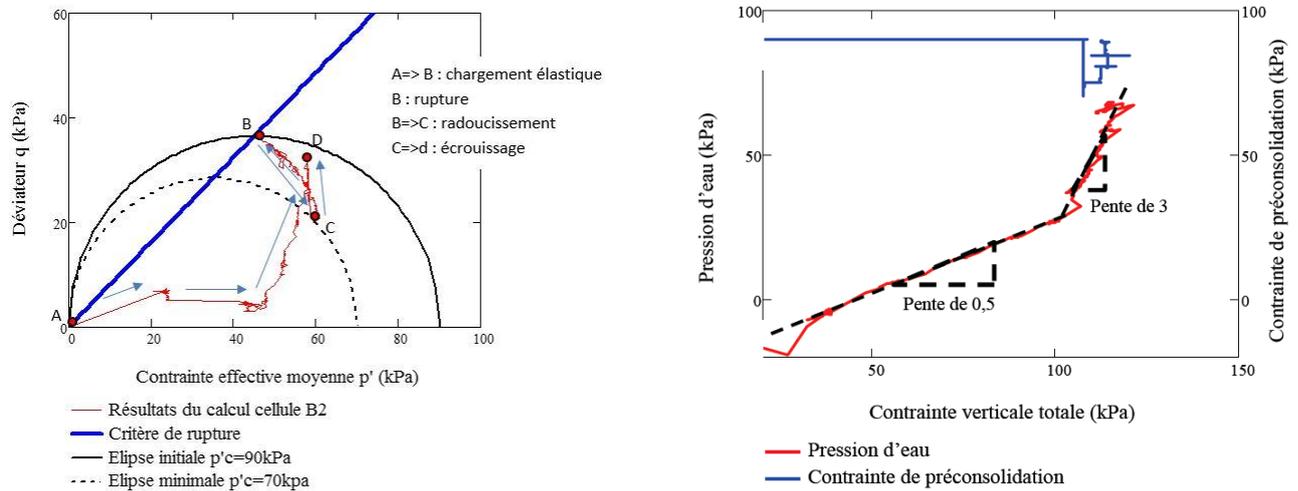


Figure 8 : Modélisation du chemin de contraintes effectives et de la montée de pression de la cellule B2 avec Flac

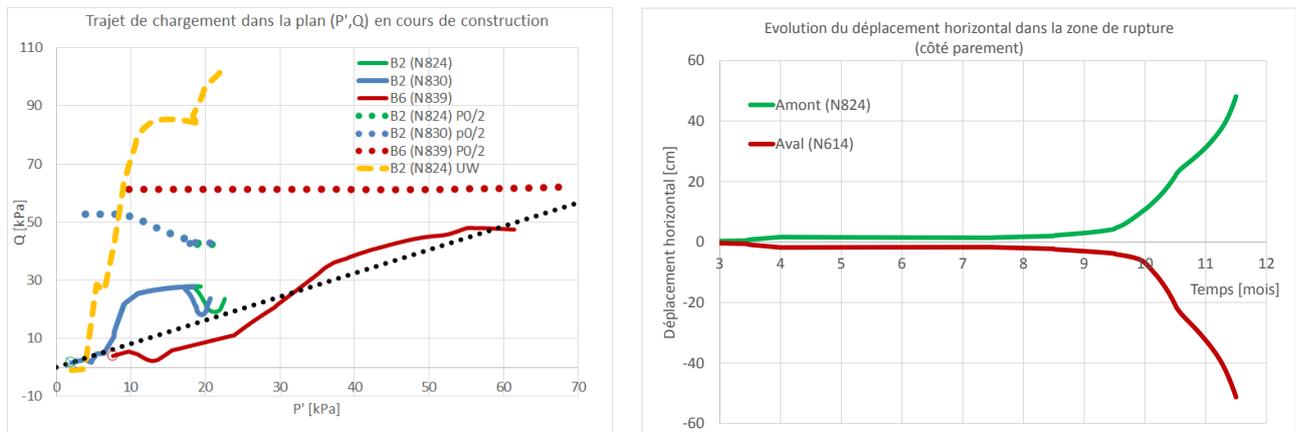


Figure 9 : Modélisation du chemin de contraintes effectives et de la montée de pression de la cellule B2 (gauche) et de l'accroissement pathologique des déplacements horizontaux (droite) avec code_aster

3.4 Bilan et domaine d'application

Le modèle quasi-saturé est un bon outil pour exploiter de manière fine les mesures de B en laboratoire. L'application aux remblais en construction est confirmée sur l'exemple du glissement du barrage de Mirgenbach. Cependant, il est important de noter que les essais Proctor de Mirgenbach effectués sur les prélèvements en carrière ont en moyenne un degré de saturation à l'optimum inférieur à 90%. Ces mesures prévoient un comportement moins critique que ceux utilisés pour caler le modèle, effectués sur des prélèvements intacts après la rupture du barrage. Ainsi, au niveau des projets, les éprouvettes préparées en laboratoire ont une structure et un degré de saturation initial qui ne seront pas ceux des sols compactés sur le chantier. Ceci peut être source d'écarts entre résultats en laboratoire et mesures in-situ. En conclusion, la réalisation de planches de compactage au début du chantier et des prélèvements intacts sont recommandés pour contrôler la génération de pression interstitielle et adapter si besoin la conception (ajout de couches ou bretelles drainantes par exemple pour dissiper les pressions). Le modèle quasi-saturé est un outil d'analyse qui permet de vérifier la cohérence d'ensemble des données et donne l'opportunité de faire une prédiction plus fiable du comportement. Le test sur d'autres ouvrages compactés dans le futur permettra d'améliorer la démarche avec de nouveaux retours d'expérience.

4. UTILISATION DU MODELE QUASI-SATURE POUR LES OUVRAGES EN SERVICE

4.1 Utilisation du modèle quasi-saturé pour la vidange rapide

Du point de vue théorique le cas de vidange rapide peut être modélisé en utilisant les mêmes outils. Néanmoins, si les écoulements d'eau permanents sont établis dans le corps du barrage, il peut y avoir infiltration d'eau moins chargée en air côté amont, conduisant à la dissolution progressive de l'air emprisonné dans les plus gros pores côté amont : les paramètres S_{re} et S_{rair} peuvent donc augmenter dans ces zones avec le temps. Ce type de comportement a été observé sur des barrages à noyau [11]. Le cas de vidange du barrage de Mirgenbach reste à analyser sur la base de la synthèse des données effectuées dans le cadre du projet Terredurable.

4.2 Utilisation du modèle quasi-saturé pour analyses sismiques

La compressibilité du fluide interstitiel peut-être prise en compte dans les méthodes simplifiées et dans les modélisations numériques.

Méthodes simplifiées

La méthode de Byrne [7] permet de calculer, dans un sol saturé, la montée de pression d'eau en fonction du nombre de cycles et du niveau de distorsion sur un cycle. Initialement utilisée pour la liquéfaction dans les sables, elle a été utilisée avec succès pour réanalyser la génération de pression interstitielle de la grave argileuse du noyau d'Aratozawa et des sables silto-argileux de Fujinuma en prenant en compte la compressibilité du fluide [14].

Pour un sol saturé, Byrne calcule l'augmentation de pression sur un cycle u_w avec un fluide incompressible par :

$$u_w = K_s \Delta \varepsilon_v^p \quad \text{EQ.11}$$

Avec :

K_s : module de déchargement isotrope sécant dans la gamme de variation de contrainte liée au séisme

$\Delta \varepsilon_v^p$: déformation volumique plastique isotrope

Avec un fluide compressible, il faut adapter l'expression de Skempton en remplaçant K_s par K :

$$K = \frac{1}{\frac{n}{K_f} + \frac{1}{K_s}} \quad \text{EQ.12}$$

Avec :

K_f : module de compression isotrope sécant du fluide entre la pression interstitielle initiale et la pression interstitielle finale. Le module de compression K_f peut aisément être calculé à partir du module de compressibilité tangent donné par les équations 6 et 7.

n : porosité du sol

Dans le cas des barrages japonais, les calculs à rebours sur les accélérogrammes réels par la méthode Fr-Jp [9] ont permis de caler K puis connaissant K_s d'estimer K_f . Pour le barrage d'Aratozawa par exemple, le module obtenu est de l'ordre de 80MPa ce qui est cohérent avec S_{re} compris entre 96 et 99%.

Méthodes numériques

Le barrage d'Aratozawa a été modélisé en dynamique avec un calcul couplé en contraintes effectives dans le noyau et un fluide interstitiel compressible. Cet ouvrage a subi un séisme réel (1 g à sa base) et l'instrumentation fournit à la fois les accélérogrammes temporels et les montées de pression d'eau dans le noyau suite au séisme.

Une première modélisation a été effectuée avec `code_aster` (loi de Hujoux pour le squelette [10]) et une deuxième avec le logiciel FLAC (loi de Mohr Coulomb avec élasticité non linéaire hystérétique et « cap » sur sollicitation volumique [6]). La compressibilité du fluide, qui dépend de la valeur de la pression interstitielle, a été prise en compte de deux manières différentes.

Dans `code_aster`, la compressibilité du fluide interstitiel est programmée décroissante avec la profondeur et constante en cours de séisme (programmation de la relation de la compressibilité dépendant de la pression).

Dans la modélisation FLAC, elle dépend de la pression interstitielle en fonction du temps conformément aux équations données dans la section 2. Les paramètres du modèle quasi-saturé ont fait l'objet d'une étude de sensibilité autour d'une valeur moyenne $S_{re} = 96\%$. Cette étude de sensibilité suggère que, à la base du noyau, S_{re} serait plutôt autour de 99% alors qu'en crête il serait plus proche de 93%. Ce phénomène est logique compte tenu des travaux de [11] déjà évoqués dans la section 4.

4.3 Résultats et synthèse

Les résultats discutés lors des colloques JCOLD-CFBR justifient l'intérêt de prendre en compte la compressibilité du fluide dans les ouvrages en service. Les paramètres du modèle quasi-saturé peuvent évoluer compte tenu de la durée des cycles de remplissage-vidange. Une caractérisation de ces paramètres est donc nécessaire et reste à finaliser in situ, par exemple par l'emploi de méthodes "sismiques".

5. CONCLUSION

Le modèle quasi-saturé présenté permet de prendre en compte la non saturation des sols fins de manière simplifiée dans le domaine de l'air occlus. Ce modèle permet d'estimer le coefficient r_u pendant la construction, les cas de vidanges rapides et le comportement des barrages en sols fins sous sollicitations sismiques. Les exemples présentés ici montrent l'intérêt de la démarche.

Pour les ouvrages en construction, la méthodologie pour estimer r_u dans la fondation ou le corps du barrage se base sur des essais de mécanique des sols classiques (mesures de B à l'oedomètre et au triaxial) qui peuvent être dépouillés avec la théorie des sols quasi-saturés. Il faut néanmoins veiller à la représentativité des éprouvettes, en particulier pour les sols compactés où la préparation en laboratoire peut ne pas être représentative de la structure et du degré de saturation initial en place après compactage : en conséquence le prélèvement et l'écrasement d'éprouvettes sur planche d'essai est recommandé pour justifier les hypothèses de projet. En plus, la variabilité naturelle des sols sur la zone d'emprunt est susceptible d'entraîner une variabilité des caractéristiques de l'OPN. Un contrôle de compactage en méthode de Hilf [1] permet de contrôler dans un délai compatible avec la cadence du chantier la compacité et le degré de saturation du matériau compacté.

Pour les ouvrages en service, les paramètres du modèle quasi-saturé peuvent évoluer lorsque le régime d'écoulement permanent se met en place, conduisant à une réduction progressive de la teneur en air. Des travaux théoriques existent [11]. Il reste à développer une méthode simplifiée pour évaluer l'évolution du coefficient de compressibilité du fluide interstitiel en fonction du temps ou bien peut-être une méthode pour la mesurer in-situ.

REMERCIEMENTS

Nous remercions l'ANR pour avoir financé le Projet TerreDurable. Ce projet a été l'opportunité de relancer la réflexion sur la construction et le suivi des barrages en argile.

RÉFÉRENCES ET CITATIONS

- [1] ASTM D 5080: Standard test method for rapid determination of percent compaction.
- [2] Boutonnier L. (2007). Comportement hydromécanique des sols fins proches de la saturation. Cas des ouvrages en terre : coefficient B, déformations instantanées et différées, retrait/gonflement. Thèse INPG Grenoble soutenue le 23 octobre 2007. <http://geotecluc.blogspot.com/>
- [3] Boutonnier L. (2010). Mechanics of unsaturated geomaterials, Chap.14: Coefficient B, Consolidation and swelling in Fine Soils near saturation in Engineering Practice. Ed. L. Laloui, J. Wiley.
- [4] Boutonnier L., Bufalo M., Dubreucq T., Fry J-J, Lejeune J.-M., Mahmutovic D. (2019). Conception et construction des ouvrages en sols fins. Sous la coordination de L. Boutonnier. 512 pages. Presses des Ponts (ISBN : 9782859785222).
- [5] Boutonnier L., Mahmutovic D., Fry JJ (2015). Génération de pression interstitielle dans les fondations argileuses des barrages en remblai : retour d'expérience et méthodes d'analyse. Colloque technique CFBR Fondations des barrages. 8 avril 2015 à Chambéry.
- [6] Boutonnier L., Mahmutovic (2016). Dynamic analysis of Aratozawa dam including the effect of occluded air and pore fluid compressibility. Validation of Dynamic Analyses of Dams and Their Equipment: Edited Contributions to the International Symposium on the Qualification of Dynamic Analyses of Dams and their Equipments, 31 August-23 September 2016, Saint-Malo, France.
- [7] Byrne P.M. 1991. A cyclic shear-volume coupling and pore pressure model for sand. Proceedings: Second International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil, 1991. p.47-55.
- [8] Code_Aster, 2001. General public licensed structural mechanics finite element software, included in the Salomé-Méca simulation platform. Website <http://www.code-aster.org>
- [9] Jellouli M., Fry J.-J., Lefebvre A., Maaloul H., Matsumoto N., Tatsuta T. (2015). Barrages en remblai : première évaluation d'une nouvelle approche dynamique simplifiée. 9ème Colloque National AFPS, Marne-la-Vallée, 30/11 au 02/12/2015, France.
- [10] Kham, M., Kolmayer, P., Matsumoto, N. Advanced numerical modeling of Aratozawa dam response under Miyagi 2008 strong earthquake, 7th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, Rome, 2019
- [11] LeBihan J.-P., Leroueil S. (2002). A model for gas and water flow through the core of earth dams. Revue Canadienne de géotechnique. Vol. 39, p. 90-102.
- [12] Mahmutovic D. (2016). Etude du comportement des sols proches de la saturation – validation numérique sur essais de laboratoire et ouvrages en terre. Thèse de doctorat. Université de Grenoble.
- [13] Mahmutovic D., Boutonnier L., Frezet J.-F., Normand M., Skotarczak A. (2018). Remblai expérimental – vers une meilleure prévision des tassements instantanés et différés. Journées nationales de géotechnique et de géologie de l'ingénieur – Champs-sur-Marne 2018.
- [14] Veylon G., Jellouli M., Fry J.-J., Boutonnier L., Kteich Z., Durand C., Carvajal C., Labbe P., Luu L.-H. (2018). Nouvelles approches simplifiées pour l'évaluation de la performance sismique des barrages en remblai. Commission International des Grand Barrages, 26ème congrès des grands barrages, Vienne, juillet 2018.