

Chapitre 7

MODÉLISATION DES ESSAIS IN SITU.

VII. MODÉLISATION DES ESSAIS IN SITU

Il existe actuellement peu de modélisations des deux phases caractéristiques d'un enfouissement de déchets radioactifs, à savoir l'excavation de la structure de stockage puis le chauffage, qui aient fait de plus l'objet d'une analyse vis-à-vis de mesures in situ. L'interprétation par une modélisation numérique des essais CACTUS offre une possibilité pour s'assurer de la pertinence d'une telle modélisation.

VII.1. Modélisation des phases d'excavation et de reconsolidation.

Le forage du puits central a des répercussions importantes sur l'état du massif avant chauffage.

L'étude de cette perturbation est intéressante à plusieurs points de vue :

- pour parvenir à une meilleure interprétation des essais in situ,
- pour comprendre la réponse du massif à proximité d'une excavation,
- enfin pour la modélisation de réalisations géotechniques analogues (forages, tunnels, excavations...).

Dans cette étude, on considère que l'argile du massif a un comportement de type élastoplastique, sans présenter de viscosité intrinsèque. On supposera donc que les effets différés observés in situ (remontée des pressions dans le massif) proviennent uniquement du déséquilibre hydraulique dû au forage du puits.

VII.1.1. Présentation des calculs.

1. Hypothèses simplificatrices

On s'intéresse aux effets du forage à proximité du fond du puits près des capteurs. Cette zone étant éloignée de la galerie, on néglige l'influence mécanique exercée par la galerie.

Le problème présente ainsi une symétrie cylindrique autour de l'axe du puits, et les calculs sont effectués en axisymétrie.

L'état initial du massif a été examiné lors de l'analyse des résultats d'essai. A la suite d'une analyse simplifiée de l'excavation, on considère que l'état initial est isotrope, formé de champs homogènes suivants :

$$\begin{array}{ll} \sigma = \sigma_0 \mathbf{1} & \sigma_0 = -2,5 \text{ MPa} \\ p = p_0 & p_0 = 1 \text{ MPa} \end{array}$$

L'excavation du puits central des essais a été réalisée en plusieurs phases. Cependant, la dernière phase de forage a été réalisée rapidement sans interruption des travaux. Afin de simplifier la procédure de calcul, on considère dans cette simulation que l'excavation est réalisée en une seule phase accomplie en une journée.

Enfin, rappelons que ces calculs sont faits dans le cadre de l'hypothèse de petites perturbations.

2. Maillage, chargement et conditions aux limites

Le chargement simulant l'excavation résulte des opérations suivantes :

- annulation de la rigidité de la zone excavée,
- réduction de la pression mécanique à la paroi du puits.

Les conditions aux limites sont les suivantes :

Conditions aux limites mécaniques:

- sur l'axe de symétrie le déplacement radial est nul,
- sur le bord supérieur le déplacement vertical est nul,
- sur le bord d'excavation la contrainte normale décroît de 2.5MPa à 0 en 1jour.

Conditions aux limites hydrauliques :

- sur le bord latéral droit et le bord inférieur, la pression interstitielle est imposée à 1MPa: valeur initiale pour permettre un drainage permanent loin de l'excavation.
- sur l'axe de symétrie et le bord d'excavation, le flux hydraulique est nul.

L'excavation (réalisée en une seule phase) est menée en trois pas de chargements. La contrainte radiale en paroi du puits est diminuée progressivement : 60%, 80% puis 100%. Les instants de calcul valent respectivement : $t = 0,6$ jour, 0,8 jour et 1 jour.

Après l'excavation, la sonde est installée et aussitôt après le puits est rebouché. Ces opérations sont simulées ainsi :

- rigidité de la zone excavée égale à celle des matériaux mis en place,
- continuité des déplacements à l'interface entre le massif et ces matériaux,
- continuité des flux hydrauliques sur cette même interface (le flux hydraulique est nul à travers les matériaux non poreux).

Le chargement après le rebouchage du puits résulte uniquement du déséquilibre hydraulique existant après l'excavation.

Le calcul de la "reconsolidation" débute par une reprise de l'état final du calcul d'excavation. Les instants de calculs sont les suivants : $t = 5$ jours, 10 jours, 20 jours, 30 jours, 50 jours et 100 jours.

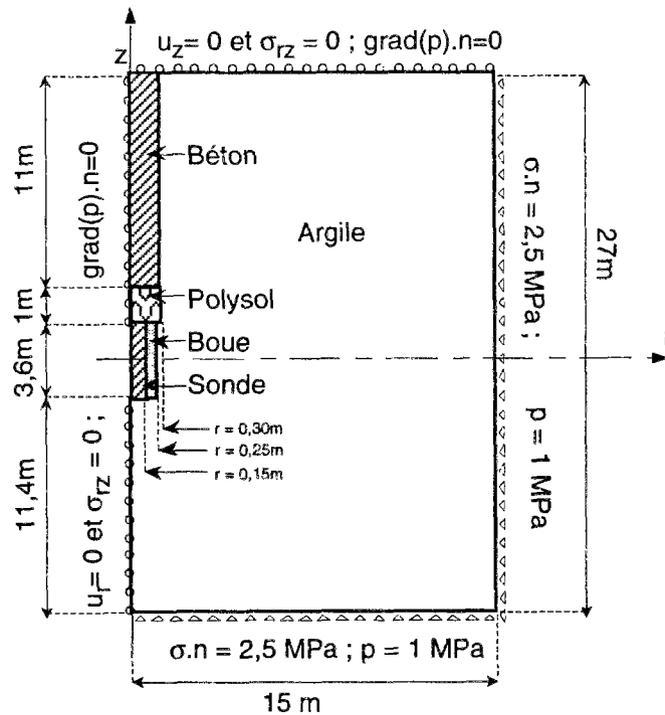


Figure 1 : Conditions aux limites et taille du domaine étudié.

Le maillage représente un cylindre de 27m de hauteur et de 15m de rayon. Ces dimensions sont suffisamment importantes pour pouvoir simuler le comportement d'un massif infini, compte tenu du rayon d'excavation et des diffusivités hydraulique et thermique de l'argile.

Ce maillage comporte 3411 noeuds et 1092 éléments. Les éléments sont des quadrilatères à 8 noeuds avec des fonctions de forme quadratique (éléments isoparamétriques). Chaque noeud a 4 degrés de liberté : le déplacement radial, le déplacement vertical, la pression et la température.

Le calcul couplé en phase thermique requiert plus de 10 000 degrés de liberté.

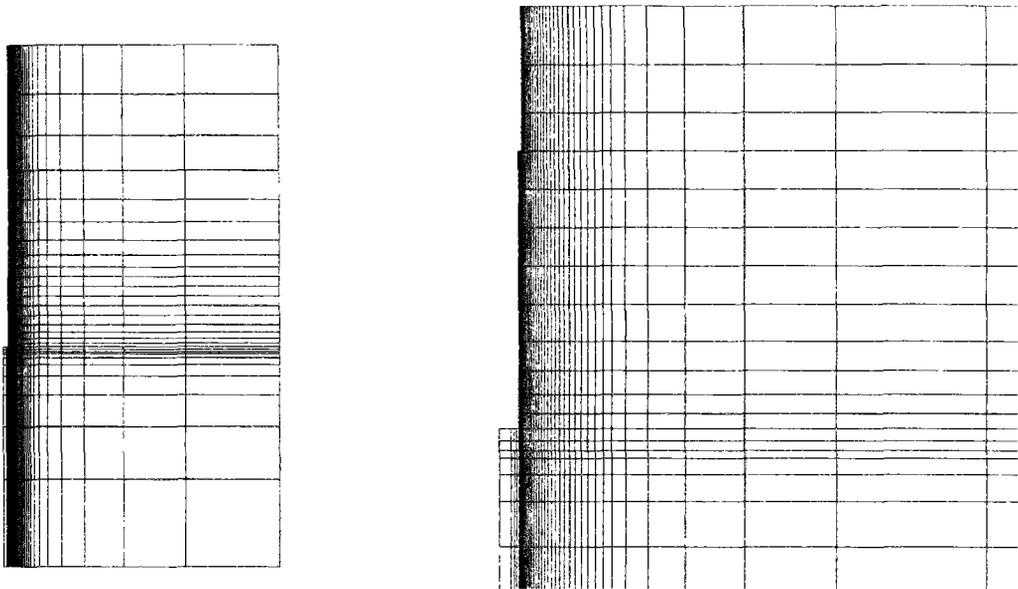


Figure 2: Maillage du calcul, seul les éléments du massif argileux sont représentés. Le décrochement en paroi du puits marque la transition entre le forage de diamètre 60cm entre 0 et 12m, et le forage de diamètre 50cm entre 12m et 16m.

3. Caractéristiques thermohydromécaniques des matériaux

Cinq matériaux distincts sont présents dans les essais : l'argile du massif, la boue de colmatage, la sonde, le polysol et le béton. On présente ici les caractéristiques des matériaux poreux (argile, boue), les caractéristiques des autres matériaux sont données en annexe.

L'argile

Les évolutions irréversibles de l'argile du massif sont modélisées par la poroplasticité avec écrouissage thermique, suivant un critère Cam clay. Ce modèle ainsi qu'un jeu de paramètres adaptés au comportement de l'argile de Boom est décrit dans le chapitre 4 (tableau 4 page 126).

Des calculs ont également été menés avec un modèle de Drucker Prager écrouissable qui est décrit en annexe 6 (page 269). On peut ainsi comparer les résultats de ces deux simulations avec les mesures in situ.

L'élasticité non linéaire du modèle Cam clay est prise en compte dans les calculs. Le module d'incompressibilité tangent drainé K_0^{tg} est proportionnel à la contrainte effective moyenne.

Le tableau 1 présente les modules poroélastiques tangents pour une contrainte effective $p'=1,5\text{MPa}$ (valeur avant excavation). On donne de plus les coefficients de perméabilité et de conductivité thermique qui sont connus avec une bonne précision.

Données de base	Valeur	Unité	Caractéristiques dérivées	Valeur	Unité
<i>Caractéristiques générales</i>			<i>Caractéristiques générales</i>		
Porosité (% volume)	ϕ	40 %	Indice des vides	e	0,67
<i>Caractéristiques mécaniques</i>			<i>Caractéristiques mécaniques</i>		
Module d'incompressibilité drainée	K_o	55,00 MPa	Module de Young drainé	E_o	157,00 MPa
Module de cisaillement	μ	77,00 MPa	Coeff. de Poisson drainé	ν_o	0,02
<i>Caractéristiques hydromécaniques</i>			<i>Caractéristiques hydromécaniques</i>		
Coefficient de Biot	b	1,000	Incompressibilité non drainée	K	5550 MPa
Module de Biot	M	5500,0 MPa	Module de Young non drainé	E	230 MPa
			Coeff. de Poisson non drainé	ν	0,493
			Coeff. de Skempton $\partial p/\partial \sigma$	B_s	0,990
Perméabilité apparente	k	4,00E-12 m/s	Perméabilité	k	1,00E-12 m ² /Pa/s
Viscosité du fluide	η	1,00E-02 Poise (g/cm/s)	Perméabilité intrinsèque	ζ	4,00E-19 m ² 4,00E-04 mDarcy
			Diffusivité hydraulique	D_H	6,11E-08 m ² /s
<i>Caractéristiques thermiques</i>			<i>Caractéristiques thermiques</i>		
Capacité calorifique volumique	C	2,85E+06 J/K/m ³	Coeff. $\partial m/\partial \theta$ isochore non drainé	α_m	4,60E-05 /K
Dilatation linéique drainée	α_o	1,00E-05 /K	Coeff. $\partial p/\partial \theta$ oedom. non drainé	Λ	0,0194 MPa /K
Dilatation linéique non drainée	α	4,54E-05 /K	Diffusivité thermique	D_T	5,96E-07 m ² /s
Conductivité thermique	κ	1,70 W/K/m			

Tableau 1 : Caractéristiques thermoporoélastique tangentes de l'argile pour une contrainte effective de 1,5MPa.

La boue de colmatage :

La boue de colmatage est faite avec de l'argile du site additionnée d'eau, de teneur en eau massique de 65%. Ce matériau a l'aspect d'un fluide épais.

Dans les calculs, son comportement est représenté par un modèle poroélastique linéaire ayant un faible module de cisaillement (20 MPa) et un module d'incompressibilité drainé comparable à celui de l'argile ($K_o = 60$ MPa). La valeur de la perméabilité est beaucoup plus forte que dans le massif ($k = 1 \cdot 10^{-08}$ m/s).

Les caractéristiques thermiques ont été estimées en fonction de la teneur en eau et des caractéristiques du massif. Une erreur sur ces valeurs a cependant peu de conséquences car cet annulaire de boue est de faible épaisseur.

Les valeurs des caractéristiques sont données en annexe 1. On y trouvera également les caractéristiques des autres matériaux.

VII.1.2. Analyse des résultats de calculs.

On commente les résultats obtenus avec le modèle plastique Cam clay pour l'argile. Une comparaison avec les résultats obtenus avec le modèle de Drucker-Prager est faite dans la dernière partie.

1. Coupe verticale après excavation

La figure 2 montre des coupes sur une portion restreinte du maillage, au voisinage de l'emplacement de la sonde.

L'allure de la déformée du maillage montre une convergence du massif vers la zone excavée. Le fond du puits se soulève de quelques millimètres, le déplacement sur la paroi latérale atteint 6 mm, soit une convergence du puits de 2,4%. Cette valeur est compatible avec l'hypothèse des petites déformations.

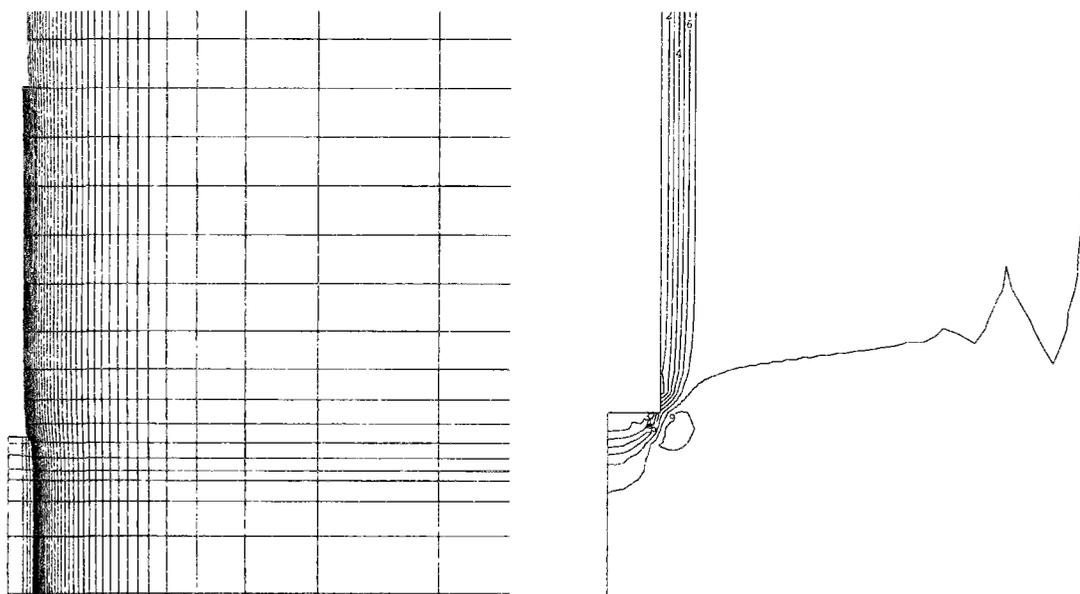


Figure 3 : A gauche, contour du puits avant et après excavation. Le déplacement latéral en paroi vaut 6mm. A droite, isovaleurs de pression interstitielle après excavation. (équidistance entre deux courbes : 0,2MPa, isovaleur n°8 = 1MPa).

L'allure des isovaleurs de pressions interstitielles indique une forte chute de pression à la paroi du puits, qui s'étend jusqu'à un rayon de 0,5 m dans le massif. Au delà de cette distance, la variation de pression est quasiment nulle.

Hormis la zone située vers le fond du puits, les isovaleurs et les déformées sont parallèles à la paroi du puits. Une simulation unidimensionnelle avec l'hypothèse des déformations planes donnerait certainement des résultats comparables dans la partie supérieure de l'excavation.

La zone de transition vers le fond du puits est de faible épaisseur : cette simulation montre que les résultats des essais lors de l'excavation sont donc peu influencés par la proximité du fond du puits.

2. Profils suivant une coupe horizontale

On examine les résultats suivant une coupe dans le plan horizontal au niveau du milieu de la sonde. Dans les essais, la plupart des capteurs sont placés à proximité de cette coupe.

Déformation plastique.

La zone plastique s'étend jusqu'à un rayon de 43cm, soit près de deux fois le rayon du puits. La déformation plastique radiale atteint 2,5% au bord du puits.

Sur toute la zone plastique, la trace de la déformation plastique est positive. Dans un modèle Cam clay, cela signifie que l'écroûssage est négatif.

Contraintes totales

Le profil de contrainte radiale varie entre zéro, valeur imposée au bord du puits, et -2,5 MPa, valeur initiale dans le massif que l'on retrouve loin de l'excavation. On note sur les profils des contraintes orthoradiales et axiales la rupture de pente à la transition entre la zone élastique et la zone plastique.

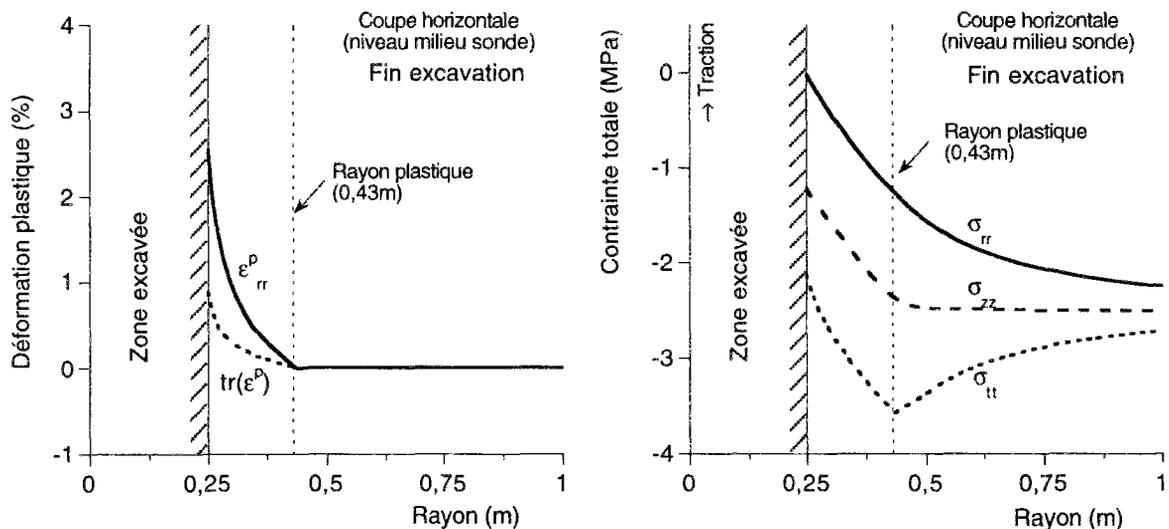


Figure 4: Profil sur une coupe horizontale en fin d'excavation. A gauche : déformations radiales plastiques, à droite : profil des contraintes. (argile avec modèle Cam clay).

Pression interstitielle.

La variation de pression interstitielle est importante dans la zone plastique, elle est nulle dans la zone élastique.

L'excavation étant accomplie rapidement, il n'y a pas de drainage hydraulique au sein du massif. La variation de pression interstitielle est égale et opposée à la variation de la contrainte moyenne. Ainsi la contrainte effective moyenne varie très peu au cours de l'excavation donc reste très faible dans tout le massif.

Le minimum de pression interstitielle est négatif. La réalité physique de cette valeur soulève quelques questions, car la pression de fluide ne peut pas être négative dans un milieu poreux saturé.

Une pression de fluide négative se rencontre en milieu non saturé. En condition de non saturation, la pression capillaire ou succion peut même atteindre des valeurs très élevées dans les milieux argileux dont la taille des pores est très petite. Mais le modèle de comportement choisi a été établi dans l'hypothèse d'une saturation complète, il faudrait bâtir un autre modèle pour travailler en condition non saturée.

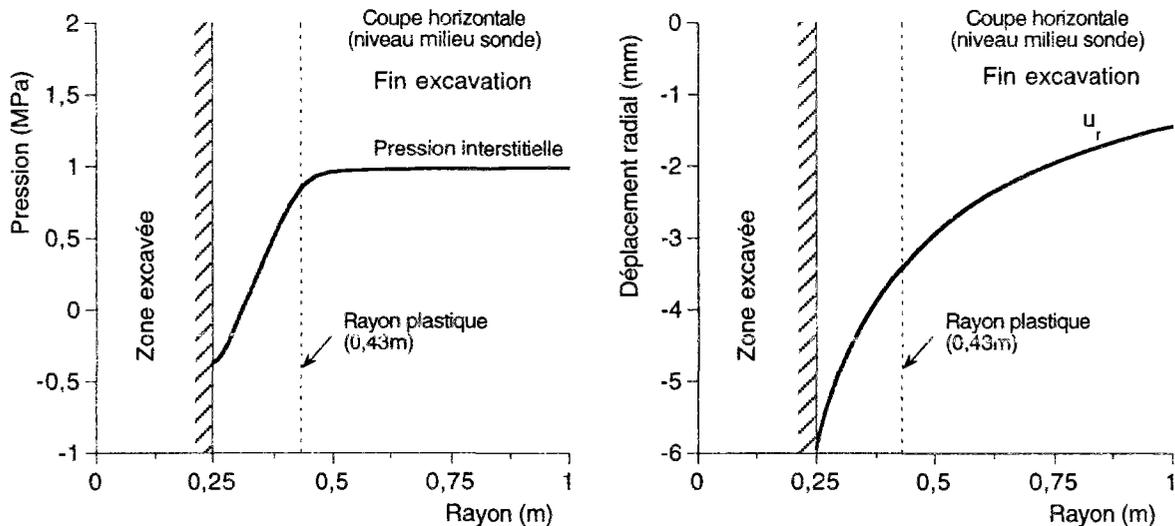


Figure 5: Profil sur une coupe horizontale en fin d'excavation. A gauche : pression interstitielle, à droite : déplacement radial (modèle Cam clay).

Dans les essais, la limite inférieure de mesure de pression est atteinte lors de l'excavation et les pressions ne réaugmentent qu'après plusieurs mois. Une désaturation du massif est une hypothèse tout à fait crédible.

Dans ces calculs, la région comportant des pressions d'eau négatives est cependant peu étendue. Dans la suite, ces "sous pressions" disparaissent en quelques jours. Ces calculs ne sont donc pas fondamentalement remis en cause du fait de ces pressions d'eau négatives.

3. Les évolutions différées après rebouchage du puits

La phase de reconsolidation s'étend sur quelques mois, ce qui permet un retour à l'équilibre hydraulique.

Pression interstitielle.

La remontée des pressions est initialement très rapide. En quelques jours les pressions interstitielles sont partout positives. Après 100 jours, les pressions ont quasiment retrouvé leur niveau d'origine de 1MPa.

La pression d'eau dans la boue est égale à la pression au bord du massif.

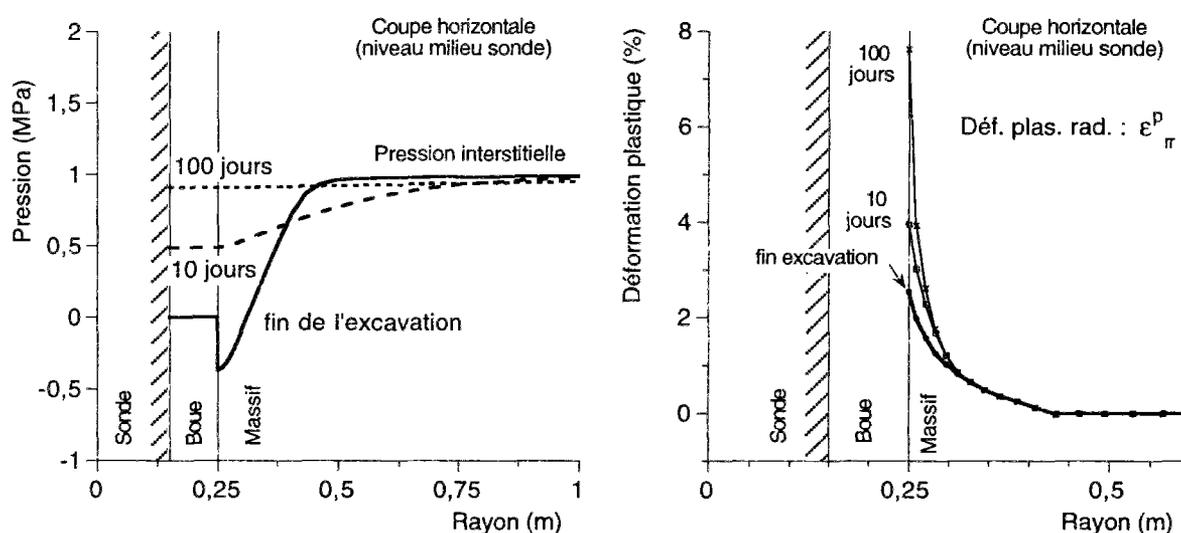


Figure 6: Profil de pression pendant la reconsolidation. Profil de contrainte en fin de reconsolidation (100 jours).

Déformation plastique.

Sous l'effet des variations de pression les déformations plastiques augmentent. Cette plastification est cependant concentrée à la paroi du puits et l'étendue de la zone plastique ne change pas. Seul un tiers de la zone plastique initiale est concernée par une évolution plastique, le reste du massif a une réponse élastique.

Après 100 jours, la déformation plastique radiale atteint 7,6% en paroi du puits. Elle est nettement plus faible quelques centimètres plus loin.

Contraintes totales.

Après le rebouchage du puits, la compression dans le sens radial augmente, et l'écart entre les contraintes majeures et mineures se réduit. Après 100 jours, la compression radiale sur la sonde vaut environ 0,75MPa, soit seulement 30% de la valeur initiale de la contrainte in situ (2,5MPa).

Dans la boue, l'état de contrainte est proche d'un état de compression isotrope, ce qui est satisfaisant puisque l'on cherche à modéliser un matériau d'aspect fluide.

Déplacements.

Du fait des conditions aux limites, les déplacements sont nuls sur la sonde et loin du puits. Leurs valeurs sont par conséquent très faibles dans tout le massif. Les déplacements radiaux valent environ un millimètre à un rayon de 0,5m.

Un examen attentif des profils à 20 jours et à 100 jours montre que les déplacements sont liés à un écoulement hydraulique. En effet, les déplacements radiaux se produisent d'abord en paroi du puits puis ils affectent peu à peu une région de plus en plus importante autour du puits. La venue d'eau vers le puits entraîne une légère dilatation de la zone plastique.

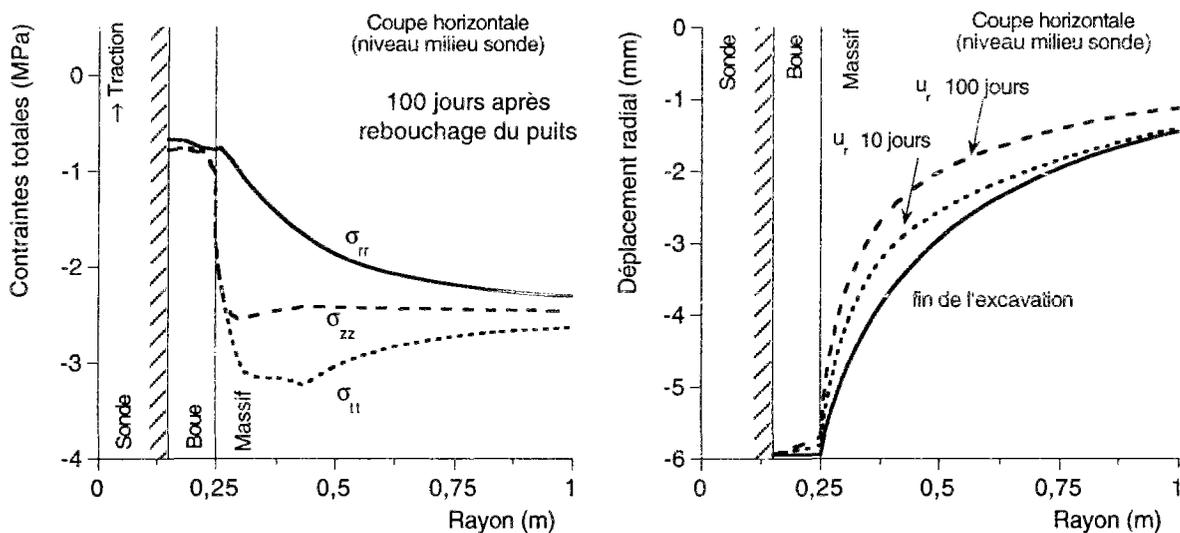


Figure 7: A gauche : Profil de contraintes totales après reconsolidation (100 jours). A droite : profils de déplacement radial.

4. Trajets de chargement.

Les trajets de chargement sont représentés dans un plan (p' , q) ayant pour abscisse la pression effective ($p' = -1/3 \text{ tr}(\sigma')$) et pour ordonnée une norme du déviateur des contraintes (q

$= \sqrt{(3J_2(\sigma))}$. Ce trajet est tracé à la paroi du puits et en deux points dans le massif ($r=0,25m$; $r=0,30m$; $r=0,56m$).

Dans son état initial, l'argile du massif est fortement surconsolidée. La contrainte effective moyenne vaut 1,5MPa, soit un taux de surconsolidation supérieur à 3. Dans ces conditions, le chargement plastique se fait dans une région de l'espace des contraintes où ce modèle Cam clay donne lieu à des écrouissages négatifs.

Au cours de l'excavation, le déviateur des contraintes croît et les points les plus proches de la paroi du puits plastifient. Le point de rebroussement sur le trajet des contraintes marque l'endroit où le critère est atteint (figure 8).

Lorsque le puits est rebouché, le "moteur" des évolutions provient de la remontée des pressions interstitielles dans les zones plastiques. La contrainte moyenne totale évolue peu au cours de cette phase et par conséquent la pression effective p' diminue.

Dans le plan (p',q) le chargement des points en zone plastique se fait en direction d'une traction. L'allure du trajet de chargement épouse le contour du critère.

En revanche, dans les zones élastiques on relève simplement une diminution du déviateur des contraintes au cours des évolutions différées. Les variations de pression effectives sont faibles car la pression interstitielle et la contrainte effective moyenne ne changent pas.

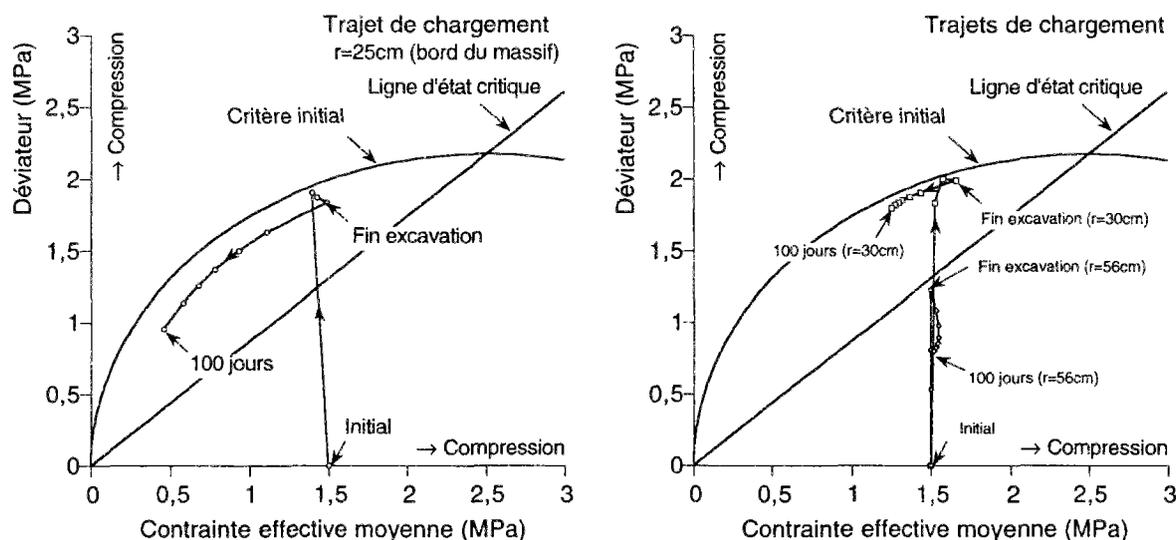


Figure 8: Trajet de chargement en $r = 25$ cm, Trajet de chargement en $r = 56$ cm

Cet examen des trajets de chargements est très utile pour nous guider dans le choix des essais de laboratoire. Pour ces calculs, le modèle de comportement devra être ajusté au mieux en fonction de résultats d'essais dont le trajet de chargement est proche de celui présenté ici.

Les essais à privilégier sont donc des essais non drainés, effectués dans des conditions de confinement telles que la pression effective initiale soit de l'ordre de 1,5MPa.

5. Comparaison avec le modèle Drucker Prager

Compte tenu de ce qui précède, Une simulation de l'excavation faite avec le modèle Drucker Prager est donc tout à fait indiquée. Le modèle de Drucker Prager a été introduit en annexe 6 pour s'approcher au mieux des résultats d'essais triaxiaux effectués sous faible confinement.

Les résultats des essais présentent également une phase de radoucissement dont on n'a pas tenu compte ici.

Zone plastique après excavation.

La principale différence par rapport à la simulation précédente concerne l'étendue de la zone plastique. Avec le modèle Drucker Prager, le rayon plastique atteint 1,60m alors que l'on avait un rayon de 0,43m précédemment.

Mais cette zone plastique comporte en fait deux régions distinctes : la région la plus éloignée est en phase élastoplastique avec écrouissage positif, alors dans la région proche du puits jusqu'à un rayon de 0,50m la phase d'écrouissage est terminée (la réponse est de type plastique parfait). On note en particulier sur le profil de contrainte orthoradiale un point anguleux qui marque la limite entre ces deux régions plastiques.

Finalement, malgré une forte différence concernant le rayon plastique, le profil des contraintes après excavation ressemble à celui calculé précédemment.

Pression interstitielle

On distingue sur le profil de pression en fin d'excavation (figure 10) deux segments correspondants aux deux zones plastiques. La pression interstitielle n'a pas varié dans la région élastique.

Le retour à l'équilibre hydraulique est plus long que précédemment, car la pression a chuté dans une région plus étendue. La longueur de drainage a la dimension de la zone plastique, et le temps caractéristique de retour à l'équilibre hydraulique est ainsi proportionnel au carré de ce terme.

Ainsi, le choix du modèle poroplastique a une influence notable sur le champ de pression interstitielle et sur les évolutions différées.

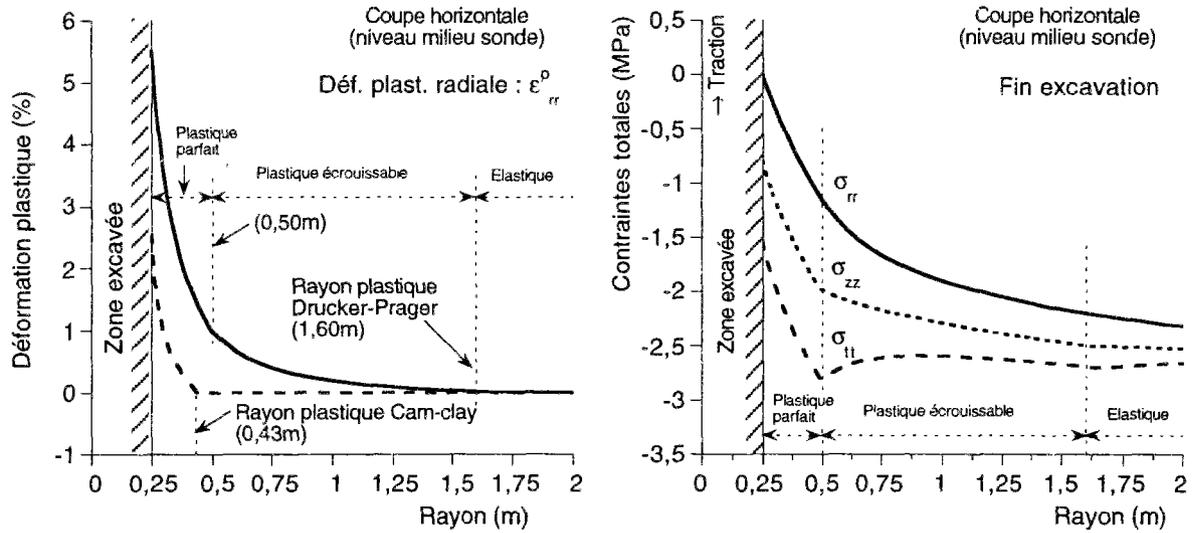


Figure 9 : Résultats obtenus avec le modèle Drucker Prager. A gauche, déformation plastique après excavation, à droite, profil des contraintes après excavation.

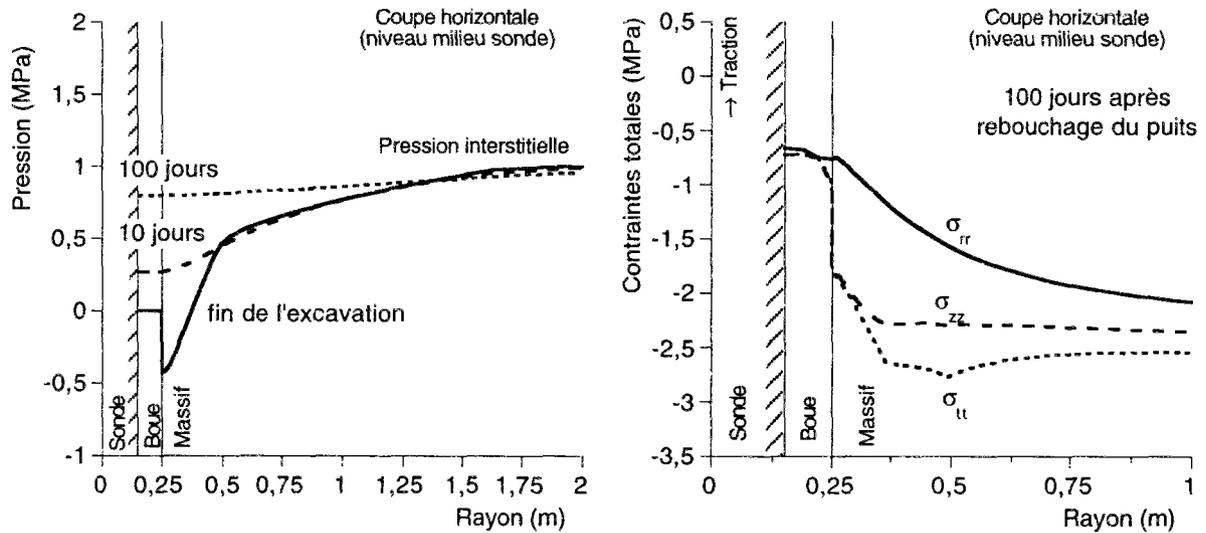


Figure 10 : Résultats obtenus avec le modèle Drucker Prager. A gauche : évolution du profil de pression, à droite : profil des contraintes après 100 jours.

Trajets de chargement

Les trajets de chargement des deux simulations présentent les mêmes caractéristiques.

- le trajet est "non drainée" lors de l'excavation,
- lors de la réponse différée, la tendance générale est une diminution (en valeur absolue) de la contrainte effective moyenne.

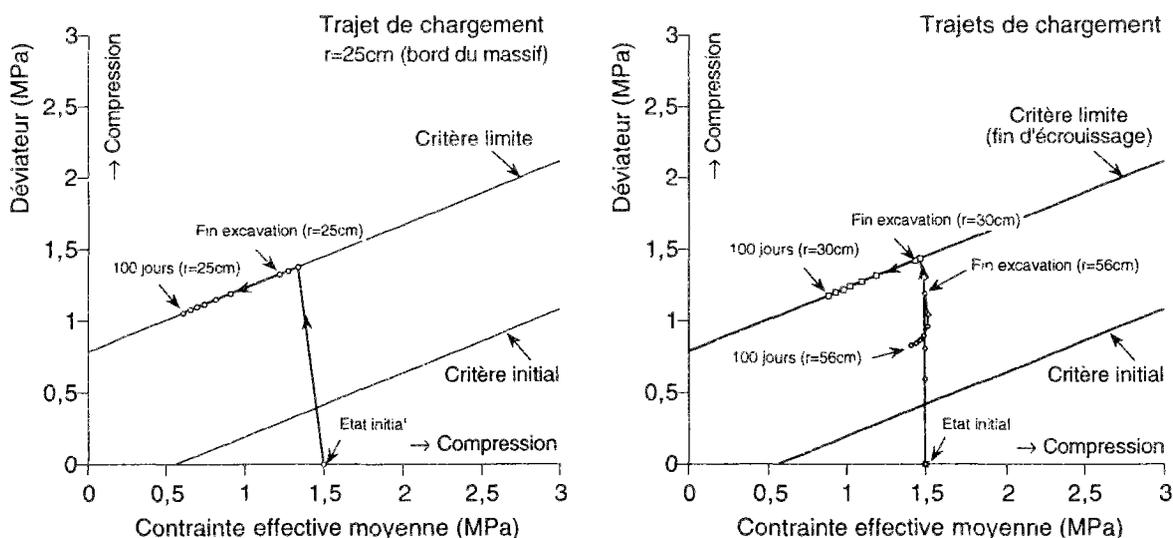


Figure 11 : Trajet de chargement pour le calcul avec le modèle Drucker Prager.

Récapitulatif.

Le tableau 2 présente un récapitulatif chiffré de quelques résultats obtenus avec les deux modèles. Mis à part la taille de la région plastique, les différences entre ces deux modèles portent surtout sur l'ampleur de la déformation lors de l'excavation du puits.

	Modèle 1 Cam clay	Modèle 2 Drucker Prager
Rayon plastique	0,43 m	1,60 m
Déplacement permanent (bord du puits)	6 mm	14 mm
Déformation plastique radiale (excavation) au bord du puits. (100j reconsolidation)	2,5%	5,5%
	7,6%	6,3%
Contrainte radiale sur sonde en fin de reconsolidation	-0,76 MPa	-0,75 MPa
Pression d'eau dans la boue en fin de reconsolidation	0,90 MPa	0,80 MPa

Tableau 2: Comparaison de quelques résultats des deux simulations.

Les déformations plastiques après les évolutions différées sont modélisées, et la contrainte radiale sur la sonde en fin de chargement est la même dans les deux simulations.

VII.1.3. Comparaison avec les essais in situ

Les résultats obtenus avec les deux modèles poroplastiques (Cam clay et Drucker Prager) sont à présent comparés aux mesures in situ.

1. Comparaison des évolutions de la pression interstitielle

Les évolutions des pressions sont mesurées en deux endroits : sur la sonde et dans le massif, dans un forage approprié. Les mesures obtenues dans les deux essais sont superposées sur le même graphique et comparées aux résultats des simulations.

Les calculs rendent compte de tendances des évolutions de pression in situ, à savoir une chute de pression lors de l'excavation suivie d'une remontée des pressions qui s'étend sur quelques mois.

Les principales critiques sont les suivantes :

a) la stagnation des mesures de pression in situ ne se retrouve pas dans les simulations.

Cette stagnation des pressions in situ peut provenir :

- soit d'une fissuration du massif dans la zone proche de la paroi du puits,
- soit d'un défaut d'étanchéité du forage lors du rebouchage du puits.

b) la chute de pression consécutive à l'excavation est sous-estimée.

Le modèle 2 (Drucker Prager) qui tient compte de la phase d'écroutissage des essais de laboratoire, donne également de meilleurs résultats dans cette simulation, ce qui est encourageant.

c) la vitesse de remontée des pressions dans le massif est plus lente que celle mesurée.

La valeur de la perméabilité n'est pas nécessairement en cause. En effet, la vitesse d'écoulement est proportionnelle au gradient de pression. Après excavation, ce gradient est plus faible dans les simulations que dans les essais in situ, donc les vitesses de remontée de pression sont également plus faibles.

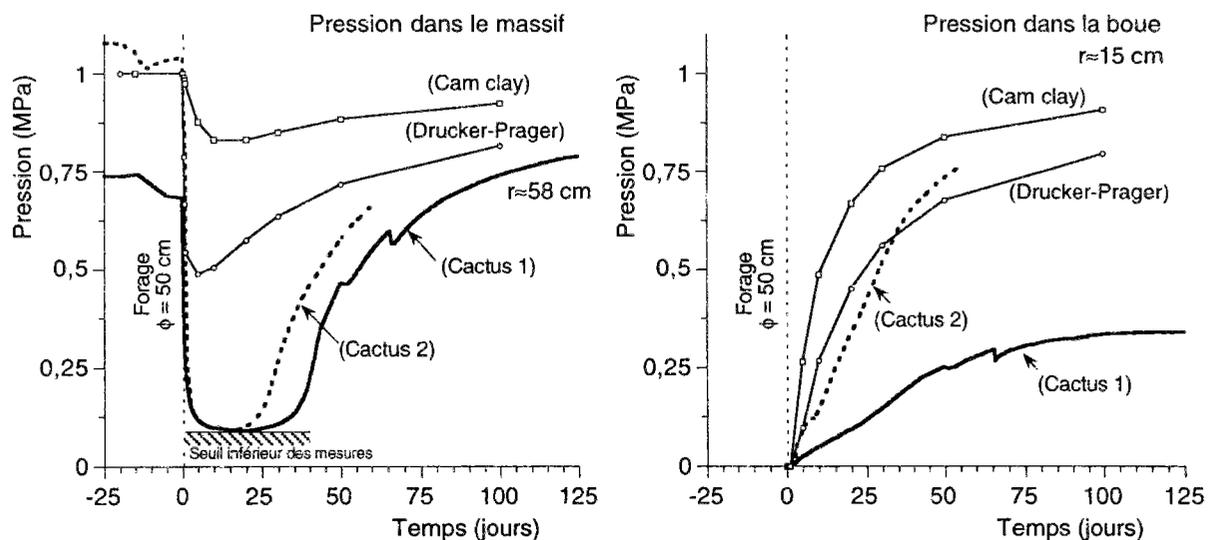


Figure 12 : Comparaison des évolutions des pressions interstitielles.

2. Comparaison des évolutions des contraintes.

Rappelons que la contrainte in situ est certainement sous-évaluée par le procédé de mesure, l'état de compression réel est plus important que celui mesuré. Pour faciliter cette comparaison, les courbes d'évolution de contraintes sont translâtées à une même valeur initiale sur la figure 13.

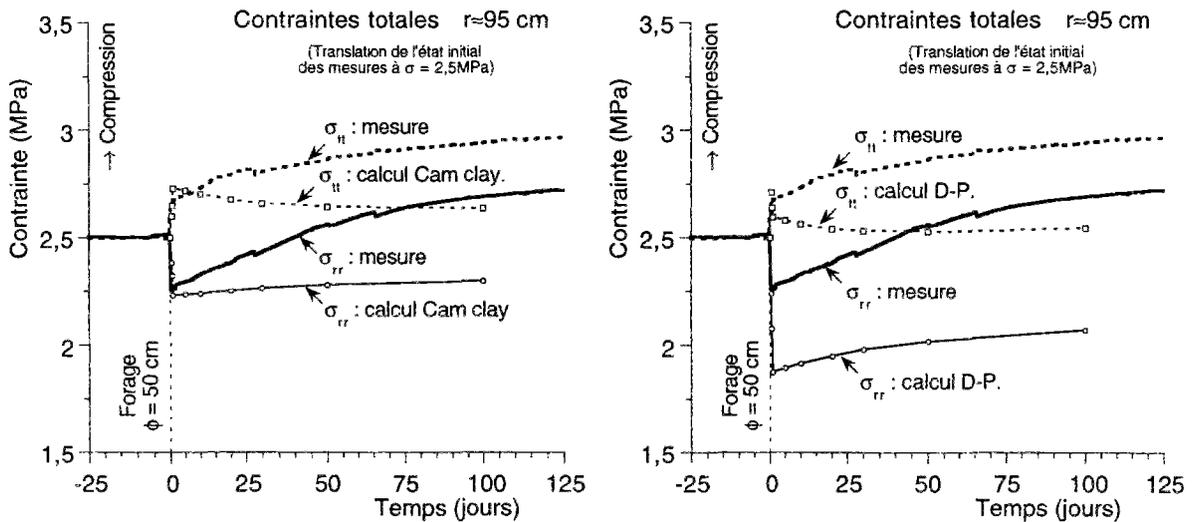


Figure 13 : Comparaison des évolutions des contraintes. Les évolutions des contraintes radiales et orthoradiales sont translâtées à la même origine pour les calculs et les essais in situ.

La variation de contrainte instantanée au cours de l'excavation est bien reproduite par le modèle Cam clay.

En ce qui concerne les évolutions différées, les simulations présentent des défauts importants :

- le sens de variation des contraintes orthoradiales est inexact.
- les vitesses des évolutions sont lentes par rapport aux résultats d'essai.

Une analyse des résultats en fonction de la contrainte moyenne et du déviateur, montre que ces modélisations poroplastiques se trompent sur l'évolution de la contrainte moyenne. Les mesures montrent une augmentation très nette de l'état de compression moyen du massif alors que rien de tel n'apparaît dans les résultats des calculs.

En revanche, on trouve un bon accord entre essais et calculs en ce qui concerne l'évolution du déviateur, (défini ici par la différence entre la contrainte orthoradiale et la contrainte radiale).

Ainsi, les évolutions prédites par les calculs sont cohérentes avec les mesures pour la partie déviatorique, tandis que l'évolution des contraintes moyennes diffère fortement.

L'évolution relevée in situ ne peut être simulée avec ces modèles poroplastiques. Cet écart entre essais et calculs provient certainement d'un phénomène qui n'est pas pris en compte dans ces modèles. On peut suggérer, entre autres, les faits suivants :

- la viscosité intrinsèque de l'argile accélère la reconsolidation du massif,
- un gonflement de l'argile du massif est activé par la mise en place de la boue de colmatage, dont la composition chimique est différente de celle du massif.

Il peut également s'agir d'une erreur de mesure. Cependant, il faut alors expliquer pourquoi tous les capteurs dans deux essais distincts ont enregistré une compression.

VII.1.4. Bilan de l'étude de la phase isotherme.

Dans cette étude, on a pris le parti de ne considérer que des modèles de comportements usuels afin d'examiner leur adéquation à nos problèmes. Il n'y a pas à notre avis de préférence à donner à telle ou telle approche. On remarquera toutefois que l'utilisation d'un modèle de type Cam clay dans un domaine de pression effective faible n'est pas recommandée, les paramètres de ces modèles étant généralement "calés" sur des essais de laboratoire dans lesquels le taux de surconsolidation est voisin de 1.

Les effets de l'excavation sont plus marqués avec le modèle 2 (Drucker Prager) qu'ils ne le sont avec le modèle 1 (Cam clay). Ceci s'explique surtout par la différence entre les seuils plastiques en terme de déviateur pour une contrainte effective correspondant aux conditions in situ. La forme particulière de chacun de ces critères n'intervient que dans une moindre mesure sur les résultats des calculs.

Les modélisations poroplastiques expliquent en grande partie les phénomènes observés lors des essais. On retrouve en particulier:

Pour l'excavation :

- Une chute des pressions près du puits.
- Les variations des contraintes.

Pour l'évolution différée :

- La cinétique de remontée des pressions.
- Une faible baisse du déviateur des contraintes.

En revanche, les deux modélisations poroplastiques comportent quelques insuffisances. Ainsi, la perturbation hydraulique est nettement plus forte dans les mesures in situ que dans les résultats de calculs. D'autre part, l'on assiste à une augmentation de la contrainte moyenne après rebouchage du puits, alors que rien de tel n'apparaît dans les calculs. De tels phénomènes témoignent d'un comportement complexe du massif lors de l'excavation.

Les modélisations poroplastiques forment une base solide pour étudier les perturbations dues au forage. La prise en compte d'autres phénomènes tels que viscosité et gonflement permettrait de corriger certaines insuffisances. Une éventuelle augmentation de la perméabilité (voire une fissuration) mérite également d'être étudiée car ses conséquences éventuelles sur l'efficacité de la barrière géologique sont importantes.

VII.2. Modélisation de la phase de chauffage.

Cette simulation de la phase de chauffage est essentiellement un problème thermoporélastique. En effet, on montre en première partie que les propriétés plastiques de l'argile ont très peu d'influence sur les résultats dans les phases thermiques. En particulier, l'écrouissage thermique a une influence très faible dans cette simulation de la phase de chauffage.

L'effort de modélisation porte avant tout sur le choix des paramètres thermoélastiques.

VII.2.1. Résultats thermoporoplastiques.

Une simulation de la phase de chauffage a été entreprise avec un calcul plastique avec un écrouissage thermique de l'argile du massif (modèle Cam clay).

Ce calcul débute par une reprise de l'état hydromécanique obtenu 100 jours après l'excavation du puits. Un flux thermique constant est imposé en paroi de la sonde sur une longueur de 2m, la puissance thermique totale est de 1100Watts.

En premier lieu, on vérifie que la température calculée est réaliste par rapport à ce qui est mesuré dans les essais (figure 14). Cela ne pose pas de problèmes :

- sur la sonde, l'élévation de température est identique à celle mesurée dans l'essai CACTUS 1,
- dans le massif, les élévations de température sont proches des valeurs mesurées.

Dans ces conditions, le champ de température calculé est représentatif de ce qui se passe in situ.

On se borne dans cette partie à une rapide critique des résultats de cette simulation thermoporoplastique.

Rôle négligeable de la plasticité.

Les déformations plastiques sont faibles malgré un écrouissage thermique qui réduit la taille du domaine d'élasticité au cours du chauffage.

La figure 15 montre l'évolution du profil de déformation plastique radiale :

- seul le voisinage immédiat du puits a une réponse plastique,
- la déformation plastique radiale est partout inférieure à 2%,
- il n'y a plus d'évolution plastique après 20 jours de chauffage.

Ainsi, les grandeurs calculées dans cette simulation dépendent essentiellement du comportement élastique de l'argile.

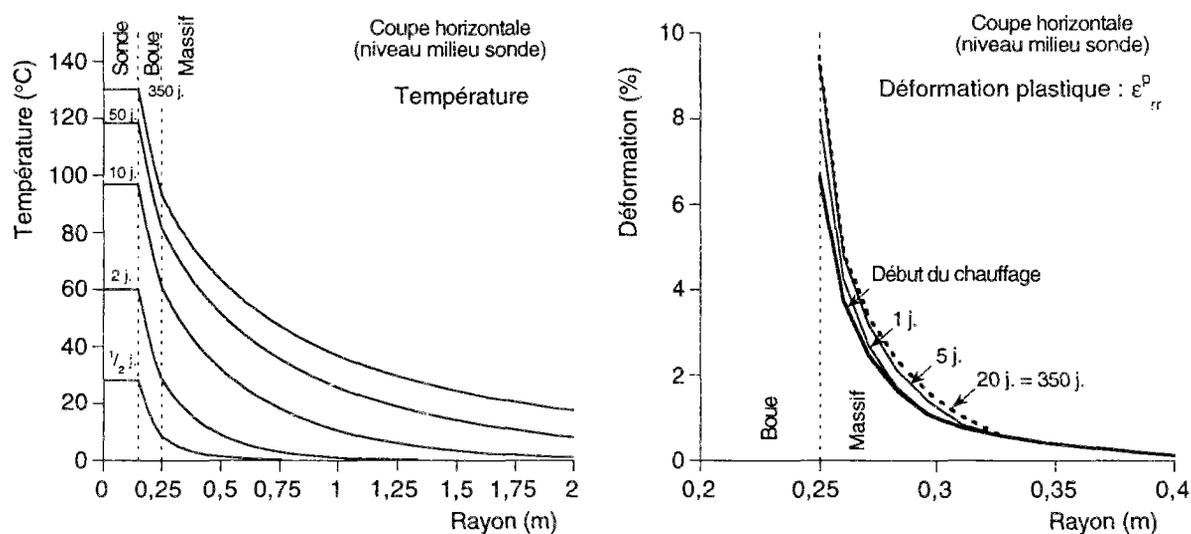


Figure 14 : Profils de température et de déformation plastique suivant une coupe horizontale.

Comparaison avec les mesures in situ

En dépit de l'absence de poroplasticité dans ces calculs, on relève de nombreuses similitudes entre calculs et essais.

Ainsi, toutes les tendances de l'évolution thermohydromécanique observée in situ sont présentes dans les calculs :

- le transitoire thermique est correctement reproduit, (figure 15)
- l'évolution de la pression interstitielle présente les mêmes phases caractéristiques dans les essais et dans les calculs (croissance rapide et lente décroissance), (figure 15)
- les contraintes évoluent de la même façon au cours des différentes phases thermiques. (figure 16)

Cependant, les variations de pression et de contraintes sont nettement plus petites que celles mesurées. Cette simulation doit donc être améliorée car elle sous-estime l'ampleur des phénomènes hydrauliques et mécaniques.

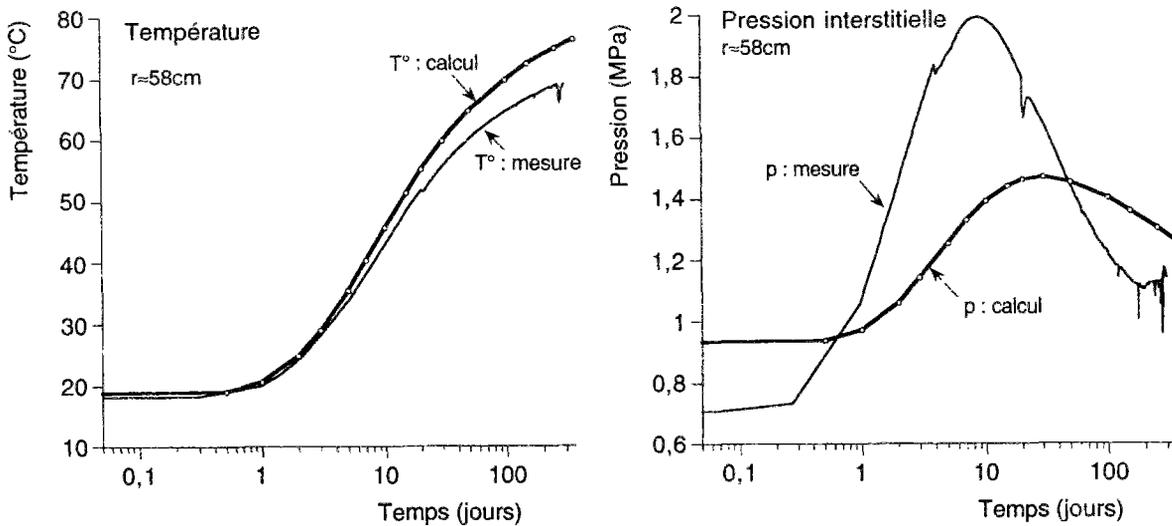


Figure 15 : Comparaison entre essai et calculs. A gauche : température dans le forage piézométrique (58cm) . A droite : pression interstitielle dans le même forage (CACTUS 1, 2^{ème} chauffage).

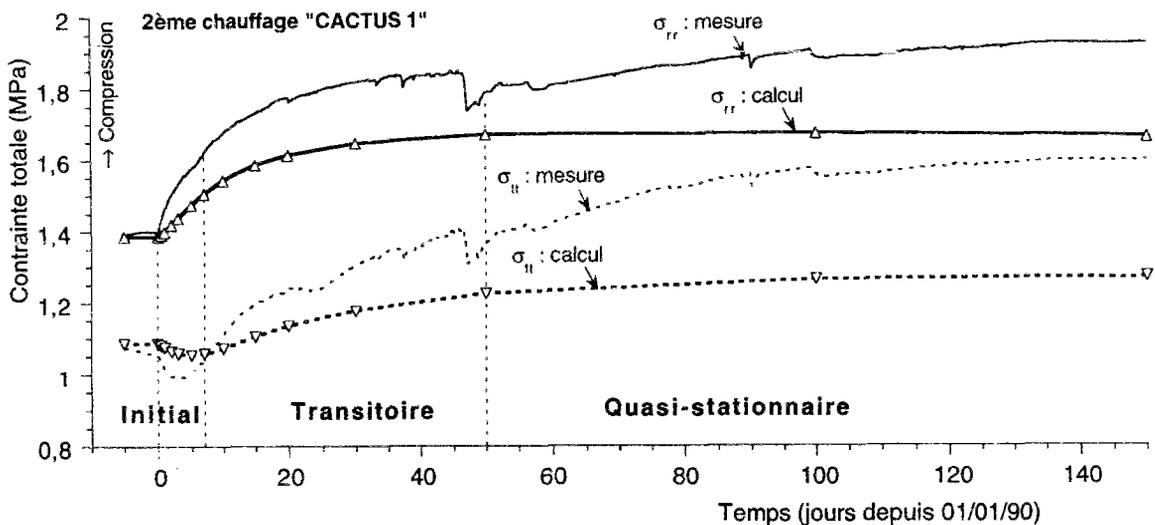


Figure 16 : Contraintes totales dans le forage S1SMB, $r=150\text{cm}$ (CACTUS 1, 2^{ème} chauffage). Pour faciliter la comparaison, les valeurs calculées sont translatées à la même origine que les mesures.

Faut-il changer de modèle poroplastique ?

Non. Il est inutile de tenter d'autres simulations plastiques de la phase thermique de ces essais. En effet, un modèle plastique plus "contraignant", c'est-à-dire conduisant à davantage de déformations plastiques, diminue la rigidité de la structure. Les variations de pression et de contraintes sont alors plus faibles que celles obtenues par une simulation élastique menée avec les mêmes paramètres élastiques.

L'origine du désaccord quant à l'ampleur de la réponse calculée ne provient donc pas d'une mauvaise caractérisation du comportement plastique ou de l'écroutissement thermique, mais il est dû à une mauvaise caractérisation des paramètres poroélastiques.

Ainsi, ce premier calcul nous guide pour poursuivre la modélisation des essais :

- l'accord entre calculs et mesures concernant le sens de variation des paramètres est encourageant. Une simulation thermoporoélastique paraît pertinente.
- pour se rapprocher des résultats de mesures in situ, il faut agir sur les paramètres thermoélastiques de la loi de comportement ainsi que sur la perméabilité.

L'analyse des résultats d'essais fournit d'autres arguments en faveur d'une simulation linéaire. Il a notamment été remarqué que les évolutions lors du chauffage et lors du refroidissement sont symétriques.

On délaisse donc les modèles poroplastiques (avec ou sans écroutissement thermique) pour se tourner vers une simulation du chauffage avec un modèle de comportement thermoporoélastique linéaire.

Pourquoi les effets de l'écroutissement thermique sont insignifiants dans ces essais ?

Manifestement, l'écroutissement thermique a une influence négligeable dans ces essais. Ce résultat ne doit pas surprendre si l'on considère :

- l'état initial du massif
- la géométrie des essais
- la taille du volume chauffé.

En effet :

- A) L'écroutissement thermique a peu d'effet lorsque le matériau est fortement surconsolidé, ce qui est le cas de l'argile de Boom dans ces essais,
- B) Les déplacements et déformations sont faibles puisque le puits est rebouché. On a vu dans le chapitre précédent l'importance des conditions aux limites dans ces calculs de structures.
- C) L'élévation de température n'est sensible que dans un volume réduit au voisinage de la sonde. A 0,50m de distance de la sonde, l'élévation de température ne dépasse pas 50°C. A l'échelle du massif, ce chargement thermique est finalement peu important.

VII.2.2. Analyse thermoporoélastique de la phase de chauffage.

1. Description de l'étude

Par rapport aux calculs précédents, on ajoute les simplifications suivantes :

- toutes les quantités calculées sont des variations par rapport à un état initial que l'on suppose être un état d'équilibre mécanique hydraulique et thermique,
- le plan horizontal médian est un plan de symétrie du problème.

A l'instant $t=0$, une puissance de 1080 Watts est imposée à l'emplacement de la résistance chauffante de la sonde. Cette puissance a été légèrement réduite par rapport au calcul précédent afin de s'approcher au mieux des résultats in situ.

Compte tenu de la symétrie invoquée plus haut, le maillage se limite à la moitié supérieure de la sonde et du massif.

2. Loi thermoporoélastique linéaire pour l'argile.

Les valeurs des modules élastiques de l'argile sont plus fortes que précédemment. Le module d'Young est multiplié par quatre.

Il peut paraître étonnant de modifier ainsi les caractéristiques élastiques alors qu'a priori, leurs valeurs sont mesurées une fois pour toutes pour un matériau donné. Cette approche se justifie pourtant si l'on se réfère aux courbes de déchargement des essais déviatoriques présentés dans le chapitre 4.

Les modules élastiques moyens sont calculés suivant la pente de la droite joignant les extrémités de la boucle d'hystérésis lors du cycle déchargement et rechargement. Mais la partie initiale du déchargement a une pente nettement plus élevée. Les modules tangents mesurés pour des très faibles déformations sont nettement plus grands que les modules moyens. (figure 17 à gauche).

Plusieurs observations ont montré que dans la phase initiale d'un essai triaxial, le module d'Young tangent des argiles est très raide lorsque les déformations sont faibles, et que ce module diminue rapidement lorsque les déformations atteignent quelques pourcents. Une étude de ce type a été publiée récemment sur de l'argile de Boom (Mair et al. 1992). Ces essais sont effectués avec une mesure locale de la déformation axiale. Dans cette étude, le module d'Young tangent vaut environ 600 à 1000 MPa (pour une pression effective de 2MPa) lorsque la déformation est inférieure à 0,1%. (figure 17, à droite)

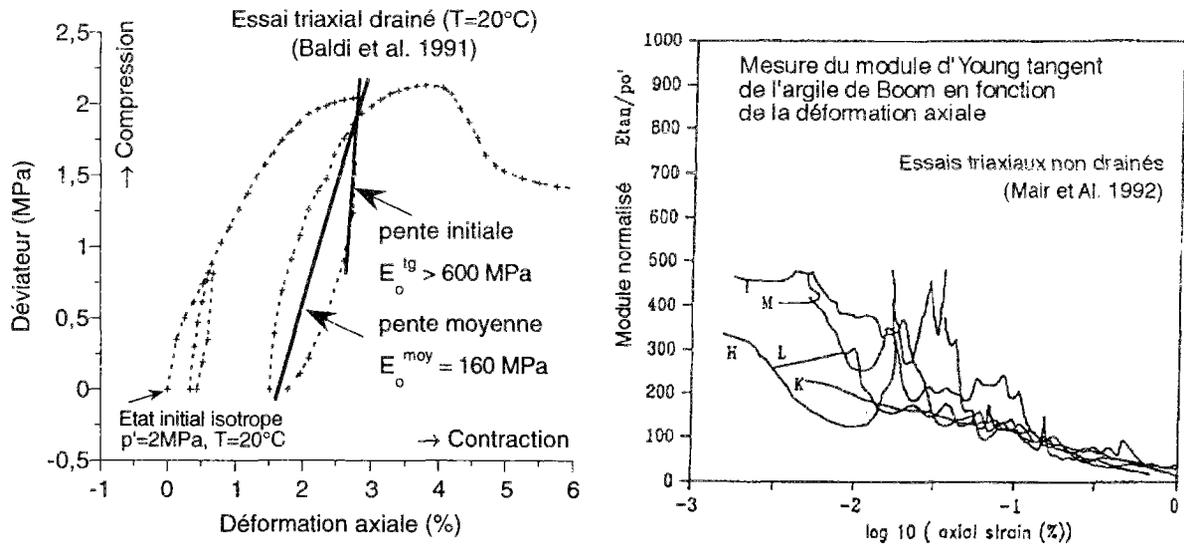


Figure 17 : Détermination des modules élastiques. A gauche : interprétations des résultats d'essais de laboratoire en fonction des modules tangents ou moyen. A droite : résultats d'une étude faite avec une mesure locale de déformation (confinement p'_o compris entre 2 et 2,5 MPa)

Compte tenu de ces résultats, les caractéristiques en tableau 3 sont réalistes pour de l'argile de Boom soumise à de très faibles déformations.

Données de base	Valeur	Unité	Caractéristiques dérivées	Valeur	Unité
<i>Caractéristiques générales</i>			<i>Caractéristiques générales</i>		
Porosité (% volume)	ϕ 38	%	Indice des vides	e 0,61	
<i>Caractéristiques mécaniques</i>			<i>Caractéristiques mécaniques</i>		
Module d'incompressibilité drainé	K_o 500,00	MPa	Module de Young drainé	E_o 643,00	MPa
Module de cisaillement	μ 250,00	MPa	Coeff. de Poisson drainé	ν_o 0,286	
<i>Caractéristiques hydromécaniques</i>			<i>Caractéristiques hydromécaniques</i>		
Coefficient de Biot	b 1,000		Incompressibilité non drainé	K 8030,0	MPa
Module de Biot	M 7530,0	MPa	Module de Young non drainé	E 742,00	MPa
			Coeff. de Poisson non drainé	ν 0,485	
			Coeff. de Skempton $\partial p/\partial \sigma$	B_s 0,938	
Perméabilité apparente	k 3,00E-12	m/s	Perméabilité	k 3,00E-16	m ² /Pa.s
Poids volum. du fluide	ρ^{flg} 1,00E04	N/m ³	Viscosité du fluide	η 1,00E-03	Pa.s
Viscosité du fluide	η 1,00E-02	Poise (g/cm/s)	Perméabilité intrinsèque	ζ 3,00E-19	m ² 3,00E-04 mDarcy
<i>Caractéristiques thermiques</i>			<i>Caractéristiques thermiques</i>		
Capacité calorifique volumique	C 2,85E+06	J/K/m ³	Diffusivité hydraulique	D_H 2,25E-07	m ² /s
Dilatation linéique drainée	α_o 0,80E-05	/K	<i>Caractéristiques thermiques</i>		
Dilatation linéique non drainée	α 4,19E-05	/K	Coeff. $\partial m/\partial \theta$ isochore non drainé	α_m 4,42E-05	/K
Conductivité thermique	κ 1,70	W/K/m	Coeff. $\partial p/\partial \theta$ oedom. non drainé	Λ 89000	Pa /K
			Diffusivité thermique	D_T 5,96E-07	m ² /s

Tableau 3 : Caractéristiques de l'argile pour les calculs thermoporoélastiques des essais CACTUS.

Deux paramètres permettent de juger de l'importance des couplages entre thermique et hydraulique :

- le coefficient de couplage décrit au chapitre 5 : $\Lambda = 0,089 \text{MPa}/^\circ\text{C}$
- le rapport entre diffusivité hydraulique et diffusivité thermique : $D_H/D_T = 0,38$

En suivant l'analyse du chapitre 5, la surpression interstitielle est au maximum égale à 0,89 MPa pour une élévation de température de 10 °C.

Les résultats d'essais à 0,58m de la sonde permettent de calculer le rapport entre les variations expérimentales de pression et de température dans le massif. En se basant sur une vingtaine de mesures faites le 4^e jour de chauffage, on obtient une valeur de 0,08 MPa par degré qui est donc très proche du coefficient Λ choisi dans cette étude.

3. Analyse du champ thermique.

L'écart entre les températures calculées et les mesures ne dépasse pas quelques degrés, soit par excès soit par défaut (figure 18). Cet écart résulte certainement d'une légère imprécision sur la localisation des capteurs, une erreur de positionnement de quelques centimètres pouvant se traduire par plusieurs degrés d'écart.

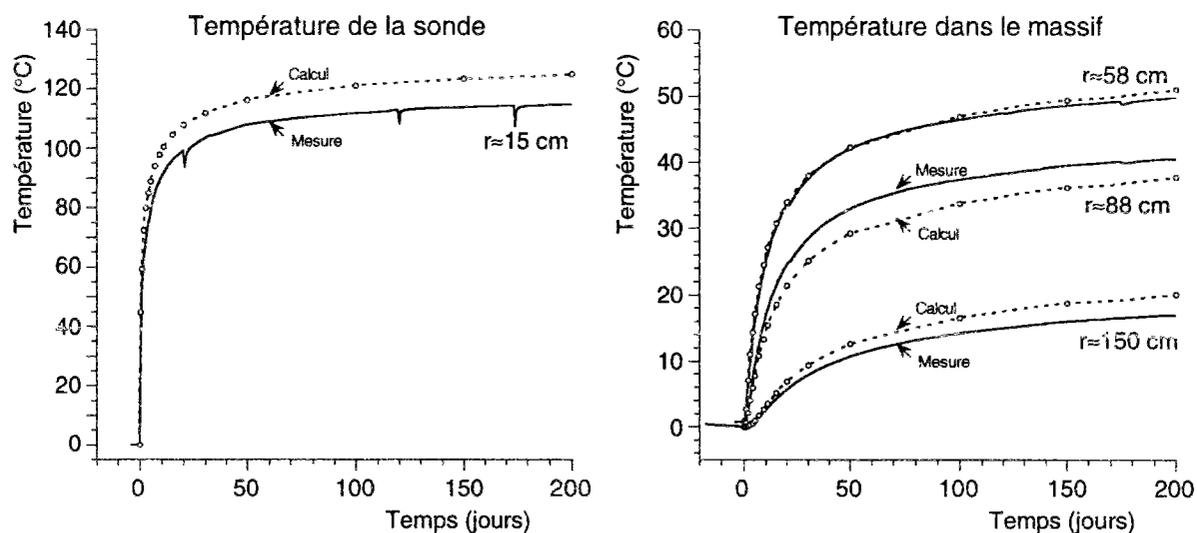


Figure 18 : Comparaison des élévations de température entre mesures (trait continu) et calculs (points). Les mesures proviennent de capteurs placés dans le massif argileux au même niveau que le milieu de la sonde, à différentes distances de l'axe de la sonde. A gauche $r=0,58\text{m}$, à droite $r=0,88\text{m}$.

Le calcul par éléments finis donne de plus une image globale du champ thermique autour de la sonde qui ne peut être obtenue d'après les mesures in situ :

- les isovaleurs de température sont cylindriques à quelques centimètres de la sonde,
- l'allure de ce champ est sphérique à quelques mètres de distance.

Il n'y a pas de modification entre les isothermes à 50 et à 300 jours, mis à part une augmentation générale de 10 °C environ.

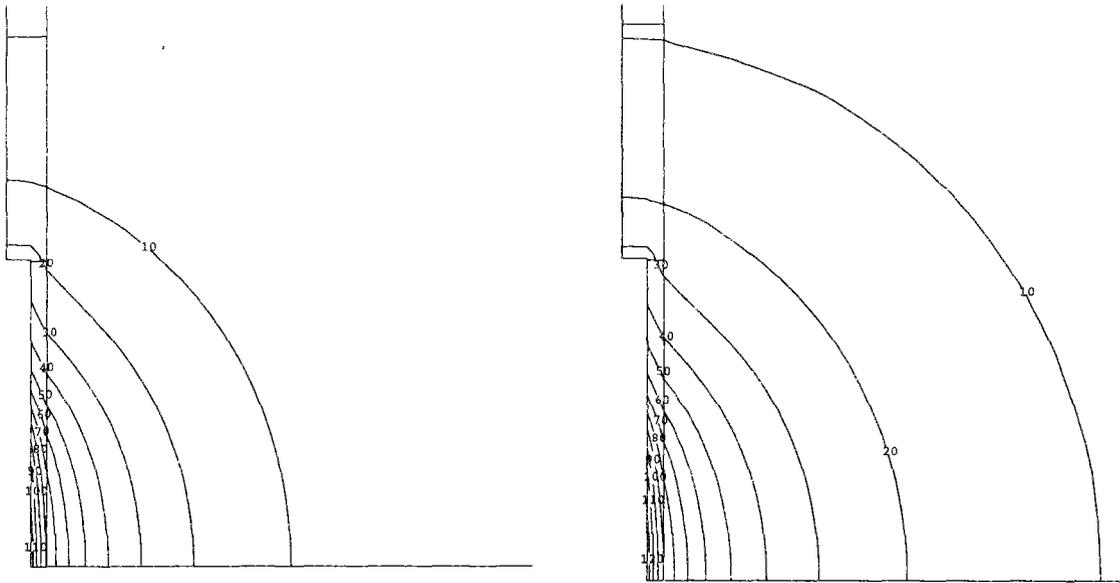


Figure 19 : Isovaleurs de température après 50 jours (à gauche) et 300 jours (à droite) de chauffage. On note que les gradients de température à 50 jours et à 300 jours sont comparables, ce qui est caractéristique d'une évolution quasi-stationnaire.

La longueur de chauffage est faible (2 mètres) comparativement aux longueurs d'empilement de fûts de déchets dans les projets de stockage en puits qui atteignent plusieurs dizaines de mètres. Ce point doit d'être souligné car les temps caractéristiques de diffusion ainsi que l'allure générale du champ thermique sont profondément modifiés si la longueur chauffée est plus importante.

Ainsi le calcul du champ thermique ne pose pas de problèmes. Avec une loi de Fourier linéaire, une simulation numérique par éléments finis respectant la géométrie des essais reproduit correctement les élévations de température mesurées dans ces essais. On confirme ainsi les valeurs des caractéristiques de l'argile en conditions in situ (voir Buyens M., Put M.) :

- conductivité thermique de 1,7 W/m/K
- diffusivité thermique de $6 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$

4. Analyse du champ hydraulique.

La forme et l'évolution du champ de pression d'eau se distinguent du champ de température. Le maximum de pression n'est pas placé au point le plus chaud du massif, mais il se trouve plus loin en un point à l'intérieur du massif. D'autre part, l'allure du champ de pression évolue fortement entre 50 et 300 jours après le chauffage.

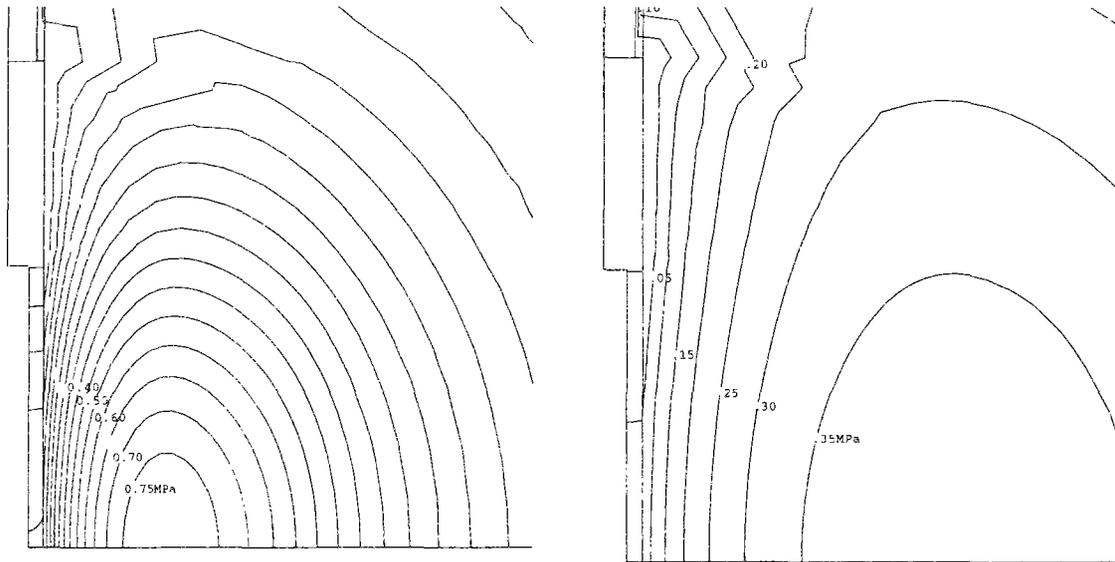


Figure 20 : Isovaleurs de surpression interstitielle (à gauche, après 50 jours, à droite après 300 jours).

Le déplacement du maximum de pression vers l'intérieur du massif s'explique par la forte perméabilité de la boue de colmatage. Cet effet est commenté lors de l'analyse des résultats des essais in situ.

Ces images des isovaleurs de pression permettent de mieux comprendre ce mécanisme. La figure 21 montre les chemins suivis par les écoulements hydrauliques :

- Un écoulement hydraulique se met en place dans la boue depuis la zone chaude au centre vers les zones supérieures et inférieures de l'annulaire de boue. Ce mécanisme de diffusion déplace le maximum de pression vers l'intérieur du massif.
- La baisse de la pression après 300 jours de chauffage procède d'une diffusion hydraulique plus globale, depuis la région chauffée vers les régions éloignées dans le massif.

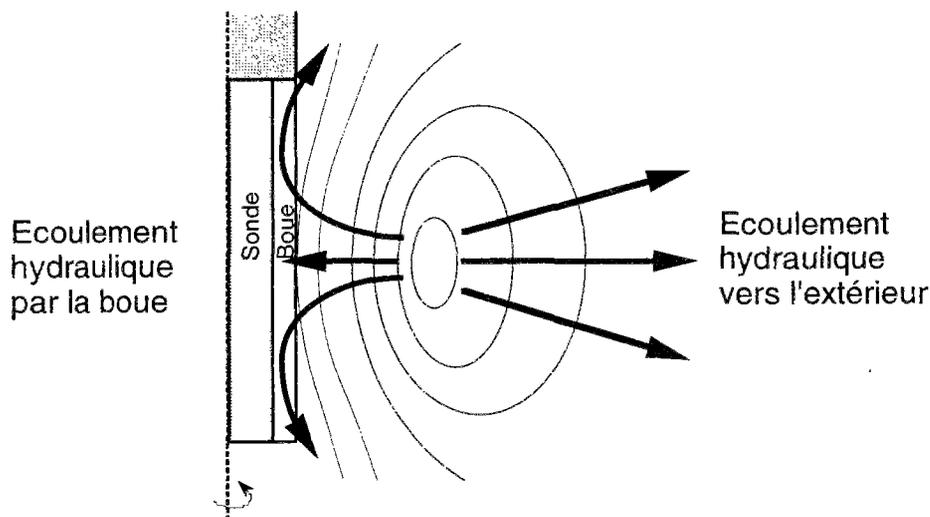


Figure 21 : Schéma des écoulements hydrauliques au sein du milieu argileux lors du chauffage des essais CACTUS.

L'équilibre final étant imposé par la pression d'eau régnant au loin dans le massif, les surpressions se dissipent après une longue période de temps.

Les résultats des essais donnent une confirmation de cette interprétation. On note un très bon accord entre essais et calculs.

Sur les courbes de la figure 22, la surpression dans la boue se dissipe rapidement, et elle est nettement inférieure à celle qui est mesurée plus loin dans le massif.

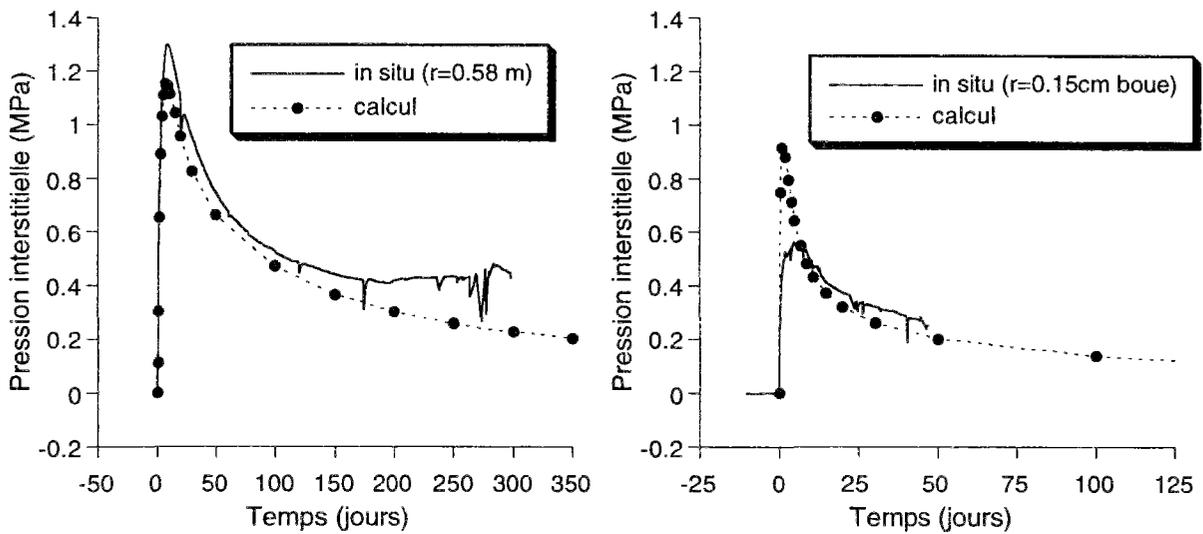


Figure 22 : Evolution des surpressions interstitielles (à gauche dans l'argile $r=0,58$ m, à droite dans la boue de colmatage $r=0,20$ m).

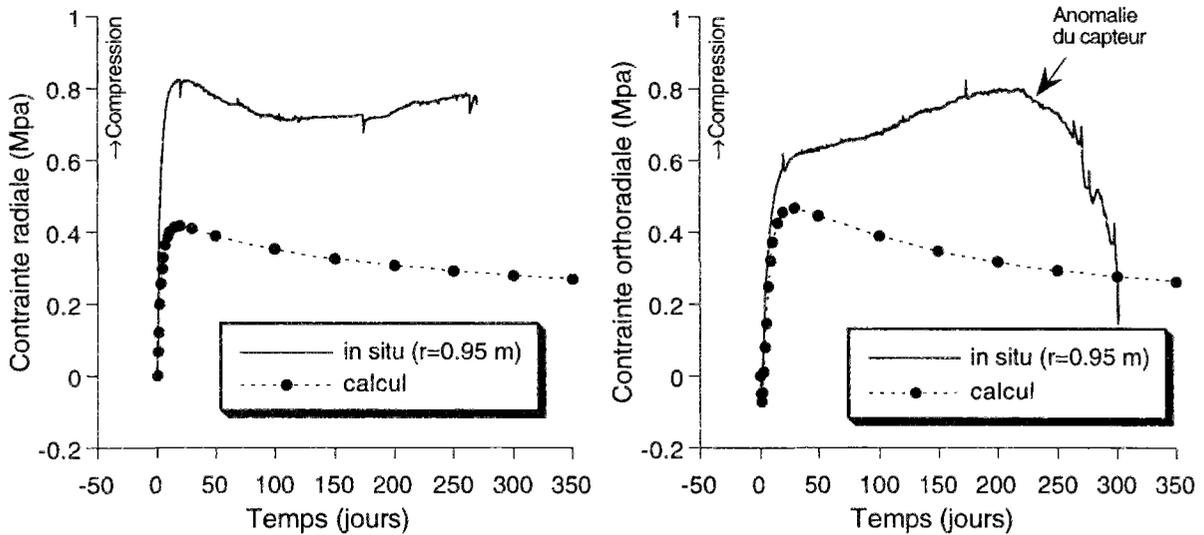


Figure 23 : Évolution des contraintes dans le massif argileux $r=0,94$ m (à gauche radial, à droite orthoradial).

5. Analyse des variations de contraintes.

Le calcul des variations de contraintes donne des valeurs nettement plus faibles que celles mesurées.

Cependant, l'allure générale de ces courbes calculées suit globalement les tendances relevées lors des mesures. On note que le calcul respecte l'allure générale des variations de contrainte radiale, notamment en ce qui concerne le pic et la lente décroissance qui suit. En revanche, l'accord est moins bon pour les contraintes orthoradiales après le pic.

6. Variations de contraintes au cours des premiers jours

Lors de l'analyse des résultats d'essais, on a vu que de légères tractions (en variation) se développent dans la direction orthoradiale dans les premiers jours de chauffage, avant de laisser la place aux larges compressions que l'on voit après une dizaine de jours.

Ce phénomène avait été interprété par la dilatation thermique du volume chauffé par la sonde. Il est remarquable de voir comment cette modélisation thermoporoélastique des essais reproduit fidèlement ces évolutions (figure 24).

Dans notre analyse, la durée de la phase de traction orthoradiale dépend du temps que met la chaleur pour diffuser de la sonde jusqu'au point de mesure. Les essais et les mesures confirment le rôle joué par la diffusion thermique puisque le capteur le plus éloigné enregistre une phase de traction de plus longue durée.

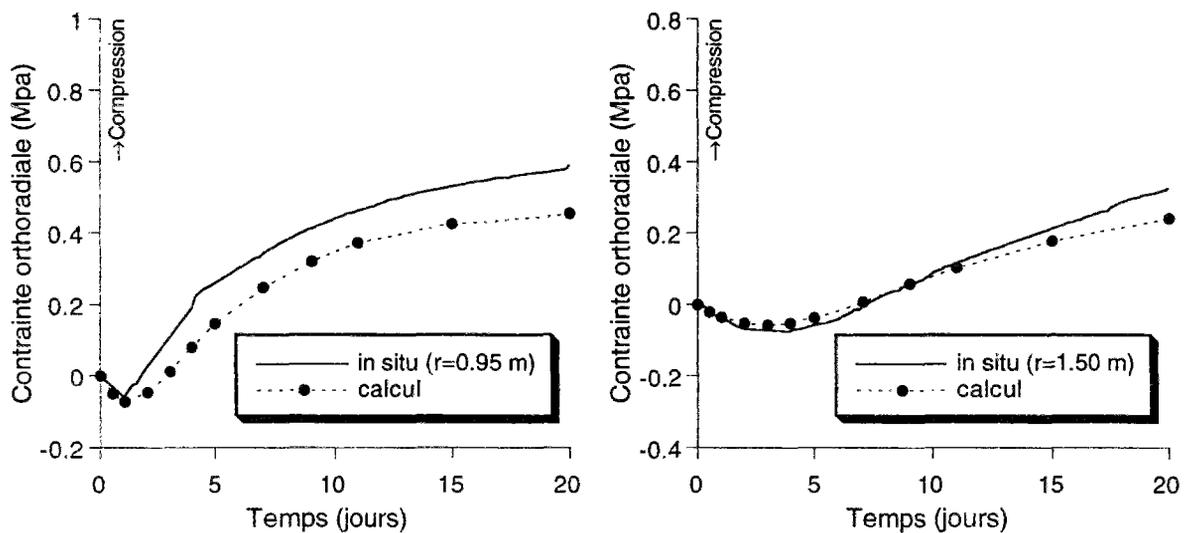


Figure 24 : Détail de l'évolution des contraintes orthoradiales au début du chauffage (à gauche $r=0.95$ m, à droite $r=1.50$ m).

VII.2.3. Un premier bilan de l'étude de la phase thermique.

L'accord entre calculs et mesures in situ est quasiment parfaite pour les évolutions de pression, et en modifiant certaines données du comportement du massif, les prédictions de contraintes pourrait devenir aussi précises. Cette analyse montre l'importance des propriétés de l'argile, et en particulier des modules élastiques de ce matériau.

Une approche classique de la caractérisation des propriétés en laboratoire conduit à des modules élastiques nettement moins élevés que ceux que l'on a considérés ici. En effet, l'argile de Boom a un comportement plus raide qu'à l'ordinaire lorsque qu'elle est soumise à de très faibles déformations. Cette propriété est valable pour la plupart des argiles en général.

Une erreur sur les propriétés élastiques a peu de conséquences dans un calcul où la plasticité joue un rôle important. Ainsi, les calculs d'excavation sont surtout sensibles aux propriétés plastiques du massif.

Le chargement thermique est d'une autre nature : la plasticité intervient peu et les déformations du massif sont très faibles.

Par conséquent les modules élastiques dans une analyse du chargement thermique peuvent être nettement plus importants que ceux déterminés par les méthodes usuelles en laboratoire. Cette "correction" des modules élastiques est fondamentale car sinon la modélisation sous-estime grandement les effets du chargement thermique.

VII.2.4. Analyse de sensibilité.

Dans toute étude, il existe une incertitude sur la valeur des caractéristiques des matériaux. Une analyse de sensibilité évalue les conséquences sur les résultats de calculs. Dans le cas présent, cette analyse permet d'ajuster certains paramètres de la modélisation précédente pour améliorer l'accord entre expériences et essais.

1. Fourchette de variation des caractéristiques.

Le calcul thermique étant correct, notre intérêt se porte sur les caractéristiques intervenant dans les équations d'état hydraulique et mécanique. On a étudié l'influence des paramètres suivants :

- Module d'incompressibilité drainée de l'argile et de la boue (K_0)
- Module de cisaillement de l'argile (μ)
- Module de Biot (M)
- Coefficient de dilatation thermique drainé de l'argile (α_0)
- Coefficient de dilatation thermique du fluide (α^{fl})

- Coefficient de perméabilité de l'argile et de la boue (k)

Afin de couvrir de une gamme importante, on a considéré une large fourchette de variations de la valeur de ces coefficients. Une cinquantaine de calculs analogues au précédent ont été effectués en ne modifiant la valeur que d'une seule caractéristique pour chaque calcul.

Argile K _o (MPa)	Argile K ^{fl} (MPa)	Argile μ (MPa)	Argile α ^{fl} (/°C)	Argile α _o (/°C)	Argile Permea. (m/s)	Boue K _o (MPa)	Boue Permea. (m/s)
200	1500	100	0.2 E-4	0.2 E-5	0.2 E-12	40	0.01 E-10
400	2500	150	0.4 E-4	0.4 E-5	0.4 E-12	60	0.06 E-10
500	3000	200	0.8 E-4	0.8 E-5	1.0 E-12	80	0.1 E-10
600	3500	250	1.0 E-4	2E-5	3.0 E-12	120	5.0 E-10
800	4000	300	2.0 E-4	8E-5	5.0 E-12		8.0 E-10
1000		500			8.0 E-12		10.0 E-10

Tableau 4 : Fourchette de variation des caractéristiques de l'argile pour l'étude de sensibilité. Les valeurs de l'étude précédente sont en caractères gras.

Pour faciliter la comparaison des sensibilités de ces paramètres, une grandeur sans dimension est définie de la façon suivante :

$$S_{F(x_0)} = \frac{F(x) - F(x_0)}{F(x_0)} \cdot \frac{x_0}{x - x_0}$$

$F(x) - F(x_0)$ est la variation de la grandeur étudiée (variation de pression par exemple) lorsqu'une caractéristique est modifiée de x_0 en x .

En pratique, "une variation de 1% d'une caractéristique x produit " $S_{F(x)}$ "% de variation de la grandeur F ".

2. Sensibilité des pressions interstitielles dans l'argile.

La sensibilité de la pression a été calculée en deux endroits, correspondants à l'emplacement des capteurs les plus proches et les plus éloignés. La hauteur des colonnes des figures 16 et 17 est proportionnelle au coefficient de sensibilité $S_{F(x)}$ défini plus haut.

Comme attendu, la pression interstitielle est fortement sensible au coefficient de dilatation thermique de l'eau et à la perméabilité de l'argile. La pression augmente si la dilatation du fluide est plus importante, elle baisse si la perméabilité est plus forte.

La compressibilité drainée de l'argile K_0 et le module de Biot M (proportionnel à la compressibilité du fluide dans cette analyse) n'ont que peu d'influence sur le calcul de la

pression interstitielle. Ce résultat est plutôt inattendu car ces caractéristiques interviennent directement dans les couplages décrits dans le tableau 1.

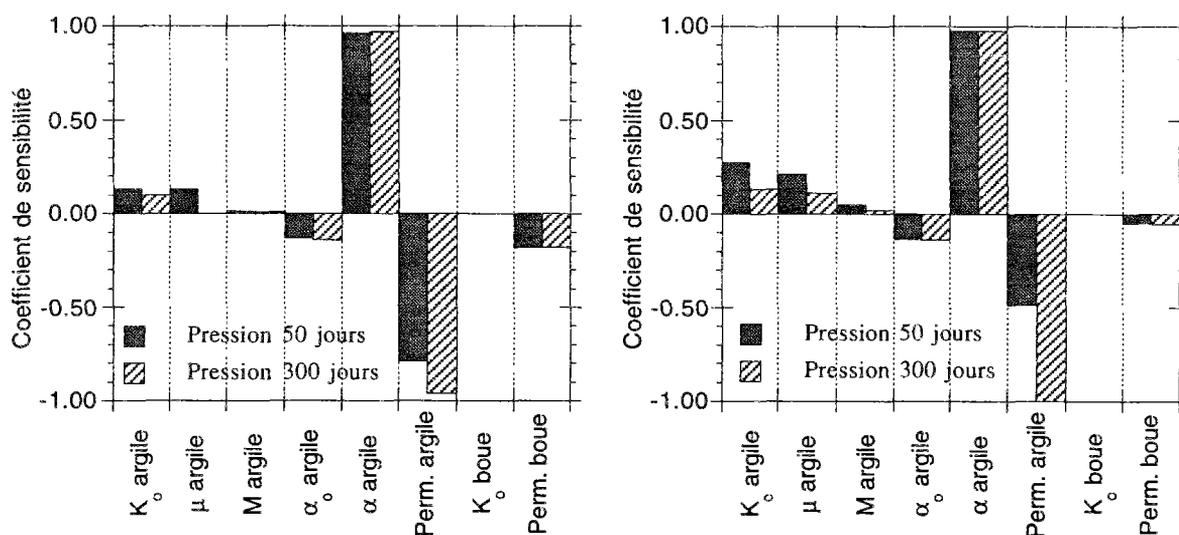


Figure 25 : Sensibilité des calculs de pression interstitielle (à gauche $r=0,58$ m, à droite $r=1,50$ m)

Les incertitudes sur les caractéristiques de la boue de colmatage n'ont qu'une influence limitée sur les calculs de pression. En particulier, la valeur exacte de la perméabilité de la boue a peu d'importance, tant qu'il existe un fort contraste de perméabilité entre la boue et l'argile.

3. Sensibilité des contraintes.

Comme pour les pressions interstitielles, le calcul des contraintes est très sensible au coefficient de dilatation thermique de l'eau et à la perméabilité de l'argile. Mais on note de plus une forte influence du module de cisaillement de l'argile et du coefficient de dilatation drainée. Le coefficient de dilatation drainée influence surtout les résultats à long terme, tandis que le coefficient de dilatation non drainée agit à court terme.

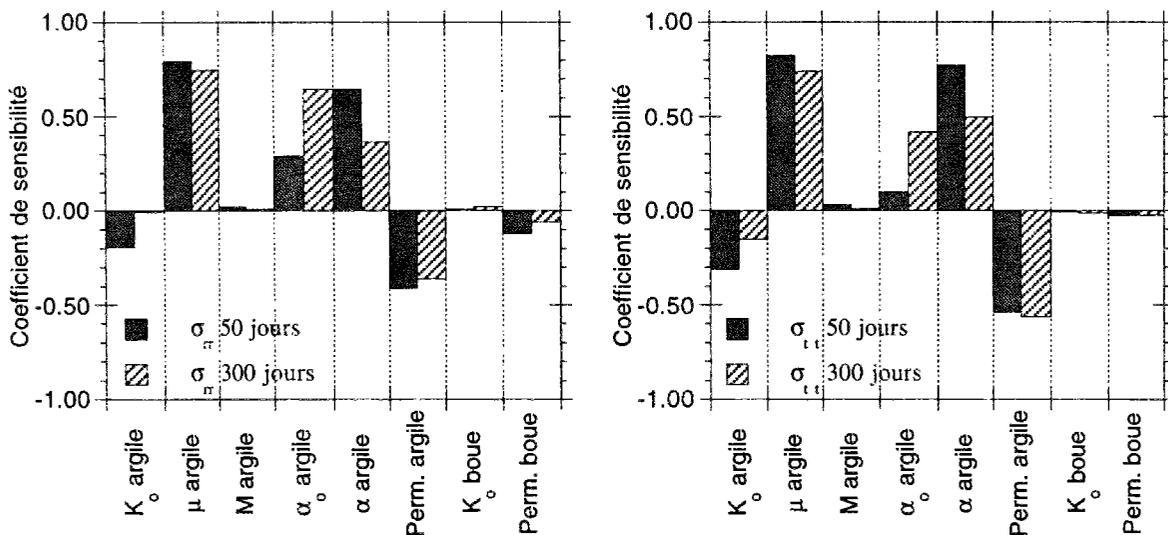


Figure 26 : Sensibilité des calculs de contraintes dans le massif, $r=0.95$ m. (à gauche radial, à droite orthoradial)

On relève en revanche peu de différences dans les directions radiales et orthoradiales.

4. Ajustement du jeu de données.

Quatre caractéristiques influencent fortement les résultats des calculs, et deux d'entre elles, le module de cisaillement μ et le coefficient de dilatation drainé α_o agissent principalement sur les contraintes.

Les évolutions des pressions interstitielles obtenues dans le calcul précédent étant satisfaisantes, la dilatation thermique non drainée α et la perméabilité de l'argile sont maintenues.

Dans le jeu de données modifiées, la valeur du module de cisaillement μ est multipliée par deux (500MPa au lieu de 250 MPa) et le coefficient de dilatation thermique drainée α_o est accru de 25% ($1,0 \cdot 10^{-05}/^{\circ}\text{C}$ au lieu de $0,8 \cdot 10^{-05}/^{\circ}\text{C}$).

Cet ajustement réduit l'écart entre calculs et mesures de contraintes sans affecter les pressions interstitielles (figure 27).

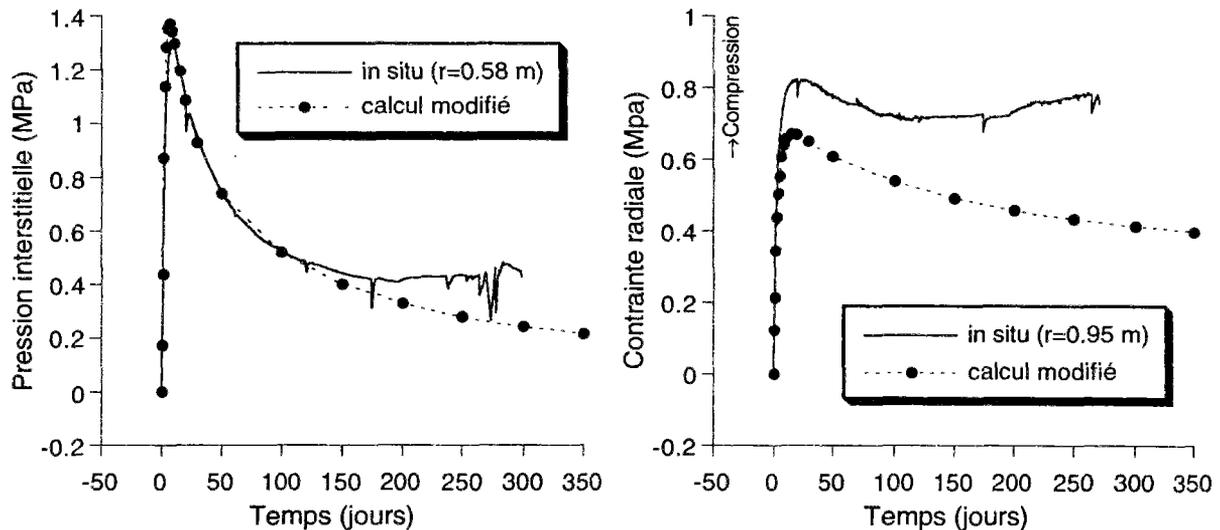


Figure 27 : Evolution de la pression (à gauche) et de la contrainte radiale (à droite) avec des caractéristiques plus raides dans le massif argileux.

VII.3. Conclusion

Cette modélisation des essais CACTUS confirme l'intérêt de ces mesures in situ. Ces essais ont fourni un ensemble de données fiables et complètes sur des phases essentielles d'un stockage de déchets radioactifs. Leur interprétation au moyen de calcul numériques apportent un éclairage nouveau sur la modélisation d'une structure souterraine de stockage en milieu argileux.

On observe tout d'abord que les modélisations poroplastiques rendent compte globalement de la plupart des phénomènes observés lors des phases d'excavation du puits et de "reconsolidation du massif" après le rebouchage du puits. Le sens et l'amplitude des évolutions des paramètres mécaniques et hydrauliques sont comparables entre essais et calculs. On note en particulier qu'il est possible de rendre compte des temps caractéristiques des effets différés qui résultent uniquement des couplages hydromécaniques, sans prendre en compte un comportement visqueux du matériau.

Il demeure certains écarts dont l'origine peut être recherchée dans un effet d'un gonflement de l'argile ou dans une manifestation de la viscosité intrinsèque à moins qu'il ne s'agisse de mesures erronées.

D'autre part, cette étude met en évidence l'importance des phénomènes élastiques dans la modélisation du chargement thermique. Les fortes variations de contraintes et de pression au cours des premières semaines de chauffage ont pour origine des couplages thermoélastiques.

Cependant, cet accord entre essai et calculs dans la phase thermique n'a pu être obtenue qu'en modifiant les paramètres élastiques du modèle de comportement de l'argile.

L'analyse des essais de laboratoire est trop souvent déconnectée du calcul de structure que l'on veut résoudre. Les lois de comportement issues d'une interprétation classique des essais de laboratoire donnent des solutions pour de nombreux problèmes géotechniques.

Mais en l'occurrence, le calcul de la phase thermique des essais in situ CACTUS nous a montré que l'on commettait plusieurs erreurs.

L'analyse des expériences de laboratoire nous a conduit à attacher trop d'importance aux phénomènes plastiques en général et à l'écrouissage thermique en particulier. Certes, les modèles que l'on a construits reproduisent l'écrouissage thermique des essais en température, mais cette sophistication a peu d'effet pour le calcul du chauffage autour d'un puits.

On a ainsi négligé les phénomènes non linéaires qui se manifestent pour de petites déformations. Cela a généralement peu d'importance pour des calculs où les déformations sont importantes, typiquement des calculs d'excavation d'une fouille ou d'un tunnel. Mais dans le cas présent, c'est au contraire le comportement de l'argile pour de faibles déformations qu'il faut bien reproduire.

Un grand mérite de ces essais in situ est de donc montrer de façon indiscutable qu'il faut porter une attention particulière aux modules élastiques pour une étude thermique. Les propriétés particulières de l'argile pour de faibles déformations sont souvent méconnues. Leurs conséquences sont considérables sur le calcul des effets hydromécaniques du chargement thermique.