



**HAL**  
open science

# Impact de la température sur les propriétés mécaniques et acoustiques des roches concernées par la production en SAGD, lors de l'injection de vapeur dans les réservoirs d'huile lourde

Dinh Hong Doan

► **To cite this version:**

Dinh Hong Doan. Impact de la température sur les propriétés mécaniques et acoustiques des roches concernées par la production en SAGD, lors de l'injection de vapeur dans les réservoirs d'huile lourde. Sciences de la Terre. Université Paris-Est, 2011. Français. NNT : 2011PEST1077 . pastel-00657493

**HAL Id: pastel-00657493**

**<https://pastel.hal.science/pastel-00657493>**

Submitted on 6 Jan 2012

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Thèse présentée pour obtenir le grade de

**Docteur de l'Université Paris - Est**

**Discipline : Géotechnique**

par

**DOAN Dinh Hong**

**Impact de la température sur les propriétés mécaniques et acoustiques des roches concernées par la production en SAGD, lors de l'injection de vapeur dans les réservoirs d'huile lourde**

Thèse réalisée à IFP Énergies nouvelles et au CERMES/Navier

Soutenue le lundi 10 Octobre 2011 devant le jury composé de :

M. Yves Guéguen	Professeur, École Normale Supérieure	Président
Mme. Maria Zamora	Professeur, Institut de Physique du Globe de Paris	Rapporteur
M. Jian-Fu Shao	Professeur, Université de Lille 1	Rapporteur
M. Maurice Dusseault	Professeur, University of Waterloo, Canada	Examineur
M. Marc Mainguy	Docteur, TOTAL	Examineur
M. Pierre Delage	Professeur, École des Ponts ParisTech	Directeur de thèse
M. Jean-François Nauroy	Docteur Ingénieur, IFPEN	Encadrant IFPEN

# REMERCIEMENTS

Je tiens à exprimer mes plus chaleureux remerciements à mon encadrant à IFPEN, Jean François Nauroy, qui a suivi en détail l'avancement de ce travail. Sa disponibilité (les week-ends compris), ses conseils pertinents et son soutien m'ont été d'un appui colossal au cours de cette thèse. Il est un exemple que je m'efforcerai de suivre du mieux possible tout au long de ma vie professionnelle ainsi que personnelle.

Je remercie très chaleureusement mon Directeur de thèse, Pierre Delage pour avoir accepté d'assurer la direction et le suivi de cette thèse, notamment pendant son expatriation à Singapour. Des discussions très efficaces ont été faites par e-mails échangés ainsi que par Skype. Son expérience, sa rigueur scientifique, sa pédagogie ainsi que ses encouragements ont constitué un soutien indispensable à la réalisation de cette étude.

Je souhaite remercier Madame Maria Zamora et Monsieur Jian-Fu Shao, qui ont accepté la lourde tâche d'être rapporteurs de ce mémoire. Je tiens également à remercier Monsieur Yves Guéguen pour avoir accepté de présider le jury de thèse, Messieurs Maurice Dusseault et Marc Mainguy pour avoir participé à l'évaluation de ce travail.

Je souhaite adresser ma gratitude à Anh Minh Tang pour son soutien amical, pour ses conseils pour les expériences et pour sa participation aux nombreuses discussions pendant la dernière année de ma thèse. Je souhaite également remercier tous les autres chercheurs, doctorants et permanents au CERMES qui m'ont aidé d'une manière ou d'une autre.

Je remercie également Marc Mainguy, Patrick Rasolofosaon, Axelle Baroni, Elisabeth Bemer, Souhail Youssef, Elisabeth Rosenberg, Marc Fleury, Bernard Zinszner, Michel Masson, Anne-Sophie Gay, Hedwige Marmet, Nicolas Gland, Caroline Joseph pour les échanges et discussions.

Un grand remerciement à tous les autres membres de l'équipe géomécanique, Valérie Poitrineau, Virginie Vassil, Jean-Luc Varin, Jacques Daligot, Jérémie Dautriat, Ludwig Monmusson, Minh-Tuan Nguyen et Van-Hung Nguyen pour leur soutien et leur bonne humeur.

Je souhaite également adresser mes remerciements les plus sincères à tous ceux qui, de l'IFPEN ou d'ailleurs ont contribué à ce travail. Je pense à l'ensemble des techniciens de la Direction Ingénierie de Réservoir, Françoise Norrant, Marie-Claude Lynch, Corine Fichen, Jean Guélard et Jean-Marc Nez. Je pense également à Olga Vizika-Kavvadias et à Jean-Marc Lombard. Sans oublier un grand merci à Myriam Ramondou et Delphine Wiart pour m'avoir facilité certaines démarches administratives, ainsi qu'à l'équipe de la documentation d'IFPEN.

A toute ma famille pour leur support moral dans les moments difficiles; et à ma fiancée Hai Yen pour son soutien, son amour et sa cuisine.

# RESUME

## **Impact de la température sur les propriétés mécaniques et acoustiques des roches concernées par la production en SAGD, lors de l'injection de vapeur dans les réservoirs d'huile lourde.**

L'injection de vapeur lors de la production des bruts lourds par SAGD soumet les roches réservoirs (sables bitumineux non consolidés ou faiblement consolidés) à une élévation de température (jusqu'à 280°C). L'apport de fluide chaud augmente la pression de pore, dilate le squelette rocheux et le fluide interstitiel, ce qui modifie le champ de contrainte in situ.

Le travail de thèse, à forte connotation expérimentale, vise à contribuer à la caractérisation mécanique et acoustique des réservoirs bitumineux sous différentes conditions de température, de contrainte et de saturation.

Les travaux ont été effectués sur des échantillons de sables bitumineux Canadiens, mais également sur un matériau modèle, un sable reconstitué artificiellement cimenté. Plusieurs techniques expérimentales ont été mises en œuvre pour caractériser les matériaux utilisés: tomographie RX, microtomographie RX, cryomicroscopie, RMN, etc. Des essais ont ensuite été effectués dans une cellule oedométrique, une cellule pétroacoustique et également dans une cellule triaxiale dite haute température qui a été développée dans le cadre de cette thèse.

Les divers essais de chargement mécanique et thermique dans cette thèse ont permis d'enrichir les connaissances sur le comportement thermo-hydro-mécanique des sables bitumineux ainsi que celui des sables reconstitués. Les paramètres investigués ont été la dilatation thermique, la compressibilité sous chargement oedométrique et triaxial isotrope et la résistance au cisaillement.

Les différentes mesures des propriétés acoustiques (vitesses  $V_p$  et  $V_s$ , atténuations et modules dynamiques) effectués sur les sables naturels et reconstitués ont montré l'importance des propriétés des fluides saturants, principalement de leur viscosité. Le bitume est un fluide viscoélastique avec une viscosité qui varie avec l'élévation de la température. Aux températures in situ, il se comporte comme un solide avec un module de cisaillement.

L'approche théorique de Ciz et Shapiro (2007), permet de prendre en compte ce module de cisaillement du fluide visqueux et généralise l'équation de Biot Gassmann. Son utilisation a été validée sur nos essais. La modélisation prend en compte les aspect dispersifs et permet d'extrapoler aux fréquences sismiques des résultats acquis en laboratoire avec des fréquences ultrasonores.

Les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  diminuent avec le passage de la chambre de vapeur. Les variations sont faibles mais peuvent être identifiées par la sismique 4D.

*Mots-clés:* SAGD, bitume, sable bitumineux, température, comportement thermo-hydro-mécanique, vitesse, atténuation, modèle, monitoring sismique.

# ABSTRACT

## **Effects of temperature on the mechanical and acoustical properties of rocks during the SAGD process.**

The steam assisted gravity drainage (SAGD) has been successfully used to enhance the recovery of heavy oil in Western Canada and Eastern Venezuela basins. Temperature, pressure and pore fluid variations during SAGD operations induce complex changes in the properties of the heavy oil sand reservoir. This dissertation focuses on the geomechanical and acoustic behaviours of oil sand and how they change under various temperature, pressure and pore fluid conditions.

Both natural oil sands samples and reconstituted samples were tested in this research program. Several experimental techniques have been used to characterize the materials including X-Ray tomography, X-ray microtomography, cryomicroscopy, NMR. Natural oil sands samples, characterized by high permeability, high porosity and an interlocked structure have been extracted from the estuarine McMurray Formation in Athabasca (Alberta, Canada). Reconstituted samples, made up of slightly cemented Fontainebleau sand, have been considered as possible analogues of the natural oil sands. Tests have been carried out in high pressure oedometer cells, in an isotropic pressure cell and in a new high temperature triaxial cell.

The various geomechanical and thermal tests have been carried out to better understand the thermo-hydro-mechanical behaviour of natural oil sands and of reconstituted samples. The parameters investigated were the thermal dilatation, the bulk compressibility (under oedometric and isotropic loading) and the shear strength.

The acoustic measurements ( $P$  and  $S$ -wave velocities, attenuations and dynamic modules, etc.) performed on natural oil sands and reconstituted samples showed the importance of the saturating fluids properties, mainly through viscosity. Bitumen has a viscoelastic behaviour with a non-negligible shear modulus that depends strongly on temperature and frequency and that allows shear wave propagation.

The theoretical approach of Ciz and Shapiro (2007), that accounts for the effects of the shear modulus of the viscous fluid and generalizes the Biot – Gassmann equation, has been validated by our tests. The model takes into account the dispersive aspects and allows the results obtained in the laboratory with ultrasonic frequencies to be extrapolated to seismic frequencies.

Velocities  $V_p$  and  $V_s$  decrease with the steam invasion. Changes are small but can be detected by 4D seismic.

*Key-words:* SAGD, bitumen, oil sand, temperature, thermo-hydro-mechanical behaviour, velocity, attenuation, model, seismic monitoring.

# TABLES DES MATIERES

<b>INTRODUCTION</b>	1
<b>CHAPITRE 1</b>	3
<b>CONTEXTE DE L'ETUDE</b>	3
I.1. BRUTS LOURDS ET RESSOURCES DE BRUTS LOURDS AU CANADA	3
I.2. GEOLOGIE DES RESERVOIRS BITUMINEUX CANADIENS	5
I.2.1. Génération et migration des hydrocarbures vers Alberta	5
I.2.2. Nature des réservoirs bitumineux d'Alberta	6
I.3. RECUPERATION DES BRUTS LOURDS ET PROCEDE SAGD (STEAM ASSISTED GRAVITY DRAINAGE)	9
I.3.1. Principe du procédé SAGD	13
I.3.2. Mise en œuvre de SAGD	14
I.3.3. Développement de la chambre de vapeur	15
I.3.4. Application du SAGD au Canada	16
I.3.5. "Upgrading" du bitume canadien	17
I.4. SAGD: EFFETS THERMO-HYDRO-MECANQUES INDUITS ET MONITORING SISMIQUE	18
I.4.1. Effets thermo-hydro-mécaniques induits	18
I.4.2. Monitoring sismique ou sismique 4D	20
<b>CHAPITRE 2</b>	23
<b>ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE</b>	23
II.1. PROPRIETES DU BITUME D'ALBERTA	23
II.2. PROPRIETES GENERALES ET PHYSIQUE DES SABLES BITUMINEUX	24
II.2.1. Indice de remaniement	24
II.2.2. Composition minéralogique	25
II.2.3. Caractérisation microstructurale	25
II.2.4. Propriétés pétrophysiques	26
II.2.5. Propriétés thermiques	26
II.3. PROPRIETES THERMO-HYDRO-MECANQUES	27
II.3.1. Propriétés thermo-hydro-mécaniques et procédé SAGD	27
II.3.2. Compressibilité des sables bitumineux	29
II.3.3. Dilatation thermique	30
II.3.4. Comportement thermo-hydro-mécanique sous chargement déviatorique	32
II.3.4.1. Comportement déviatorique	33
II.3.4.2. Comportement à la rupture	35
II.3.4.3. Mode de rupture	36
II.3.4.4. Autres propriétés élastiques	37
II.3.5. Modèles thermomécaniques des sables	38
II.4. PROPRIETES ACOUSTIQUES	41
II.4.1. Propriétés acoustiques et procédé SAGD	41
II.4.2. Rappels théoriques: vitesse des ondes, dispersion des vitesses et atténuations	42
II.4.3. Influence de la température	46
II.4.3.1. Comportement en température des réservoirs à bruts lourds	46
II.4.3.2. Comportement en température des bruts lourds	48
II.4.4. Influence de la contrainte effective appliquée	49
II.4.5. Influence de la fréquence	50
II.4.5.1. Dispersion de vitesse dans des réservoirs à bruts lourds	50
II.4.5.2. Atténuation dans des réservoirs à bruts lourds	52
II.4.5.3. Mécanismes d'atténuation dans les réservoirs à bruts lourds	53

II.4.6.	Influence d'autres facteurs.....	55
II.4.7.	Problème de substitution de fluides.....	56
II.4.7.1.	Formule de Biot-Gassmann: Substitution des fluides conventionnels.....	56
II.4.7.2.	Substitution de fluides viscoélastiques .....	58
II.4.7.3.	Modèle de Hashin-Shtrikman .....	60
II.4.7.4.	Modèle de Leurer et Dvorkin (2006).....	62
II.4.7.5.	Modèle de Ciz et Shapiro (2007).....	64
II.5.	CONCLUSIONS.....	68
<b>CHAPITRE 3</b>	.....	71
<b>MATERIAUX ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES</b>	.....	71
III.1.	ECHANTILLONS DE SABLES BITUMINEUX NATURELS .....	71
III.1.1.	Zone d'étude et condition in situ.....	71
III.1.2.	Caractérisation physique et microstructurale.....	76
III.1.2.1.	Caractérisation physique.....	76
III.1.2.2.	Caractérisation microstructurale .....	80
III.1.3.	Caractérisation pétrophysique par RMN .....	88
III.1.3.1.	Principe et la méthode expérimentale .....	88
III.1.3.2.	Vérification de la présence d'eau.....	90
III.1.3.3.	Estimation de porosité et de saturation .....	91
III.1.4.	Conclusions sur les caractéristiques physiques du sable bitumineux .....	95
III.2.	ECHANTILLONS DE SABLES RECONSTITUES.....	97
III.2.1.	Préparation des échantillons .....	97
III.2.2.	Porosité .....	98
III.2.3.	Perméabilité.....	99
III.2.4.	Analyse microstructurale.....	99
III.3.	CARACTERISATIONS DES FLUIDES SATURANTS.....	100
III.3.1.	Propriétés physiques .....	100
III.3.2.	Mesure des vitesses de propagation des ondes dans les fluides utilisés .....	101
III.4.	PREPARATION DES ECHANTILLONS .....	103
III.4.1.	Échantillons de sables bitumineux naturels.....	103
III.4.2.	Échantillons de sables reconstitués.....	104
III.5.	DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX ET PROCEDURES D'ESSAI.....	105
III.5.1.	Cellule pétroacoustique .....	105
III.5.1.1.	Description de la cellule.....	105
III.5.1.2.	Procédure expérimentale.....	106
III.5.2.	Cellule triaxiale haute température.....	108
III.5.2.1.	Description de la cellule triaxiale haute température.....	108
III.5.2.2.	Système expérimental .....	109
III.5.2.3.	Procédure de montage d'un essai triaxial .....	111
III.5.2.4.	Essais d'étalonnage sur cales de matériaux connus .....	114
III.5.2.5.	Étalonnage du système.....	117
III.5.3.	Cellule oedométrique haute pression.....	119
III.6.	SIGNAUX ACOUSTIQUES ET TRAITEMENT DES SIGNAUX .....	120
III.6.1.	Signaux PP, SS pour différentes conditions de température et de contrainte.....	120
III.6.2.	Méthode de pointé d'impétus.....	122
III.6.3.	Méthode du rapport de spectre .....	122
III.6.4.	Illustration du traitement des signaux.....	124
III.6.5.	Vitesse d'impétus et vitesse de phase. Dispersion de cheminement .....	125
III.6.6.	Choix d'une référence pour le traitement des signaux par la méthode du rapport des spectres	126
III.7.	NOTATIONS DES ESSAIS .....	130
III.8.	CONCLUSIONS.....	130

<b>CHAPITRE 4</b> .....	133
<b>COMPORTEMENT THERMO-HYDRO-MECANIQUE</b> .....	133
IV.1. INTRODUCTION .....	133
IV.2. COMPRESSIBILITE.....	133
IV.2.1. Programme d'essai .....	133
IV.2.2. Compressibilité oedométrique à haute pression .....	135
IV.2.2.1. Courbe de compression oedométrique.....	135
IV.2.2.2. Courbes de consolidation.....	137
IV.2.2.3. Courbes de compression des essais selon différentes procédures.....	138
IV.2.2.4. Comparaison avec les résultats sur des sables denses.....	139
IV.2.2.5. Analyse post-essai.....	140
IV.2.2.6. Discussions .....	141
IV.2.2.7. Conclusions sur la compression oedométrique à haute pression .....	143
IV.2.3. Compressibilité isotrope .....	144
IV.2.3.1. Essais sur les sables bitumineux Canadiens.....	145
IV.2.3.2. Essais sur des échantillons reconstitués .....	149
IV.2.3.3. Comparaison entre le sable naturel et le sable artificiel peu cimenté .....	152
IV.2.3.4. Conclusions sur la compression isotrope.....	153
IV.3. DEFORMATION VOLUMIQUE THERMIQUE DRAINEE SOUS CONTRAINTE ISOTROPE.....	154
IV.3.1. Programme d'essais.....	154
IV.3.2. Méthode de mesure de la variation volumique.....	155
IV.3.3. Résultats expérimentaux .....	157
IV.3.4. Conclusions sur le comportement volumique thermique .....	163
IV.4. COMPORTEMENT DEVIATORIQUE.....	164
IV.4.1. Programme d'essai .....	164
IV.4.2. Résultats expérimentaux et discussions.....	167
IV.4.2.1. Essai typique de cisaillement sur des sables bitumineux Canadiens .....	167
IV.4.2.2. Essai typique de cisaillement sur des échantillons reconstitués.....	169
IV.4.2.3. Détermination des paramètres géomécaniques sous charge déviatorique .....	170
IV.4.2.4. Influence de la contrainte effective.....	177
IV.4.2.5. Influence de la température.....	180
IV.4.2.6. Comparaison entre échantillons naturels et échantillons reconstitués .....	187
IV.4.2.7. Influence de la nature et de la granulométrie du sable.....	190
IV.4.3. Synthèse des résultats d'essais de cisaillement.....	192
IV.5. CONCLUSIONS.....	193
<b>CHAPITRE 5</b> .....	195
<b>COMPORTEMENT ACOUSTIQUE</b> .....	195
V.1. INTRODUCTION.....	195
V.2. VITESSES ET ATTENUATIONS DANS LES SABLES BITUMINEUX CANADIENS ..	195
V.2.1. Programme d'essais.....	195
V.2.2. Résultats expérimentaux .....	197
V.2.2.1. Essai suivant la procédure (1) avec chargement cyclique mécanique .....	197
V.2.2.2. Essai suivant la procédure (2) avec chargement cyclique thermique.....	198
V.2.2.3. Vitesse des ondes $P$ pendant le cisaillement.....	201
V.3. VITESSES ET ATTENUATIONS DANS LES SABLES RECONSTITUES .....	203
V.3.1. Programme d'essais.....	203
V.3.2. Résultats expérimentaux.....	205
V.3.2.1. Échantillons secs.....	205
V.3.2.2. Échantillons saturés d'eau.....	208
V.3.2.3. Échantillons saturés de glycérol.....	210
V.3.2.4. Échantillons saturés de bitume.....	212
V.3.2.5. Essais de substitution des fluides.....	214

V.4.	COMPARAISONS ET DISCUSSIONS .....	216
V.4.1.	Comparaisons des résultats.....	216
V.4.1.1.	Comparaison des deux procédures de chargement .....	216
V.4.1.2.	Comparaison des résultats avec les travaux bibliographiques .....	217
V.4.1.3.	Comparaison entre sables bitumineux naturels et échantillons reconstitués.....	220
V.4.2.	Discussions sur l'influence des fluides saturants .....	223
V.4.3.	Influence de la viscosité du fluide interstitiel .....	224
V.4.3.1.	Influence de la viscosité avec du bitume .....	224
V.4.3.2.	Influence de la viscosité avec du glycérol .....	226
V.4.3.3.	Influence comparative du bitume et du glycérol.....	228
V.4.4.	Mécanismes d'atténuation.....	229
V.4.4.1.	Interaction entre le fluide et les grains solides dans le sable bitumineux .....	229
V.4.4.2.	Interprétation des résultats de l'atténuation dans les échantillons reconstitués saturés de glycérol	233
V.4.4.3.	Discussions .....	236
V.5.	MODELISATION DU COMPORTEMENT ACOUSTIQUE.....	237
V.5.1.	Modèle de Ciz et Shapiro: Calage sur les essais sur sables reconstitués .....	237
V.5.1.1.	Paramètres liés aux grains solides et au squelette.....	238
V.5.1.2.	Paramètres liés au bitume .....	239
V.5.1.3.	Comparaison des données expérimentales avec le modèle de Ciz et Shapiro .....	240
V.5.2.	Modélisation en fonction de la fréquence, de la température et de la contrainte.....	242
V.5.2.1.	Estimation des propriétés viscoélastiques du bitume.....	242
V.5.2.2.	Estimation des modules de la matrice sableuse: le bitume ne contribuant pas à la raideur de la matrice .....	246
V.5.2.3.	Estimation des modules de la matrice sableuse lorsque le bitume contribue à la raideur de la matrice. ....	251
V.5.2.4.	Résultats de la modélisation viscoélastique des sable bitumineux .....	253
V.5.3.	Suggestions pour la modélisation acoustique du sable bitumineux.....	260
V.6.	APPLICATION A L'INTERPRETATION DE LA SISMIQUE REPETEE (4D) OU CONTINUE.....	261
V.7.	CONCLUSIONS.....	265
	<b>CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES.....</b>	<b>267</b>
	<b>REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....</b>	<b>273</b>
	<b>ANNEXE 1:.....</b>	<b>287</b>
	<b>CARACTERISTIQUES DES ECHANTILLONS.....</b>	<b>287</b>
	<b>ANNEXE 2:.....</b>	<b>291</b>
	<b>PUBLICATIONS.....</b>	<b>291</b>

# INTRODUCTION

La consommation de pétrole ne cesse de croître pour répondre à la demande croissante en énergie. Les pétroles non conventionnels, en particulier les plus lourds et visqueux d'entre eux, vont jouer un rôle de plus en plus significatif. Ces huiles lourdes et bitume représentent actuellement des volumes en place très importants mais leur part dans la production mondiale de pétrole reste encore modeste. Celle-ci devrait progresser sensiblement avec la réalisation des nombreux projets en cours actuellement au Canada et au Venezuela. Les prévisions de production à 2030 sont de 20 % de la production mondiale, mais restent fortement tributaires de l'évolution des techniques d'une part, et des contraintes environnementales de l'autre. Difficiles à produire, les huiles lourdes et bitume mettent en jeu des chaînes technologiques complexes et coûteuses, très gourmandes en énergie et en eau.

Actuellement, sur les sites d'exploitation, les techniques employées sont de deux types: exploitation minière pour des dépôts de surface ou jusqu'à 80 m de profondeur, et exploitation in situ, par voie thermique, chimique ou par combustion in situ pour des dépôts se trouvant au-dessous de 80 m de profondeur. Les procédés thermiques sont actuellement en pleine expansion, tout particulièrement le procédé *SAGD* (*Steam Assisted Gravity Drainage*), qui fait appel à deux puits horizontaux parallèles forés dans la partie basse du réservoir. La vapeur est injectée par le puits supérieur et l'huile est produite par le puits inférieur. La vapeur injectée accroît la température dans le matériau immédiatement en contact, fluidisant et mettant en mouvement le bitume. La différence de densité entre la vapeur et l'huile lourde permet à cette dernière de s'écouler par gravité vers le puits inférieur. La vapeur chaude remplace l'huile déplacée et vient de nouveau en contact avec la formation froide. La chambre de vapeur croît ainsi au cours de l'exploitation, verticalement et horizontalement.

L'injection de vapeur soumet les roches réservoirs (sables bitumineux non consolidés ou faiblement consolidés) ainsi que la couverture à une élévation de température (jusqu'à 280°C). L'apport de fluide chaud augmente la pression de pore, dilate le squelette rocheux et le fluide interstitiel, et modifie les propriétés mécaniques des constituants avec des effets combinés complexes. Le champ de contrainte in situ va être modifié pouvant amener des ruptures en cisaillement ou des fracturations hydrauliques dans le réservoir ou la couverture, ce qui est particulièrement important pour les champs peu profonds.

Des acquisitions de sismique 3D répétées dans le temps (i.e. la sismique 4D) permettent globalement de suivre des modifications des propriétés acoustiques interprétées comme liées au développement de la chambre de vapeur. Actuellement, la connaissance des effets de l'injection de vapeur, notamment de l'élévation de température sur les propriétés mécaniques et pétroacoustiques tant dans les sables bitumineux que dans les argiles de couverture est encore parcellaire et les données expérimentales sont extrêmement rares.

L'objectif de la présente thèse est de réaliser une étude expérimentale du comportement en température des sables bitumineux pour fournir les données géomécaniques et pétroacoustiques nécessaires, d'une part à l'utilisation de modèles numériques couplés réservoir-géomécanique qui est en cours de développement à *IFP Énergies nouvelles* (*IFPEN*), d'autre part pour aider à l'analyse des mesures sismiques acquises dans le cadre du monitoring 4D du réservoir.

Ce mémoire comporte cinq chapitres.

Le chapitre 1 présente le contexte de l'étude, y compris la classification des bruts lourds, la génération des bruts lourds et la géologie des réservoirs bitumineux Canadiens, les principes du procédé SAGD ainsi que les effets complexes induits par ce procédé sur les comportements thermo-hydro-mécanique et acoustique des roches réservoirs et des formations environnantes.

Le chapitre 2 est consacré aux recherches bibliographiques portant sur différents aspects: caractéristiques des bitumes, caractéristiques géomécaniques et acoustiques des réservoirs sableux du Canada. On s'intéresse particulièrement aux changements de ces caractéristiques sous l'influence de paramètres comme la température et la pression appliquée. Pour les propriétés acoustiques, on montre l'influence de la nature des fluides saturants et notamment l'influence des caractéristiques viscoélastiques de ces fluides.

Le chapitre 3 décrit les matériaux utilisés et les moyens mis en œuvre. Les travaux expérimentaux ont été effectués sur des échantillons de sable bitumineux naturels fournis par TOTAL et également sur des échantillons de sables modèles, reconstitués et artificiellement cimentés. Différentes méthodes ont été employées pour les caractérisations à la fois générale, physique et microstructurale des matériaux étudiés. On présente des descriptions détaillées des dispositifs utilisés: une cellule oedométrique haute pression, une cellule de pression isotrope et une cellule triaxiale dite "haute température" (jusqu'à 160°C). La technique de traitement des signaux acoustiques est présentée à la fin du chapitre.

Les résultats expérimentaux concernant les comportements thermomécanique et acoustique sont présentés dans les chapitres 4 et 5.

Le chapitre 4 concerne le comportement thermo-mécanique des sables à bruts lourds (sables bitumineux naturels ou sables reconstitués et artificiellement cimentés): comportement à l'oedomètre, comportement sous chargement isotrope, comportement volumique sous chargement thermique et comportement déviatorique. Les effets de différents facteurs comme la température, la pression appliquée sur le comportement déviatorique et le comportement à la rupture des sables à bruts lourds sont particulièrement exploités et analysés.

Le chapitre 5 étudie le comportement acoustique des sables à bruts lourds: vitesses de propagation d'onde, atténuations et paramètres élastiques dynamiques (les modules élastiques, le coefficient de Poisson). Là encore, l'influence de différents facteurs sur le comportement acoustique est analysée. On traite également des mécanismes d'atténuation des sables à fluides visqueux. Le chapitre se termine par l'application des modèles géophysiques viscoélastiques pour expliquer les résultats expérimentaux et par l'utilisation des résultats obtenus dans l'interprétation de la sismique répétée de surface.

Enfin, des conclusions pratiques sont formulées et des perspectives sont proposées dans la dernière partie du rapport.

# CHAPITRE 1

## CONTEXTE DE L'ETUDE

### I.1. BRUTS LOURDS ET RESSOURCES DE BRUTS LOURDS AU CANADA

Le pétrole est une huile minérale composée d'hydrocarbures plus ou moins légers et de divers composés organiques. Le Tableau I-1 présente la classification des bruts conventionnels et non conventionnels, en fonction de leur viscosité et densité. La densité *API* (*American Petroleum Institute*) du brut est définie comme:  $API = \frac{141,5}{\rho_f} - 131,5$  (I-1) où  $\rho_f$  est la densité (i.e. densité spécifique) du brut (en  $g/cm^3$ ) mesurée à pression atmosphérique et à 15,6°C. Plus la densité *API* est faible, plus le brut est lourd.

Tableau I-1. Classification des bruts en fonction de leurs propriétés physiques (Nasr et Ayodele, 2005).

	Densité <i>API</i> (° <i>API</i> )	Densité ( $g/cm^3$ )	Viscosité ( <i>cPo</i> )
<b>Bruts conventionnels</b>			
Brut léger	> 31,1	< 0,87	
Brut moyen	22,3 – 31,1	0,87 – 0,92	
<b>Bruts non conventionnels (Bruts lourds)</b>			
Brut lourd	10 – 22,3	0,92 – 1	
Brut extra-lourd	< 10	> 1	< 10 000
Bitume	< 10	> 1	> 10 000

Les réserves mondiales de bruts lourds et de bitumes sont estimées à environ  $5,6 \times 10^{12}$  barils (i.e.  $\approx 896 \times 10^9 m^3$ ) (Hein et Marsh, 2008). Cette quantité d'huile en place est analogue à celle du pétrole dit "conventionnel" restant aujourd'hui en terre. Quant aux volumes susceptibles d'être récupérés avec les techniques actuelles de production, on les estime à quelques 500 - 1000 milliards de barils ([www.cfc-france-canada.com/](http://www.cfc-france-canada.com/)), soit une quantité presque équivalente aux réserves récupérables de pétrole conventionnel, lesquelles sont évaluées à 1050 milliards de barils.

A l'heure actuelle, la production de bruts lourds est encore très faible puisque seulement 1 % des ressources estimées a déjà été produit dans le monde. En 2001, la production de bruts

lourds était de 5,2 millions de barils par jour, et d'après [www.cfc-france-canada.com/Presentation\\_Weymuller.pdf](http://www.cfc-france-canada.com/Presentation_Weymuller.pdf), on a besoin d'environ 50 millions de barils par jour (Figure I-1) pour satisfaire la demande mondiale.

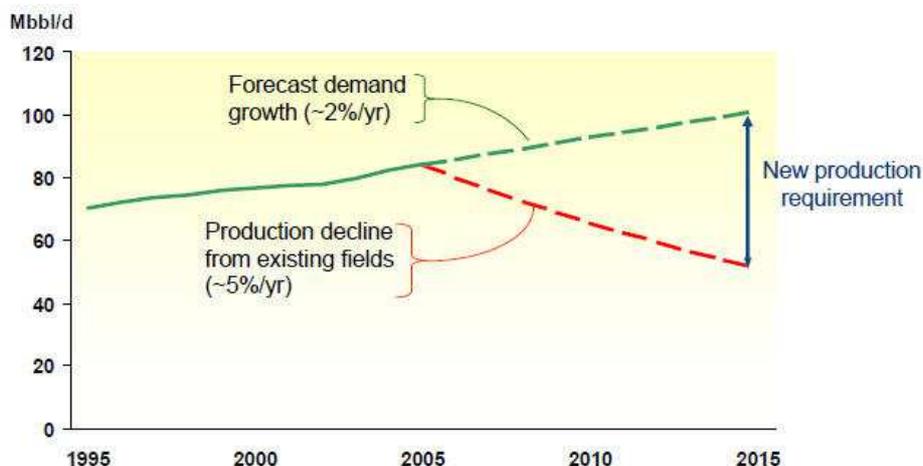


Figure I-1. Production mondiale des huiles ([www.cfc-france-canada.com/.../Presentation\\_Weymuller.pdf](http://www.cfc-france-canada.com/.../Presentation_Weymuller.pdf))

Près de 90 % des gisements mondiaux de bruts lourds se trouvent au Canada (Alberta) et au Vénézuéla (Ceinture de l'Orénoque). Les bruts non conventionnels du Canada sont principalement des bitumes, tandis qu'au Vénézuéla ce sont essentiellement des huiles lourdes ou des huiles extra-lourdes. Les gisements bitumineux d'Alberta sont les plus importants du monde, avec une quantité comparable aux réserves de bruts conventionnels d'Arabie Saoudite. Les dépôts bitumineux sont presque entièrement situés dans trois régions principales de la province d'Alberta: Athabasca, Cold Lake et Peace River (Figure I-2). Les dépôts se situent à des profondeurs croissantes vers le Sud-ouest: 300 m dans la région d'Athabasca, 400 m dans celle de Cold Lake et enfin 500 m dans celle de Peace River.

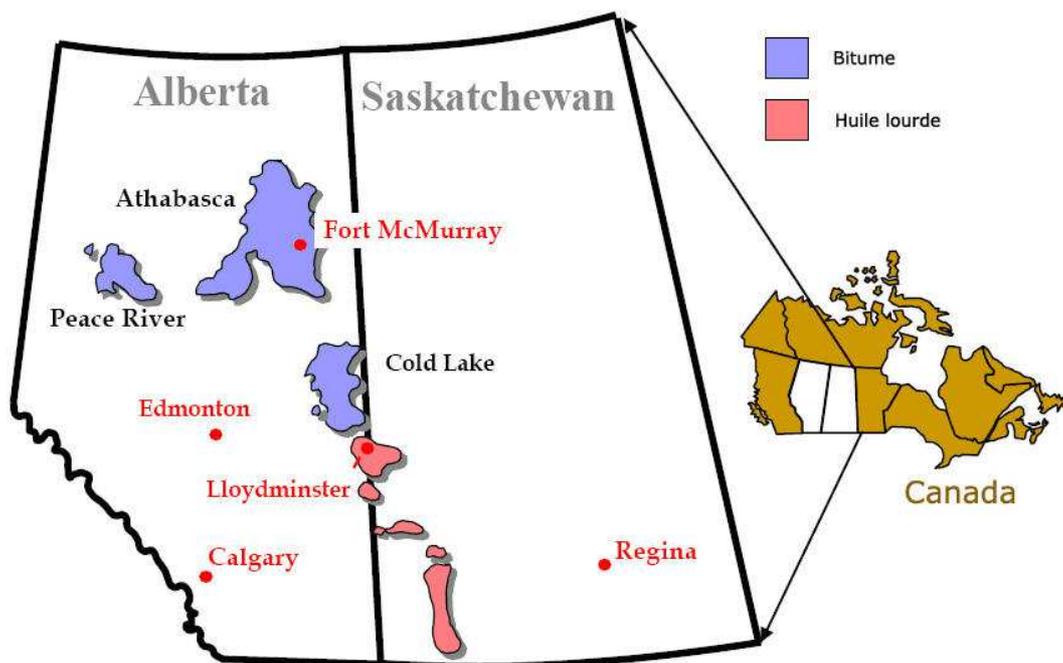


Figure I-2. Réservoirs de bruts lourds au Canada (Nasr et Ayodele, 2005).

## I.2. GEOLOGIE DES RESERVOIRS BITUMINEUX CANADIENS

La description générale de l'histoire géologique de l'Alberta est bien documentée dans la bibliographie (Mossop, 1980; Kosar, 1989; NEB, 2000; Chapman, 2008; Hein et Marsh, 2008; Blaziot, 2008; Mathieu, 2008). On n'en présente ici que les éléments principaux.

### I.2.1. Génération et migration des hydrocarbures vers Alberta

Les bruts non conventionnels d'Alberta ont été découverts dans des formations se trouvant à faible profondeur. Ces hydrocarbures, à l'origine légers et mobiles, ont été générés dans des formations beaucoup plus profondes que les réservoirs actuels. Ils ont ensuite subi une très longue migration du Sud-ouest de l'Alberta vers le Nord-est (Figure I-3). Ensuite, sous l'influence de différents mécanismes complexes (biologiques, chimiques et physiques, etc.) les bruts légers se sont transformés en bruts de plus en plus lourds. L'importance des différents mécanismes dans cette transformation est présentée sur le Tableau I-2 dans lequel les symboles (\*) mesurent la sévérité de la transformation.

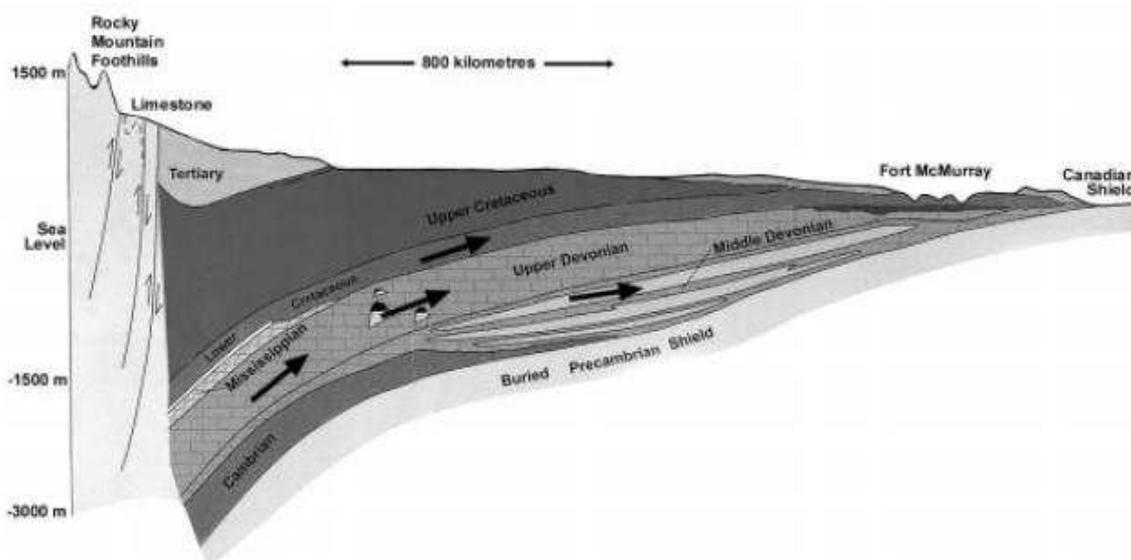


Figure I-3. Section typique du bassin d'Alberta et chemin de migration des bruts (NEB, 2000).

Tableau I-2. Mécanismes de la transformation des bruts (Blaziot, 2008).

Phénomène	Température limite	Effet sur composition	Effet sur densité API	Effet sur viscosité	Effet sur acidité
<b>Biodégradation</b>	< 80°C	- perte des saturés légers et des aromatiques - augmentation d'acidité	↓ ***	↑ ***	↑ ***
<b>Lessivage (Hydrodynamisme)</b>	non	- perte des composants légers, particulièrement des aromatiques	↓ *	↑ **	-
<b>Élimination des composés volatiles</b>	non	- perte des composants légers - dépôt des asphaltènes	↓ **	↑ **	-
<b>Cracking thermique</b>	< 180°C	- augmentation de gravité - dépôt des pyrobitumes	↑ ***	↓ ***	↓ *
<b>Maturation des roche-mère</b>	< 100°C	prédominance des asphaltènes	↓ **	↑ **	↑ *

La biodégradation est le mécanisme le plus important. C'est un processus biologique activé par des bactéries (Blaizot, 2008). On trouve des bactéries aérobies dans les réservoirs peu profonds, et des bactéries anaérobies dans les réservoirs profonds (Hinkle, 2008). Au fil du temps, ces bactéries ont consommé le carbone et l'hydrogène des hydrocarbures. Les bactéries s'attaquent d'abord aux composés les plus légers et les plus linéaires (alcanes), puis progressivement aux plus complexes. Ces actions, qui sont favorisées par des températures de l'ordre de 30-40°C, se traduisent par une augmentation à la fois de la viscosité et de la densité des bruts, de la concentration en résines et en asphaltènes, de la teneur en soufre, en acides organiques et en métaux lourds comme du nickel, du vanadium, des magnétites, de l'or, de l'argent. Le volume des bruts initiaux (c'est-à-dire avant la biodégradation) pourrait avoir été deux ou trois fois plus important que le volume des bruts lourds actuels (NEB, 2000).

Simultanément, une fois piégés dans les réservoirs actuels, les bruts ont subi des venues massives d'eau de l'Est (Mathieu, 2008). Cet hydrodynamisme a d'une part contribué à bloquer la remontée des bruts vers la surface et d'autre part a pu entraîner une dissolution des bruts légers au voisinage du plan d'eau, provoquant ainsi une augmentation de la viscosité et de la densité des hydrocarbures restants (Blaizot, 2008).

Les gisements de Peace River, au Sud-ouest de l'Alberta résultent d'une courte migration. Par conséquent, les bruts piégés dans ces gisements ont été soumis à un degré de biodégradation différent de celui des bruts piégés en Athabasca et à Cold Lake, les caractéristiques des bruts sont donc différentes dans chaque réservoir.

Enfin, la caractéristique dite lourde des bruts peut dépendre de la maturation des roches mères (Blaizot, 2008). Le type de roche mère et sa maturité thermique influent sur la composition chimique initiale des bruts. Un brut provenant d'une roche mère peu mature sera plus lourd que celui provenant d'une roche mère très mature.

### **I.2.2. Nature des réservoirs bitumineux d'Alberta**

La vaste majorité des réserves bitumineuses d'Athabasca est contenue dans des grès (ou des sables) du Crétacé Inférieur datant de 120 millions d'années, principalement dans les formations McMurray et Grand Rapids, mais aussi dans des carbonates paléozoïques Dévoniens (350-390 millions d'années). Pour l'instant, seuls les réservoirs de grès sont en cours d'exploitation. Le bitume hébergé au sein des réservoirs carbonatés n'est pas encore exploité à cause de barrières technologiques: roche carbonatée extrêmement dure, milieu très fissuré, possibles interactions physico-chimiques entre vapeur d'eau et roche.

Les sables (ou grès) du Crétacé Inférieur de la Formation McMurray sont riches en quartz, très peu ou non consolidés (Dusseault, 1977). La formation de McMurray est d'origine fluviale et estuarienne. Le dépôt de cette formation sur les carbonates Dévoniens a eu lieu dans une paléo-vallée (vallée incisée) de 200 km de large de façon très complexe, variable, et avec des séries transgressives. Le profil stratigraphique est en général divisé en trois unités: inférieure, médiane, et supérieure. La partie inférieure du réservoir est constituée d'un mélange de gros grains et des sables fluviaux qui sont ensuite recouverts par du limon et de l'argile. Dans la partie médiane du réservoir, sous l'action de transgressions dynamiques, les sables estuariens sont dominants et recouverts par d'argile. Cette dernière a été recouverte à son tour par une série interstratifiée d'argiles et de sables. Enfin, la partie supérieure du réservoir est constituée de sables glauconitiques et d'argiles. L'huile se situe essentiellement dans la partie centrale sableuse du réservoir, tandis que les espaces poreux de la partie

inférieure du réservoir sont globalement remplis par de l'eau. La couche supérieure contient des gaz avec de faibles quantités de bitume (en saturation résiduelle).

La Figure I-4 montre typiquement des carottes de sable estuarien de la formation McMurray.



Figure I-4. Sable bitumineux de formation McMurray (Suncor, projet de Firebag) ([www.ercb.ca/docs/products/.../2005AthabascaSuncorFirebagSAGD8870.pdf](http://www.ercb.ca/docs/products/.../2005AthabascaSuncorFirebagSAGD8870.pdf)).

Différents travaux cités en référence (Hein et Marsh, 2008; Xu et Chopra, 2008) montrent une extrême hétérogénéité, notamment verticale, des réservoirs de sables bitumineux d'Athabasca. D'après Dusseault (1977), la taille des grains minéraux allant de très grossiers en bas à très fins en haut est liée à une baisse progressive de la vitesse de sédimentation depuis la base vers le sommet du réservoir. De plus, une forte variation spatiale des propriétés physiques du bitume (densité, viscosité) a été enregistrée (Mathieu, 2008), ce qui pourrait indiquer la présence de bruts provenant de plusieurs roches mères ayant subi des conditions très différenciées de biodégradation.

La formation fluvio-estuarienne McMurray est recouverte par des argiles marines de la Formation Clearwater. La Formation Clearwater est une unité du Crétacé Inférieur qui forme la roche couverture des gisements de l'Athabasca. Elle se compose principalement d'argiles, de limons et de sables fins (Kosar, 1989; Chapman, 2008). La Formation Clearwater peut comporter sept subdivisions ( $K_{cw}$ ,  $K_{ca}$ ,  $K_{cb}$ ,  $K_{cc}$ ,  $K_{cd}$ ,  $K_{ce}$  et  $K_{cf}$ ) dont la couche Wabiskaw  $K_{cw}$  d'environ 2m d'épaisseur se trouve directement au-dessus de la formation McMurray. Cette couche est constituée d'un grès glauconitique saturé par du bitume à quelques endroits.

Ensuite, reposant sur la Formation Clearwater, ce sont les sables et les schistes de Grand Rapids, de Joli Fou, puis de Pelican et enfin la Formation La Biche qui est une couche la plus jeune du Crétacé Inférieur. La couche se trouvant au dessus du Crétacé Inférieur est un dépôt Quaternaire constitué de graviers glaciaires, de sables et d'argiles d'épaisseurs variables.

La colonne stratigraphique de la région Athabasca est présentée sur la Figure I-5.

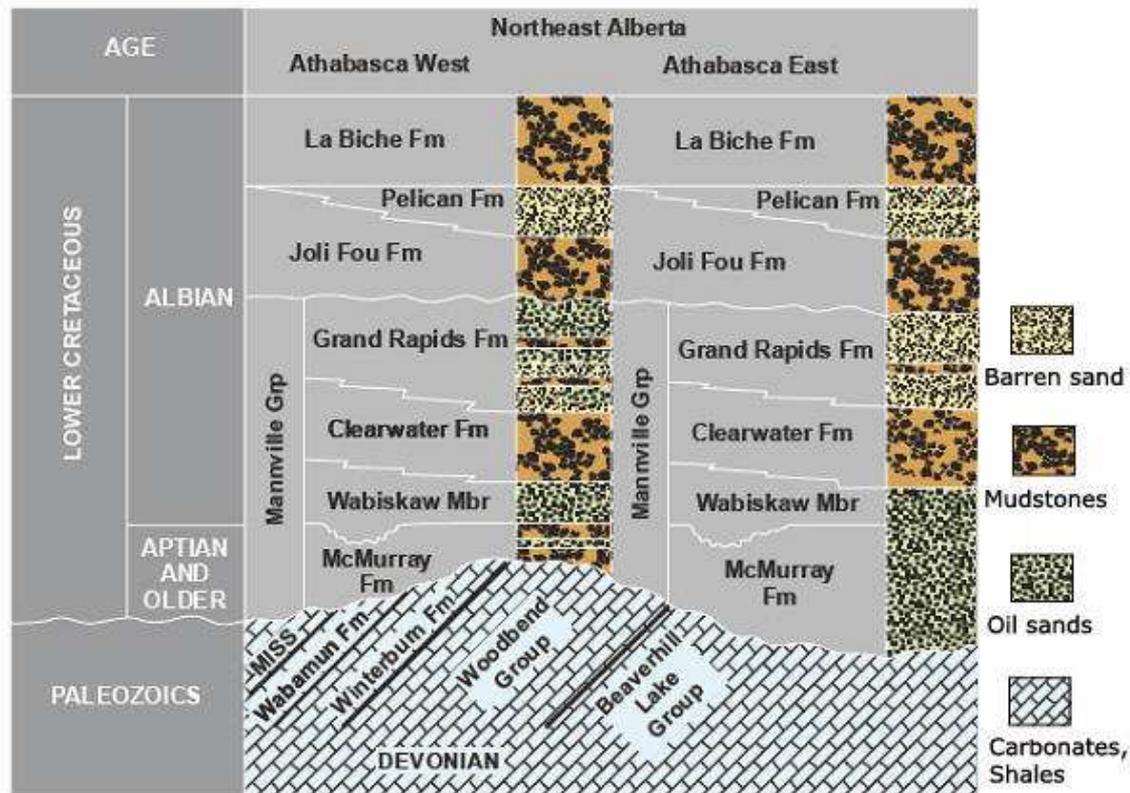


Figure I-5. Colonne stratigraphique d'Athabasca

(<http://www.ercb.ca/docs/products/osprogressreports/2011/2011AthabascaCenovusBrintnellWaterflood9404.pdf>)

Les couches sédimentaires déposées sur la formation McMurray pourraient avoir eu une épaisseur totale de 760 à 1220 mètres (Dusseault, 1977). Au fil des années, elles ont été érodées. De plus, comme le précise Mathieu (2008), les sédiments ont été fortement décapés lors des grandes glaciations plio-quaternaires. L'érosion peut aller jusqu'à la formation McMurray, ce qui explique l'existence de réservoirs bitumineux en surface à quelques endroits, dont l'exploitation se fait à ciel ouvert selon une technologie minière. Finalement, quelques travaux (Fitzgerald, 1978; Bayrock et Root, 1972) ont mentionné l'existence d'une couche de glace pendant 1,9 millions d'années de la dernière glaciation dont l'épaisseur a pu atteindre jusqu'à 3 ou 4 km. Les cycles d'avancée et de recul des glaces pourraient être au nombre de 80. L'avancement le plus récent (i.e. glaciation du Wisconsin) s'est produit il y a environ 70 000 à 10 000 ans.

A côté des réservoirs d'Athabasca, les réservoirs de Cold Lake et de Peace River constituent une partie importante des ressources bitumineuses Canadiennes. Le bitume de Cold Lake est piégé dans les sables du Crétacé Inférieur comme la formation Grand Rapids, la formation

Clearwater et la formation McMurray. Les gisements bitumineux de Peace River comprennent deux types de dépôts, les sables du Crétacé et du Permien (formation BlueSky-Gething par exemple), et les carbonates Mississipiens.

Le Tableau I-3 présentent quelques caractéristiques des réservoirs majeurs des bitumes d'Alberta.

**Tableau I-3. Caractéristiques des réservoirs d'Alberta (Renard et al., 2000; Hein et Marsh, 2008)**

Locations et dépôts	Prof. (m)	Volume initial en place ( $10^9 \text{ m}^3$ )	Surface ( $10^3 \text{ ha}$ )	Epai. (m)	Porosité moy. (%)	T °C (in situ)	Viscosité du bitume (cPo)	Densité bitume (°API)
<b><i>Athabasca</i></b>	0-700	total: 217,723				4-20	5000000- 20000000	6-10
Grand Rapids		8,678	689	7	30			
McMurray (minière)		16,087	256	30,5	30			
McMurray (in-situ)		132,128	4665	13,2	29			
<i>Nisku*</i>		10,330	499	8	21			
<i>Grosmont*</i>		50,500	4167	10,4	16			
<b><i>Cold Lake</i></b>	300-500	total: 31,013				20	30000- 1000000	9-12
Grand Rapids		17,304	1709	5,8	30,5			
Clearwater		9,422	433	11,8	31			
McMurray		4,287	485	5,4	27			
<b><i>Peace River</i></b>	500-600	total: 21,560				20	4500- 11600	10-23
Bluesky-Gething		10,968	1016	6,1	26			
Belloy		0,282	26	8	27			
<i>Debolt*</i>		7,8	302	21	18			
<i>Shunda*</i>		2,510	143	14	23			

Les mots en italique équipés le symbole (\*) pour désigner les réservoirs carbonatés. Les restes sont des réservoirs de grès.

Prof. : profondeur moyenne du réservoir

Epai. : épaisseur moyenne du réservoir

Porosité moy. : porosité moyenne

T °C in situ : température en conditions de fond (in situ)

Au niveau du climat, la région d'Athabasca est une région relativement sèche, fraîche en été et très froide en hiver. La température moyenne journalière est approximativement de  $-20^\circ\text{C}$  en Janvier et de  $15^\circ\text{C}$  en Juillet. Les précipitations annuelles moyennes sont inférieures à 500 mm dont plus de 60 % viennent des pluies et le reste des neiges (Conly et al., 2002).

### **I.3. RECUPERATION DES BRUTS LOURDS ET PROCÉDE SAGD (STEAM ASSISTED GRAVITY DRAINAGE)**

Dans l'industrie pétrolière, la récupération des bruts peut être classée en plusieurs catégories (Figure I-6):

- Récupération primaire: le champ est exploité naturellement par sa seule énergie ou par pompage;
- Récupération secondaire: le champ est exploité grâce à une action extérieure telle que l'injection d'eau ou de gaz;
- Récupération tertiaire (assistée): on utilise des méthodes complexes telles que les injections de fluides miscibles, les méthodes thermiques, les méthodes chimiques.

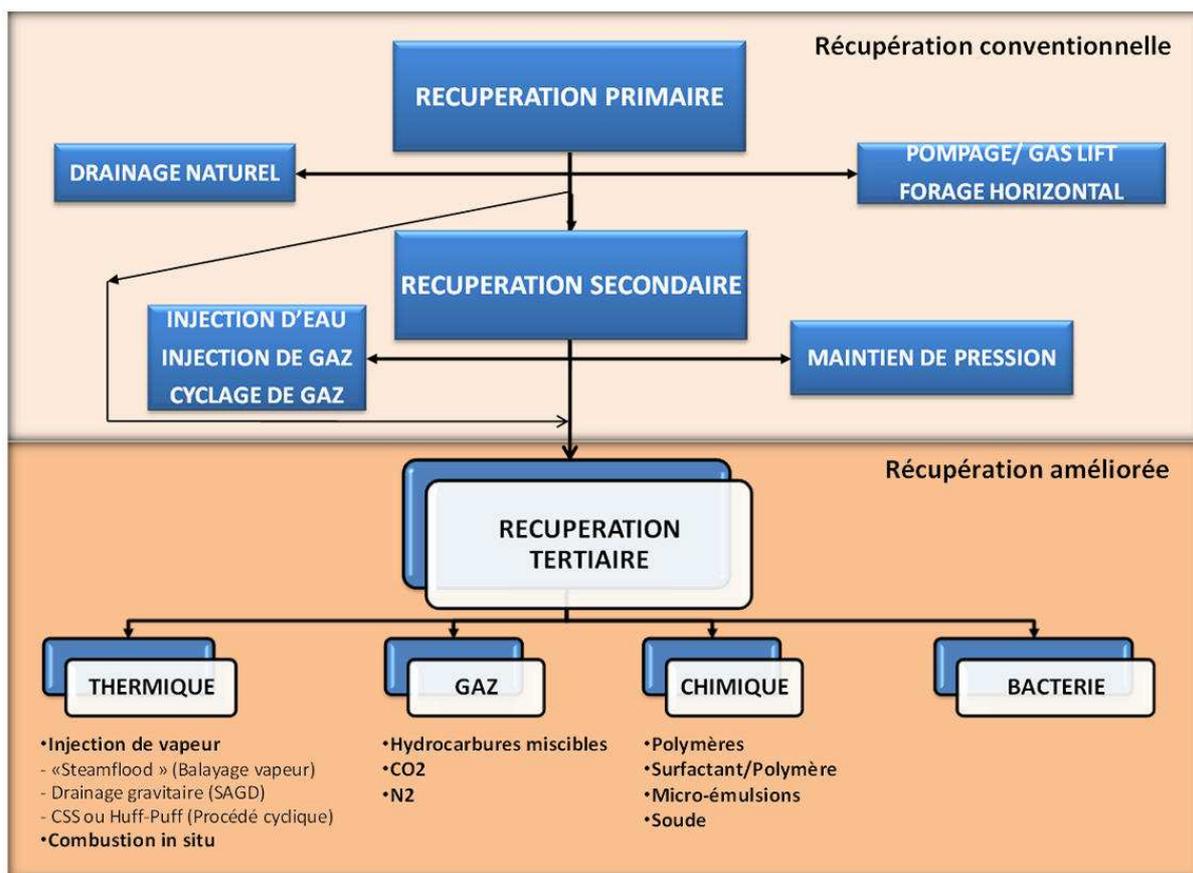


Figure I-6. Récupération des hydrocarbures.

L'application de ces différentes techniques d'exploitation dépend de la mobilité des bruts en conditions in situ, de la profondeur d'enfouissement et des caractéristiques du gisement (nature du réservoir, épaisseur, perméabilité, hétérogénéité, présence éventuelle d'aquifère). A cause des viscosités très élevées (jusqu'à dizaines millions cPo), les bruts lourds et le bitume sont pratiquement immobiles en conditions in situ, alors ces ressources demandent des techniques de récupération assistée particulières. Actuellement, sur les sites d'exploitation, les techniques sont de deux types: exploitations minières pour les dépôts de surface ou jusqu'à 80 m de profondeur, et exploitations in situ thermique pour les dépôts se trouvant au-dessous de 80 m de profondeur (Bacaud et David, 2008). Jusqu'à 80 % des réserves estimées pourraient être récupérées par production thermique; le reste (environ 20 %) par des techniques minières.

Les techniques d'exploitations minières à ciel ouvert jusqu'à 80 m environ sous la surface sont actuellement utilisées en Athabasca dans les dépôts de sables bitumineux de faible profondeur. Elles font appel aux équipements les plus gros du monde dans leur catégorie: des godets de pelleteuses à câble allant jusqu'à 80 m<sup>3</sup> et des camions chargeant jusqu'à 400 tonnes de minerai (Figure I-7). Le taux de récupération global est de l'ordre de 80 %. Pour produire un baril de brut, il faut environ 2 tonnes de minerai (si l'on suppose raisonnablement un contenu moyen de 10 % du poids de bitume dans le minerai).



**Figure I-7. Exploitations minières & grandes machines**  
(<http://photostp.free.fr/phpbb/viewtopic.php?f=40&t=2976&start=0>).

L'exploitation des bruts lourds requiert la mise œuvre de procédés de production in situ thermique au-delà de 80 m de profondeur. En raison de la viscosité très élevée du bitume canadien, les techniques in situ telles que le *CHOPS* (*Cold Heavy Oil Production with Sand*) ou l'injection d'un produit (eau, diluant, polymère, CO<sub>2</sub>, etc.), s'avèrent impossibles (Mauduit, 2008). La production thermique est généralement complexe et peut exister sous différentes formes: injection de fluides chauds, combustion in situ, injection de polymères, *VAPEX* (*VApour EXPansion*) avec injection de solvants, *THAI* (*Toe to Heel Air Injection*), etc. Le procédé *SAGD* (*Steam Assisted Gravity Drainage*) fait partie des méthodes d'injection de fluides chauds. C'est une technique de production in situ thermique qui a été conçue sur le plan conceptuel par Butler (1997) et expérimentée avec succès sur les champs pétroliers canadiens.

Les différents projets d'exploitation de sables bitumineux en Alberta sont énumérés et localisés sur la Figure I-8.



### I.3.1. Principe du procédé SAGD

Le procédé SAGD combiné avec la technologie des puits horizontaux est certainement le concept le plus important développé en ingénierie de réservoir au cours des trois dernières décennies pour exploiter les huiles lourdes et le bitume. Deux puits horizontaux parallèles superposés sont forés à quelques mètres de distance dans la partie basse du réservoir de sables bitumineux. La vapeur est injectée par le puits supérieur et l'huile est produite par le puits inférieur selon le schéma de la Figure I-9. La vapeur injectée accroît la température dans le bitume immédiatement en contact, le fluidisant et le mettant en mouvement (Figure I-10). La différence de densité entre la vapeur et l'huile lourde permet à cette dernière de s'écouler par gravité (d'où le terme de récupération gravitaire) vers le puits inférieur (puits producteur) d'où ils sont extraits par pompage ou *gas lift*. L'écoulement des effluents (bitume et vapeur condensée) se produit le long des parois de la zone envahie par la vapeur chaude, nommée *chambre de vapeur*. La vapeur chaude remplace l'huile déplacée et vient de nouveau en contact avec la formation froide. La chambre de vapeur croît ainsi au cours de l'exploitation, verticalement et horizontalement.

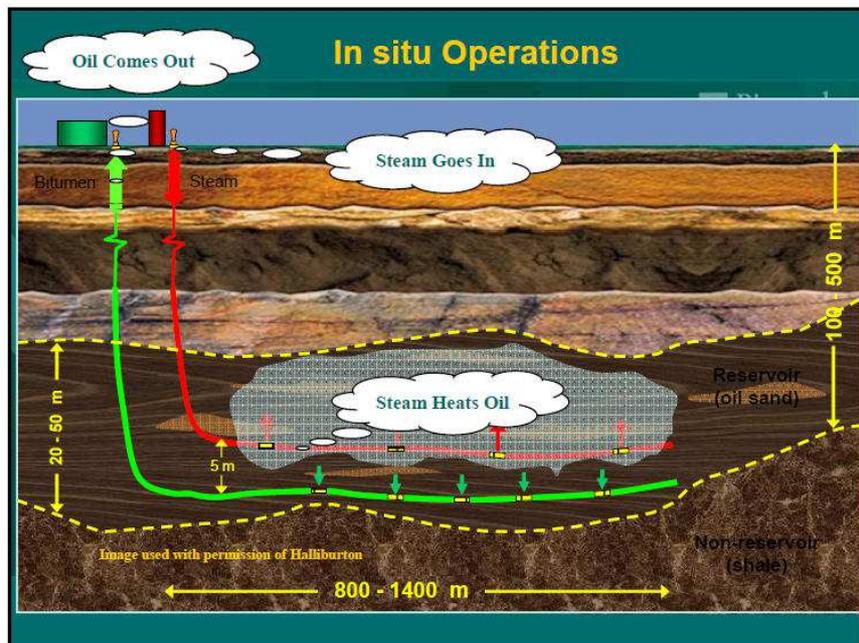


Figure I-9. Principe du SAGD (Grills, 2007).

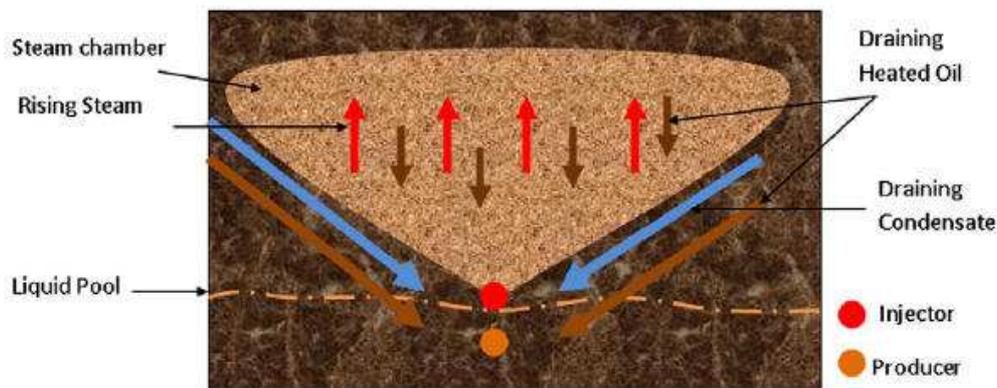


Figure I-10. Écoulement des effluents et la chambre de vapeur (Al-Bahlani et Babadagli, 2009).

Quelques caractéristiques uniques du procédé SAGD sont les suivantes:

- la gravité est le mécanisme majeur du mouvement des effluents;
- la réponse du réservoir après l'injection de la vapeur est beaucoup plus rapide qu'avec la méthode *steamflooding* (balayage vapeur).
- l'efficacité de la récupération est très élevée, jusqu'à 70 % OOIP (*original oil in place*), même dans le cas du bitume;

Des variantes du procédé (mono-puits vertical ou horizontal, injecteurs verticaux et producteurs horizontaux, injecteurs et producteurs perpendiculaires, etc.) ont également été proposées et testées (Mauduit, 2008).

### I.3.2. Mise en œuvre de SAGD

La mise en œuvre de SAGD est très coûteuse et complexe. Elle comprend les phases suivantes:

- Phase 1: forage et installation des puits

La distance entre les deux puits superposés varie en général de 2 à 10 m selon les caractéristiques du réservoir (perméabilité, conductivité thermique et viscosité) (Nasr et Ayodele, 2005). De plus, elle doit être maintenue le plus possible constante le long des puits.

- Phase 2: démarrage (préchauffage)

Cette phase d'initiation consiste à injecter simultanément la vapeur dans l'ensemble de deux puits afin d'établir une communication thermique entre eux. Cette phase peut durer de quelques semaines à quelques mois. Ensuite, quand les températures entre les puits injecteur et producteur sont stabilisées, la mise en production est assurée par l'arrêt de l'injection de la vapeur dans le puits producteur.

- Phase 3: production et suivi de la production

Après le démarrage, l'ensemble du brut, de l'eau et la vapeur condensée commence à être produit par le puits producteur inférieur. L'injection de vapeur dans le puits injecteur supérieur est poursuivie.

La Figure I-11 donne un exemple typique des mesures de la température d'un capteur autour des puits horizontaux. L'injection de vapeur provoque une augmentation de température jusqu'à 200°C dans les roches réservoirs. Dans la roche couverture, la pénétration du front thermique peut atteindre 10 à 20 mètres (voire plus) au cours de la vie des puits.

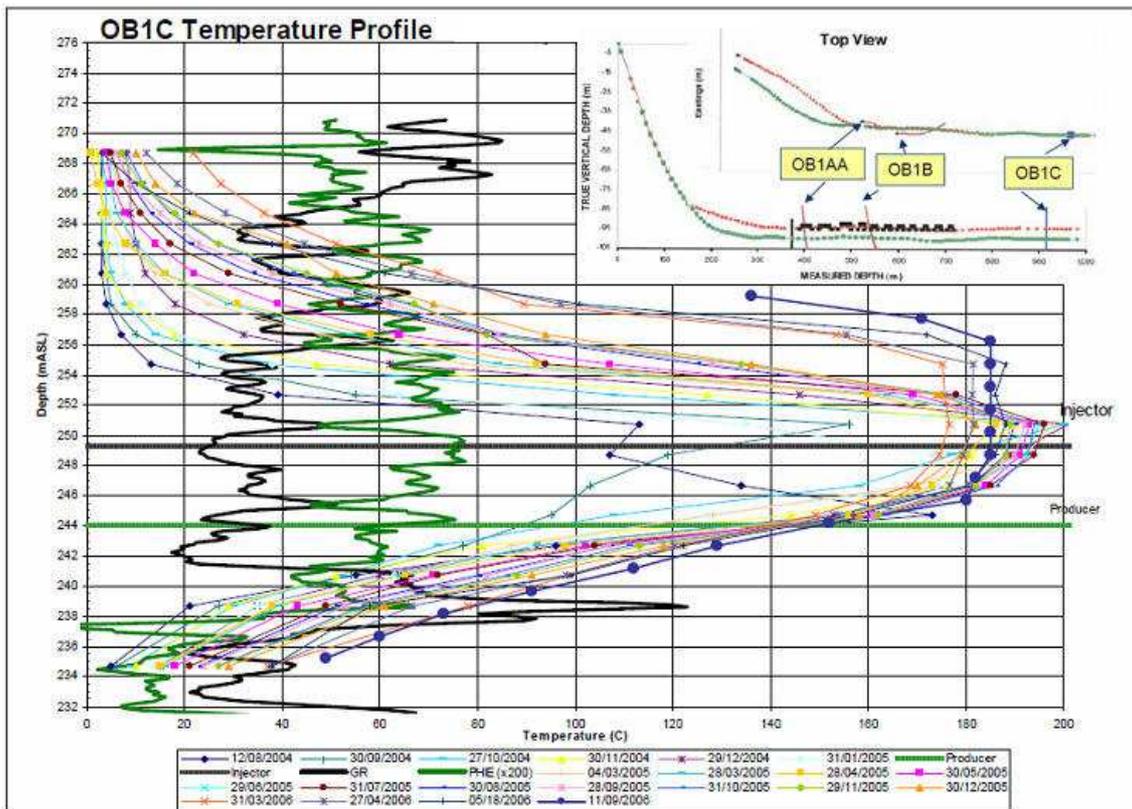


Figure I-11. Suivi de la température autour du puits grâce aux sondes des températures (champs de Joslyn)

(<http://www.ercb.ca/docs/products/osprogressreports/2006/2006AthabascaDeerCreekJoslynCreekSAGD9272.pdf>).

L'extension de la zone envahie par la vapeur chaude (le développement de la chambre de vapeur) affecte énormément la productivité. Ce développement est actuellement suivi par une méthode sismique 4D qui sera détaillée par la suite.

### I.3.3. Développement de la chambre de vapeur

Théoriquement, une fois injectée dans le réservoir, la vapeur va monter jusqu'à atteindre la roche couverture alors que les effluents (bitume et vapeur condensée) s'écoulent vers le bas. Au bout d'un moment, après avoir atteint le toit du réservoir, la vapeur commence à diffuser latéralement. L'écoulement des effluents peut s'effectuer le long des parois des zones envahies. La chambre de vapeur prend la forme d'un triangle inversé dont un sommet se situe sur le puits producteur (Butler, 1997) (Figure I-12, à gauche).

Les observations in situ montrent, à l'inverse, une diffusion simultanément verticale et horizontale de la vapeur, même lorsqu'elle n'a pas encore atteint la roche couverture (Collins, 2005) (Figure I-12, à droite). Beaucoup de phénomènes complexes, notamment géomécaniques, et difficiles à prendre en compte dans l'analyse théorique, interviennent in situ. A titre d'exemple, la présence d'un plan fracturé ou de gaz non-condensables jouant le rôle d'isolation thermique en haut du réservoir, favorisent le développement latéral de la chambre de vapeur.

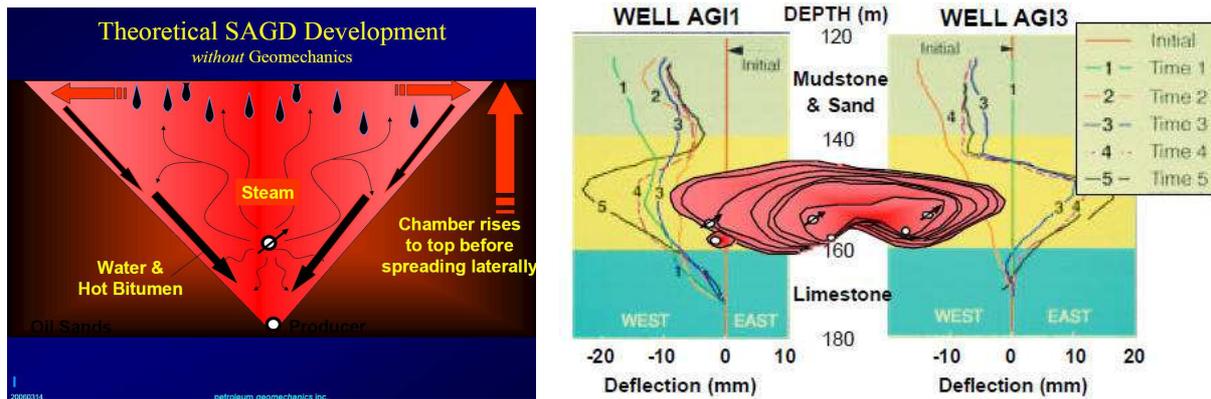


Figure I-12. Développement de la chambre de vapeur, (a) théorie, sans couplages géomécaniques; et (b) observation pendant la phase A du projet UTF (Collins, 2006).

Les transferts thermiques dans les réservoirs de sables bitumineux s'effectuent par conduction et convection (Birrell, 2001; Collins, 2005; Dusseault, 2008). La Figure I-13 illustre le flux de chaleur passant en un point fixe au cours de l'injection de vapeur. Elle montre la part importante prise par des phénomènes de convection des effluents chauds dans le transfert thermique au début de l'injection de vapeur, sous de faibles températures ( $< 40^{\circ}\text{C}$ ). Ceci semble contradictoire avec la théorie qui favorise la conduction en considérant que le bitume autour de ce point est pratiquement immobile pour cette gamme de température. Cependant, on peut confirmer l'importance de la convection en examinant ce qui se passe en avant de la chambre de vapeur. Dans ces zones, du cisaillement peut se produire à cause de la réduction des contraintes effectives et de l'augmentation des contraintes déviatoriques. Ce cisaillement engendre une augmentation significative de la perméabilité à l'eau (Dusseault, 2008), permettant des échanges thermiques convectifs en avant de la chambre de vapeur, et donc de la convection. Comme montré sur la Figure I-13 la convection constitue à nouveau à partir de  $140^{\circ}\text{C}$  une part importante de la transformation du flux de chaleur passant par le point étudié.

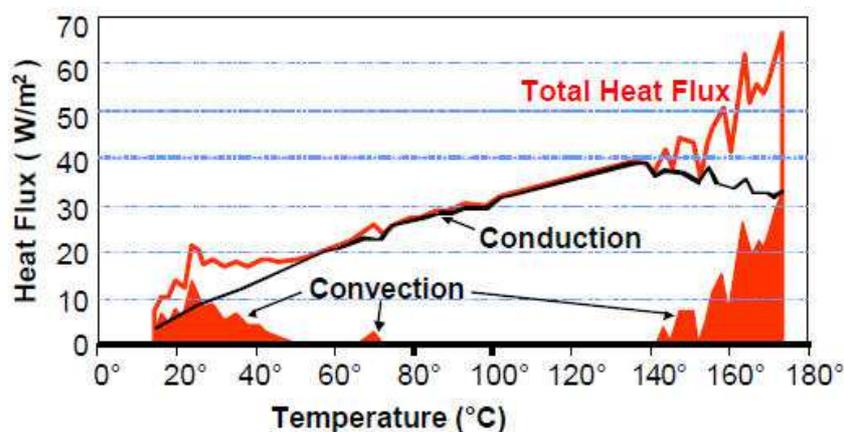


Figure I-13. Transfert thermique en avant de la chambre de vapeur: comparaison entre conduction et convection (Collins, 2005, reprise d'un schéma initial de Birrell, 2001).

### I.3.4. Application du SAGD au Canada

L'utilisation du procédé SAGD exige certains critères liés à la viscosité élevée des bruts en conditions de fond (de l'ordre du million de cPo en général) et aux caractéristiques

pétrophysiques des réservoirs (porosité, perméabilité, etc.). Premièrement, le réservoir doit posséder une épaisseur suffisante (d'environ une dizaine de mètres) permettant la création et la propagation de la chambre de vapeur. Deuxièmement, le réservoir doit posséder une bonne qualité au point vu pétrolier, c'est à dire une forte porosité et une grande perméabilité permettant l'écoulement des effluents mais également favorisant le développement de la chambre de vapeur. Troisièmement, le réservoir ne doit pas comporter de lentilles d'argiles susceptibles de jouer le rôle de barrières thermiques empêchant la propagation de vapeur. Enfin, la présence d'une roche couverture argileuse de bonne qualité (faible perméabilité, sans présence des "zones voleuses" (i.e. *thief zones*)) assurant une barrière thermique et hydraulique est nécessaire. L'existence de zones voleuses liées à la présence d'eau et de gaz dans les épontes, par exemple, entraîne une perte colossale de vapeur.

Les réservoirs de sable bitumineux au Canada satisfont à presque toutes ces conditions. L'installation souterraine UTF (*Underground Test Facility*) se trouvant à 60 km au Nord-Ouest de Fort McMurray (Alberta) a été le premier site opéré par le procédé SAGD. Cette première phase a été démarrée en 1985 par *Alberta Oil Sands Technology and Research Authority (AOSTRA)*. Trois paires de puits horizontaux de 60 m de longueur (A1, A2 et A3) ont été forés. Ces doublets de puits sont inclinés de 15° à 20° par rapport au plan horizontal et à une distance de 25-26 mètres les uns des autres. Dans chaque paire des puits, le puits producteur est positionné dans la partie basse du réservoir, d'environ 1-2 mètres au-dessus de la couche des limons Dévonien. Le puits injecteur est localisé à 5 mètres au-dessus du puits producteur. Les opérations d'injection ont commencé au mois de Novembre en 1987 et se sont achevées en Octobre en 1990. Suite aux succès de ces opérations, de nombreux projets de SAGD ont été démarrés dans différents sites des dépôts bitumineux.

L'application de cette méthode, comme la plupart des procédés thermiques, pose de très nombreux problèmes financiers et environnementaux: des investissements géants pour l'installation et la production, une émission énorme de CO<sub>2</sub> (environ 115 kg CO<sub>2</sub> de par baril de bitume, d'après Blaizot, 2008). De plus, le procédé SAGD est un gros consommateur d'eau et de gaz naturel: de 2,5 à 3 barils d'eau par baril de bitume (Bacaud et David, 2008).

### **I.3.5. "Upgrading" du bitume canadien**

Les bitumes canadiens sont à la fois des bruts de densité élevée et de très forte viscosité, ce qui empêche de les transporter aux températures normales par les chaînes logistiques classiques des bruts conventionnels. Des solutions telles que la dilution ou l'upgrading rendent les bruts lourds transportables. La dilution s'effectue en mélangeant le bitume avec un diluant de type condensat ou brut synthétique, afin de produire respectivement des mélanges appelés Dilbit ou Synbit. L'upgrading, qu'il soit partiel ou complet, consiste à augmenter le teneur en hydrogène en ajoutant de l'hydrogène et/ou en extrayant du carbone. Il permet non seulement de rendre les bruts transportables sans diluant mais également d'en améliorer la valorisation. On produit un brut synthétique SCO (*Synthetic Crude Oil*) sous deux types, soit Sour SCO (encore soufré et relativement lourd), soit Sweet SCO (désulfuré et léger) (Sabbag et Thiery, 2008). La Figure I-14 présente une chaîne de production et d' "upgrading" des bitumes canadiens.

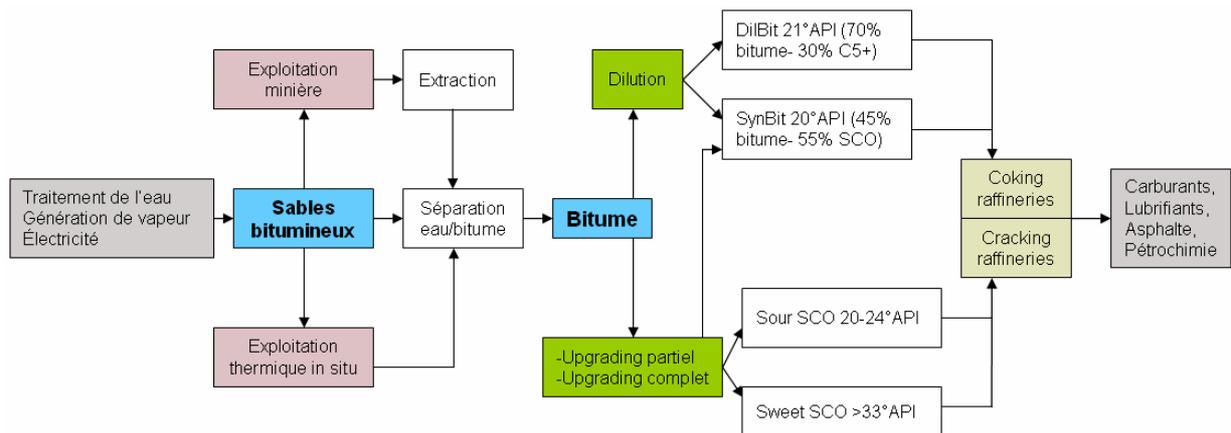


Figure I-14. Modes d' "upgrading" des bruts lourds.

## I.4. SAGD: EFFETS THERMO-HYDRO-MECANQUES INDUITS ET MONITORING SISMIQUE

### I.4.1. Effets thermo-hydro-mécaniques induits

L'injection de vapeur provoque une augmentation de la température, de la pression, et des changements de la composition des fluides saturants (Kosar, 1989; Chalaturnyk, 1996; Collins et al., 2002; Collins, 2005; Dusseault et al., 2007; Mainguy, 2008; Dusseault, 2008; Dusseault, 2011). Cette injection affecte non seulement le réservoir lui-même mais également les formations environnantes. Premièrement, au niveau du réservoir, ces perturbations conduisent à des changements des contraintes in situ à l'intérieur de la chambre de vapeur et à sa frontière. Ces changements peuvent se traduire par des cisaillements et de la dilatance, ainsi que par modifications des propriétés pétrophysiques (porosité, perméabilité) de la roche réservoir. Ils ont un impact certain sur le développement de la chambre de vapeur, sur l'écoulement des fluides, et donc sur la production. Deuxièmement, au niveau de la roche couverture, les perturbations induites par l'injection de vapeur peuvent conduire également à des changements de contraintes, voire à une perte d'intégrité (mécanique et hydraulique) et finalement à une fuite de vapeur, comme dans le cas du gisement de Joslyn Creek (en Mai, 2006) décrit plus loin. Troisièmement, les variations de pression et de température dans le réservoir et dans la roche couverture conduisent à un soulèvement notable de la surface qui peut atteindre quelques décimètres. Enfin, ces variations provoquent des cisaillements mécaniques en bordure des chambres de vapeur (Dusseault et al., 2007; Dusseault, 2008) qui peuvent venir mettre en cause l'intégrité des puits situés dans ces zones (Mainguy, 2008).

Les effets thermomécaniques sont décrits sur la Figure I-15.

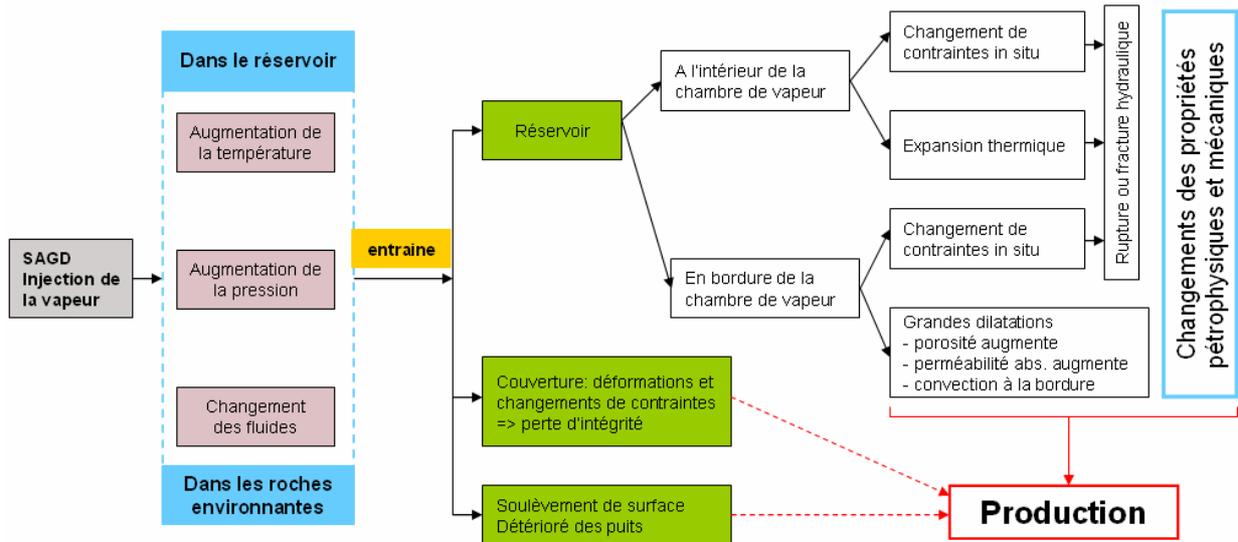


Figure I-15. Effets thermo-hydro-mécaniques induits par le procédé SAGD.

L'injection de vapeur par le procédé SAGD entraîne des déformations de toutes les couches géologiques concernées qui se manifeste par un soulèvement important de la surface (i.e. environ 50 mm) si le réservoir est peu profond. La Figure I-16 montre le soulèvement vertical mesuré par extensométrie après 2 ans d'injection de vapeur dans le réservoir du site d'UTF.

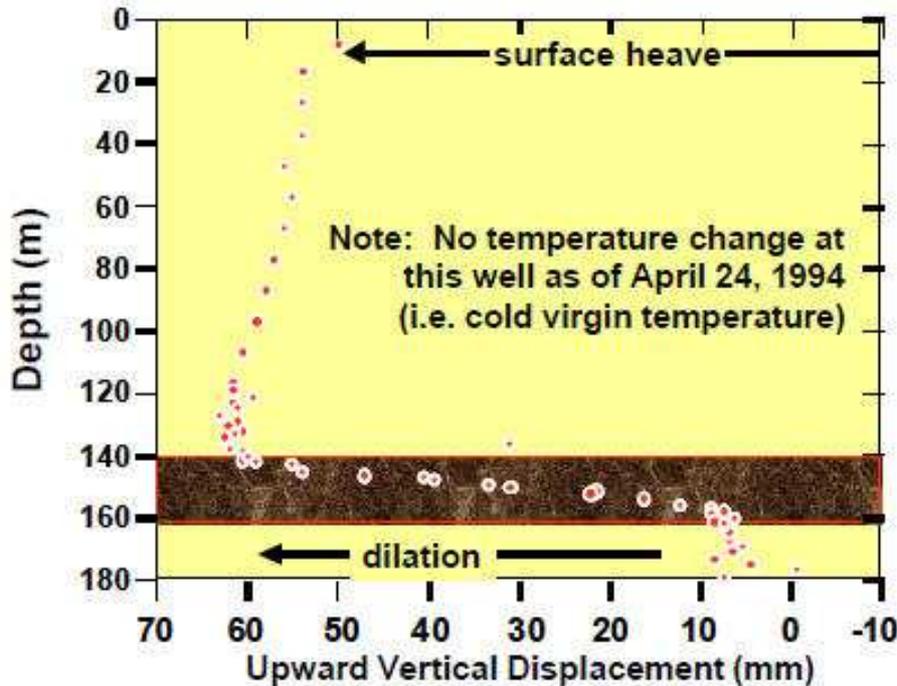


Figure I-16. Soulèvement normal après deux ans d'injection de vapeur, phase B site d'UTF (Collins, 2005).

On notera également que le soulèvement de la surface peut se produire sur toute la longueur des puits comme montré sur la Figure I-17.

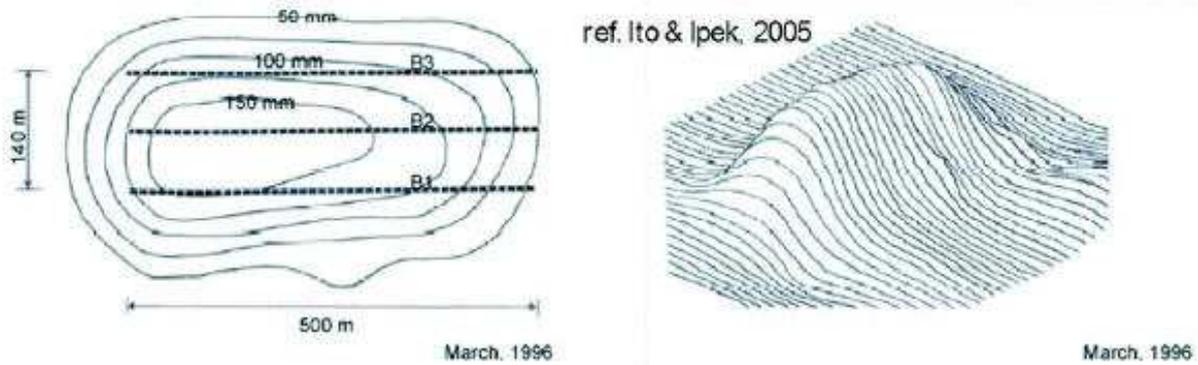


Figure I-17. Soulèvement après 5 ans d'injection de vapeur, phase B site d'UTF (Dusseault et Collins, 2008).

L'injection de vapeur peut avoir des conséquences brutales. Sur le champ de Joslyn Creek (Athabasca, Alberta), l'injection de vapeur a entraîné la rupture en cisaillement de la couverture. Cette rupture, à son tour, a provoqué une explosion catastrophique avec des remaniements en surface et des jets des roches sur plusieurs centaines de mètres dans l'air en 2006 (Figure I-18).



Figure I-18. Soulèvement catastrophique à la surface de champs de Joslyn Creek (d'après le rapport de TOTAL, disponible sur <http://www.ercb.ca/>).

#### I.4.2. Monitoring sismique ou sismique 4D

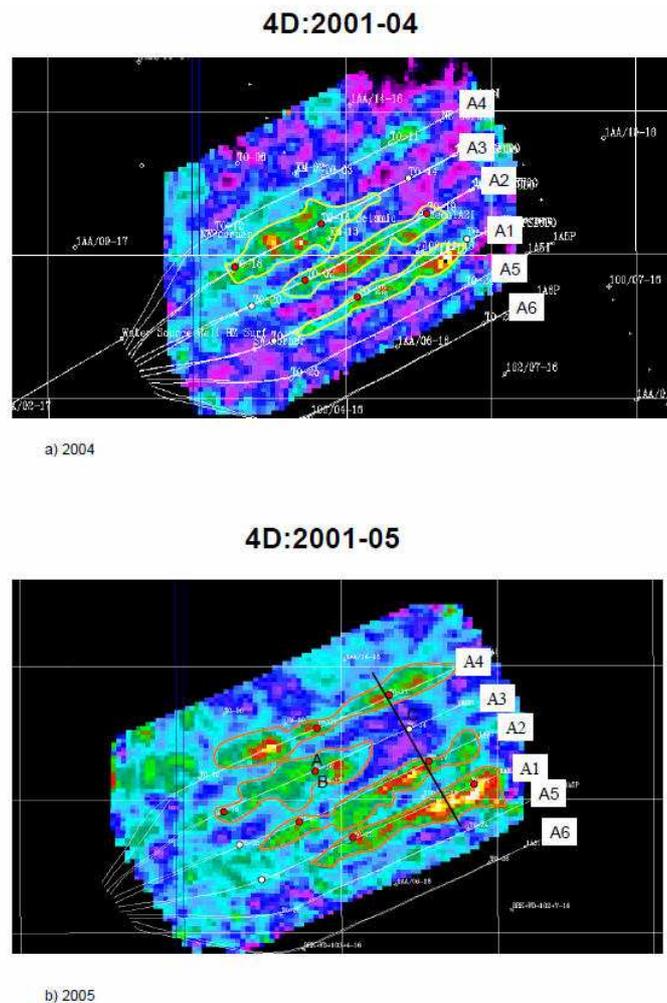
La sismique classique utilisée en exploration pétrolière s'apparente à une échographie du sous-sol en utilisant l'enregistrement d'ondes élastiques émises artificiellement en surface. Elle nécessite des sources et des récepteurs situés, en première approximation, à la surface du sol ou de la couche d'eau en sismique marine. En sismique réflexion, du fait du grand nombre de tirs et de récepteurs, pour un même point de réflexion (appelé point miroir) plusieurs signaux correspondant à des offsets (distance source-récepteur) différents sont enregistrés. L'utilisation du temps d'arrivée de l'onde permet de déterminer dans un premier temps la vitesse et la profondeur de chaque couche. Les études de variations d'amplitude du signal permettent de manière plus ou moins complexe de caractériser la lithologie ou les contenus en fluide du réservoir (e.g. Nauroy, 2011).

Le monitoring sismique de réservoir consiste en l'acquisition et en l'analyse de plusieurs campagnes sismiques, répétées au même endroit à des temps différents, dans le but d'imager les effets des écoulements fluide injecté (eau, gaz, vapeur, CO<sub>2</sub>, etc.) dans un réservoir en production.

Si chaque campagne est une sismique 3D, le terme couramment employé pour le monitoring sismique de réservoir est la sismique 4D: la quatrième dimension étant l'intervalle de temps séparant les campagnes. En plus de la sismique 4D, le monitoring sismique de réservoir regroupe aussi d'autres techniques sismiques comme : diaggraphie sonique, la sismique de surface 2D, le PSV (*Profil Sismique Vertical*), le *walkaway* et la tomographie entre puits.

Dans le contexte de la production de bruts lourds, la sismique 4D, malgré un coût d'investissement important, fournit des résultats très prometteurs dans le suivi de la chambre de vapeur (Tosaya et al., 1987; Wang et Nur, 1990; Wang et al., 1990b; Lumley, 1995; Hedlin et al., 2002; Zhang et al., 2005; Schmitt, 2005; Kato et al., 2008; Tanaka et al., 2009) et peut contribuer à optimiser les programmes d'injection de vapeur.

La Figure I-19 montre les cartes de différences d'amplitude entre des sismiques réalisées en 2001, 2004 et 2005 sur le champ de Christina Lake exploité par la méthode de SAGD. Les différences d'amplitudes traduisent des évolution de la chambre de vapeurs autour des puits.



**Figure I-19. Sismique 4D: différence d'amplitude entre 2001 et 2004. Projet de Christina Lake, Alberta, comportant plusieurs doublets de puits horizontaux (Zhang et al., 2005).**



# CHAPITRE 2

## ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

### II.1. PROPRIETES DU BITUME D'ALBERTA

Les bitumes Canadiens sont noirs et très épais. Ils sont caractérisés par une densité de 970 à 1015 kg/m<sup>3</sup> (8° - 14°API), et une viscosité extrêmement élevée (> 50 000 cPo dans les conditions ambiantes (autour de 20°C); c'est donc une substance s'écoulant très lentement. En conditions in situ, avec une température d'environ 8 à 10°C, la viscosité du bitume est de l'ordre de quelques millions de cPo (Figure II-1) (jusqu'à 7 millions de cPo pour le site d'UTF, Athabasca, d'après Chalaturnyk, 1996), il alors se comporte comme un quasi-solide.

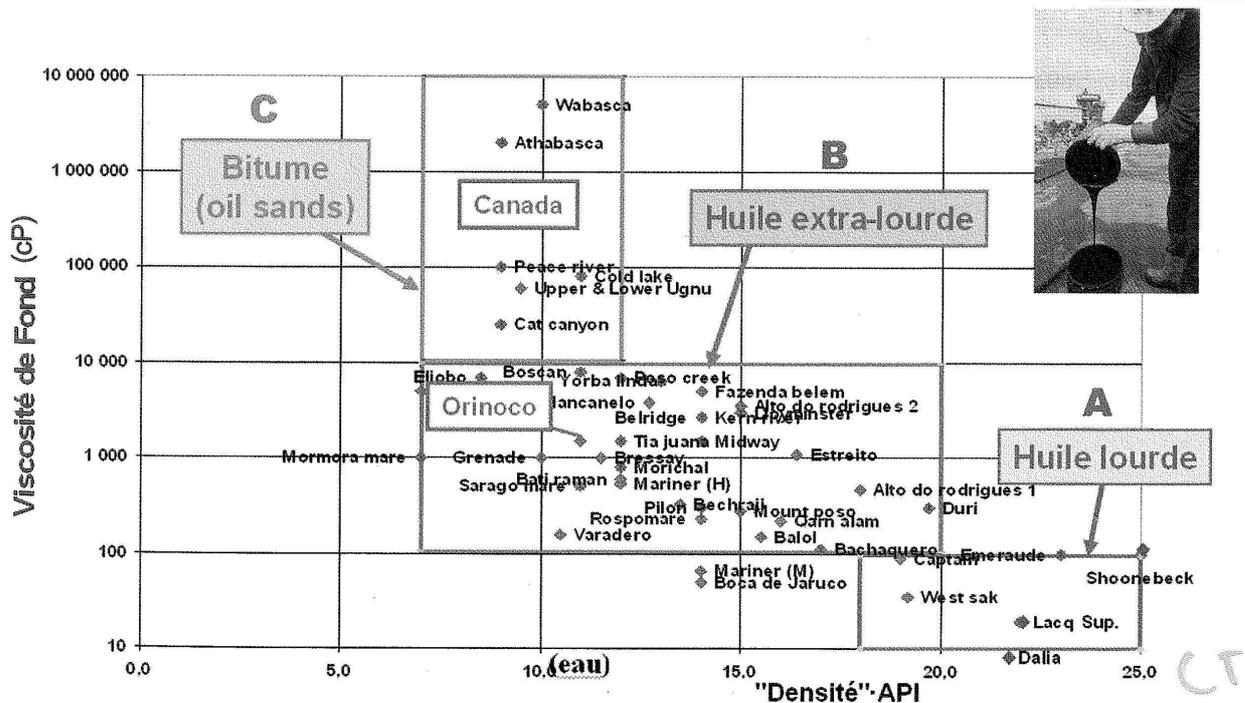


Figure II-1. Bitume Canadien comparé avec les autres bruts lourds (Blaizot, 2008)

De très nombreuses études dans la bibliographie montrent l'influence de différents facteurs sur les caractéristiques physiques (densité, viscosité) du bitume Canadien. La densité diminue linéairement avec la température (Mehrotra et Svrcek, 1986) et augmente avec la pression (Prowse et al., 1983). Quant à la viscosité, elle est fortement influencée par la température et dépend également de la pression (Beggs et Robinson, 1975; Mehrotra et Svrcek, 1986). Lorsque la température augmente de 10°C à 200°C, la viscosité chute d'une valeur de quelques million de cPo à quelques cPo.

Concernant la composition chimique, les bitumes d'Alberta sont composés principalement de longs composés macromoléculaires (asphaltènes et résines) comprenant d'après Nasr et Ayodele (2005), 84 % de carbones, 10 % d'hydrogènes, 0,9 % d'oxygènes, 0,4 % d'azote et 4,7 % de soufre et de faibles quantités des métaux lourds tels que vanadium, nickel et fer.

## II.2. PROPRIETES GENERALES ET PHYSIQUE DES SABLES BITUMINEUX

### II.2.1. Indice de remaniement

Obtenir des échantillons représentatifs représente toujours une difficulté majeure dans ce type de matériau. L'impact du remaniement des échantillons est important sur les analyses de laboratoire pétrophysiques et géomécaniques (Dusseault, 1980; Dusseault et van Domselaar, 1982). Dusseault et van Domselaar (1982) ont proposé d'adopter un indice de remaniement ( $I_D$ ) basé sur la comparaison des porosités déduites à partir des diagraphies et des mesures sur carottes au laboratoire :

$$I_D = \left( \frac{\phi_e - \phi}{\phi} \right) 100\% \quad (\text{II-1})$$

où  $\phi_e$  est la porosité de l'échantillon déterminée au laboratoire,  $\phi$  est la porosité in situ, déterminée à partir de la diagraphie de densité ou à partir de mesures au laboratoire sur des échantillons intacts sous contrainte in situ sans présence de gaz, d'après Wong (2003).

Le remaniement des échantillons de sables bitumineux est inévitable, il résulte des différentes étapes de carottage et de manipulation des matériaux. Quelques raisons principales peuvent être énumérées: le caractère granulaire et non cimenté du matériau, l'expansion de gaz dissous au cours de la remontée à la surface des carottes à cause de la diminution de la pression, du changement de température, du transport et du carottage. Le classement des échantillons basé sur cet indice est donné dans le Tableau II-1.

Tableau II-1. Évaluation de la qualité des échantillons (d'après Dusseault et Van Domselaar, 1982)

$I_D$	Qualité	Utilisation
$I_D < 10$	Intact ou légèrement remanié	Essais géomécanique de bonne qualité
$10 < I_D < 20$	Remaniement intermédiaire	Etude pétrophysique
$20 < I_D < 40$	Remaniement important	Etude pétrophysique
$40 < I_D$	Remaniement général	---

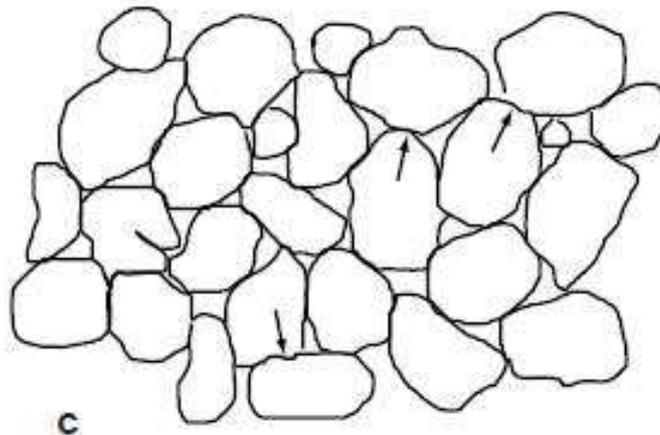
### II.2.2. Composition minéralogique

La composition minéralogique des sables bitumineux d'Athabasca peut varier légèrement d'une étude à l'autre, notamment en fonction de la localisation du site d'exploitation (Dusseault et Morgenstern, 1978; Mossop, 1980; Takamura, 1982).

On observe généralement une forte teneur massique en grains solides de 75 % à 82 %, avec 8-16 % de bitume (emplissant jusqu'à 70 – 88 % de l'espace poreux) et quelques pourcents d'eau (emplissant le reste de l'espace poreux). On n'a pas détecté de gaz en condition in situ (Dusseault, 1980). Les grains solides sont constitués majoritairement de quartz (90 % - 98 %), avec parfois des argiles, des limons, des feldspaths (de 1 % à 5 %), et d'autres minéraux (titane, zirconium, tourmaline et pyrite). Quant aux fractions argileuses, elles sont constituées de kaolinite, d'illite, et d'interstratifiés gonflants comprenant des montmorillonites (Omotoso et Mikula, 2004).

### II.2.3. Caractérisation microstructurale

Dusseault (1977) a classé les sables bitumineux Canadiens comme "*locked sand*", intermédiaire entre les sables lâches et les sables denses. Ces sables montrent un grand nombre de contacts concavo-convexes entre les grains et une structure enchevêtrée tridimensionnelle (Figure II-2). Cette structure est le résultat de dissolution-recristallisation du quartz sous des conditions de température et de pression beaucoup plus importantes que les conditions actuelles (Dusseault et Morgenstern, 1978; Dusseault, 1980).



**Figure II-2. Microstructure de sable bitumineux d'Athabasca: contacts tangentiels et contacts plans et interpénétrants (flèches), considérable rugosité de surface (Dusseault et Morgenstern, 1978).**

Un autre aspect important dans la nature des sables bitumineux canadiens est l'hypothèse d'une couche d'eau très mince entourant les grains de sable individuels (Clark, 1944; Dusseault et Morgenstern, 1978; Takamura, 1982). Cette couche d'eau de 10 nanomètres d'épaisseur séparerait le bitume et les grains minéraux, comme montré sur Figure II-3.

Cependant, Czarnecki et al. (2005) ont souligné qu'il n'existe pas d'études expérimentales confirmant cette hypothèse qui demeure très spécifique des sables bitumineux Canadiens. Ils ont également mentionné que des études au microscope électronique à transmission réalisées par Zajic et al. (1981) n'ont pas montré la présence de cette couche d'eau autour des grains

sableux. Han et al. (2007b) ont également remarqué que les bruts lourds sont chimiquement actifs et acides et capables de modifier la mouillabilité des grains de sable, générant des scénarios très complexes au niveau de l'interaction eau-bitume-grains solides. Des études supplémentaires, notamment au niveau microstructural sont nécessaires afin de clarifier l'arrangement de différents composants dans les sables bitumineux (Schmitt, 2005).

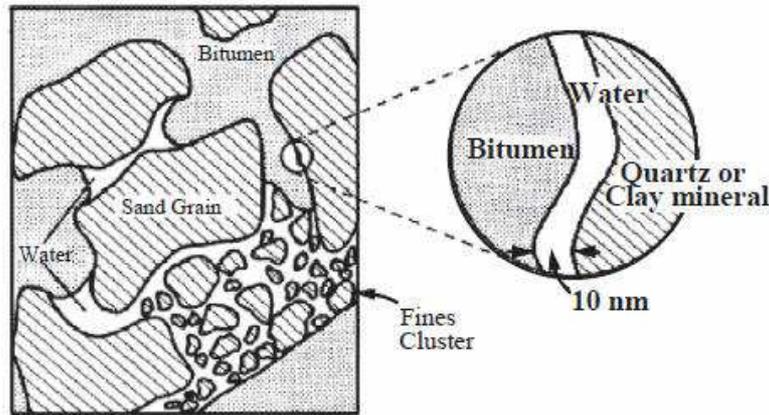


Figure II-3. Modèle structural de sables bitumineux d'Athabasca (Takamura, 1982).

#### II.2.4. Propriétés pétrophysiques

Les caractéristiques pétrophysiques des sables bitumineux d'Athabasca publiées dans la bibliographie par plusieurs auteurs (Dusseault et Morgenstern, 1978; Dusseault, 1980; Kosar, 1989; Oldakowski, 1994; Samieh et Wong, 1997; Walters et Wong, 1999), sont les suivantes:

- densité in situ: 2,02 à 2,18 g/cm<sup>3</sup>,
- porosité in situ: 30 % à 35 %,
- perméabilité absolue: de l'ordre de quelques Darcies,
- perméabilité effective à eau: de l'ordre de quelques miliDarcies.

Les valeurs peuvent varier en fonction du site d'exploration, de l'hétérogénéité du réservoir ainsi que des méthodes de mesure utilisées. Soulignons également que les caractéristiques mesurées en laboratoire peuvent être très différentes de celles in situ en raison du remaniement qui est quasiment inévitable pour ce type de matériau (Dusseault et Morgenstern, 1978).

#### II.2.5. Propriétés thermiques

Les propriétés thermiques des sables bitumineux sont les suivantes:

##### a) Chaleur spécifique

La chaleur spécifique varie de 1,185 J/g°C à 1,441 J/g°C lorsque la température varie de 15,5°C à 300°C (Smith-Magowan et al., 1982). La chaleur spécifique du bitume à température ambiante est de 1,454 - 1,464 J/g.°C (1,460 J/g.°C en moyenne) (Cervenán et al., 1981). La chaleur spécifique des grains solides est d'environ 0,753 J/g.°C (Cervenán et al., 1981). Les chaleurs spécifiques de chaque composant augmentent bien évidemment avec l'élévation de la température.

### b) Conductivité thermique

Cervenán et al. (1981) fournissent les valeurs moyennes de conductivité thermique suivantes:

- bitume: 0,15 W/m°C,
- phases solides d'un sable d'Athabasca constituant de 95 % quartz, 3 % feldspath, 1 % argiles et 1 % mica: 7,4 W/m.°C,
- sables bitumineux: 1,5 W/m.°C.

Chalaturnyk (1996) a non seulement confirmé ces ordres de grandeur mais il a également mis en évidence l'influence de la température: la conductivité thermique des sables bitumineux diminue de 1,7 W/m.°C à 1,5 W/m.°C lorsque la température passe de 25°C à 225°C. Cette légère décroissance, linéaire (Somerton et al., 1974), est le résultat de deux phénomènes inverses: la forte diminution de la conductivité thermique du quartz et la croissance de la conductivité thermique des fluides saturants avec l'élévation de température.

## II.3. PROPRIETES THERMO-HYDRO-MECANQUES

### II.3.1. Propriétés thermo-hydro-mécaniques et procédé SAGD

Comme discuté dans le chapitre 1, le procédé SAGD engendre des phénomènes thermomécaniques très complexes, non seulement au sein du réservoir mais également dans les formations environnantes. Lors de l'injection de vapeur sous pression, les chemins de contrainte suivis par un élément de roche réservoir intègrent une décharge isotrope liée à l'augmentation de pression de pore et une compression triaxiale liée à l'augmentation de la température (pouvant aller jusqu'à 280°C) (Chalaturnyk, 1996; Chalaturnyk et Li, 2001). Ces chemins de contrainte sont illustrés sur la Figure II-4. En suivant ces différents chemins de contrainte, les sables bitumineux se comportent de façons différentes.

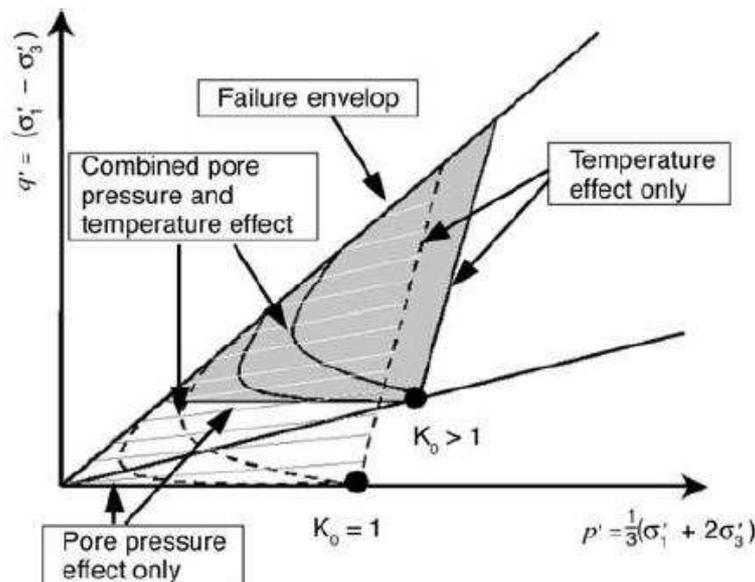


Figure II-4. Principaux chemins de contraintes du procédé SAGD (Li et al., 2004).

En effet, en raison de la forte température, les grains rocheux se dilatent, ce qui conduit à une augmentation des contraintes horizontales alors que la contrainte verticale reste quasiment constante (Scott et al., 1991; Chalaturnyk, 1996; Chalaturnyk et Li, 2001). Par conséquent,

une contrainte déviatorique se développe et la roche peut atteindre la rupture en cisaillement sous une faible contrainte effective de confinement, particulièrement dans les zones situées autour de la chambre de vapeur (Dusseault, 2008; Dusseault et Collins, 2008) (Figure II-5). D'un point de vue géomécanique, le cisaillement sous faible confinement des roches quartzieuses provoque une importante dilatance. Cette dilatance à son tour, engendre une augmentation de perméabilité absolue de 2 à 5 fois et jusqu'à 6 % de porosité (Dusseault, 2008).

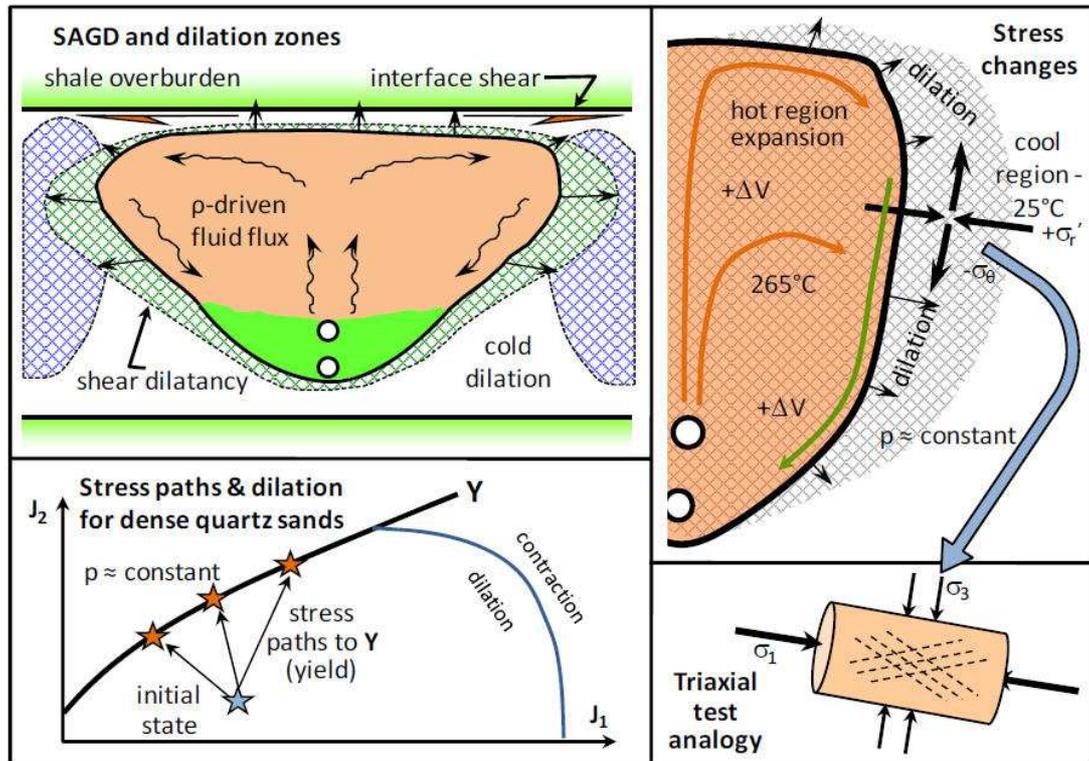


Figure II-5. Dilatation dans les zones situées en avant et autour de la chambre de vapeur (Dusseault, 2008).

D'après Li et al. (2004), lors du SAGD, le réservoir peut se diviser en trois zones distinctes: une zone drainée, une zone partialement drainée et une zone non drainée. Cette séparation est liée directement au développement et/ou à la dissipation de la pression de pore dans la formation. La représentation schématique de ces zones est présentée sur la Figure II-6. La discrimination des zones est basée sur la viscosité du bitume qui est, à son tour, liée fortement à la variation de la température. Des mesures de température permettent d'estimer la dimension des différentes zones. Par exemple, sur le site du projet d'UTF lors de la phase A (Figure II-7), Li et al. (2004) ont estimé que la zone drainée s'étendait sur une distance de 8 m à partir de la chambre de vapeur et la zone de drainage partiel sur une épaisseur d'environ 4 m. Au delà de 12 m de la chambre de vapeur, la roche réservoir se comporterait de façon non drainée.

D'après Chalaturnyk (1996), la compressibilité de la roche réservoir peut jouer un rôle important lors de la phase d'initiation du procédé SAGD, qui consiste à mettre en circulation de la vapeur dans les puits et à établir une connexion thermique entre eux; l'influence de la compressibilité serait moindre lors de la production à long terme. Cet auteur a également mentionné que la compressibilité volumique du pore est un paramètre critique pour la compréhension de la production.

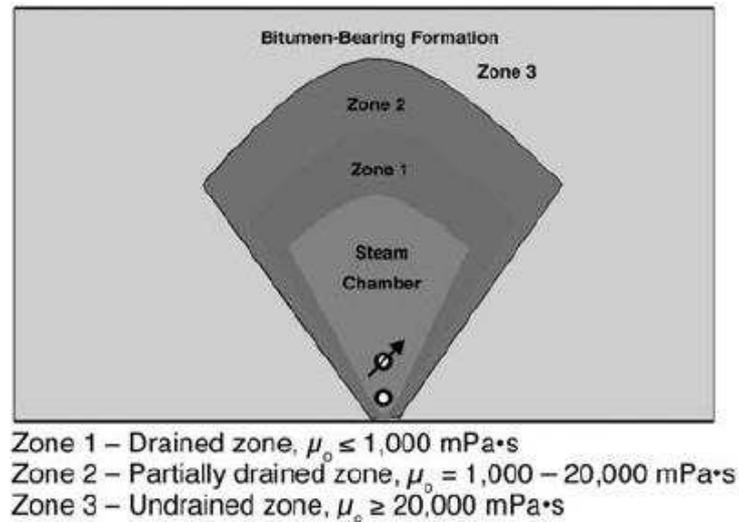


Figure II-6. Schéma de trois différentes zones géomécaniques (Li et al., 2004).

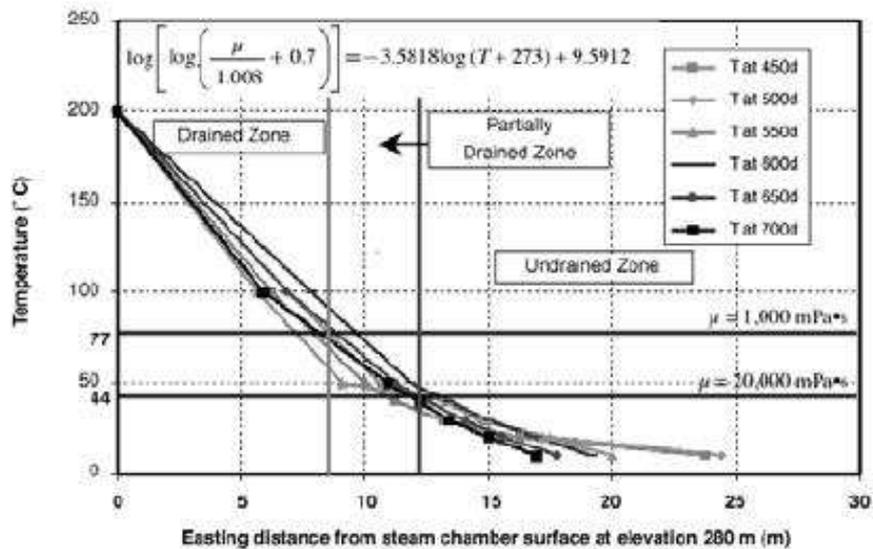


Figure II-7. Projet d'UTF phase A (Li et al., 2004).

### II.3.2. Compressibilité des sables bitumineux

La compressibilité d'un matériau peut être déterminée à partir d'essais de compression isotrope dans une cellule triaxiale mais aussi à partir d'essais oedométriques. Ces essais donnent le module d'incompressibilité isotrope  $K$  (inverse de la compressibilité  $C_b$ ) et le module oedométrique  $D$  (l'inverse de la compressibilité  $C_{cb}$ ), respectivement.

Des essais de compression isotrope effectués par Agar (1984) sur des sables bitumineux, dans la gamme de contrainte effective de 4 MPa à 25 MPa, montrent des modules  $K$  variant de 1250 MPa à 4000 MPa, ce qui correspond à des valeurs de  $C_b$  de  $0,25 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  à  $0,80 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$ .

Dusseault (1979) a obtenu des valeurs de la compressibilité  $C_b$  de  $0,20 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  à  $0,30 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  sur des sables bitumineux d'Athabasca dans la gamme de contrainte effective de 6,2

MPa à 13,1 MPa. L'auteur a également noté une influence énorme du remaniement sur la compressibilité, comme montré dans le Tableau II-2.

**Tableau II-2. Compressibilité des sables bitumineux. (Dusseault et van Domselaar, 1982).**

	<i>Échantillon remanié (<math>I_D = 20\%</math>)</i>	<i>Échantillon de bonne qualité (<math>I_D = 12\%</math>)</i>	<i>Valeurs in-situ (prédiction)</i>
Premier chargement ( $\text{kPa}^{-1}$ )	$10 - 50 \times 10^{-6}$	$1 - 10 \times 10^{-6}$	$0,2 - 0,8 \times 10^{-6}$
Compression cyclique ( $\text{kPa}^{-1}$ )	$1 - 3 \times 10^{-6}$	$0,4 - 1 \times 10^{-6}$	$0,2 - 0,6 \times 10^{-6}$

Plewes (1987) a réalisé des essais sur un sable bitumineux avec des cycles de chargement et de déchargement isotrope entre 2 et 4 MPa. L'auteur a obtenu un module cyclique de l'ordre de 425 MPa à 1140 MPa, qui correspond à une compressibilité cyclique de  $0,87 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  à  $2,3 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$ .

L'influence de la température sur la compression des sables a été étudiée non seulement sous compression isotrope (Kosar, 1989; Graham et al., 2004) mais également à l'oedomètre (Morgenstern, 1981; Agar et al., 1986; Kosar, 1989).

Avec des sables quartzeux, Morgenstern (1981) a fait état d'une augmentation significative de la compressibilité oedométrique avec la température (correspondant donc à une réduction des modules) due à l'écrasement partiel des grains. En revanche, sur des sables bitumineux Canadiens, Kosar (1989) observe une augmentation du module oedométrique cyclique et ainsi du module d'incompressibilité avec la température. A titre d'exemple, le module oedométrique cyclique augmente de 1500 MPa à 2600 MPa lorsque la température augmente de  $20^\circ\text{C}$  à  $225^\circ\text{C}$ . L'augmentation des modules est attribuée à la fois à la consolidation thermique de la matrice due à la présence des particules fines (correspondant donc une densification du sol) et à un premier cycle mécanique de chargement/déchargement mené à haute température. L'auteur a également noté que la densification pendant le chauffage dépend de la présence des particules fines et des caractéristiques physico-chimiques du matériau (résistance frictionnelle, résistance inter-particules, etc.).

Pour des sables bitumineux Vénézuéliens (de porosité in situ variant de 30 % à 40 %), Vasquez et al. (1999) ont rapporté des valeurs de compressibilité isotrope dans la gamme de  $3,48 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  à  $7,39 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$ . En chauffant ces sables jusqu'à  $165^\circ\text{C}$ , aucun effet significatif de la température n'a été observé.

Graham et al. (2004) ont montré à partir d'essais sur des sables denses (ayant la densité variant de  $1,55$  à  $1,87 \text{ g/cm}^3$ ) que les courbes de déformation volumique en fonction de la contrainte deviennent plus linéaires avec l'élévation de température.

### II.3.3. Dilatation thermique

Le comportement volumique des sables bitumineux sous chargement thermique (contrainte constante et température variable), dit comportement thermique volumique, est très peu documenté dans la bibliographie. Les essais sont difficiles à mener et compliqués à interpréter. Kosar (1983), Agar et al. (1986), Kosar (1989), Chalaturnyk (1996) ont suivi la variation volumique pendant le chauffage de sables bitumineux Canadiens (jusqu'à  $225^\circ\text{C}$ ) dans une cellule oedométrique. Vasquez et al. (1999) ont étudié les variations volumiques

thermiques de sables bitumineux Vénézuéliens dans une cellule triaxiale pour des températures allant jusqu'à 165°C.

En général, on observe une dilatation volumique des sables lors du chauffage. L'ordre de grandeur de cette dilatation thermique dépend de la configuration relative au drainage des fluides saturants: la variation volumique drainée est quantitativement beaucoup plus faible que la non drainée. En conditions drainées, lors d'un chauffage jusqu'à 200°C, l'échantillon se dilate de façon modeste, autour de 0,4 à 1,2 %, d'après Kosar (1989) et Chalaturnyk (1996). En conditions non drainées, la variation volumique peut atteindre 10 %, voire 23 % si le chauffage provoque du dégazage (Agar et al., 1986).

La Figure II-8 présente les variations volumiques sous chargement thermique de sables bitumineux en provenance du site de Saline Creek (Athabasca). Les tests réalisés par Chalaturnyk (1996) (OSDTE1, OSDTE2) et par Kosar (1989) (UFCOS3, 4, 5) ont été menés jusqu'à 225°C sur une cellule oedométrique. Deux éléments doivent cependant être pris en compte: avant le chauffage, les échantillons ont subis des cycles de chargement mécanique, et le chauffage a été réalisé avec une vitesse d'environ 25°C/h, voir 50°C/h ; ces taux très rapides ont pu entraîner une inhomogénéité du champ de température.

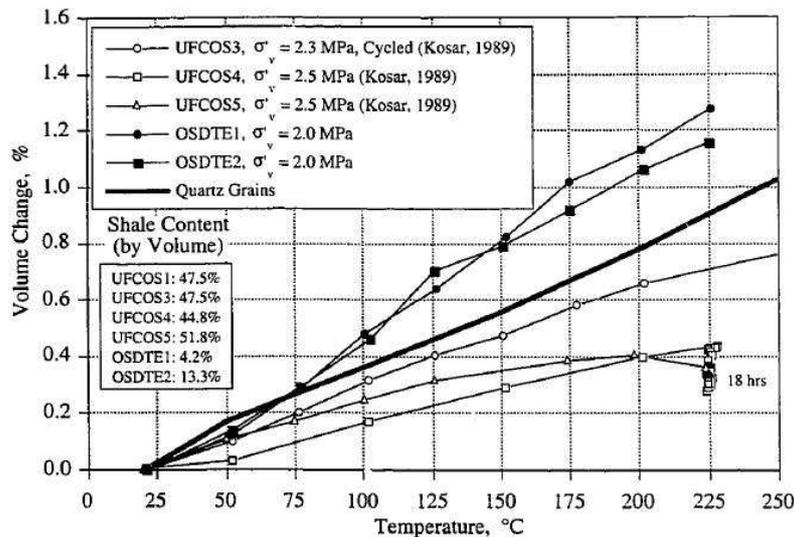


Figure II-8. Déformation volumique drainée sous chargement thermique des sables bitumineux d'Athabasca (cellule oedométrique haute température) (Chalaturnyk, 1996).

La variation totale du volume de l'échantillon comprend la dilatation thermique des grains solides et la variation volumique du squelette (Kosar, 1989; Chalaturnyk, 1996). Le squelette peut se dilater ou au contraire se contracter. Pour des sables bitumineux riches en fines et pauvres en bitume, Kosar (1989) a constaté un effondrement du squelette (consolidation thermique) au cours du chauffage drainé. Cependant cet effondrement est moins important que l'expansion thermique des grains solides et les sables présentent par conséquent une réponse globale dilatante. Chalaturnyk (1996) a enregistré, sur des sables bitumineux denses, riches en bitume et avec une faible quantité des fines, une petite contraction du squelette en début du chauffage suivie d'une dilatation. Cette dilatation thermique contribue à augmenter la dilatance globale du sol. Aux températures élevées (> 175°C), la variation structurale ne joue qu'un rôle secondaire, voire négligeable. La dilatation volumique des sables bitumineux correspond alors à celle du quartz. Le coefficient d'expansion thermique drainé à l'oedomètre

a été estimé entre 20 et 225°C à une valeur de  $60 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  pour des sables bitumineux avec peu de fines et à une valeur de  $30 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  pour des sables bitumineux riches en fines.

Vasquez et al. (1999) ont suivi deux chemins de sollicitation thermique pour déterminer le coefficient d'expansion thermique sous contrainte isotrope des sables Vénézuéliens :

- (1) chauffage rapide jusqu'à une température élevée (165°C) puis mesure du coefficient en suivant le refroidissement par palier ;
- (2) mesure du coefficient en suivant le chauffage par palier.

Ces deux chemins, d'après les auteurs, correspondent aux situations réelles du procédé SAGD : le premier chemin représente le cas où l'injection de vapeur est arrêtée et où la température diminue ; le deuxième chemin représente le début de l'injection de vapeur. Les coefficients d'expansion thermique sous contrainte isotrope obtenus sont dans la gamme de  $11 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  à  $28 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ , et dans la gamme de  $0,23 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$  à  $21 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ , respectivement.

Dans le cas d'essais de chargements thermiques non drainés, la déformation volumique thermique résulte de la dilatation thermique des différents éléments : grains minéraux, fluides saturants et squelette. Cette déformation est beaucoup plus importante que dans le cas drainé, elle dépend non seulement de la proportion entre les solides et les fluides saturants mais également du niveau de pression de pore (Agar et al., 1986; Kosar, 1989).

En conclusion, il y a principalement trois mécanismes contribuant à la variation volumique des sables bitumineux sous chargement thermique : la dilatation thermique des grains solides, celle des fluides saturants, et la variation complexe du squelette. La variation thermique du squelette (appelée également réponse volumique structurale ou consolidation thermique) en conditions drainées joue un rôle important et décisif. Cette variation structurale est extrêmement complexe et dépend non seulement des propriétés physiques de l'échantillon (minéralogie, quantité de fines, quantité de bitume, densité initiale, résistance frictionnelle, cohésion des contacts interparticules, force inter-particules induite par le chauffage, etc.) mais dépend également des conditions d'essais (niveau de température appliqué, vitesse de chauffage, pression effective appliquée, histoire mécanique avant le chauffage, etc.). Le fait qu'en conditions drainées, les sables bitumineux se contractent légèrement au début du chauffage (jusqu'à 50°C) et puis se dilatent avec l'élévation de la température est une démonstration directe de la complexité de la réponse volumique thermique des sables bitumineux.

### II.3.4. Comportement thermo-hydro-mécanique sous chargement déviatorique

Le comportement géomécanique des sables bitumineux sous chargement déviatorique a été largement étudié en laboratoire par plusieurs auteurs. Dans le contexte de l'exploitation thermique des sables bitumineux, plusieurs aspects ont été abordés à travers des essais sous contraintes variées:

- fortes contraintes effectives (Agar et al., 1987; Kosar, 1989; Wong et al., 1993; Oldakowski, 1994; Chalaturnyk, 1996; Yale et al., 2010) ;
- faibles contraintes effectives (Samieh et Wong, 1997; Touhidi-Baghini, 1998; Wong, 2001);

et/ou à travers des essais à température variable (Agar et al., 1987; Kosar, 1989; Vasquez et al., 1999) ainsi que des essais suivant différents chemins de sollicitation mécaniques.

### II.3.4.1. Comportement déviatorique

Sous contrainte déviatorique, plusieurs auteurs ont observé dans les sables bitumineux une grande résistance au cisaillement, une dilatance importante et une assez forte contrainte résiduelle. Le comportement dépend de plusieurs facteurs: remaniement de l'échantillon, propriétés pétrophysiques initiales, conditions des essais, chemins de contraintes suivis.

On présente sur la Figure II-9 des résultats typiques obtenus par Oldakowski (1994) en suivant un chemin de compression triaxiale classique. Les sables bitumineux ont été prélevés sur le site d'UTF, dont le teneur massique du bitume va de 11,7 % à 15,2 % (sables riches en bitume). L'indice de remaniement est de l'ordre de 5 à 14 %.

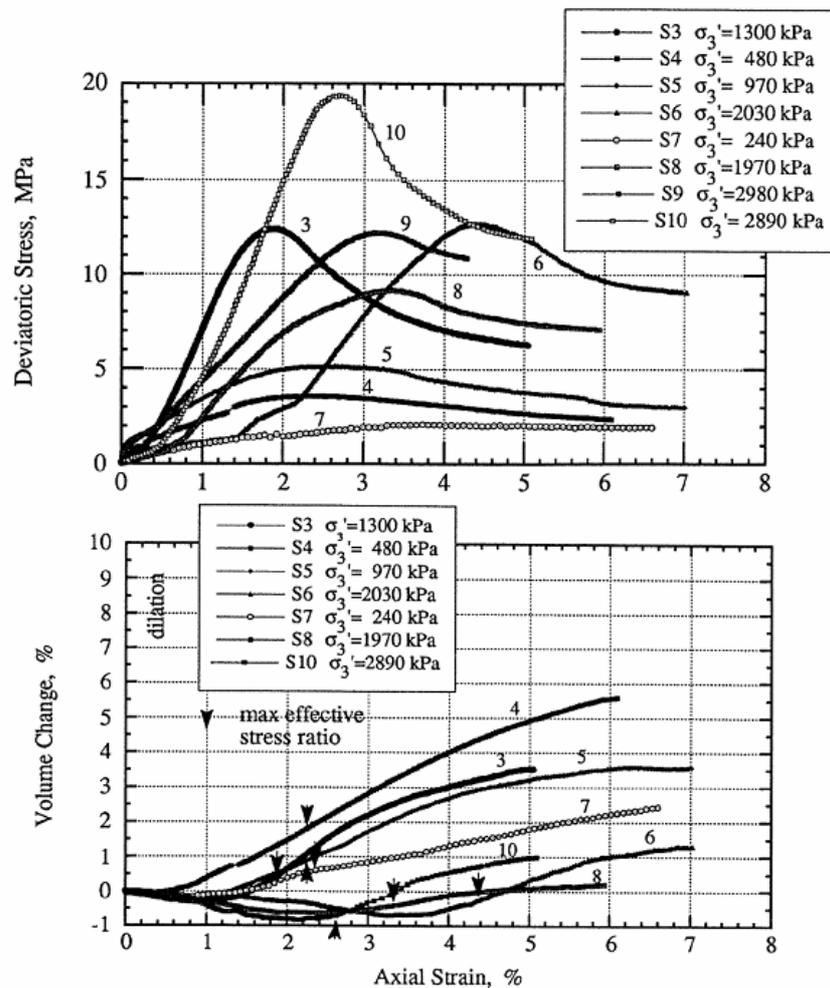
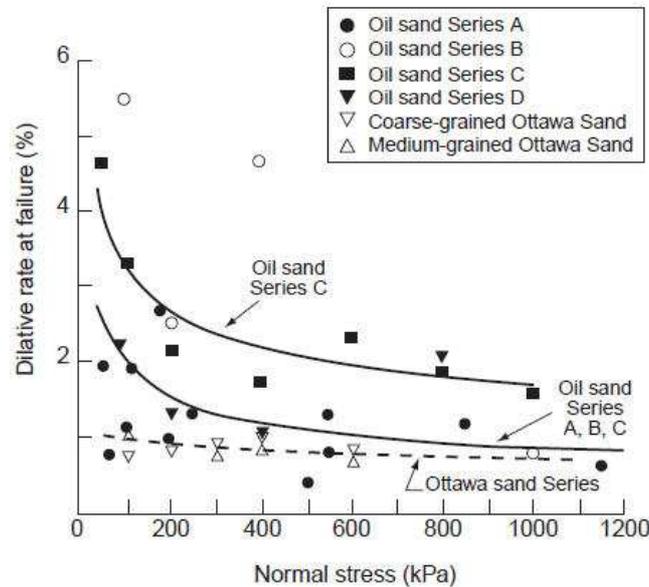


Figure II-9. Comportement déviatorique de sables bitumineux (essais triaxiaux classiques à température ambiante) (Oldakowski, 1994).

Les sables présentent au début une légère contraction suivie d'une forte dilatance, caractéristique classique des sables denses. Le passage contractance-dilatance se produit avant la rupture. La contraction initiale est d'autant plus importante que la contrainte effective est grande, il en résulte que la dilatance est plus prononcée lorsque la contrainte effective est faible. Quant au déviateur, il augmente classiquement avec la contrainte effective.

Lors des chargements déviatoriques, on observe également un taux de dilatance qui atteint sa valeur maximale avant la rupture ou juste après la rupture. Ce taux de dilatance diminue

progressivement avec l'augmentation de la déformation axiale, et devient stable lorsque la contrainte déviatorique s'approche de la contrainte déviatorique résiduelle. Ce taux de dilatance dépend de la contrainte effective : il diminue, voire s'annule lorsque la contrainte effective moyenne augmente (Figure II-10). La disparition de la dilatance est due à l'écrasement des grains et à la réduction de leurs aspérités (Renard et al., 2000).



**Figure II-10. Variation du taux de dilatance avec la contrainte effective (Dusseault et Morgenstern, 1978).**

Au cours des vingt dernières années, des études ont été effectuées sur l'effet de la température sur les propriétés déviatoriques des sables bitumineux et les résultats expérimentaux sont assez dispersés et parfois contradictoires. Les essais géomécaniques en température sont très délicats à mener et difficiles à interpréter.

Agar (1984) et Agar et al. (1987) ont réalisés des essais de cisaillement sur des échantillons de sable bitumineux de bonne qualité (riches en bitume, faibles en quantité des fines) dans une cellule triaxiale en conditions drainées. Trois niveaux de température ont été considérés : 20°C, 125°C et 200°C (Figure II-11). En comparant avec des essais à température ambiante, Les échantillons soumis à des températures élevées présentent une rigidité plus grande qu'à température ambiante, une suppression de la contractance et une augmentation de la dilatance. Agar et al. (1987) ont également remarqué que les résultats sont à prendre avec précaution à cause du remaniement et de l'hétérogénéité du matériau.

Les travaux de Kosar (1989) ont mis en évidence l'influence de la présence des particules fines dans l'étude de l'effet de la température. Les résultats montrent que, pour les sables bitumineux riches en bitume et pauvres en fines, aucun effet significatif de la température a été observé sur le comportement déviatorique et la résistance au cisaillement. En revanche, pour les sables bitumineux pauvres en bitume et riches en fines, la résistance au cisaillement et le module augmentent avec la température (Figure II-11). Cette augmentation est attribuée à la consolidation thermique pendant la période de chauffage qui précède.

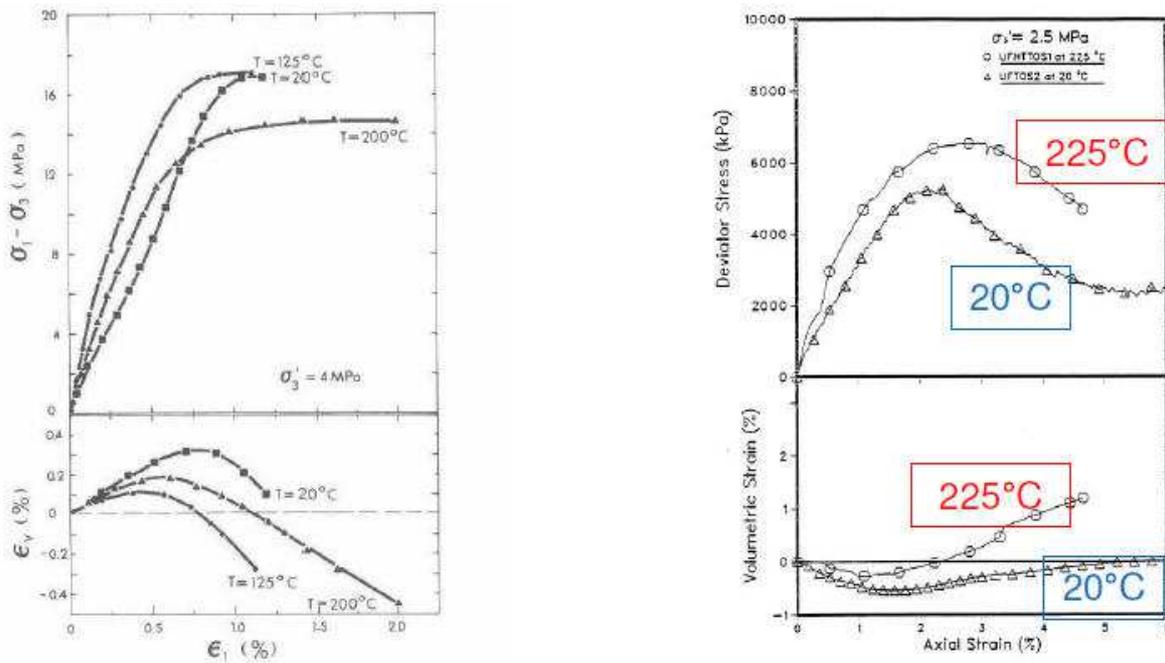


Figure II-11. Effet de la température sur les essais de cisaillement. Gauche: Essais d'Agar et al. (1987) (sables bitumineux de 10-20% des fines, à 4 MPa). Droite: Essais de Kosar (1989) (sables bitumineux riches en quantité des fines, à 2,5 MPa).

### II.3.4.2. Comportement à la rupture

D'après Agar et al. (1987), la température n'a pas d'effet sur la résistance au cisaillement si la teneur en gaz du fluide interstitiel est faible.

La Figure II-12 montre les courbes de rupture de sables bitumineux dans un diagramme  $q - p'$  (déviateur - contrainte effective moyenne). La courbe supérieure présente l'enveloppe de rupture des sables bitumineux riches en bitume, pauvres en fines à 20°C, 125°C et 225°C. La courbe inférieure correspond à l'enveloppe de rupture des sables riches en fines à 20°C et 225°C. Les enveloppes sont plus inclinées dans la portion initiale des courbes, sans cohésion initiale et aucun effet significatif de la température sur l'enveloppe de rupture n'est observé.

En revanche, les travaux réalisés par Vasquez et al. (1999) sur des sables bitumineux Vénézuéliens montrent une augmentation de la résistance au cisaillement avec l'élévation de la température (jusqu'à 165°C) pour laquelle les auteurs ne donnent pas d'explications. Ces travaux montrent que les enveloppes de rupture sous contrainte déviatorique sont quasi similaires, que la montée en température soit effectuée avant ou après la phase de consolidation isotrope.

Des études du comportement mécanique en fonction de la température effectuées sur des sables denses ou sur les grès montrent également des résultats contradictoires. Graham et al. (2004) avec des essais jusqu'à 100°C sur des sables denses compactés n'ont pas observé de différence significative sur les résistances au cisaillement. Zhou et al. (2006), sur des grès chinois dans une gamme de température allant de 25°C à 70°C, ont observé que la résistance au cisaillement augmentait avec la température pour des contraintes de confinement inférieures à 40 MPa pour diminuer ensuite pour des pressions de confinement supérieures à 40 MPa.

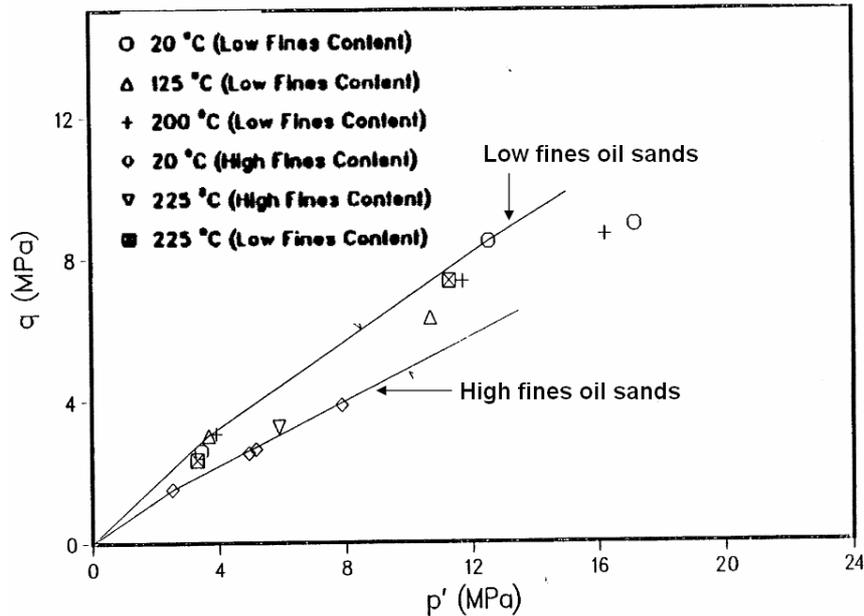


Figure II-12. Courbe de rupture des sables bitumineux canadiens (essais triaxiaux drainés). Les essais ont été réalisés à différentes températures (Kosar, 1989).

En conclusion, l'augmentation de la température déclenche des phénomènes complexes et les résultats obtenus sont parfois contradictoires. Le remaniement inévitable des échantillons n'arrange rien et contribue certainement à perturber les résultats.

### II.3.4.3. Mode de rupture

Une des caractéristiques très intéressantes observée lors d'essais de cisaillement sur les sables bitumineux est l'apparition de bandes de cisaillement multiples. La Figure II-13 montre des images de tomographie par rayons X de bandes de cisaillement d'un échantillon de sables bitumineux à la fin d'un essai triaxial drainé sous 20 kPa de contrainte effective.

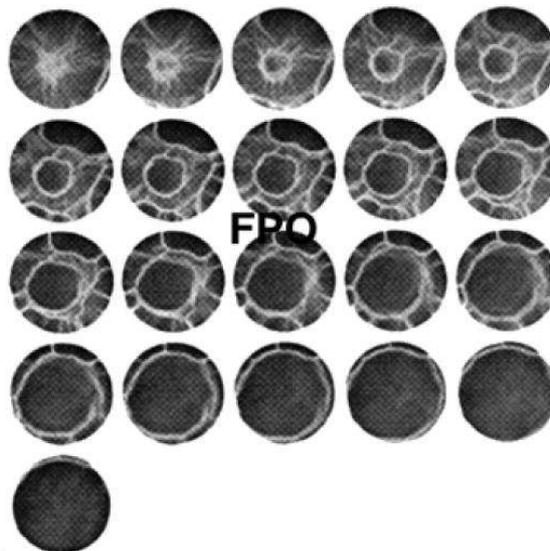


Figure II-13. Images CT des bandes de cisaillement d'un échantillon de sables bitumineux (environ 75 mm de longueur et 75 mm de diamètre) après l'essai triaxial sous faible confinement (20 kPa) (Wong, 2000).

La formation de ces bandes de cisaillement dépend en effet des conditions limites lors de l'expérience (Wong et al., 2004). Le comportement post-pic et la dilatance enregistrée pendant le cisaillement sont contrôlés par l'organisation ou le réseau de ces bandes. De plus, la dilatance s'est produite à l'intérieur de ces bandes locales (Wong, 2004). D'après l'auteur, si la déformation était uniforme dans tout l'échantillon, la dilatance devrait être beaucoup plus forte ce qui a été observé expérimentalement.

Dans le contexte du SAGD, la continuité des bandes de cisaillement provoque un changement significatif de porosité et de perméabilité, améliorant la production.

#### II.3.4.4. Autres propriétés élastiques

Il est bien établi que les sables bitumineux Canadiens sont des matériaux sans cohésion (Dusseault et Morgenstern, 1978; Chalaturnyk, 1996; Kosar, 1989). Le coefficient de Poisson en condition drainée dépend de la contrainte effective, il est compris entre 0,15 et 0,47 (Samieh et Wong, 1997).

La Figure II-14 présente une synthèse de données sur le module d'Young en conditions drainées. Les sables bitumineux présentent un comportement élastique non linéaire dont le module d'Young initial augmente avec la contrainte effective appliquée.

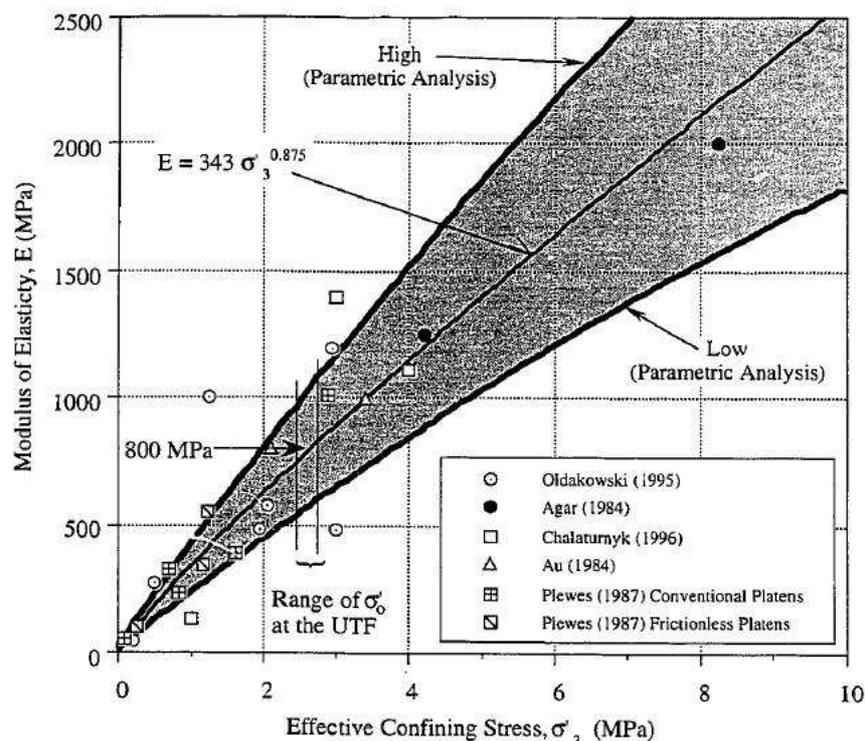


Figure II-14. Module d'Young des sables bitumineux (Chalaturnyk, 1996).

Les angles de frottement à la rupture pour des confinements faibles ( $< 1$  MPa) sont très élevés de l'ordre de  $60^\circ$  à  $70^\circ$  pour les matériaux peu remaniés, mais de  $40^\circ$  pour les sables reconstitués (Dusseault et Morgenstern, 1978). En réalisant des essais en extension, Yale et al. (2010) ont trouvé des valeurs bien inférieures, variant de  $26^\circ$  à  $41^\circ$ , montrant l'influence du chemin de sollicitation. L'angle de frottement résiduel varie dans la gamme de  $40^\circ$  à  $50^\circ$

(Agar et al., 1987; Tremblay et al., 1997; Samieh et Wong, 1997). L'angle de frottement à la rupture ainsi que l'angle de frottement résiduel diminuent avec la pression de confinement (Samieh et Wong, 1997).

### II.3.5. Modèles thermomécaniques des sables

Il est bien connu que le comportement des sables dépend essentiellement de leur densité : de fortes différences sont observés pour un même sable dans un état dense ou lâche. Un modèle de comportement doit tenir compte de cet aspect.

De nombreuses études ont été réalisées sur les lois de comportement des sables et des grès non consolidés, y compris sur les sables bitumineux. Les défis à résoudre sont surtout liés caractère dilatant, à l'érouissage négatif et à la réponse non-homogène en déformation du matériau aux faibles contraintes (Samieh et Wong, 1998). Aux fortes contraintes, les défis sont liés à la présence de la plasticité et du fluage (Varizi, 1989). De plus, comme les particules sont faiblement liées, le glissement frottant des grains engendre les déformations inélastiques de compression (en conditions drainées) jusqu'à ce qu'une résistance ultime ou critique (sans variation de l'indice des vides) soit atteinte (e.g. Aubertin et al., 2003).

Les modèles élastiques hyperboliques non linéaires sont les modèles les plus simples pour les matériaux granulaires (Duncan et al., 1980; Agar, 1984) mais leur caractère élastique ne leur permet pas de prendre en compte la dilatance importante due à la forte densité des sables bitumineux (i.e. Vaziri, 1986). Ces modèles simulent convenablement le comportement déviatorique jusqu'à un niveau de déviateur correspondant à 80 % de la résistance au cisaillement, mais pas au delà.

La plupart des modèles de comportement des sables, des grès et des sables bitumineux ont été développé dans un cadre élasto-plastique. On en présente quelques-uns dans ce qui suit .

Le *CAP model* (e.g. DiMaggio et Sandler, 1971) est utilisé dans la description du comportement élastoplastique des matériaux granulaires mais aussi des carbonates (Santos et Ferreira, 2010). Dans le plan  $I_1 - \sqrt{J_2}$ , ( $I_1$  est le premier invariant des contraintes:  $I_1 = 3\sigma_m$ , où  $\sigma_m$  est la contrainte moyenne;  $J_2$  est le deuxième invariant du déviateur) la surface de plasticité est incurvée et constituée de deux différentes portions (Figure II-15): une portion conique (la fonction  $f_1$ ) et le CAP qui est une portion elliptique fermant la surface (la fonction  $f_2$ ). Le CAP peut se déplacer en fonction de la déformation volumique plastique ( $\varepsilon_V^p$ ). La fermeture de la surface reflète l'écrasement possible de la structure poreuse sous forte charge de compression, en particulier isotrope (e.g. Aubertin et al., 2003).

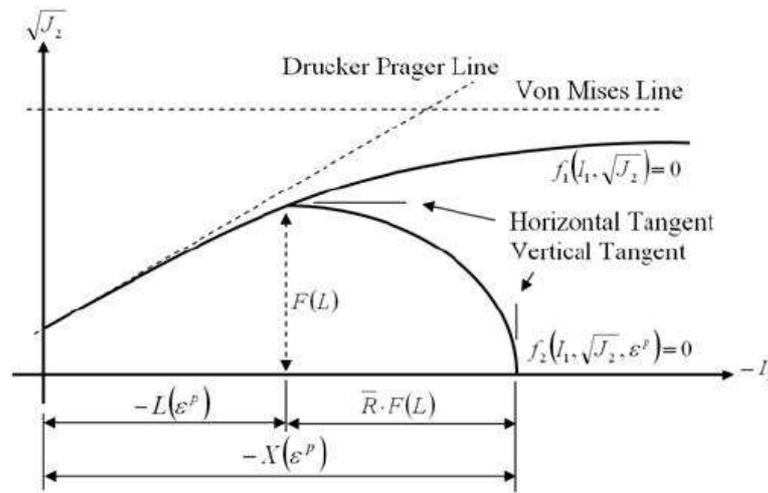


Figure II-15. Représentation schématique du CAP model (Santos et Ferreira, 2010, modifié de DiMaggio et Sandler, 1971).

Le modèle de Lade - Kim (Lade et Kim, 1988a; 1988b; Kim et Lade, 1988; Jakobsen et Lade, 2002) utilise en revanche une seule surface de plasticité qui intègre à la fois la surface conique et la CAP surface. Ce modèle fait l'appel à cinq fonctions différentes pour définir la loi de comportement des matériaux non cohésifs.

Schanz et Vermeer (1996), Schanz et al. (1999) ont élaboré le *Hardening-Soil model*, un cap model capable de simuler correctement la dilatance utilisant le concept de double module pour la phase élastique en combinaison avec l'écroutissage isotrope. Ce modèle est également considéré comme un dérivé du *Double Hardening model* (Vermeer, 1978).

Sulem et al. (1999) ont établi un modèle élastoplastique non linéaire dont l'élasticité dépend de la contrainte. La plasticité est définie par un critère de plasticité de Mohr-Coulomb avec un frottement écroutissable positif et avec une cohésion à écroutissage négatif.

Oka et Adachi (1985), Adachi et Oka (1995) ont conçu un modèle de comportement élastoplastique, dilatant, avec écroutissage pour modéliser le comportement des roches tendres.

Pour les sables bitumineux, Varizi (1989) a adopté le modèle élastique hyperbolique non linéaire dans le domaine élastique. Dès que le matériau devient plastique, un critère de type état critique a été utilisé. Le critère classique de Mohr-Coulomb est employé comme critère de rupture.

Ahmed et al. (2009) ont récemment suggéré de combiner un modèle élastique hyperbolique non linéaire et le critère de Drucker-Prager afin de modéliser la relation contrainte – déformation axiale d'essais triaxiaux sur des sables bitumineux non consolidés du Kuwait.

Wan et al. (1991) ont établi un modèle basé sur un critère de rupture proposé par Matsouka et Naikai (1982) et sur l'équation de dilatance de Rowe (1962). Le paramètre d'écroutissage est fonction de la contrainte effective moyenne. Le modèle produit de bons résultats avec les données expérimentales de Kosar (1989) à température ambiante ainsi qu'à haute température, avec cependant une surestimation de la dilatance due, d'après Samieh et Wong

(1998), à la non prise en compte de la réponse volumique lors de la détermination des paramètres.

D'après Samieh et Wong (1998), la plupart des modèles développés ont été établis pour les sables bitumineux soumis à de fortes contraintes. De plus, ils n'ont pas pris en compte la déformation locale sous sollicitation déviatorique. Sous de faibles contraintes, les sables bitumineux présentent un caractère dilatant, un écoulement négatif et une réponse non-homogène en déformation qui se traduit par l'apparition de bandes de cisaillement. Par conséquent, Samieh et Wong (1998) ont proposé une extension du concept de "*disturbed state*" (Desai, 1987). La réponse du matériau est exprimée en termes de réponses à deux états de référence (Figure II-16), un état vierge et un état complètement perturbé, grâce à un paramètre de remaniement. Ces modèles simulent quelques aspects importants du matériau : la résistance au cisaillement augmente avec l'augmentation de la contrainte, écoulement négatif avec une dilatance importante et déformation non homogène sous sollicitation déviatorique. Les résultats sont en accord avec les données expérimentales et correspondent également aux résultats obtenus avec le modèle homogène des sables bitumineux.

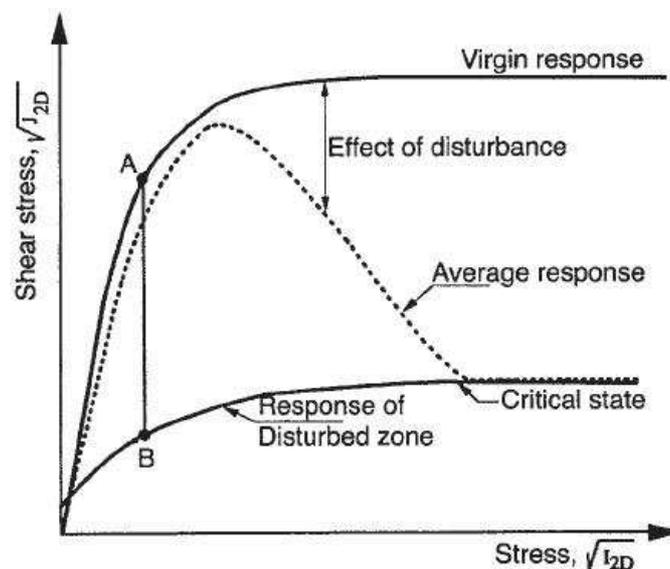


Figure II-16. Représentation schématique du concept de "*disturbed state*" (Samieh et Wong, 1998).

En plus des approches énumérées ci-dessus, d'autres approches de type état critique, thermomécanique ou hypoplastique ont été proposées. Elles sont basées sur des hypothèses théoriques spécifiques et sur des expressions liées au travail plastique, à l'énergie dissipée, ou à des hypothèses micromécaniques pour les matériaux granulaires. Cependant l'application de ces modèles est encore très limitée à cause de leur complexité.

L'approche d'état critique est basée sur le fait que, sous une contrainte donnée, il existe un état dit critique ou ultime où la variation volumique devient nulle sous un déviateur constant (Schofield et Wroth, 1968; Roscoe et Burland, 1968).

L'approche thermomécanique (Collins et Kelly, 2002; Muhunthan et Olcott, 2002; Collins et Muhunthan, 2003) possède une cohérence interne, mais elle a été développée sans base expérimentale. Elle permet de construire des modèles qui satisfont les lois fondamentales de la thermodynamique avec des interprétations physiques en termes de stockage et de dissipation d'énergie. Leurs caractéristiques particulières sont la discrimination entre le taux

de travail plastique et la dissipation plastique, la connexion entre la dissipation et la surface de plasticité, ainsi que la connexion entre la dilatation plastique et l'anisotropie induite. De plus, cette approche offre la possibilité de relier le comportement des matériaux granulaires observé et simulé sur les échelles micro et méso, au comportement macroscopique observé en laboratoire.

## II.4. PROPRIETES ACOUSTIQUES

### II.4.1. Propriétés acoustiques et procédé SAGD

Le monitoring sismique de réservoir consiste en l'acquisition et en l'analyse de plusieurs campagnes sismiques, répétées au même endroit à des temps différents, voire enregistrées en continu (Forgues et al., 2006) dans le but d'imager les effets des écoulements fluide dans un réservoir en production. Il est largement utilisé pour le suivi du procédé SAGD. Si chaque campagne est une sismique 3D, le terme couramment employé pour le monitoring sismique de réservoir est la sismique 4D : la quatrième dimension étant l'intervalle de temps séparant les campagnes (e.g. Nauroy, 2011).

Les données de sismique 4D permettent de suivre les modifications acoustiques liées à la progression du front de vapeur injectée. Ces modifications acoustiques peuvent être :

- des vitesses (Tosaya et al., 1987; Wang et Nur, 1990; Wang et al., 1990b; Eastwood, 1993; Landro, 2001; Han et Batzle, 2007; Kato et al., 2008; Tanaka et al., 2009; Lerat et al., 2010),
- le rapport des vitesses de compression et de cisaillement (Nakayama et al., 2008),
- les atténuations (Dilay et Eastwood, 1995; Hedlin et al., 2002),
- les amplitudes (Zhang et al., 2005; Nakayama et al., 2008), etc.

Un exemple est donné sur la Figure II-17 sur le champ d'Hangingsstone au Canada, qui compare des données de sismique 4D effectuées à 4 ans d'intervalle. Les modifications des vitesses des ondes  $P$  au sein du réservoir sont cartographiées et sont interprétées en terme de croissance des chambres de vapeur.

Une étude quantitative des propriétés acoustiques (i.e. vitesses, amplitudes, atténuations, etc.) des roches réservoirs en fonction de l'injection de vapeur est nécessaire pour affiner l'interprétation des données.

De nombreuses études du comportement acoustique des sables bitumineux, principalement vitesses, ont été effectuées ou sont en cours en laboratoire avec des fréquences ultrasonores (de l'ordre du MHz). Comment peut-on les extrapoler pour l'interprétation des données sismiques à basses fréquences (de quelques Hz à centaine Hz en sismique et environ 10 kHz dans les diapgraphies soniques) ? Doit-on tenir compte du phénomène de dispersion de vitesse (i.e. la dépendance des vitesses en fonction de la fréquence) ? L'extrapolation au terrain de résultats obtenus en laboratoire est toujours un problème délicat et difficile (Bourbié et al., 1987).

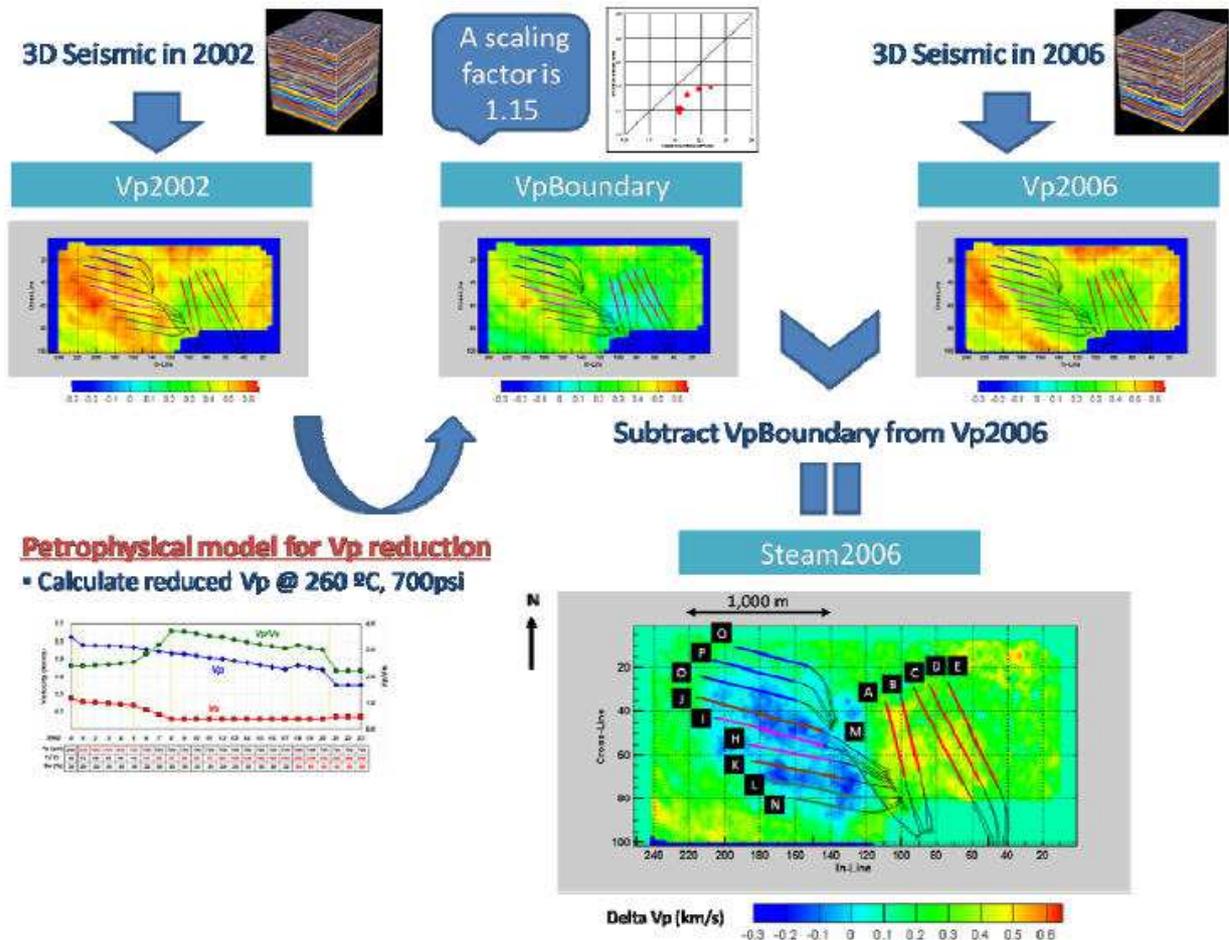


Figure II-17. Sismique 4D : différence de vitesse. Projet d'Hanginestone, Alberta. Les données sismiques ont été acquises en 2002 et en 2006 (Tanaka et al., 2009).

### II.4.2. Rappels théoriques: vitesse des ondes, dispersion des vitesses et atténuations

Dans un milieu élastique homogène, infini, isotrope, deux types d'ondes peuvent se propager: les ondes *P* (ondes longitudinales, ondes de compression ou encore ondes primaires *P* car ce sont elles qui arrivent en premier) et les ondes *S* (ondes transversales, ondes de torsion, ou encore ondes secondaires *S* car ce sont elles qui arrivent en second). Pour les ondes *P*, le mouvement des particules se fait selon un mouvement de compression et de dilatation. Le sens de vibration des particules est parallèle à l'axe de propagation. En revanche, les ondes de cisaillement correspondent à un mouvement de cisaillement avec un mouvement des particules perpendiculaire à la direction de propagation (Figure II-18).

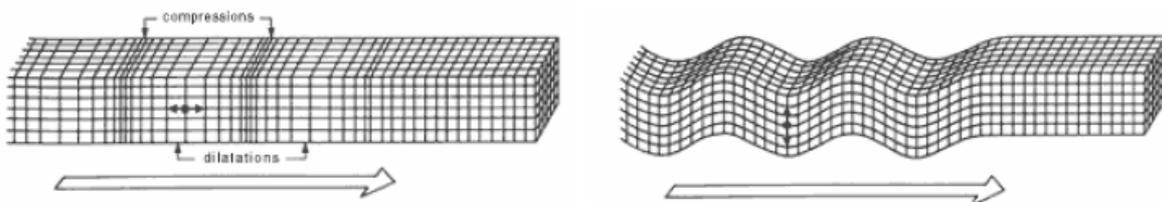


Figure II-18. Définition des ondes de compression et de cisaillement.

Pour illustrer macroscopiquement ces ondes, on utilise, pour les ondes  $P$ , l'analogie du ressort auquel on impose une perturbation et pour l'onde  $S$  celle de la corde vibrante (Figure II-19).

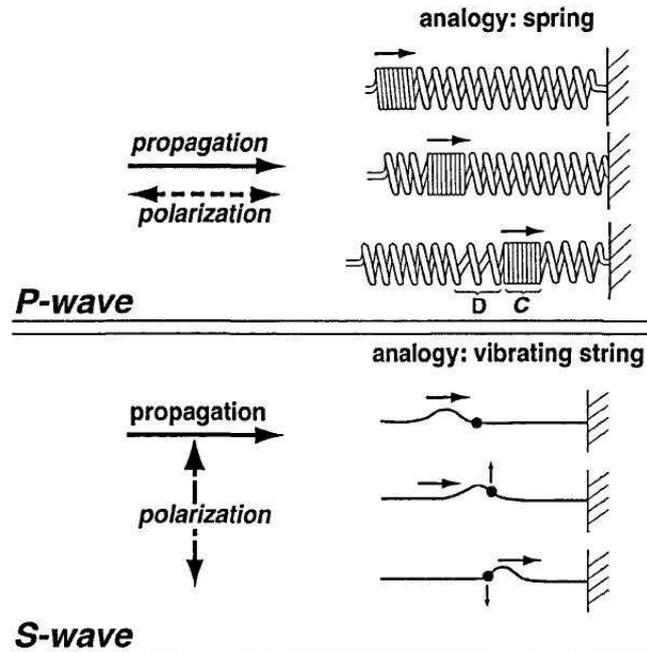


Figure II-19. Schématisation analogique des ondes P et S (Zinszner et Pellerin, 2007).

Les vitesses de propagation de ces ondes peuvent s'exprimer en fonction de deux paramètres d'élasticité indépendants:  $K$  et  $\mu$  (respectivement module d'incompressibilité et de cisaillement), et aussi de la masse volumique du milieu  $\rho$ :

$$V_p = \sqrt{\frac{K + \frac{4}{3}\mu}{\rho}} \quad (\text{II-2})$$

$$V_s = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \quad (\text{II-3})$$

Dans un milieu rocheux poreux saturé de fluide,  $K$ ,  $\mu$  et  $\rho$  sont des paramètres globaux (i.e. *bulk* en anglais): modules globaux, densité globale du système roche - fluide.

L'atténuation est un phénomène physique lié à la perte ou dissipation de l'énergie, notamment lorsqu'une onde se propage dans des milieux atténuants comme les roches, par exemple. L'énergie d'onde peut se convertir irréversiblement en chaleur. Cette absorption énergétique est liée à différents mécanismes complexes. D'après Zinszner et Pellerin (2007), on peut les classer en deux grands types: atténuation intrinsèque et atténuation extrinsèque. L'atténuation intrinsèque est strictement liée à la nature du matériau dans lequel l'onde se propage. Cette atténuation correspond à des phénomènes physiques conduisant à la dégradation de l'énergie mécanique en chaleur. Le détail des phénomènes est peu connu. L'atténuation extrinsèque est liée à la géométrie de propagation et aux hétérogénéités du milieu. L'atténuation extrinsèque n'entraîne donc pas de dégradation de l'énergie mécanique, mais plutôt une "défocalisation" de celle-ci.

L'atténuation peut être quantifiée par le coefficient d'atténuation  $\alpha$ , ou le facteur de qualité  $Q$ , reliés par la relation :

$$\alpha = \frac{\pi f}{QV} \quad (\text{II-4})$$

où  $f$  est la fréquence de l'onde et  $V$  la vitesse de propagation

Dans un matériau atténuant, comme les géomatériaux,  $\alpha$  est grand et  $Q$  est petit. Les métaux, comme l'aluminium par exemple, sont des milieux peu atténuants ( $Q$  élevé).

Lors de la propagation d'une onde dans un milieu atténuant, l'amplitude de cette onde à distance  $h$  et au temps  $t$  peut s'écrire (Bourbié et al., 1987):

$$A(f, x_0) = G_{x_0} \cdot A_r(f) \exp[-a(f) \cdot x_0] \quad (\text{II-5})$$

où  $G_{x_0}$  est le coefficient incluant les effets de divergence géométrique, de transmission et de réflexion,  $x_0$  la distance parcourue,  $\alpha(f)$  le coefficient d'atténuation et  $A_r(f)$  la réponse en amplitude du récepteur.

Un milieu atténuant est nécessairement dispersif, et les vitesses de propagation d'onde dépendent de la fréquence de l'onde. Par contre, un milieu dispersif n'est pas nécessairement atténuant. La dispersion de la vitesse et l'atténuation sont liées. La Figure II-20 montre quantitativement la relation typique entre la vitesse et l'atténuation (ici l'inverse du facteur de qualité) en fonction de la fréquence dans un milieu absorbant. L'atténuation dans un premier temps augmente avec la fréquence jusqu'à une valeur maximale pour une fréquence dite caractéristique  $f_c$  puis diminue ensuite. La vitesse augmente avec la fréquence avec une accélération très importante aux alentours du pic d'atténuation.

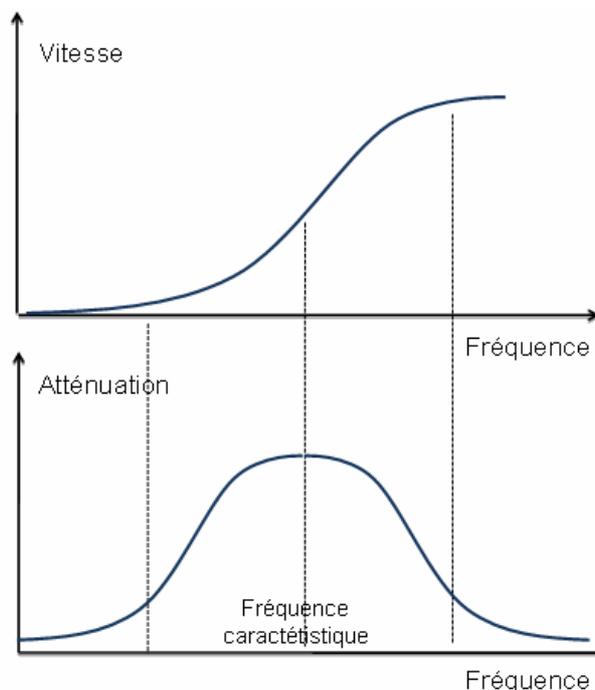


Figure II-20. Schéma représentatif de la dispersion de vitesse et atténuation dans un milieu atténuant.

Le phénomène de dispersion de vitesse est particulièrement important pour l'interprétation des mesures sur le terrain en se basant sur des mesures en laboratoire des propriétés élastiques des roches. Le domaine fréquentiel des mesures en laboratoire est de l'ordre du MHz, à comparer aux fréquences beaucoup plus faibles utilisées sur le terrain (de dizaine de Hz à  $10^4$  Hz). Les longueurs d'onde sont très différentes et les mécanismes responsables de la déformation des signaux ultrasoniques et sismiques ne sont pas nécessairement les mêmes.

Les ondes ultrasoniques imposent un changement soudain de contraintes au milieu qu'elles traversent. La propagation d'une onde est un phénomène rapide et la réponse du milieu peut être considérée comme macroscopiquement adiabatique (dynamique). Donc les modules élastiques sont des modules dynamiques. Rappelons que les modules élastiques déduits à partir des essais géomécaniques des roches (i.e. des expérimentations sur des échantillons de roche sollicités en traction - compression) sont statiques. La réponse dans ce cas est isotherme car le matériau a suffisamment de temps pour atteindre l'équilibre en température. Dans des matériaux rocheux, les paramètres dynamiques sont en général supérieurs aux statiques.

La spectre fréquentiel et l'amplitude de déformation des mesures géophysiques et géomécaniques sont présentées dans la Figure II-21 qui décrit comment les paramètres élastiques dépendent de la fréquence d'onde et de l'amplitude de déformation.

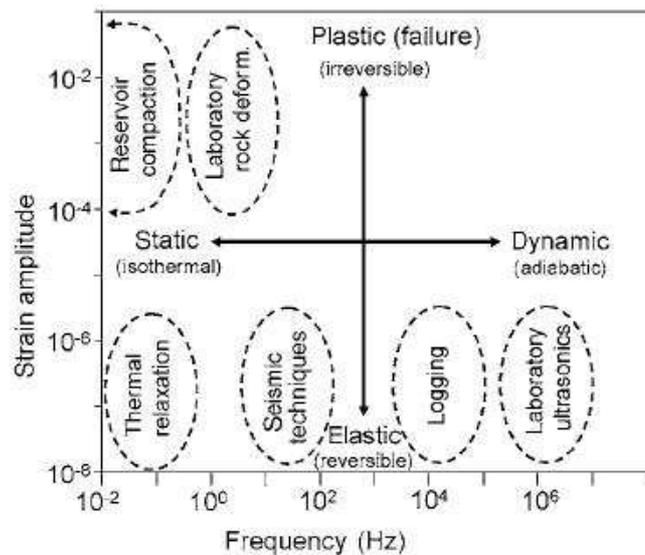


Figure II-21. Spectre fréquentiel et amplitude de déformation des mesures géophysiques et géomécaniques (Batzle et al., 2006a).

Lorsque les vitesses des ondes  $P$  et  $S$  sont disponibles, on peut avoir accès aux modules élastiques dynamiques par les relations suivantes déduites des équations (II-2) et (II-3):

$$\mu_{dyn} = \rho V_S^2 \quad (\text{II-6})$$

$$K_{dyn} = \rho V_P^2 - \frac{4}{3} \rho V_S^2 \quad (\text{II-7})$$

où  $\rho$  est la densité du milieu.

Le module d'Young et le coefficient de Poisson dynamiques sont donnés respectivement par:

$$E_{dyn} = \frac{\rho V_S^2 (3V_P^2 - 4V_S^2)}{(V_P^2 - V_S^2)} \quad (\text{II-8})$$

$$\nu_{dyn} = \frac{V_P^2 - 2V_S^2}{2(V_P^2 - V_S^2)} \quad (\text{II-9})$$

Les vitesses de propagation des ondes acoustiques dans les géomatériaux sont faciles à mesurer et peuvent être expliquées à l'aide de modèles, ou qualitativement. Par contre, les paramètres d'atténuations sont plus difficiles à mesurer (Toksoz et al., 1979; Winkler et Murphy, 1995); ils sont beaucoup plus variables et les quelques mécanismes invoqués sont encore, pour la plupart, sujets à controverses. Les rares résultats d'atténuation sont généralement présentés avec des commentaires, rarement des explications.

Dans les sections suivantes, l'influence de différents facteurs (température, pression) sur les vitesses et atténuations des ondes sera dans un premier temps présentée dans les roches réservoirs et dans les sables bitumineux en particulier. Dans un deuxième temps, on abordera les approches théoriques utilisées pour décrire les propriétés acoustiques (ici vitesses et atténuations) observées dans les réservoirs pétroliers.

### II.4.3. Influence de la température

#### II.4.3.1. Comportement en température des réservoirs à bruts lourds

Les travaux expérimentaux réalisés par Mraz et al. (1982), Tosaya et al. (1987) ont été les premiers à se focaliser sur l'impact de la température sur les vitesses dans les sables bitumineux. Aux fréquences ultrasoniques (de 0,65 à 1,7 MHz), Tosaya et al. (1987) ont montré une baisse de 70 % de la vitesse de compression dans un échantillon de sable bitumineux venant d'Athabasca, lorsque la température passe de 25 à 200°C. Cela a permis de suggérer que des anomalies de température dans les réservoirs peuvent être identifiées par les méthodes sismiques. Suite à cette considération, les vitesses de propagation des ondes dans les roches réservoirs en fonction de la température ont fait l'objet de plusieurs études (Wang et al., 1990b; Wang et Nur, 1988; 1990; Eastwood, 1993; Batzle et al., 2006a; Mochinaga et al., 2006; Han et Batzle, 2007; Kato et al., 2008; Wolf, 2010; Bauer et al., 2011).

La Figure II-22 donne un exemple de l'influence de la température sur la vitesse des ondes  $P$  dans des grès saturés d'eau ou d'huile (Tosaya et al., 1987). Dans le cas de saturation en eau, la vitesse est indépendante de la température aux erreurs de mesures près. On observe en revanche une décroissance de la vitesse dans des grès saturés d'huile. Cette observation expérimentale est attribuée à l'impact de la viscosité de l'huile. En fait, les études bibliographiques sur les variations de vitesse en fonction de la température dans les roches en viennent systématiquement à étudier les variations de vitesse avec la viscosité du fluide. Dans le cas présenté, la viscosité de l'eau ne varie quasiment pas dans l'intervalle considéré. Cependant, augmenter la température équivaut à diminuer la viscosité de l'huile et diminuer ainsi la rigidité du matériau et donc sa vitesse. Plus la saturation en fluide visqueux est élevée, plus l'effet de viscosité est important.

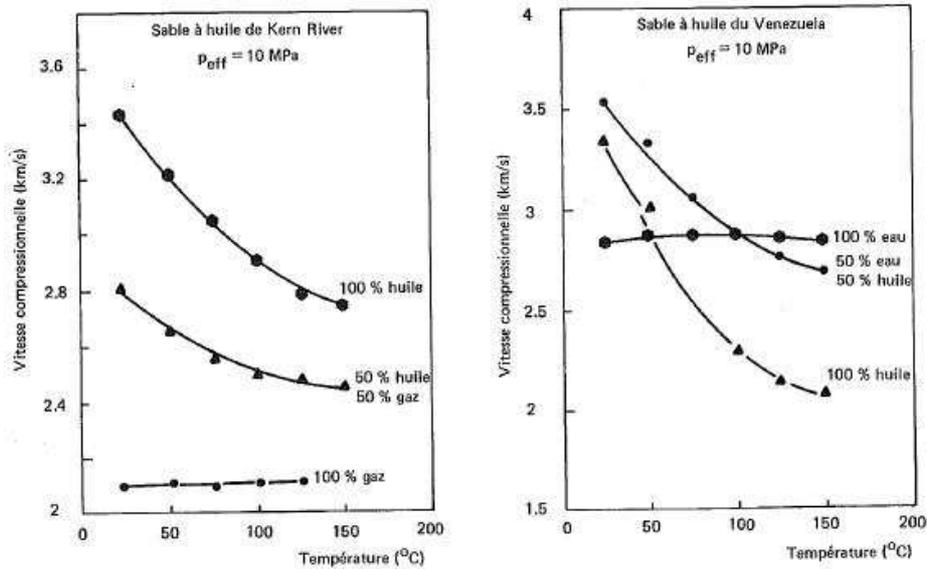


Figure II-22. Influence de la température (et donc de la viscosité du fluide saturant) sur la vitesse  $P$  de grès saturés d'eau ou d'huile (mesures ultrasoniques) (Tosaya et al., 1987).

Le lien entre l'atténuation et la viscosité peut être très complexe. L'existence d'un ou de plusieurs pics d'atténuation semble clairement prouvé par les résultats de Nur et Simmons (1969), Nur et al. (1984), VoThanh (1990). La Figure II-23 présente les atténuations normalisées (par l'atténuation de l'échantillon sec) d'un granite de Barre (très faible porosité, ici 0,6 %) en fonction de la viscosité du fluide saturant.

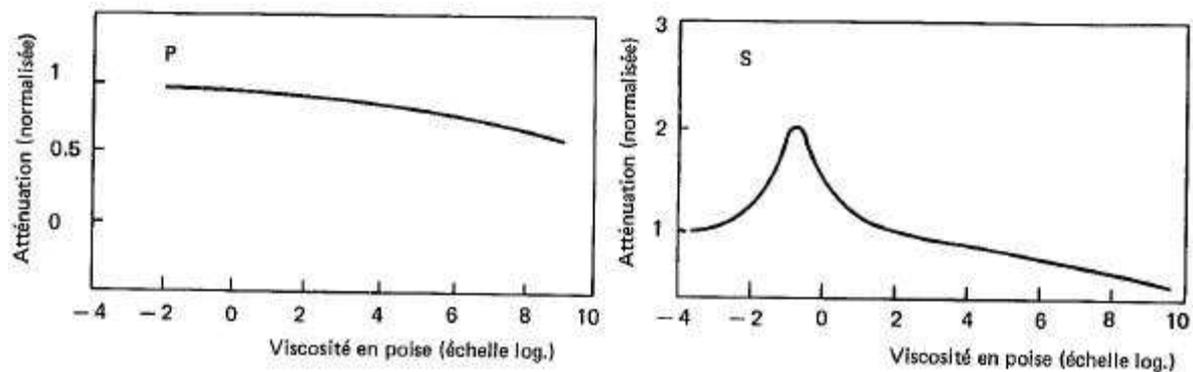


Figure II-23. Influence de la viscosité du glycérol sur l'atténuation (mesures ultrasoniques) (Bourbié et al., 1987, modifié de Nur et Simmons, 1969).

Des exemples de variations des vitesses de propagation des ondes dans les sables bitumineux avec la température sont présentés sur la Figure II-24 (Kato et al., 2008). Les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  sont fortement dépendantes de la température, avec une réduction d'environ 30 % pour les ondes  $P$  et 58 % pour les ondes  $S$  entre 10°C et 140°C. Les résultats suggèrent également un changement autour de 30°C avec une diminution très modérée des vitesses de compression et une quasi stabilité des vitesses de cisaillement à plus hautes températures. Cette inflexion plus ou moins marquée des courbes a été observée par plusieurs auteurs, mais pour des températures généralement plus élevées (autour 60°C pour Han et Batzle (2007) par exemple). Elle est dans la plupart des cas attribuée à la transition du comportement du bitume, mais cette transition est probablement progressive et il est bien difficile de donner un seuil.

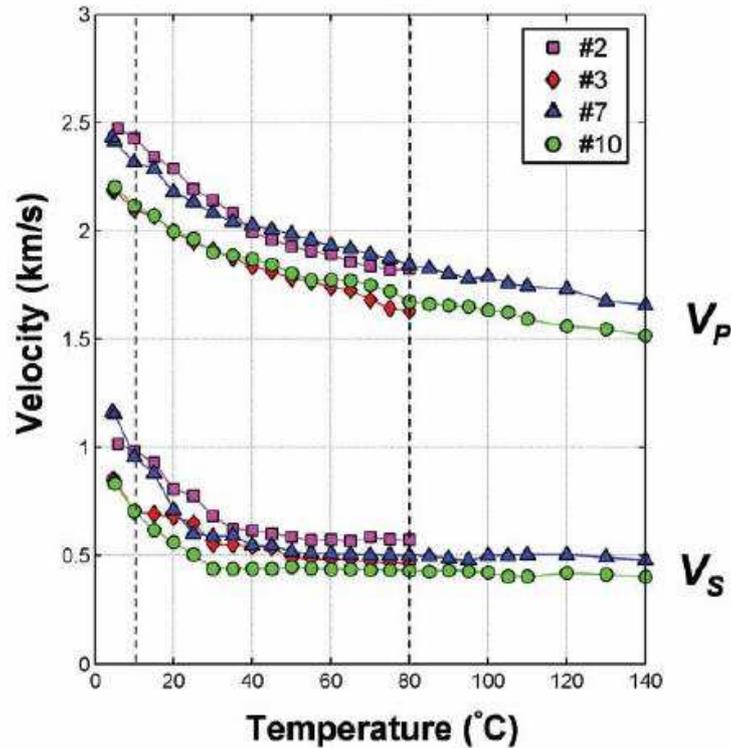


Figure II-24. Sable bitumineux: vitesses  $V_p$  et  $V_s$  en fonction de la température (à 1,38 MPa en contrainte effective) (Kato et al., 2008).

Quant à l'atténuation, les résultats de modélisation de Hedlin et al. (2002) montrent une diminution d'environ 15 % du facteur de qualité  $Q_p$  dans le sable bitumineux (Saskatchewan, Canada) avec l'injection de la vapeur sans préciser la température. On remarque que les auteurs ont utilisé des données VSP (*zero offset VSP*) d'autour de centaine de Hz comme paramètres d'entrée du modèle.

En conclusion, avec la présence de fluide visqueux, voire très visqueux, les vitesses des ondes dans les roches réservoirs diminuent significativement avec l'élévation de la température. L'influence de la température sur la propagation des ondes au sein du squelette rocheux, comme l'ont montré Spencer (1981), Wang et Nur (1990) et Eastwood (1993), est très faible et négligeable comparée à celle de la phase fluide. A titre d'exemple, la vitesse dans le quartz ne diminue que de 0,4 % quand la température varie de 100°C. Les vitesses des roches saturées avec des fluides conventionnels (i.e. non visqueux) varient peu avec la température.

Les études sur l'atténuation des sables bitumineux sont extrêmement rares. Un changement significatif de cette dernière avec l'injection de la vapeur est probable (Ortiz-Osornio et Schmitt, 2008; Das et Batzle, 2010).

#### II.4.3.2. Comportement en température des bruts lourds

Afin de mieux comprendre l'effet de la température sur les sables à brut lourd, le comportement des bruts lourds eux-mêmes en température a été largement étudié. En fonction de la température, les bruts lourds peuvent être en phase solide élastique, quasi solide ou en

phase liquide. Par conséquent, les vitesses de propagation des ondes vont dépendre de ces divers états physiques (Han et al., 2006; Han et al., 2008a).

- phase solide élastique

Cette phase solide élastique est limitée aux températures situées au dessous du point de congélation. La vitesse des ondes diminue de façon linéaire avec l'augmentation de la température. Cette variation est indépendante de la fréquence.

- phase liquide

Lorsque la température est très élevée, les bruts lourds se comportent comme des liquides avec des caractéristiques Newtoniennes (Han et al., 2006; Behura et al., 2007). Il n'y a pas a proprement parler de seuil, la transition étant progressive. Pour les bitumes Canadiens, on peut estimer que la phase liquide est au delà de 80°C. La vitesse de compression  $V_p$  des bruts décroît alors légèrement et linéairement avec la température. L'influence de la fréquence sur les propriétés élastiques est très faible, elle disparaît lorsque les bruts sont complètement liquides (Han et al., 2007a; Han et Batzle, 2007). En revanche les vitesses de cisaillement  $V_s$  ne se propagent pas dans les fluides à cause de l'absence de module de cisaillement.

- phase quasi-solide

Cette phase quasi-solide (phase transitoire) représente en général l'état in situ du bitume Canadien, dans une plage de température entre le point de congélation et le point de totale "liquidité". Cette phase est caractérisée par une diminution progressive non linéaire de la vitesse des ondes avec l'élévation de la température. La vitesse dépend de la fréquence.

#### II.4.4. Influence de la contrainte effective appliquée

Alors que l'influence de la température sur les propriétés acoustiques des roches réservoirs est liée essentiellement aux fluides saturants, l'influence de la pression est liée principalement aux changements des modules de la matrice rocheuse. L'influence de la pression sur les fluides saturants (Mehrotra et Svrcek, 1986) est relativement faible par rapport à celui de la température.

D'une façon générale, les vitesses de propagation des ondes dans une roche dépendent de la pression effective et non du confinement ou de la pression de pore prises séparément (Domenico, 1977). Dans tous les cas, on constate une augmentation de vitesse avec la contrainte effective, mais cette augmentation dépend énormément du type de roche étudié (Bourbié et al., 1987). Les joints de grain et les micro-fissures jouent un rôle essentiel pour l'ordre de grandeur de cette augmentation. En fait, l'élévation de contrainte effective conduit à une fermeture des fissures qui se traduit par une amélioration de la rigidité et donc une augmentation des vitesses. Une fois que toutes les joints et les micro-fissures sont fermés, la vitesse augmente très doucement avec l'augmentation de la contrainte effective, du fait d'une légère augmentation du module d'incompressibilité des grains minéraux. Bien évidemment, pour les roches comprenant peu ou pas de micro-fissures, la vitesse est logiquement quasi-indépendante de la contrainte effective.

Plusieurs études ont examiné l'impact de la contrainte effective sur les propriétés acoustiques de réservoirs de grès de faibles porosités (12,5 % pour le grès de Navajo, de 4 % à 17,5 % pour les grès du Texas et du Wyoming) (Toksoz et al., 1979; Tutuncu et al., 1994; Gautam et al., 2003; Batzle et al., 2006a) ou des sables saturés d'eau (Prasad et Meissner, 1992; Prasad, 2002; Zimmer et al., 2002; 2007). Dans la plupart des cas, les limites des dispositifs expérimentaux ne permettent pas de mesurer à la fois les vitesses et les atténuations des ondes  $P$  et  $S$ . Les données concernant l'atténuation sont assez dispersées. De plus, les courbes

d'atténuation en fonction de la contrainte effective sont parfois difficiles à interpréter. La Figure II-25 montre les atténuations dans des sables saturés d'eau en fonction de la contrainte effective.

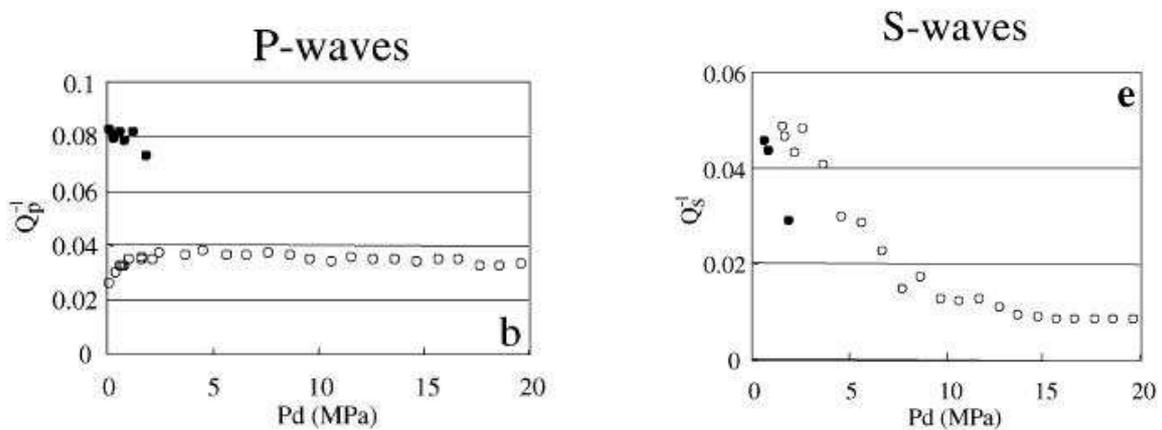


Figure II-25. Atténuations des ondes  $P$  et  $S$  en fonction de la contrainte effective  $Pd$  dans les sables saturés d'eau (Prasad, 2002). Cercles vides : grains fins ( $220 \mu m$ ) ; Cercles pleins : grains plus gros ( $500 \mu m$ ).

Dans les sables Canadiens, quelques études (Eastwood (1993) et Mochinaga et al. (2006) pour un sable bitumineux; He et Schmitt (2004) pour un sable sec peu consolidé) mettent en évidence l'influence des contraintes effectives sur les vitesses. L'effet est surtout sensible aux faibles contraintes (Figure II-26).

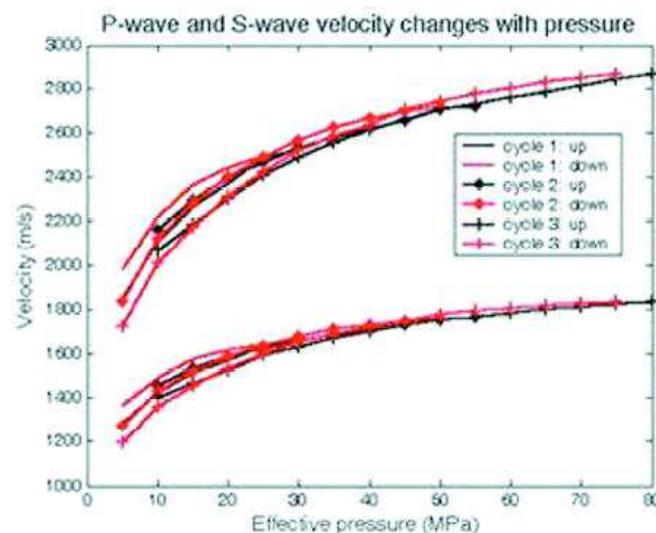


Figure II-26. Grès Crétacé faiblement consolidé (Alberta) à l'état sec et température ambiante: vitesses  $V_p$  et  $V_s$  en fonction de la contrainte effective (Schmitt, 2004).

## II.4.5. Influence de la fréquence

### II.4.5.1. Dispersion de vitesse dans des réservoirs à bruts lourds

Les géomatériaux sont des milieux atténuants; la vitesse des ondes, qui dépend de la fréquence, est dite dispersive. Cet aspect dispersif est bien connu dans les roches saturées de

fluides non visqueux (Bourbié et al., 1987), il est moins connu dans les roches à bruts lourds pour lesquelles les mesures sont extrêmement rares. La Figure II-27 présente les vitesses des ondes mesurées à différentes fréquences et températures sur une roche carbonatée poreuse saturée d'huile extra lourde. À 25°C, l'influence de la fréquence est faible. En revanche, aux températures plus élevées, à 60°C par exemple, on voit bien l'effet de la fréquence: depuis les basses fréquences (10 Hz) aux fréquences ultrasonores (MHz), la vitesse des ondes a augmenté en moyenne de 50 %. Autrement dit, la dispersion de la vitesse est fonction de la température: plus la température augmente, plus la dispersion devient importante.

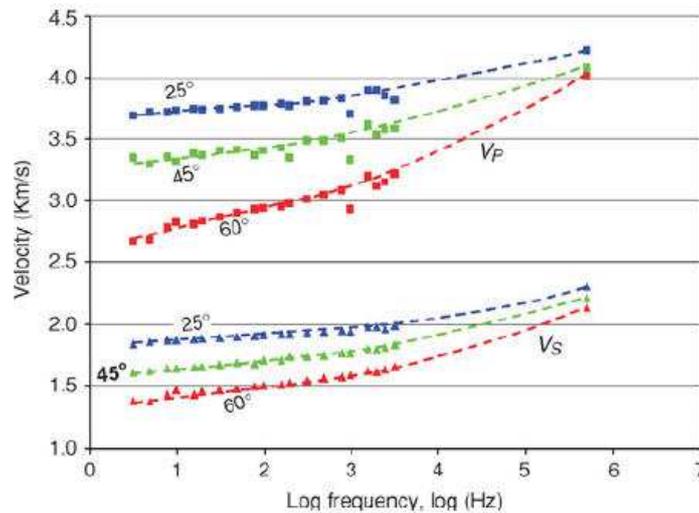


Figure II-27. Influence de la fréquence: carbonate bitumineux (Batzle et al., 2006a).

Dans les sables bitumineux, on pourrait s'attendre à une dispersion importante des vitesses (Schmitt, 1999; Solano et Schmitt, 2004; Behura et al., 2007; Kato et al., 2008; Das et Batzle, 2010; Bauer et al., 2011). Une augmentation d'environ 20 % des vitesses a été observée en lorsque l'on passe de la dizaine de Hz (*VSP*) à 10 kHz (*sonic-log*) dans des sables bitumineux (Schmitt, 1999). Kato et al (2008) ont enregistré une différence moyenne de 7,6 % entre les vitesses d'onde aux fréquences sismiques (i.e. la sismique de surface) et celles aux fréquences soniques (Figure II-28).

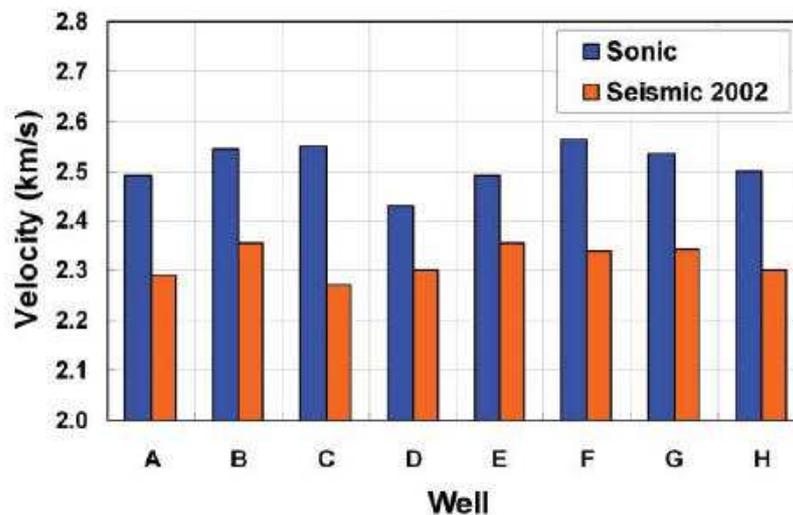


Figure II-28. Comparaison entre les vitesses d'onde aux fréquences sismiques et celles aux fréquences soniques (Kato et al., 2008).

Florez-Nino et Vega (2009), à partir de données de diagraphie et de modélisation (Figure II-29) ont montré que la dispersion des vitesses  $V_s$  dans des sables non consolidés est bien plus prononcée aux faibles températures qu'aux températures élevées. Cette dispersion pourrait atteindre jusqu'à 30 % à 30°C, et elle n'est plus observée aux températures supérieures à 50°C.

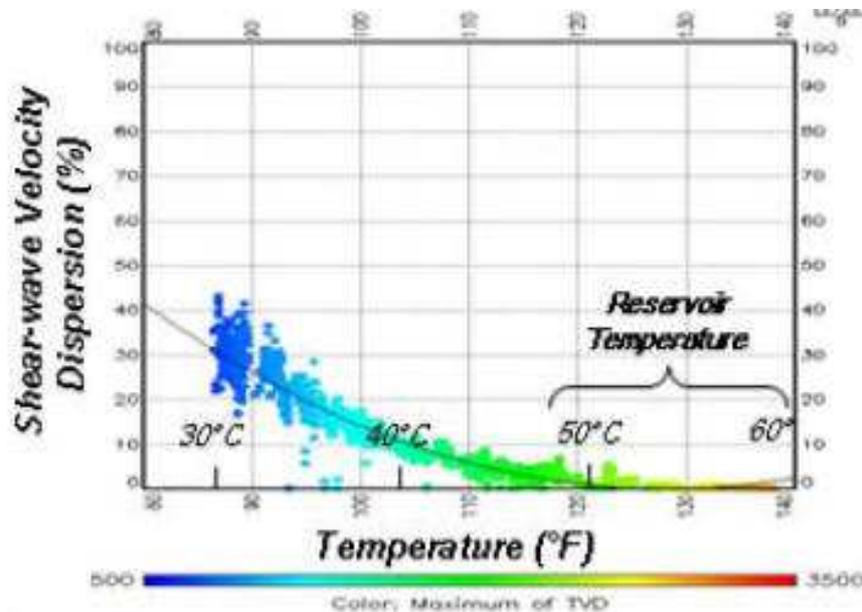


Figure II-29. Dispersion des vitesses de cisaillement dans des sables non consolidés saturés avec des bruts lourds. (Florez-Nino et Vega, 2009).

#### II.4.5.2. Atténuation dans des réservoirs à bruts lourds

Solano et Schmitt (2004), à partir des données de *VSP* sans déport (*zero offset VSP*) et en utilisant la méthode de rapport des spectres, ont estimé des valeurs de facteur de qualité  $Q_p$  allant de 9 à 22, ce qui permet de suggérer une caractéristique fortement atténuante des sables bitumineux de McMurray (Canada) dans la gamme de fréquence de 20 Hz à 80 Hz.

Ortiz-Osornio et Schmitt (2008), avec la même technique, sur la même formation McMurray entre 120 mètres à 160 mètres de profondeur, ont reporté des valeurs de  $Q_p$  allant de 20 à 50. Cette importante variation de  $Q_p$  a été expliquée par la variation de la viscosité liée à la hétérogénéité du réservoir.

Dans le carbonate bitumineux d'Utah, Das et Batzle (2010) reportent une dépendance importante de l'atténuation des ondes  $P$  (i.e.  $1/Q_p$ ) en fréquence (Figure II-30). Cette dépendance est beaucoup plus faible pour les ondes  $S$ . De plus, les fortes valeurs d'atténuation obtenues traduisent une dispersion importante des vitesses d'ondes. Remarquons également que les auteurs ont utilisé le modèle de Cole-Cole pour suivre l'évolution de l'atténuation avec la fréquence à température ambiante.

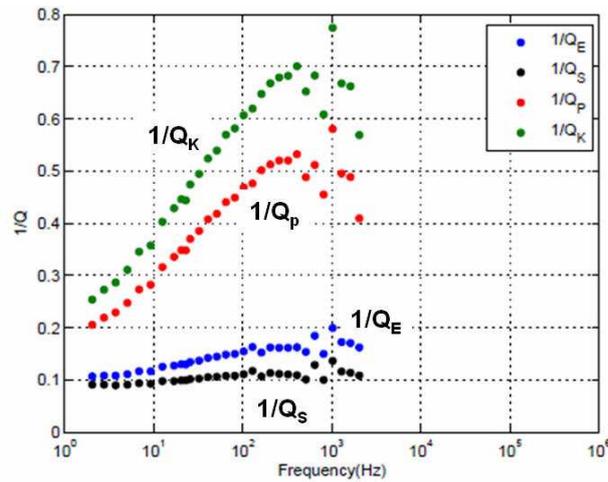


Figure II-30. Atténuation en fonction de la fréquence du carbonate bitumineux: à température ambiante (20°C) et à une contrainte effective de 6,89 MPa (Das et Batzle, 2010).

### II.4.5.3. Mécanismes d'atténuation dans les réservoirs à bruts lourds

De nombreuses hypothèses ont été évoquées pour expliquer comment la perte d'énergie s'opère, comment l'interaction entre l'onde et le milieu poreux dissipe de l'énergie et quels sont les mécanismes en jeu. Brièvement, comme la dispersion de la vitesse du squelette rocheux est négligeable (Winkler et Nur, 1982; Spencer et al., 1994; Gautam et al., 2003), la dispersion de la vitesse et l'atténuation dans les roches saturées sont essentiellement attribuées au fluide saturant (Batzle et al., 2006a; Behura et al., 2007; Bauer et al., 2011) et à l'ensemble des mécanismes d'interaction fluide – grains solides résultant des couplages inertiels et visqueux (mécanisme d'écoulement global (Biot, 1956), mécanisme d'écoulement local et mécanisme de relaxation visqueuse (Walsh, 1969; Mavko et Nur, 1975; O'Connell et Budiansky, 1977; Mavko et al., 1998).

#### (a) Dispersion de vitesse des bruts lourds

Comme mentionné précédemment, quand le bitume est en phase solide élastique ou en phase liquide, les vitesses ne sont pas sensibles à la fréquence. Cette sensibilité se révèle en revanche dans la phase transitoire, de -10°C à 50°C, d'après Han et al. (2008b). La Figure II-31 et la Figure II-32 montrent quelques résultats expérimentaux et de la modélisation illustrant le caractère atténuant et dispersif du brut lourd.

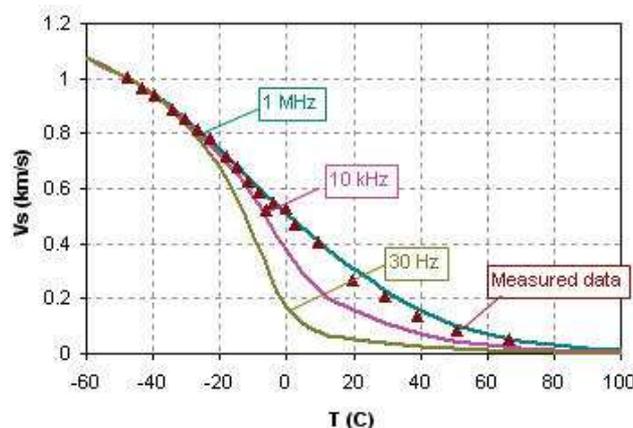


Figure II-31. Brut lourd: dispersion des vitesses en fonction de la température (Han et al., 2008b).

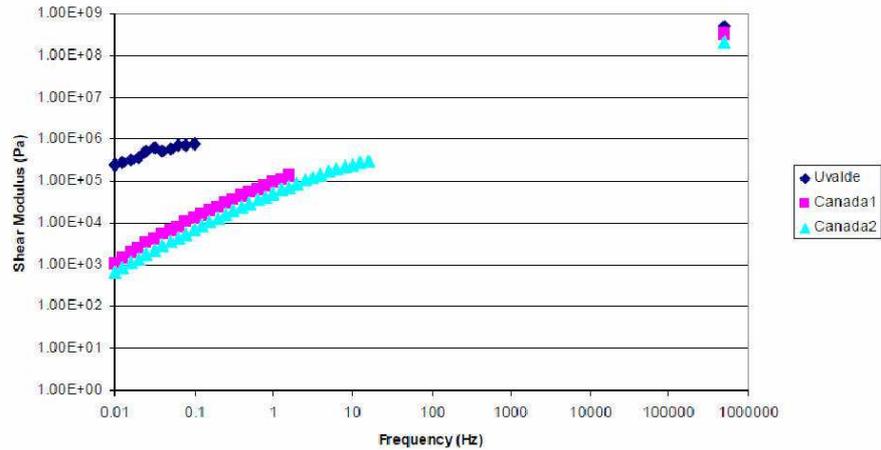


Figure II-32. Module de cisaillement des bruts lourds en fonction de la fréquence à température ambiante (Hinkle, 2008).

(b) *Écoulement global (mécanisme de Biot)*

Ce mécanisme associé à la théorie poroélastique de Biot (Biot, 1956) prend en compte les mouvements macroscopiques relatifs entre le fluide et le solide dus aux effets inertiels lors du passage des ondes.

Aux faibles fréquences, le fluide oscille quasiment en phase avec la matrice rocheuse, avec un mouvement relatif mutuel négligeable. Avec l'augmentation de la fréquence, le mouvement relatif devient important à cause de l'opposition de phase entre l'oscillation du fluide et celle de la matrice. Ce mouvement, traduit par une force de frottement induite, provoque une transformation d'énergie mécanique en chauffage. La plus grande partie de la dissipation d'énergie se produit aux endroits proches des parois des pores, dans des couches dont l'épaisseur, nommé profondeur de peau  $d_s$ , est définie par:

$$d_s = \sqrt{\frac{2\eta}{\rho_f \omega}} \quad (\text{II-10})$$

où  $\eta$  et  $\rho_f$  sont la viscosité et la densité du fluide saturant;  $\omega = 2\pi f$ , où  $f$  est la fréquence.

La dissipation est maximale si la profondeur de peau  $d_s$  est proche du rayon d'accès moyen des pores.

(c) *Écoulement local*

Lors du passage d'une onde, le mouvement du fluide, que ce soit au niveau des contacts entre grains, à l'intérieur des cavités poreuses, ou encore entre les fissures de différentes orientations, est défini comme écoulement régional ou local (*local flow* ou *squirt flow*) (Mavko et Nur, 1975; O'Connell et Budiansky, 1977; Winkler et Murphy, 1995). La distinction de cet écoulement avec l'écoulement global de Biot est illustrée sur la Figure II-33. Sur cette figure, les lignes en pointillé correspondent à l'écoulement de Biot, les lignes pleines correspondent à l'écoulement local.

Dvorkin et Nur (1993) et Dvorkin et al. (1994; 1995) ont proposé un cadre théorique unique, nommé théorie BISQ, pour combiner les deux types d'écoulement décrites au-dessus. La

théorie BISQ permet d'interpréter les résultats expérimentaux observés dans des roches réservoirs saturées avec des fluides modérément visqueux.

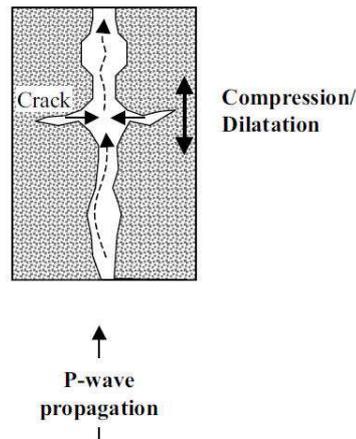


Figure II-33. Illustration simple de deux mécanismes d'atténuation: écoulement global et écoulement local (d'après Theune, 2004).

#### (d) Relaxation visqueuse du fluide

Ce mécanisme de dissipation est lié à la relaxation du fluide très visqueux à l'échelle des pores individuels subissant une contrainte de cisaillement lors du passage des ondes. Il devient particulièrement important lors du passage d'une onde ultrasonore dans un milieu saturé par un fluide extrêmement visqueux (Walsh, 1969; Mavko et al., 1998).

#### II.4.6. Influence d'autres facteurs

De façon générale, les propriétés acoustiques (vitesse et atténuation) des ondes dans une roche sont directement liées à sa texture et intègre les effets de la minéralogie, de la distribution granulométrique, de la porosité et de la cimentation intergranulaire. Ainsi, la minéralogie affecte les vitesses des ondes de deux manières, soit directement à travers les modules d'élasticité du squelette, soit indirectement à travers la cimentation (Winkler et Murphy, 1995). La Figure II-34 (Han et al., 2007b) montre qu'une granulométrie plus grossière des sables bitumineux peut se traduire par une plus forte vitesse de propagation des ondes de compression.

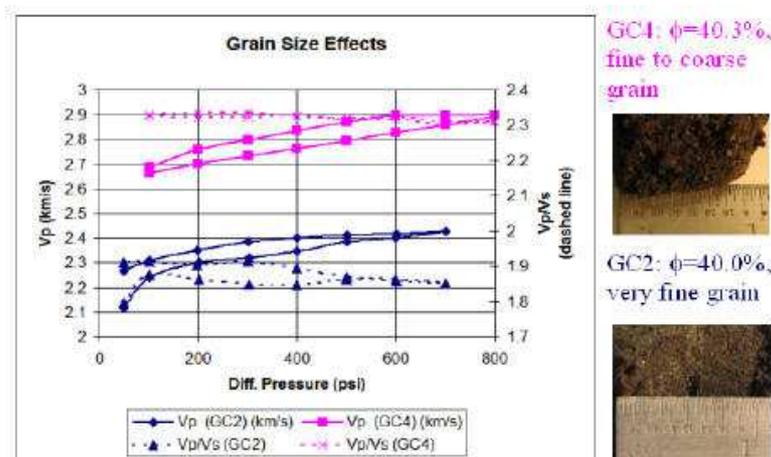


Figure II-34: Effet de la dimension des grains sur les vitesses des sables bitumineux (Han et al., 2007b)

Finalement, on noteras que les vitesses d'ondes dans des sables faiblement consolidés Canadiens dépendent du temps (He et Schmitt, 2004).

#### II.4.7. Problème de substitution de fluides

Un des problèmes les plus importants en physique des roches est de prédire les propriétés acoustiques d'une roche saturée avec un fluide  $F1$  à partir de données de la même roche saturée avec un fluide  $F2$ . Il faut bien évidemment prédire les propriétés acoustiques de la roche saturée à partir de son état sec et inversement. On parle du problème de substitution de fluides.

La formule de Biot-Gassmann (Biot, 1941; Gassmann, 1951) est largement utilisée en géophysique dans le but de prévoir l'effet d'une variation de fluide saturant sur les propriétés élastiques des roches. On se limitera ici à présenter quelques points utiles à la compréhension de la suite.

##### II.4.7.1. Formule de Biot-Gassmann: Substitution des fluides conventionnels

Les propriétés acoustiques des milieux poreux sont régies par la théorie poroélastique de Biot (1941) et l'équation de Gassmann (1951), dite théorie poroélastique de Biot-Gassmann ou formule de Biot-Gassmann, valable avec les hypothèses suivantes:

- petits déplacements pour la phase solide et pour la phase liquide; cette hypothèse est compatible avec celle du tenseur de déformations linéaires,
- fluide non visqueux,
- réseau poreux entièrement connecté,
- matrice macroscopiquement élastique et isotrope,
- longueur d'onde grande devant les dimensions du volume élémentaire macroscopique, permettant une hypothèse d'homogénéité macroscopique,
- propriétés élastiques du squelette poreux non modifiées par la présence du fluide saturant,
- fréquence nulle ou très faible (régime quasi-statique).

La loi de comportement poroélastique de Biot peut s'écrire sous forme (Rasolofosaon et Zinszner, 2003):

$$\sigma_{ij} = \left( K_{dr} - \frac{2}{3} \mu \right) \varepsilon_{mm} \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} - \alpha \delta p \delta_{ij} \quad (\text{II-11})$$

$$\delta p = M (\zeta - \alpha \varepsilon_{mm}) \quad (\text{II-12})$$

$\sigma_{ij}$  et  $\varepsilon_{ij}$  : sont respectivement le tenseur des contraintes totales macroscopiques et le tenseur des déformations,

$K_{dr}$  est le module d'incompressibilité en condition drainée du milieu,

$\mu$  est le module de cisaillement,

$\delta p$  est la variation de pression moyenne dans le fluide,

$\alpha$  est le coefficient de pression effective de Biot,

$\zeta$  est la variation du teneur en fluide,

$\varepsilon_{mm}$  est la variation de volume,

$M$  est le module de Biot,

On définit ensuite les deux états de références (Figure II-35):

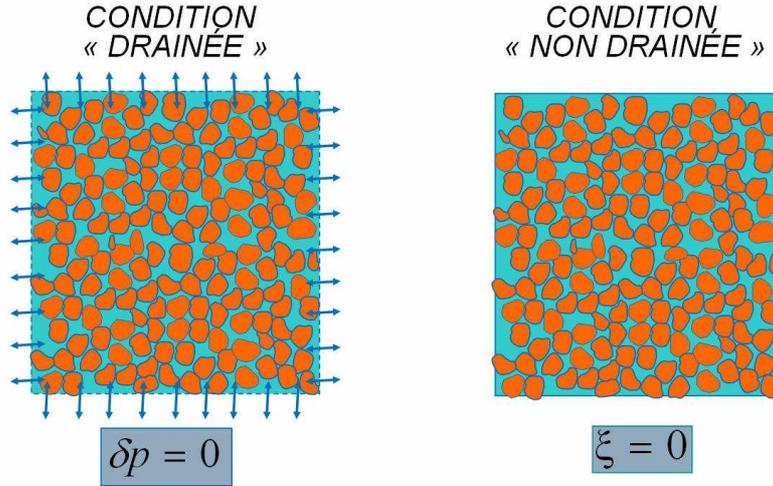


Figure II-35: Définition de deux états de référence (d'après Rasolofosaon et Zinszner, 2009).

- condition drainée (système ouvert hydrauliquement ou sec).

Il n'y a pas de la variation de pression de pore durant l'expérience, donc  $\delta p = 0$ , alors

$$\sigma_{ij} = (K_{dr} - \frac{2}{3}\mu_{dr})\epsilon_{mm}\delta_{ij} + 2\mu_{dr}\epsilon_{ij} \quad (\text{II-13})$$

$$\delta p = 0 \quad (\text{II-14})$$

- condition non drainée (système fermé hydrauliquement et saturé).

Dans ce cas, la variation de pression du fluide saturant reprend une partie de la sollicitation mécanique. Il n'y a pas de variation de contenu en fluide durant l'expérience, donc  $\xi = 0$ , alors :

$$\delta p = -\alpha M \epsilon_{mm} \quad (\text{II-15})$$

$$\sigma_{ij} = (K_{dr} - \frac{2}{3}\mu_{sat})\epsilon_{mm}\delta_{ij} + 2\mu_{sat}\epsilon_{ij} + \alpha^2 M \epsilon_{mm}\delta_{ij} \quad (\text{II-16})$$

d'où

$$\sigma_{ij} = [(K_{dr} + \alpha^2 M) - \frac{2}{3}\mu_{sat}]\epsilon_{mm}\delta_{ij} + 2\mu_{sat}\epsilon_{ij} = [K_{sat} - \frac{2}{3}\mu_{sat}]\epsilon_{mm}\delta_{ij} + 2\mu_{sat}\epsilon_{ij} \quad (\text{II-17})$$

$$\delta p = -\alpha M \epsilon_{mm} \quad (\text{II-18})$$

$$\text{où } K_{sat} = K_{dr} + \alpha^2 M \quad (\text{II-19})$$

Finalement la relation entre les modules non drainés ( $K_{sat}$  ;  $\mu_{sat}$ ) et les modules drainés ( $K_{dr}$  ;  $\mu_{dr}$ ) s'expriment sous forme des équations de Biot-Gassmann:

$$K_{sat} = K_{dr} + \alpha^2 M \quad (\text{II-20})$$

$$\mu_{sat} = \mu_{dr} = \mu \quad (\text{II-21})$$

La formule de Biot-Gassmann ci-dessus peut s'écrire sous une autre forme:

$$K_{sat} = K_{dr} + \frac{\left(1 - \frac{K_{dr}}{K_s}\right)^2}{\frac{1 - \frac{K_{dr}}{K_s} - \phi}{K_s} + \frac{\phi}{K_f}} = K_{dr} + K_{pore} \quad (\text{II-22})$$

$$\mu_{sat} = \mu_{dr} \quad (\text{II-23})$$

avec:

+  $K_s$  ,  $K_f$  : modules d'incompressibilité du solide et du fluide saturant, respectivement.

+  $K_{dr}$  et  $\mu_{dr}$  : module d'incompressibilité et de cisaillement de la roche, respectivement, en condition drainée parfaite où le fluide peut librement circuler et donc la pression de pore est constante.

$K_{sat}$  et  $\mu_{sat}$  : module d'incompressibilité et le module de cisaillement de la roche en condition non drainée, ou les modules effectifs. La condition non drainée a lieu quand le fluide saturant ne peut pas écouler et la masse totale du fluide ne change pas.

Les géophysiciens utilisent la notation  $K_{sat}$  alors que les géomécaniciens préfèrent  $K_u$  (*undrained* en anglais).

#### II.4.7.2. Substitution de fluides viscoélastiques

L'équation de Biot-Gassmann fournit une relation entre les modules drainés et les modules non drainés, appliquée aux faibles fréquences. La génération de cette équation a fait l'objet de nombreuses publications permettant de l'utiliser dans des cas particuliers: aux fréquences élevées (Biot, 1956), pour les roches anisotropes (Brown et Korringa, 1975), pour les roches multi-phasiques poreuses (Berryman et Milton, 1991). Les modules de cisaillement drainé et non drainé sont égaux dans toutes ces approches. Autrement dit, le module de cisaillement système roche - fluide est indépendant du fluide saturant, donc l'existence du fluide est supposée n'avoir aucun effet sur le module de cisaillement. On rappelle qu'il s'agit des fluides non visqueux et sans rigidité de cisaillement.

Les bruts lourds sont considérés comme des fluides viscoélastiques dont les caractéristiques dépendent à la fois de la température et de la fréquence (Batzle et al., 2006b; Hinkle, 2008; Behura et al., 2007). Ils se comportent comme un solide aux faibles températures et/ou aux fréquences extrêmement élevées et comme un liquide Newtonien aux températures élevées et/ou aux faibles fréquences. Les bruts lourds, notamment le bitume, possèdent un module de cisaillement non négligeable. Dans les conditions de température et de fréquence intermédiaires, les bruts lourds sont dispersifs et atténuants. Le caractère viscoélastique des bruts avec un module de cisaillement non nul est la raison principale qui rend la formule de Biot-Gassmann non valable dans les roches à bruts lourds (Ciz et Shapiro, 2007; Gurevich et al., 2008; Ciz et al., 2009; Makarynska et al., 2010).

Dans ce contexte, des tentatives de modélisation ont été proposées pour tenir compte du module de cisaillement non négligeable des bruts lourds (Burrige et Keller, 1981; De la Cruz et Spanos, 1989; Eastwood, 1993; Tsiklauri et Beresnev, 2003; Ciz et Shapiro, 2007; Das et Batzle, 2008; Gurevich et al., 2008, Ciz et al., 2009; Das et Batzle, 2009; Makarynska et al.,

2010). Malheureusement, on remarque que ces approches n'ont jamais été vérifiées expérimentalement (Makarynska et al., 2010). Les différentes approches sont mentionnées ci-dessous.

- **Modèle de Hashin-Shtrikman**

Le modèle de Hashin-Shtrikman donne des limites inférieures et supérieures des modules effectifs d'un système composite comprenant différentes phases isotropes. Ces limites sont estimées à partir de la fraction volumique de chaque constituant.

- **Système des couches superposées**

Les roches à bruts lourds sont considérées comme un système où la phase solide (les grains rocheux) et la phase visqueuse (les bruts lourds) constituent des couches périodiquement superposées (Gurevich, 2002; Gurevich et Ciz, 2006; Gurevich et al., 2008).

- **Approche CPA (*coherent potential approximation*),**

Un mélange solide-fluide est modélisé comme un solide avec des inclusions sphéroïdales de fluide (lorsque la concentration du fluide est faible), ou comme une suspension de particules solides dans le fluide (lorsque la concentration en solide est faible) (Kuster et Toksoz, 1974; Gurevich et al., 2008). Cette propriété est cohérente avec le concept de porosité critique et permet de modéliser les roches à bruts lourds considérés comme des fluides de remplissage, ou faisant partie de la matrice rocheuse (Makarynska et al., 2010).

- **Approche combinée de SCA (*Self Consistent Approximation*) et DEM (*Differential Effective Medium*)**

Das et Batzle (2009; 2010) ont employé une approche combinée de SCA et de DEM, qui est similaire à ce que Sheng (1990; 1991) a utilisé pour les roches sédimentaires et à ce que Hornby et al. (1994) ont utilisé pour les argiles. Cette approche combinée examine en effet un milieu bi-connecté dans lequel la phase solide et la phase liquide forment un réseau interconnecté, qui pourrait représenter les carbonates bitumineux d'Uvalde d'après les auteurs. Cette approche permet d'expliquer la dispersion des vitesses du carbonate bitumineux, cependant en appliquant aux sables bitumineux Canadiens, les résultats ne sont pas convaincants (Figure II-36).

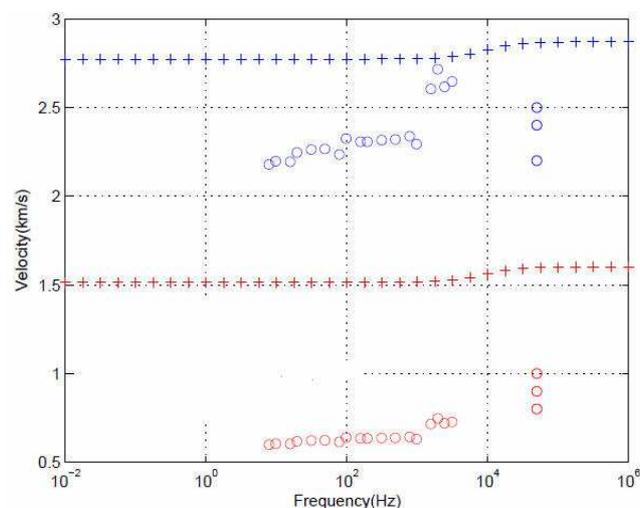


Figure II-36: Comparaison entre les résultats de l'approche SCA-DEM et les résultats expérimentaux des vitesses d'ondes dans le sable bitumineux Canadien (Das et Batzle, 2009).

- **Modèle de Burridge-Keller**

Burridge et Keller (1981) ont généralisé la théorie de Biot pour un solide élastique poreux contenant un fluide compressible visqueux. Leur dérivation est basée sur les équations de l'élasticité linéaire dans les solides et les équations linéaires de Navier-Stokes dans le fluide. Lorsque la viscosité du fluide est très faible, les équations dérivées deviennent celles de Biot.

- **Modèle de De la Cruz-Spanos**

De la Cruz et Spanos (1989) intègre les mécanismes de la dissipation visqueuse du fluide dans ses formules (Hickey et al., 1991). De plus, à peu près tous les paramètres dans les formules sont explicitement définis à partir d'essais en laboratoire. Contrairement à la théorie de Biot, la formule de De la Cruz et Spanos ne nécessite pas de module macroscopique de cisaillement. En comparant les résultats avec les mesures expérimentales, Eastwood (1993) a montré que cette théorie pourrait être utilisée pour prévoir la variation de la vitesse de compression en fonction de la température avec un accord inférieur à 5 % dans la plage de température de 22°C à 125°C. Ce modèle prédit en revanche une augmentation marginale la de vitesse des ondes  $S$  avec la température, ce qui est contraire à ce qui est observé expérimentalement.

- **Modèle de Leurer-Dvorkin**

Leurer et Dvorkin (2000) ont étudié l'influence d'un fluide très visqueux recouvrant les grains sphériques dans un emballage aléatoire dense. Dans ce système, le fluide peut agir en tant que ciment de contact. Les contacts entre les grains sont ponctuels. Le modèle est à priori appliqué dans le cas où la contrainte effective est nulle. Par la suite, Leurer et Dvorkin (2006) ont développé ce modèle pour qu'il puisse tenir compte de l'effet de la contrainte effective ainsi que du changement de géométrie de la zone de contact sous l'effet de la contrainte.

- **Modèle de Ciz- Shapiro**

Ce modèle est une extension de la formule de Biot-Gassmann pour le cas où le matériau de remplissage possède les propriétés élastiques d'un solide (Ciz et Shapiro, 2007), voire des propriétés viscoélastiques (Ciz et al., 2009). Appliqué au sable à brut lourd, ce modèle permet de prendre en compte le module de cisaillement non négligeable du brut lourd. Dans le cas où les pores sont remplis par des liquides sans rigidité de cisaillement et où la matrice rocheuse est constituée d'un seul minéral isotrope homogène, les formules de Ciz et Shapiro deviennent analogues à celles de Biot-Gassmann.

Dans les paragraphes suivants, nous allons détailler les formules mathématiques des trois modèles qui semblent les plus appropriés pour traiter certains aspects du comportement des sables bitumineux: Hashin-Shtrikman, Leurer et Dvorkin et Ciz et Shapiro.

#### II.4.7.3. Modèle de Hashin-Shtrikman

Le modèle de Hashin-Shtrikman permet de calculer les limites inférieures et les limites supérieures des modules effectifs d'un système composite comprenant des phases isotropes, calculées en fonction de la fraction volumique des différents constituants. Les limites des modules effectifs donnent les limites des vitesses des ondes sismiques.

L'interprétation physique des limites du module d'incompressibilité est présentée schématiquement dans la Figure II-37 et la Figure II-38. L'espace est rempli d'un amas de

sphères du constituant 2, entouré en périphérie par le constituant 1. Chaque sphère et sa périphérie présentent des fractions volumiques  $f_1$  et  $f_2$ . La limite supérieure est obtenue quand le constituant le plus dur forme la périphérie, tandis que la limite inférieure est obtenue quand le constituant le plus dur est dans le noyau.

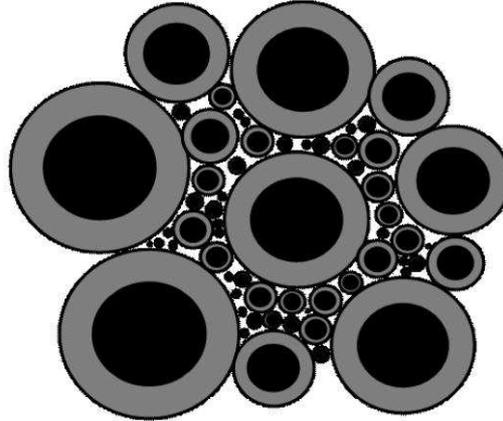


Figure II-37: Interprétation physique de la relation de Hashin-Shtrikman (Mavko et al., 1998).

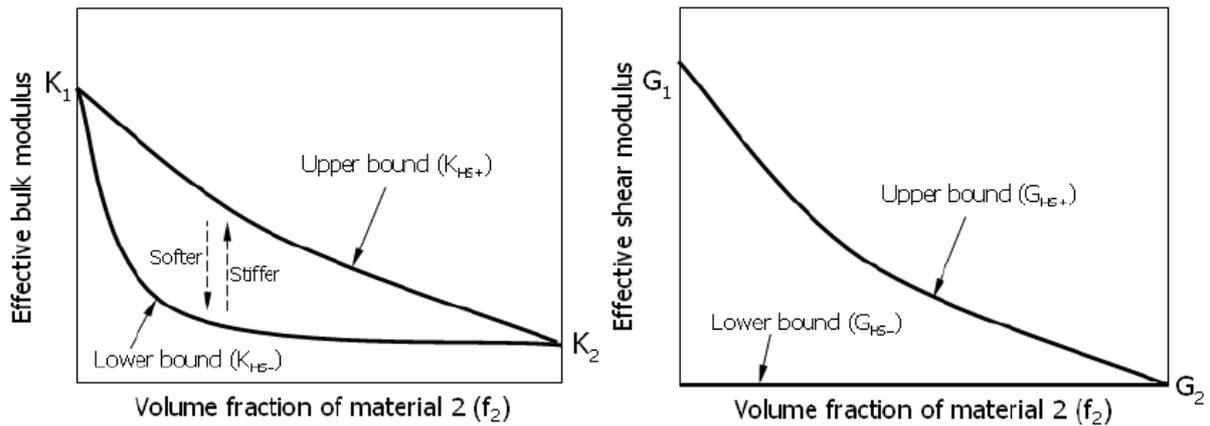


Figure II-38: Représentation schématique des limites de Hashin-Shtrikman (Mavko et al., 1998).

Les formules mathématiques pour calculer les modules d'incompressibilité et de cisaillement d'un système à deux composantes sont:

$$K^{HS\pm} = K_1 + \frac{f_2}{(K_2 - K_1)^{-1} + f_1(K_1 + \frac{4}{3}\mu_1)^{-1}} \quad (\text{II-24})$$

$$\mu^{HS\pm} = \mu_1 + \frac{f_2}{(\mu_2 - \mu_1)^{-1} + \frac{2f_1(K_1 + 2\mu_1)}{5\mu_1(K_1 + \frac{4}{3}\mu_1)}} \quad (\text{II-25})$$

où  $K^{HS+}$  et  $\mu^{HS+}$  sont les limites supérieures de Hashin-Shtrikman,  
 $K^{HS-}$  et  $\mu^{HS-}$  sont les limites inférieures,  
 $K_1$  et  $K_2$  sont les modules d'incompressibilité des deux composantes,

$\mu_1$  et  $\mu_2$  les modules de cisaillement,  
et  $f_1$  et  $f_2$  les fractions volumiques de chaque constituant.

#### II.4.7.4. Modèle de Leurer et Dvorkin (2006)

Le modèle permet d'estimer les modules élastiques d'incompressibilité et de cisaillement d'un ensemble de grains cimentés.

Quelques simplifications et hypothèses ont été adoptées pour avoir une solution numérique rigoureuse du problème. La configuration géométrique de base est constituée de deux sphères élastiques identiques de rayon  $R$  (Figure II-39) représentant les grains solides en contact, analogue à l'approche bien connue de Hertz. Sous l'effet d'un confinement fini agissant sur les grains, la zone de contact entre les grains prend une forme circulaire de rayon  $a$ . Lorsqu'on ajoute un fluide visqueux uniformément autour des grains, un anneau de ciment visqueux de rayon extérieur  $b$  se forme autour de la zone de contact entre les grains.

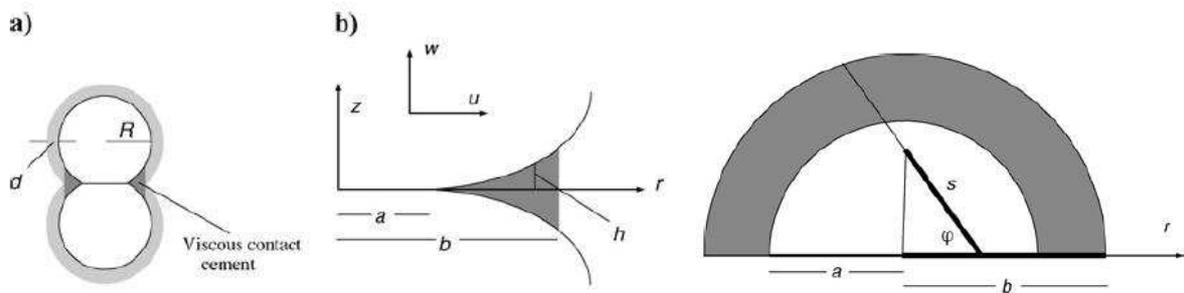


Figure II-39: Deux grains sphériques précompactés & Géométrie de la zone de contact avec la présence du ciment visqueux (Leurer et Dvorkin, 2006).

Pour calculer les rigidités normale et tangentielle d'un ensemble de deux grains cimentés, Leurer et Dvorkin distinguent le contact solide-solide et le contact solide-fluide lors de l'ajout du ciment visqueux. La combinaison des deux sphères représente un modèle de sable non consolidé sous pression avant le passage de l'onde. Le rayon  $a$  de la zone de contact circulaire qui a été formée entre les grains sous l'effet de la force  $F$ , est donnée par la formule de Hertz:

$$a = \sqrt[3]{\frac{3FR(1-\nu_s)}{8G_s}} \quad (\text{II-26})$$

où  $G_s$  et  $\nu_s$  sont respectivement le module de cisaillement et le coefficient de Poisson du minéral constitutif des grains. Le rayon extérieur de la zone de contact  $b$  est calculé selon deux schémas de cimentation (Figure II-40):

- Schéma 1: le ciment visqueux est concentré autour de la zone de contact :

$$b = \left( \sqrt{R^2 \frac{2s_c \phi}{3(1-\phi)} + a^2} - a \right) \sqrt[4]{\frac{12(1-\phi)}{Cs_c \phi}} + a \quad (\text{II-27})$$

dans laquelle,  $\phi$  est la porosité du matériau;  $s_c$  est la saturation de la cimentation (i.e. la fraction volumique de la cimentation dans l'espace poreux);  $C$  est le nombre de coordination ou nombre moyen de contacts entre grains.

- Schéma 2: le ciment visqueux recouvrant uniformément les grains

$$b = \sqrt{R^2 \frac{2s_c \phi}{3(1-\phi)} + a^2} \quad (\text{II-28})$$

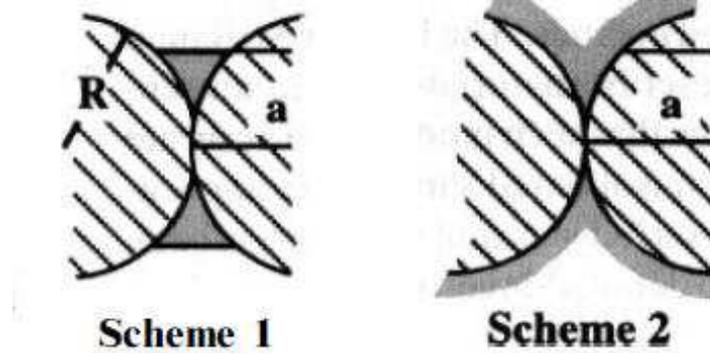


Figure II-40: Deux schémas de cimentation (Dvorkin et Nur, 1996).

### Formule de la composante normale de raideur ( $S_n$ )

La composante normale de raideur s'exprime par:

$$S_n = S_{n,0} + S_{n,c} = \frac{4aG_s}{1-\nu_s} + \frac{1}{\delta} \int_a^b p(r) 2\pi r dr \quad (\text{II-29})$$

où  $S_{n,0}$  est le raideur normale à l'état sec,

$$S_{n,c} = \frac{1}{\delta} \int_a^b p(r) 2\pi r dr \quad (\text{II-30})$$

et  $\delta$  est le déplacement correspondant à la force  $F$ ,

$p(r)$  est l'incrément de la contrainte normale,

$r$  est le variable allant de  $a$  à  $b$  ( $a < r \leq b$ ).

La partie réelle de la composante normale de raideur :

$$\frac{\text{Re}(S_n)}{2\pi R \rho c_0^2} = S_{n,\infty} + (S_{n,0} - S_{n,\infty}) \times \frac{1 + (\varpi\tau)^\beta \cos(\beta\pi/2)}{1 + 2(\varpi\tau)^\beta \cos(\beta\pi/2) + (\varpi\tau)^{2\beta}} \quad (\text{II-31})$$

La partie imaginaire de la composante normale du raideur :

$$\frac{\text{Im}(S_n)}{2\pi R \rho c_0^2} = (S_{n,\infty} - S_{n,0}) \times \frac{(\varpi\tau)^\beta \sin(\beta\pi/2)}{1 + 2(\varpi\tau)^\beta \cos(\beta\pi/2) + (\varpi\tau)^{2\beta}} \quad (\text{II-32})$$

avec

$\rho$  est la masse volumique du ciment visqueux,

$c_0$  est la vitesse d'onde du ciment visqueux,

$\varpi = 2\pi f$  où  $f$  est la fréquence d'onde,

$$\tau = \left[ 2,71 - 0,334 \times \ln\left(\frac{p_e}{p_0}\right) \right] \frac{\mu}{\rho c_0^2 \left(\frac{d}{b}\right)^2} \quad (\text{II-33})$$

$p_0$  est la pression atmosphérique,

$p_e$  est la pression moyenne effective,

$\mu$  est la viscosité du ciment visqueux,

$d$  est l'épaisseur de l'anneau de ciment visqueux au niveau du contact entre grains,

$$\beta = 0,122 \times \ln(s_c) + 0,923 \quad (\text{II-34})$$

$$S_{n,0} = \frac{2aG_s}{\pi R \rho c_0^2 (1 - \nu_s)} \quad (\text{raideur normale à fréquence nulle}) \quad (\text{II-35})$$

$$S_{n,\infty} = S_{n,0} + \tilde{A} \frac{b-a}{R} \quad (\text{raideur normale à fréquence infinie}) \quad (\text{II-36})$$

où

$$\begin{aligned} \tilde{A} &= \tilde{B} \times \ln\left(\frac{\rho c_0^2 (1 - \nu_s)}{G_s}\right) + \tilde{C} \\ &= \left(0,109 \times \ln\left(\frac{p_e}{p_0}\right) - 2,07\right) \times \ln\left(\frac{\rho c_0^2 (1 - \nu_s)}{G_s}\right) + 0,0498 \times \ln\left(\frac{p_e}{p_0}\right) - 1,46 \end{aligned} \quad (\text{II-37})$$

### Formule de la composante tangentielle du raideur ( $S_t$ )

La composante tangentielle de raideur s'exprime par:

$$S_t \approx S_{t,0} = \frac{8aG_s}{2 - \nu_s} \quad (\text{II-38})$$

Finalement, en accord avec Mavko et al. (1998), les modules d'incompressibilité et de cisaillement du système sont donnés par:

$$K_{dr} = \frac{C(1-\phi)}{12\pi R} S_n \quad (\text{II-39})$$

$$G_{dr} = \frac{C(1-\phi)}{20\pi R} \left(S_n + \frac{3}{2} S_t\right) \quad (\text{II-40})$$

#### II.4.7.5. Modèle de Ciz et Shapiro (2007)

Ciz et Shapiro (2007) ont proposé un modèle prenant en compte un matériau de remplissage des pores possédant les propriétés élastiques d'un solide, voire d'un matériau viscoélastique (Ciz et al., 2009). C'est une extension du modèle classique de Biot-Gassmann.

Nous considérons d'abord une roche poreuse avec une porosité  $\phi$  uniformément répartie. En un point quelconque  $x$  de la surface externe  $\Sigma$  du milieu poreux (i.e. de la roche), la traction  $\tau_i$  en ce point est donnée par:

$$\tau_i = \sigma_{ij}^c n_j(x) \quad (\text{II-41})$$

où  $n_j(x)$  sont les composantes du vecteur normal orienté vers l'extérieur de la surface  $\Sigma$  (Figure II-41),

$\sigma_{ij}^c$  est le confinement,

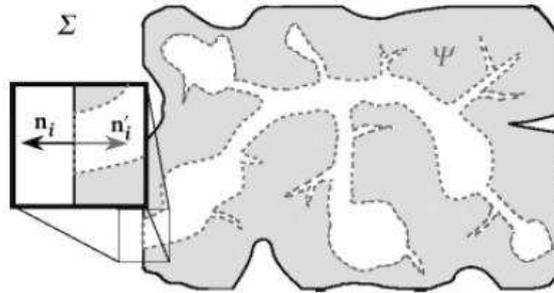


Figure II-41: Surface externe ( $\Sigma$ ) et interne ( $\psi$ ) du milieu et les vecteurs normaux correspondants (Shapiro et Kaselow, 2005).

Lors du chargement de l'état de référence ( $\sigma_{ij}^{ref}, P_p^{ref}$ ) à l'état final ( $\sigma_{ij}, P_p$ ), les points de la surface externe  $\Sigma$  se déplacent d'un incrément  $u_i(x)$  (Figure II-42). Ce déplacement est considéré très petit par rapport à la taille du volume représentatif considéré du milieu rocheux.

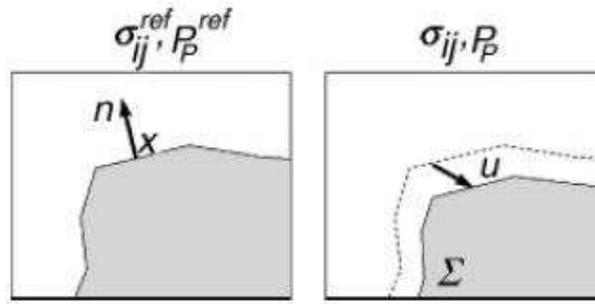


Figure II-42: Déplacement d'un point  $x$  de la surface externe lors de chargement de l'état de référence ( $\sigma_{ij}^{ref}, P_p^{ref}$ ) à l'état final ( $\sigma_{ij}, P_p$ ) (Shapiro et Kaselow, 2005).

La déformation d'un échantillon de roche (présentée par le tenseur  $n_{ij}$ ) et celle des espaces poreux (tenseur  $\zeta_{ij}$ ) sont données par:

$$\eta_{ij} = \int_{\Sigma} \frac{1}{2} (u_i n_j + u_j n_i) d^2 x \quad (\text{II-42})$$

$$\zeta_{ij} = \int_{\Psi} \frac{1}{2} (u_i n'_j + u_j n'_i) d^2 x \quad (\text{II-43})$$

Pour une matrice élastique continue et un matériau de remplissage élastique:

$$\eta_{ij} = \int_V \frac{1}{2} (\partial_j u_i + \partial_i u_j) d^3 x \quad (\text{II-44})$$

$$\zeta_{ij} = \int_{V_\phi} \frac{1}{2} (\partial_j u_i + \partial_i u_j) d^3 x \quad (\text{II-45})$$

$V$  est le volume représentatif considéré,

$V_\phi$  est le volume des pores connectés,

$\frac{n_{ij}}{V}$  représente la déformation volumique du volume global,

$\frac{\zeta_{ij}}{V_\phi}$  représente la déformation volumique du volume poreux.

Les trois premiers tenseurs de la matrice poreuse anisotrope sont:

$$S_{ijkl}^{dry} = \frac{1}{V} \left( \frac{\partial n_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^d} \right)_{\sigma^f} \quad (\text{II-46})$$

$$S_{ijkl}^{gr} = \frac{1}{V} \left( \frac{\partial n_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^f} \right)_{\sigma^d} \quad (\text{II-47})$$

$$S_{ijkl}^{\phi} = -\frac{1}{V_\phi} \left( \frac{\partial \zeta_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^f} \right)_{\sigma^d} \quad (\text{II-48})$$

où  $\sigma_{kl}^d = \sigma_{kl}^c - \sigma_{kl}^f$  (II-49) est la pression différentielle,

les indices  $dry$ ,  $gr$ ,  $\phi$  sont reliés au squelette poreux sec, aux grains solides, et l'espace poreux du squelette sec.

Le quatrième tenseur est donné par:

$$S'_{ijkl} = -\frac{1}{V} \left( \frac{\partial \zeta_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^d} \right)_{\sigma^f} \quad (\text{II-50})$$

$$S'_{ijkl} = S_{ijkl}^{dry} - S_{ijkl}^{gr} \quad (\text{II-51})$$

Le cinquième tenseur est nécessaire pour décrire les espaces poreux remplis par le matériau élastique solide:

$$S_{ijkl}^{if} = -\frac{1}{V_\phi} \left( \frac{\partial \zeta_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^f} \right)_{con} \quad (\text{II-52})$$

où l'indice «  $if$  » est lié au matériau de remplissage,

l'indice « con » est lié à la masse constante du matériau de remplissage.

Le tenseur effectif  $S_{ijkl}^*$  du système roche poreuse – matériau de remplissage:

$$S_{ijkl}^* = \frac{1}{V} \left( \frac{\partial n_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^c} \right)_{con} \quad (\text{II-53})$$

On évalue le changement de  $\eta_{ij}$  et de  $\zeta_{ij}$  comme suit:

$$\delta n_{ij} = \left( \frac{\partial n_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^d} \right)_{\sigma^f} \delta \sigma_{kl}^d + \left( \frac{\partial n_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^f} \right)_{\sigma^d} \delta \sigma_{kl}^f \quad (\text{II-54})$$

$$\delta \zeta_{ij} = \left( \frac{\partial \zeta_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^d} \right)_{\sigma^f} \delta \sigma_{kl}^d + \left( \frac{\partial \zeta_{ij}}{\partial \sigma_{kl}^f} \right)_{\sigma^d} \delta \sigma_{kl}^f \quad (\text{II-55})$$

$$\frac{\delta n_{ij}}{V} = S_{ijkl}^* \delta \sigma_{kl}^c = S_{ijkl}^{dry} (\delta \sigma_{kl}^c - \delta \sigma_{kl}^f) + S_{ijkl}^{gr} \delta \sigma_{kl}^f \quad (\text{II-56})$$

$$-\frac{\delta \zeta_{ij}}{V_\phi} = S_{ijkl}^{if} \delta \sigma_{kl}^f = \frac{1}{\phi} S_{ijkl}' (\delta \sigma_{kl}^c - \delta \sigma_{kl}^f) + S_{ijkl}^\phi \delta \sigma_{kl}^f \quad (\text{II-57})$$

Finalement, on a l'équation suivante, qui peut être considérée comme une évolution de l'équation de Brown et Korringa (1975) pour une roche anisotrope, élargie dans le cas où la phase solide emplit les espaces poreux:

$$S_{ijkl}^* = S_{ijkl}^{dry} - (S_{ijkl}^{dry} - S_{ijkl}^{gr}) \left[ \phi (S^{if} - S^\phi) + (S^{dry} - S^{gr}) \right]_{mnpq}^{-1} (S_{mnpq}^{dry} - S_{mnpq}^{gr}) \quad (\text{II-58})$$

Dans le cas de matériaux isotropes, la formulation se réduit à deux équations décrivant les modules du système (le matériau solide saturant est isotrope et la matrice est isotrope, non homogène):

$$K_{sat}^{-1} = K_{dr}^{-1} - \frac{(K_{dr}^{-1} - K_s^{-1})^2}{\phi(K_{if}^{-1} - K_\phi^{-1}) + (K_{dr}^{-1} - K_s^{-1})} \quad (\text{II-59})$$

$$\mu_{sat}^{-1} = \mu_{dr}^{-1} - \frac{(\mu_{dr}^{-1} - \mu_s^{-1})^2}{\phi(\mu_{if}^{-1} - \mu_\phi^{-1}) + (\mu_{dr}^{-1} - \mu_s^{-1})} \quad (\text{II-60})$$

où  $K_{dr}$ ,  $\mu_{dr}$  : module d'incompressibilité dans le cas d'une condition drainée,

$K_s$ ,  $G_s$  : module d'incompressibilité et de cisaillement, respectivement, du grain solide,

$K_{if}$ ,  $\mu_{if}$  : modules du matériau de remplissage.

$K_\phi$ ,  $\mu_\phi$  : les modules liés aux espaces poreux de la matrice.

Dans le cas où les espaces poreux sont remplis par un matériau solide isotrope, et que la matrice est isotrope et homogène, alors  $K_\phi = K_s$ , et  $\mu_\phi = G_s$ , donc:

$$K_{sat}^{-1} = K_{dr}^{-1} - \frac{(K_{dr}^{-1} - K_s^{-1})^2}{\phi(K_{if}^{-1} - K_s^{-1}) + (K_{dr}^{-1} - K_s^{-1})} \quad (\text{II-61})$$

$$\mu_{sat}^{-1} = \mu_{dr}^{-1} - \frac{(\mu_{dr}^{-1} - G_s^{-1})^2}{\phi(\mu_{if}^{-1} - G_s^{-1}) + (\mu_{dr}^{-1} - G_s^{-1})} \quad (\text{II-62})$$

Les équations peuvent s'exprimer sous d'autres formes:

$$K_{sat} = K_{dr} + \alpha^2 M \quad (\text{II-63})$$

$$\mu_{sat} = \mu_{dr} + \beta^2 N \quad (\text{II-64})$$

$$\text{où } \frac{1}{M} = \frac{\phi}{K_{if}} + \frac{\alpha - \phi}{K_s} \quad (\text{II-65})$$

$$\text{et } \alpha = 1 - \frac{K_{dr}}{K_s} \quad (\text{II-66})$$

$$\frac{1}{N} = \frac{\phi}{\mu_{if}} + \frac{\beta - \phi}{G_s} \quad (\text{II-67})$$

$$\text{et } \beta = 1 - \frac{\mu_{dr}}{G_s} \quad (\text{II-68})$$

On notera que les équations des modules d'incompressibilité et de cisaillement ont la même forme. Dans le cas où les pores sont emplis par des liquides sans rigidité ( $\mu_{if} = 0$ ) et où la matrice est constituée d'un seul minéral isotrope homogène ( $K_\phi = K_s$  et  $\mu_\phi = G_s$ ), les équations ci-dessus deviennent analogues à celles de Biot-Gassmann.

## II.5. CONCLUSIONS

Ce chapitre présente une synthèse des principales propriétés des matériaux étudiés: bitume et réservoirs sableux non consolidés ou faiblement consolidés.

Tout d'abord, cette synthèse a permis de bien distinguer entre les bruts lourds et les huiles conventionnelles: les bruts lourds sont caractérisés par leur caractère dense et fortement visqueux. La viscosité du bitume chute énormément lorsque la température augmente. Puis, la synthèse a montré que les sables bitumineux sont des matériaux non consolidés, perméables, poreux, possédant une structure enchevêtrée tridimensionnelle très spéciale comprenant des contacts concavo-convexes entre les grains. Les propriétés géomécaniques et pétrophysiques peuvent être gravement affectées par le remaniement. En effet, les travaux sur le comportement géomécanique de ces sables bitumineux dans la bibliographie ont été effectués sur des échantillons plus ou moins remaniés donc les paramètres ne sont pas représentatifs des propriétés élastiques in situ. De plus, l'effet de la température sur les propriétés thermo-hydro-mécaniques des réservoirs bitumineux a été analysée. Les résultats sont parfois contradictoires. Enfin, un rappel sur les lois de comportement thermo-hydro-mécanique a été également réalisé.

Concernant les propriétés acoustiques, les données expérimentales des vitesses d'onde et l'atténuation dans les sables bitumineux sont très limitées. Les mesures acoustiques sur ces matériaux, notamment par des capteurs ultrasoniques, sont typiquement plus complexes que sur les roches dures (Wolf et al., 2008) à cause du manque d'échantillons représentatifs de sable bitumineux, du contraste élevée d'impédance entre les sables bitumineux et les transducteurs et des limites des dispositifs mesurant des propriétés acoustiques en température.

L'utilisation des données au laboratoire pour l'interprétation des données sismiques in situ demande une bonne maîtrise du phénomène de dispersion de vitesse et des mécanismes d'atténuation. Jusqu'à maintenant, ce n'est malheureusement pas le cas. Des études à la fois expérimentales et de modélisation dans cette domaine sont à poursuivre.



## CHAPITRE 3

### MATERIAUX ET TECHNIQUES EXPERIMENTALES

---

Dans le cadre de l'étude présente, on a travaillé sur deux types de matériaux:

- des sables bitumineux naturels Canadiens,
- des sables cimentés artificiellement et saturés ensuite avec différents fluides: air, eau, glycérol et bitume.

Les essais mécanique et acoustique ont été effectués sur des dispositifs variés à IFPEN et au CERMES/NAVIER:

- Oedomètre haute pression permettant de charger l'échantillon jusqu'à 88 MPa en contrainte verticale à température ambiante.
- Cellule pétroacoustique, permettant d'appliquer une pression de confinement isotrope jusqu'à 30 MPa, en faisant varier la température dans une gamme allant de -40°C à 85°C.
- Cellule triaxiale haute température développée dans le cadre de cette étude permettant d'effectuer des essais de chargement mécanique triaxial et des essais de chargement thermique sous un confinement maximum de 20 MPa sur des échantillons soumis à des températures pouvant aller jusqu'à 250°C.

Les cellules pétroacoustique et triaxiale sont équipées de transducteurs acoustiques pour la mesure des vitesses et atténuations des ondes acoustiques de compression et de cisaillement.

#### III.1. ECHANTILLONS DE SABLES BITUMINEUX NATURELS

##### III.1.1. Zone d'étude et condition in situ

Trois carottes de sables bitumineux fournies par TOTAL sont conservées dans des tubes en PVC bien fermées aux extrémités. Elles ont environ 1,5 mètre de longueur, et 80 mm de diamètre. Ce sont des carottes prélevées de 73,55 à 78,05 mètres de profondeur sur un champ d'Athabasca.

Les valeurs de porosité in-situ sont accessibles grâce aux mesures diagraphiques (Figure III-1). Il s'agit de la porosité neutron et de la porosité de densité  $\gamma\gamma$ . Rappelons que les mesures de porosité par ces diagraphies sont basées sur la teneur en atome d'hydrogène ( $H_2O$ ) (indice

d'hydrogène – outil Neutron) ou sur la masse volumique globale (outil Densité  $\gamma\gamma$ ). Les ordres de grandeur de ces porosités dans le réservoir sont:

- + de 31 – 35 % pour les porosités de densité  $\gamma\gamma$  ( $\Phi_{den}$ ),
- + de 35 – 39 % pour les porosités neutrons ( $\Phi_{neu}$ ).

On peut également déduire à partir de ces deux diagraphies, une porosité dit neutron-densité combinée s'exprimant sous la formule  $\phi = \sqrt{\frac{\phi_{den}^2 + \phi_{neu}^2}{2}}$ . Cette estimation de porosité évite tout impact lié à la lithologie ou à la présence du gaz résiduel. Dans nos cas, la porosité neutron-densité moyenne est estimée autour de 35 %.

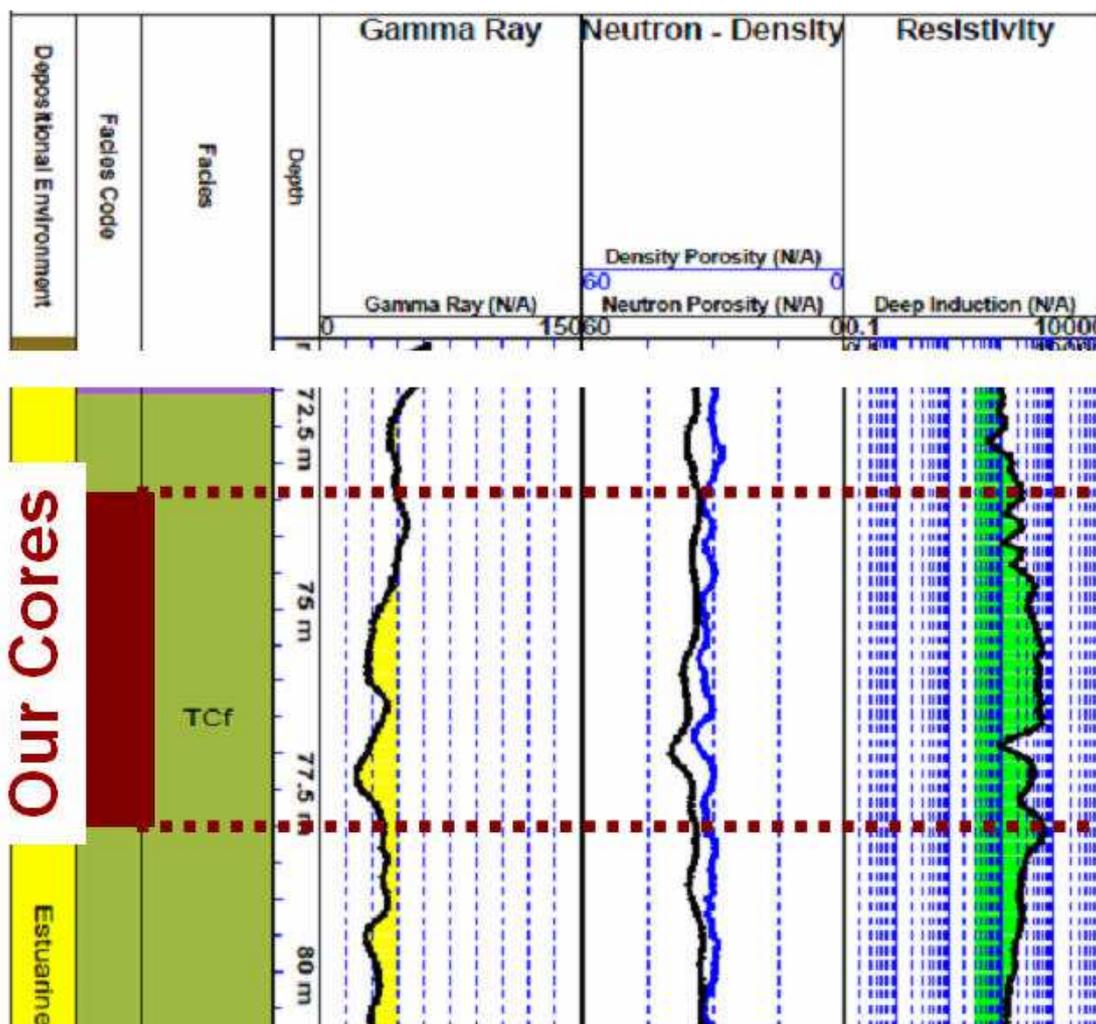


Figure III-1. Diagraphies effectuées au niveau des carottes (données fournies par TOTAL).

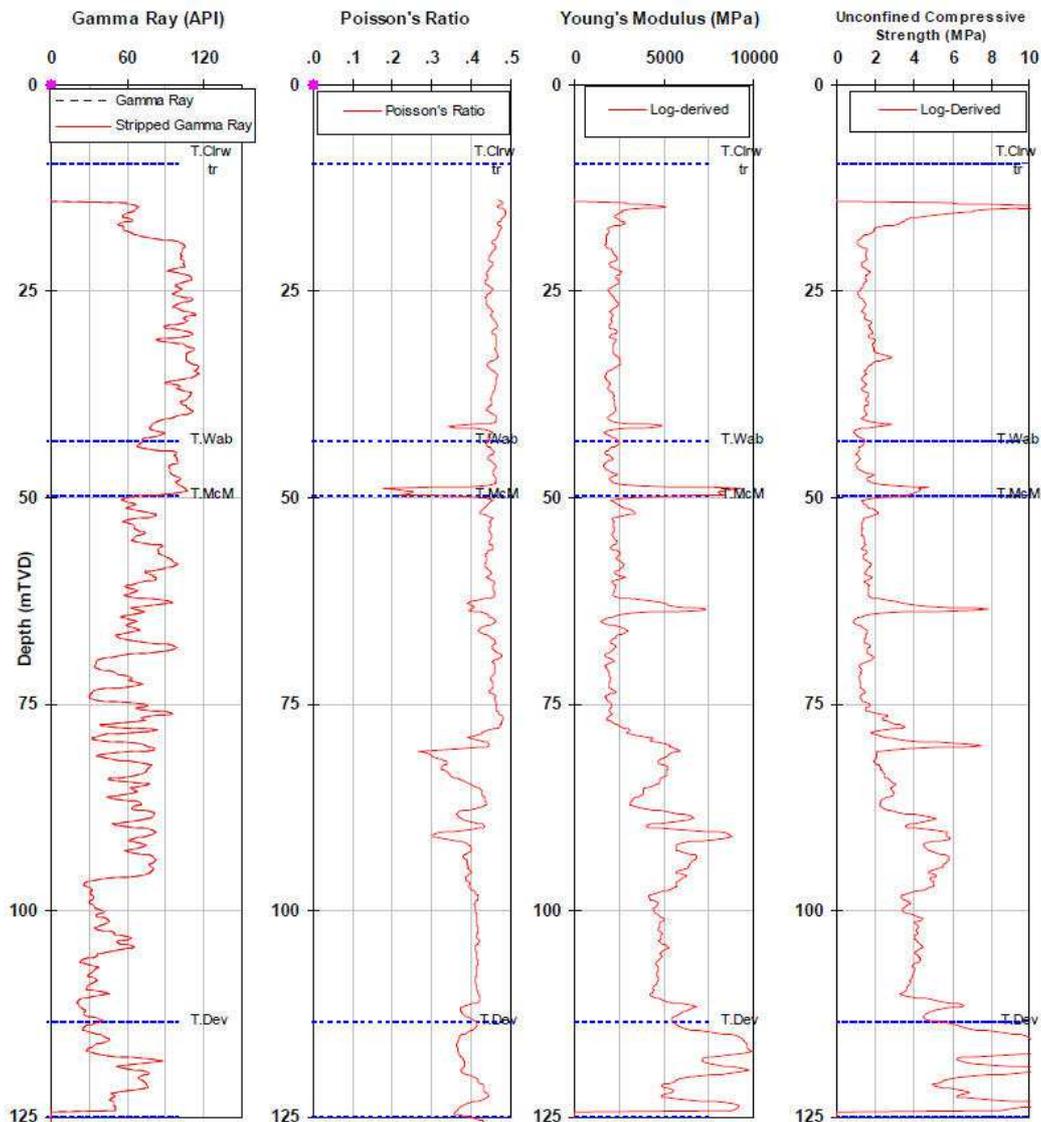
Les carottes appartiennent la partie médiane de la Formation McMurray qui constitue principalement des sables estuariens. Le bitume possède une masse volumique de 8 °API et une viscosité d'environ 1,7 million cPo en conditions réservoir (i.e. 8°C).

Les autres propriétés de ce réservoir d'Athabasca au point considéré sont présentées dans le Tableau III-1. Ces propriétés peuvent significativement varier à cause de l'hétérogénéité du réservoir.

Tableau III-1. Propriétés du réservoir d'Athabasca (données fournies par Total).

<i>Paramètres</i>	<i>Valeurs</i>
Masse volumique du bitume (en °API)	8
Viscosité du bitume en conditions de fond (en cPo)	> 1 000 000
Base de la Formation McMurray (champs SAGD) (en m sous la surface)	90 – 105
Épaisseur moyenne de la Formation McMurray (m)	20 - 40
Température in situ (en °C)	8 - 10
Porosité in situ (Outil Densité $\gamma\gamma$ ) (en %)	31 - 35
Saturation en bitume (%) (dépendre de la location et profondeur)	> 76
Saturation en gaz (%)	0
Perméabilité horizontale (D) (perméabilité absolue)	4,8
Perméabilité verticale (D) (perméabilité absolue)	3,36

Dans la même formation, sur un champ voisin, des mesures diagraphiques fournissent quelques paramètres géomécaniques (Figure III-2). A une profondeur de 75 mètres, le module d'Young et le coefficient de Poisson sont de l'ordre de 2000 MPa et 0,45 respectivement.

Figure III-2. Paramètres in situ (*log-derived*) (données sur le site [www.ercb.ca](http://www.ercb.ca))

Compte tenu des conditions de contraintes locales, dans cette zone de piémont, les contraintes horizontales sont supérieures aux contraintes verticales, on a  $\sigma_{Hmax} > \sigma_{hmin} > \sigma_v$  (Collins et al., 2002; Collins, 2005). Une estimation des gradients de contraintes a été trouvée sur un champ voisin (site [www.ercb.ca](http://www.ercb.ca)) (Figure III-3).

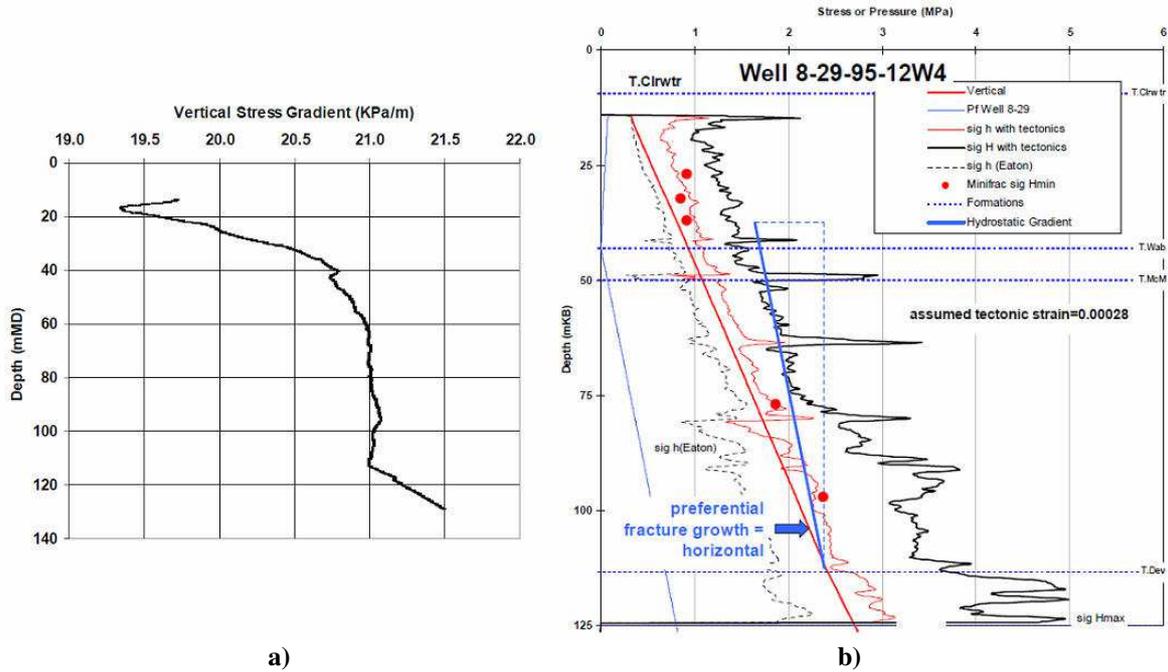


Figure III-3. (a) Gradient de contrainte verticale; (b) Profils des contraintes in situ (données sur le site [www.ercb.ca](http://www.ercb.ca)).

Les valeurs de contrainte in situ une profondeur d'environ 75 m ont été déduites à partir des mesures in situ figurant sur la Figure III-3:

$$\sigma_v = 1,5 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{hmin} = 1,6 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{Hmax} = 2 \text{ MPa}$$

En tenant compte de la présence de la nappe phréatique à partir de 40 m de profondeur, les carottes ont subi une contrainte effective moyenne in situ ( $p'$ ) égale à:

$$p' = \frac{1}{3}(\sigma_v + \sigma_{hmin} + \sigma_{Hmax}) - P_{pore} = \frac{1,5 + 1,6 + 2}{3} - 0,01 \times (75 - 40) \quad (\text{III-1})$$

où  $P_{pore}$  est la pression hydrostatique.

La contrainte effective moyenne in-situ est donc  $p' = 1,35 \text{ MPa}$  à une profondeur d'environ 75 m.

La Figure III-4 présente quelques résultats diagraphiques sur un champ voisin.

1AB/15-28-095-12W4

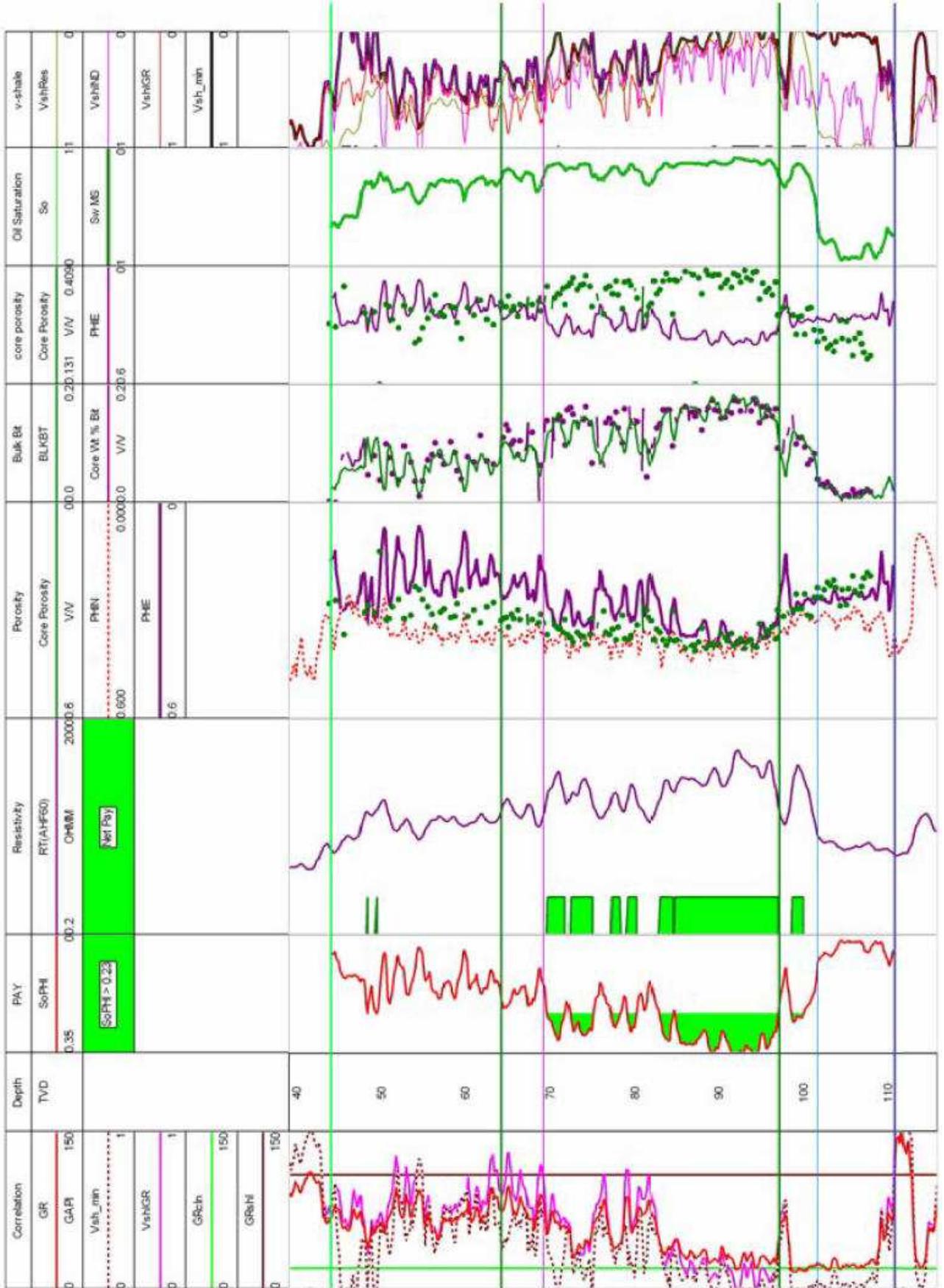


Figure III-4. Analyses pétrophysiques typiques d'un puits vertical (champ de Joslyn) (données sur le site rcb.ca/)

### III.1.2. Caractérisation physique et microstructurale

Des échantillons de 38 mm de diamètre ont été prélevés par vélinage dans les carottes originales.

#### III.1.2.1. Caractérisation physique

##### a) Tomographie RX sur scanner médical

Les échantillons ont été analysés par un scanner médical pour caractériser l'hétérogénéité à l'échelle macroscopique. Le principe est de faire tourner autour de l'échantillon un dispositif émetteur de R-X solidaire d'un grand nombre de récepteurs. On peut ainsi enregistrer l'atténuation des R-X ayant traversé l'échantillon selon différents trajets. Un programme de reconstruction tomographique calcule l'atténuation R-X la plus probable pour chaque pixel de la coupe considérée (Zinszner et Pellerin, 2007). La résolution du scanner médical disponible à IFPEN permet une reconstruction de chaque coupe sur une matrice de  $512 \times 512$  pixels, soit une résolution au pixel de  $90 \mu\text{m}$ .

Les coupes montrent un matériau assez homogène quant à sa composition, mais parcouru de micro-fissures (Figure III-5). Selon Dusseault (1980), l'expansion du gaz, le relâchement des pressions, le stockage le transport et le carottage au laboratoire constituent les sources principales de perturbations. Compte tenu du caractère non cimenté du sable bitumineux, Dusseault et Morgenstern (1978) ont constaté qu'un échantillon "intact" de sable bitumineux ne pourrait jamais être obtenu. Les micro-fissures dont l'épaisseur peut aller jusqu'à 0,8 à 1,3 mm comme la montré Figure III-5, influent nécessairement sur les comportements observés du matériau au laboratoire.

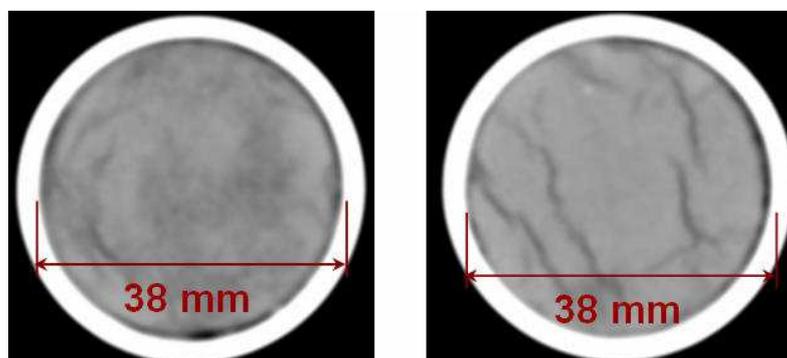


Figure III-5. Coupes transversales d'une carotte. Images de tomographie RX sur scanner médical.

##### b) Absorption de l'eau par du gel silicate

La première expérience a consisté à déterminer la proportion massique d'eau dans le sable bitumineux. Les échantillons ont été placés dans des dessiccateurs bien fermés avec les gels silicates qui absorbent fortement l'eau. La variation massique des échantillons en fonction du temps a été suivie: la masse des échantillons diminue avec le temps à cause de la perte d'eau. Les résultats montrent qu'au-delà de 4 mois, cette diminution de la masse devient négligeable. Autrement dit, on considère que l'eau dans les échantillons a été entièrement absorbée par les gels silicates après ce délai. La proportion massique d'eau dans notre sable bitumineux d'Athabasca est de l'ordre de 0,7 % à 0,8 %.

## c) Extracteur Soxhlet

On a procédé ensuite au lavage des échantillons de sable bitumineux dans un extracteur Soxhlet (Figure III-6) afin de déterminer les proportions massiques et volumiques des constituants et obtenir des sables propres pour les analyses minéralogique et granulométrique. Le principe est de balayer l'échantillon par un liquide de lavage qui est un solvant de toluène (70 % en volume) et de méthanol (30 % en volume). Quand le ballon contenant le solvant est chauffé, les vapeurs de solvant passent par le tube adducteur, se condensent dans le réfrigérant et retombent dans le corps de l'extracteur, faisant ainsi macérer l'échantillon dans le solvant (chauffé par les vapeurs se trouvant en dessous). Le solvant condensé s'accumule dans l'extracteur jusqu'à atteindre le sommet du tube-siphon, qui provoque alors le retour du liquide dans le ballon, accompagné des substances extraites, et le solvant contenu dans le ballon s'enrichit donc progressivement en composés solubles.

Plusieurs cycles de lavage sur une période de 2 semaines ont été nécessaires pour obtenir des sables propres. Ensuite, les échantillons ont été soumis à un séchage en étuve à environ 60 °C pendant quelques jours. La dernière étape a consisté à peser les sables propres, secs (qui représentent la masse de la phase solide de l'échantillon). Cela permet d'estimer la masse des fluides (bitume et eau).

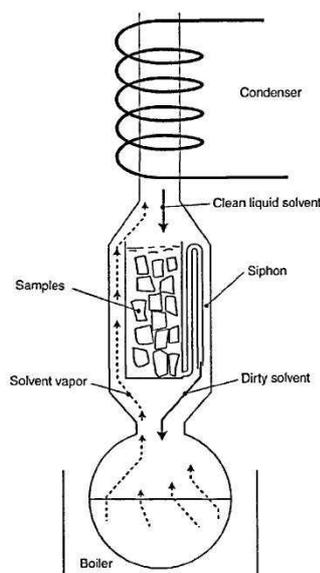


Figure III-6. Schéma de principe (d'après Zinszner et Pellerin, 2007) et photographie de l'extracteur Soxhlet disponible à IFPEN.

Les résultats montrent une proportion massique de fluides variant de 14,8 à 15,2 %. Ce qui permet à déduire une proportion massique de bitume de l'ordre de 14 % à 14,5 %.

On a :

$$V_b/V_s = (m_b / \rho_b) / (m_s / \rho_s) = (m_b / m) \rho_s / (m_s / m) \rho_b = 14,2\% \times 2,650 / (85\% \times 1,002) = 44,18 \% \quad (\text{III-2})$$

$$V_w/V_s = (m_w / \rho_w) / (m_s / \rho_s) = (m_w / m) \rho_s / (m_s / m) \rho_w = 0,75\% \times 2,650 / (85\% \times 0,998) = 2,34 \% \quad (\text{III-3})$$

avec  $m$ = masse de l'échantillon,  $m_s$ = masse de la phase solide,  $m_b$ = masse du bitume,  $m_w$ = masse de l'eau,

$\rho_s$ = masse volumique de la phase solide,  $\rho_b$ = masse volumique du bitume,  $\rho_w$ = masse volumique de l'eau.

$V_s$ = volume de la phase solide,  $V_b$ = volume du bitume,  $V_w$ = volume de l'eau.

Les extractions Soxhlet ont été réalisées sur des échantillons sans mesure du volume global initial malheureusement. Et si l'on adopte l'hypothèse de l'absence du gaz (ce qui n'est pas vraiment le cas d'après les observations au scanner), la porosité est estimée comme suit:

$$\phi = \frac{V_b + V_w}{V_b + V_w + V_s} = \frac{\frac{V_b}{V_s} + \frac{V_w}{V_s}}{\frac{V_b + V_w}{V_s} + 1} = \frac{44,18\% + 2,34\%}{44,18\% + 2,34\% + 1} = 31,75\% \quad (\text{III-4})$$

Cette valeur de porosité sans gaz (environ 32 %) est proche de celle déduite à partir des diagraphies qui varie de 31 % à 35 %.

#### d) Extraction du bitume par une solution de $\text{CH}_2\text{Cl}_2$

L'extraction du bitume par des lavages avec une solution de  $\text{CH}_2\text{Cl}_2$  (deux fois) a également été menée. L'essai a été réalisé sur un échantillon cylindrique dont la dimension et le poids sont bien déterminés. Les proportions massiques des constituants trouvées sont parfaitement cohérentes avec celles obtenues par l'extracteur Soxhlet: le pourcentage massique de grains solides est environ 85,2 %, le pourcentage massique du bitume est environ 14 %. De plus, puisque l'on connaît le volume de l'échantillon, on peut procéder au calcul du degré de saturation des composants et de la porosité de l'échantillon.

Les degrés de saturation des composants :

$$S_b = \frac{V_b}{V_p} = \frac{\frac{m_b}{\rho_b}}{V - V_s} = \frac{\frac{m_b}{\rho_b}}{V - \frac{m_s}{\rho_s}} = \frac{0,14 \times 5,1743}{2,6812 - \frac{4,4076}{2,650}} \times 100\% = 71\% \quad (\text{III-5})$$

$$S_w = \frac{V_w}{V_p} = \frac{\frac{m_w}{\rho_w}}{V - V_s} = \frac{\frac{m_w}{\rho_w}}{V - \frac{m_s}{\rho_s}} = \frac{0,008 \times 5,1743}{2,6812 - \frac{4,4076}{2,650}} \times 100\% = 4\% \quad (\text{III-6})$$

$$S_g = 100\% - 71\% - 4\% = 25\% \quad (\text{III-7})$$

Un tel degré de saturation en gaz montre clairement l'importance du remaniement des échantillons. Rappelons qu'en conditions in situ, la saturation en gaz est voisine de zéro.

La fraction volumique des composants déterminée à partir de ce lavage au  $\text{CH}_2\text{Cl}_2$  est donc:

$$\text{- solide : } V_s/V = 62\% \quad (\text{III-8})$$

$$\text{- bitume : } V_b/V = 27\% \quad (\text{III-9})$$

$$\text{- eau : } V_w/V = 2 \% \quad (\text{III-10})$$

$$\text{- gaz : } V_g/V = 9 \% \quad (\text{III-11})$$

A partir de ces fractions, si  $V_o$  est le volume sans gaz, on a:

$$\frac{V_b}{V_o} = \frac{V_b}{V - V_g} = \frac{\frac{V_b}{V}}{1 - \frac{V_g}{V}} = \frac{0,27}{1 - 0,09} = 0,297 \quad (\text{III-12})$$

$$\frac{V_w}{V_o} = \frac{V_w}{V - V_g} = \frac{\frac{V_w}{V}}{1 - \frac{V_g}{V}} = \frac{0,02}{1 - 0,09} = 0,022 \quad (\text{III-13})$$

$$\frac{V_s}{V_o} = \frac{V_s}{V - V_g} = \frac{\frac{V_s}{V}}{1 - \frac{V_g}{V}} = \frac{0,62}{1 - 0,09} = 0,681 \quad (\text{III-14})$$

On en déduit ensuite la porosité :

$$\phi = \frac{V_b + V_w + V_g}{V} = 27 \% + 2 \% + 9 \% = 38 \% \quad (\text{III-15})$$

En considérant que les diagraphies indiquent une porosité in situ variant de 31 % à 35 %, une porosité mesurée de 38 % implique un indice de remaniement ( $I_D$ ) variant de 9 % à 23 %. D'après l'échelle de Dusseault et van Domselaar (1982), cela classe nos échantillons comme moyennement perturbés. Cette perturbation correspond à une expansion volumique de l'ordre de 4,5 % à 10 %.

#### e) Analyse minéralogique et granulométrique

L'analyse minéralogique par diffraction X (XRD) (après le nettoyage avec l'extracteur Soxhlet) montre que la phase solide de notre sable bitumineux est constituée majoritairement du quartz (jusqu'à 99 %).

L'analyse granulométrique a été effectuée par deux méthodes: méthode par tamisage et méthode Laser. Les courbes granulométriques sont présentées sur la Figure III-7. Les résultats de deux méthodes montrent que le sable possède une granulométrie très serrée et que la taille moyenne des grains de quartz est située autour de 160  $\mu m$ .

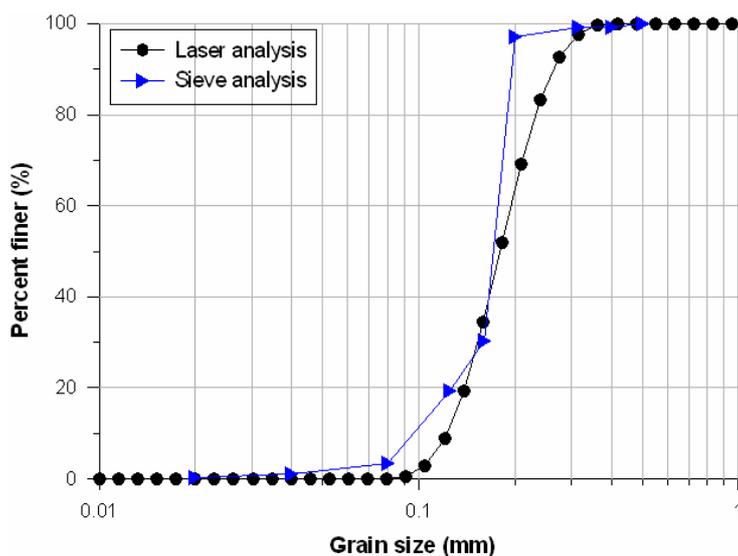


Figure III-7. Granulométrie de sable bitumineux d'Athabasca.

### III.1.2.2. Caractérisation microstructurale

La caractérisation microstructurale a été effectuée par microtomographie RX et cryomicroscopie (*cryo-scanning electron microscopy* en anglais).

La microtomographie RX repose sur le même principe que la tomographie scanner médicale. La grande différence réside dans la résolution spatiale atteinte par ce type de technique. La résolution par cette technique peut atteindre  $3 \mu\text{m}^3$  par voxel pour des échantillons cylindriques de 5 mm de diamètre. Dans cette étude, on a utilisé un appareil Nanotom (PHOENIX X-RAY) disponible à IFPEN dont les détails techniques peuvent être trouvés dans la thèse de Dautriat (2009) menée à IFPEN. La technique permet d'obtenir des images dimensionnelles et de reconstruire des volumes tridimensionnels très fins de l'organisation structurale d'un échantillon à petite échelle.

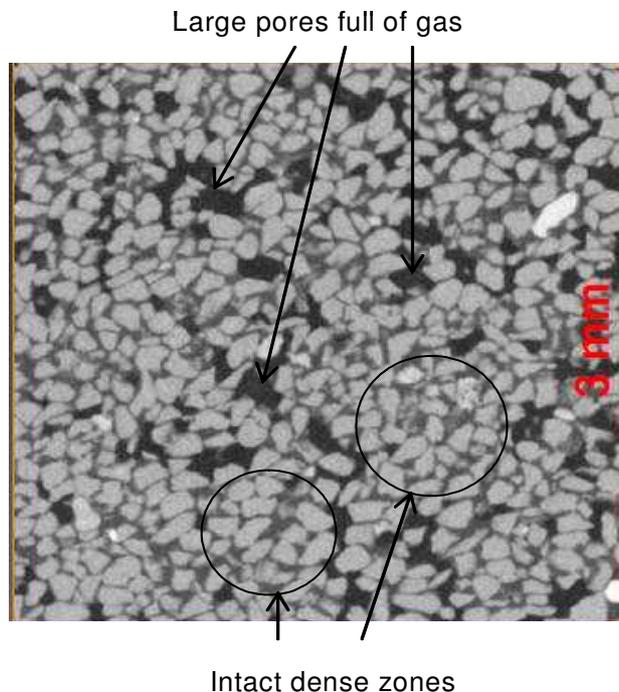
Les observations en cryomicroscopie (cryo-MEB) ont été réalisées sur un appareil MEB ZEISS modèle SUPRA40, équipé d'un canon FEG (à émission de champ thermiquement assistée) et une colonne GEMINI (module de cryo-transfert OXFORD CT1500). Le principe de cette méthode est le suivant: l'échantillon est refroidi à l'azote liquide pâteux (environ  $-200^\circ\text{C}$ ) puis introduit dans le sas du microscope lui-même refroidi à  $-170^\circ\text{C}$ . L'échantillon est ensuite fracturé puis métallisé au chrome (pour assurer la conductivité électrique) à l'intérieur du sas. Il est enfin introduit dans la chambre d'observation du microscope maintenue à une température de  $-180^\circ\text{C}$  pendant l'analyse. Les échantillons ont été observés en cryomicroscopie sur fracture en mode électrons rétrodiffusés (contraste chimique). Des analyses X locales (analyses EDS ou analyses chimiques élémentaires) (résolution de l'ordre du  $\mu\text{m}^3$ ) ont été réalisées à l'aide du détecteur EDS Brucker de type SDD.

#### a) Observations microtomographiques

Une éprouvette cylindrique de 5 mm de diamètre de sable bitumineux a été ausculté au scanner microtomographique RX présentant une résolution spatiale de  $6 \mu\text{m}$ . Le traitement d'image et l'analyse des volumes tridimensionnels (3D) reconstruits consistent à (1) visualiser, isoler, quantifier les espaces poreux et les différentes phases, et (2) analyser la distribution

granulométrique. Les traitements ont été effectués à l'aide du logiciel Avizo (version 6.2, VSG, France) et du logiciel ImageJ 1.44.

Une image 2D extraite d'un volume 3D de dimension  $3 \times 3 \times 3 \text{ mm}$  est présentée sur la Figure III-8. Les grains solides de quartz ( $2,65 \text{ Mg/m}^3$  en masse spécifique) apparaissent en couleur grise claire. La couleur grise plus sombre correspond aux fluides saturants: bitume et eau (dont les masses volumiques à température ambiante sont égales à  $1,002 \text{ Mg/m}^3$  et  $0,998 \text{ Mg/m}^3$ , respectivement). Les volumes de couleur noire correspondent à la présence du gaz (de l'air). L'image montre quelques zones denses composées de grains très anguleux (en couleur grise claire) et de fluides (gris sombre) séparés par des pores remplis de gaz (trous noirs). Les zones denses, intactes sont caractérisées par des empilements très denses de grains enchevêtrés avec un grand nombre de contacts concavo-convexes. Cette structure spéciale est le résultat de dissolution-recristallisation du quartz au cours des temps géologiques, sous des conditions de température et de pression beaucoup plus importantes que les conditions actuelles, comme mentionné précédemment.



**Figure III-8. Image scanner microtomographique RX en 2D de sable bitumineux naturel.**

Une image d'un volume cubique reconstruit de  $3 \times 3 \times 3 \text{ mm}$  est présentée dans la Figure III-9 en haut à gauche. Elle montre clairement une microfissure d'environ  $200 \mu\text{m}$  d'épaisseur (comparable à la taille moyenne des grains solides) et environ  $1500 \mu\text{m}$  de long sur le plan horizontal. Les autres images montrent l'ensemble des grains dans les zones denses (en bas, à gauche et à droite) et dans les zones perturbées par la présence de gros pores pleins d'air (en haut, à droite). Les bulles d'air semblent isolées et être limitées par des grains assez "propres" et par la phase fluide qui se maintient au niveau des contacts entre les grains. On remarquera que certaines petites bulles d'air peuvent également être observées au sein de la phase fluide remplissant les pores entre les grains (Figure III-9, en bas, à gauche et à droite).

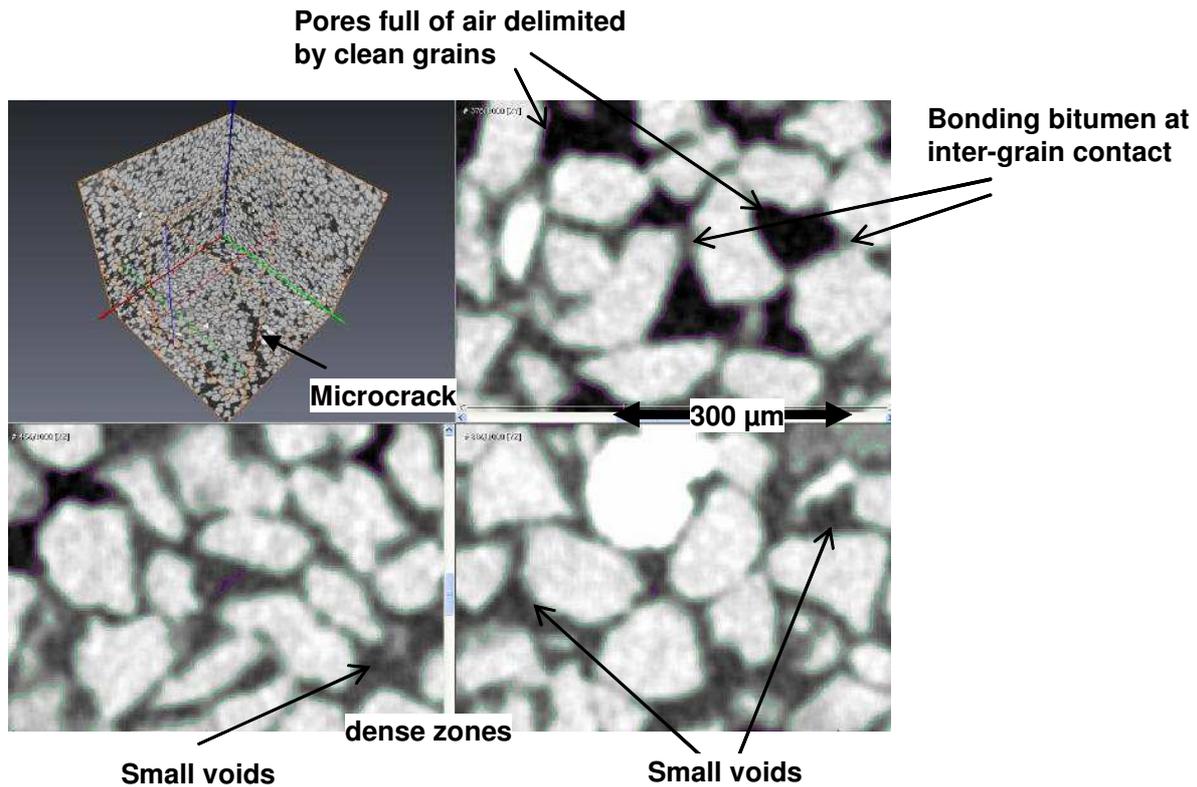


Figure III-9. Reconstruction 3D des images microtomographique (Image tridimensionnelle:  $3 \times 3 \times 3$  mm).

Pour extraire des valeurs quantitatives à partir des images  $\mu CT$ , des analyses d'image tridimensionnelle 3D doivent être effectuées. La segmentation d'image constitue en effet une étape cruciale dans cette procédure. Elle vise à séparer les différentes phases (solide, bitume, air) présentes dans l'image brute en attribuant à chaque voxel la phase correspondante en fonction de son niveau de gris. Afin de séparer les niveaux de gris correspondant à chaque phase, les images ont été préalablement filtrées. L'opération de filtrage a consisté à attribuer à chaque voxel une valeur moyenne de ses  $5^3$  voisins.

Les fractions des différentes phases extraites des image peuvent être exprimées comme :

$$F_p = N_p / N_{img} \quad (\text{III-16})$$

$$F_f = N_f / N_{img} \quad (\text{III-17})$$

où  $F_p$ ,  $F_f$ ,  $N_p$ ,  $N_f$  et  $N_{img}$  sont respectivement la fraction volumique occupée par les pores, la fraction volumique occupée par la phase fluide, le nombre de voxels des pores, de la phase fluide et le nombre total de voxels dans l'image.

Ces traitements d'images appliqués au volume tridimensionnel 3D présenté sur la Figure III-9 (en haut à gauche) donnent des fractions volumiques des composants comme suit:

- gaz  $\phi_g = \frac{V_g}{V} \approx 10\%$  (III-18)

où  $V_g$  est le volume du gaz et  $V$  est le volume total étudié.

- fluide  $\phi_f = \frac{V_f}{V} \approx 30\%$  (III-19)

où  $V_f$  est le volume de la phase fluide (le bitume et l'eau).

$$\bullet \text{ solide } \phi_s = \frac{V_s}{V} \approx 60\% \quad (\text{III-20})$$

où  $V_s$  est le volume de la phase solide (grains de quartz).

On peut par conséquent en déduire une porosité totale de l'ordre de 40 %.

Et si l'on élimine la porosité due au gaz:

$$\phi = \frac{V_f}{V_f + V_s} = \frac{\phi_f \times V}{V(1 - \phi_g)} = \frac{\phi_f}{1 - \phi_g} = \frac{30\%}{1 - 10\%} = 33,3\% \quad (\text{III-21})$$

La porosité totale (sans gaz) est alors de l'ordre de 33 %, valeur proche de celle estimée par l'extracteur Soxhlet qui est égale à 32 %.

Et si l'on procède à un traitement d'image sur un volume tridimensionnel choisi très dense et sans pores remplis d'air dont des illustrations 2D sont présentés sur la Figure III-9, en bas, à gauche et à droite, une porosité de l'ordre de 32,6 % est alors obtenue.

Ces deux approches (de traitement d'image) donnent donc une porosité dans l'ordre de 32 % - 33 %. Cette valeur est parfaitement en accord avec les valeurs de porosités in situ données par les diagraphies (31 % à 35 %). Cela confirme que les pores ou trous d'air observés par microtopographie sont dus au remaniement. En conditions in situ, les sables bitumineux Canadiens ne contiennent pas de gaz (Dusseault, 1980; Dusseault et van Domselaar, 1982).

La distribution granulométrique des grains a également été déterminée à partir des analyses d'images en 3D. La courbe granulométrique obtenue est très voisine de celles données par les méthodes conventionnelles (tamisage et Laser) (Figure III-10). Le bon accord observé indique que le petit volume étudié ( $3 \times 3 \times 3 \text{ mm}$ ) par  $\mu CT$  est représentatif du sable bitumineux à l'échelle macroscopique.

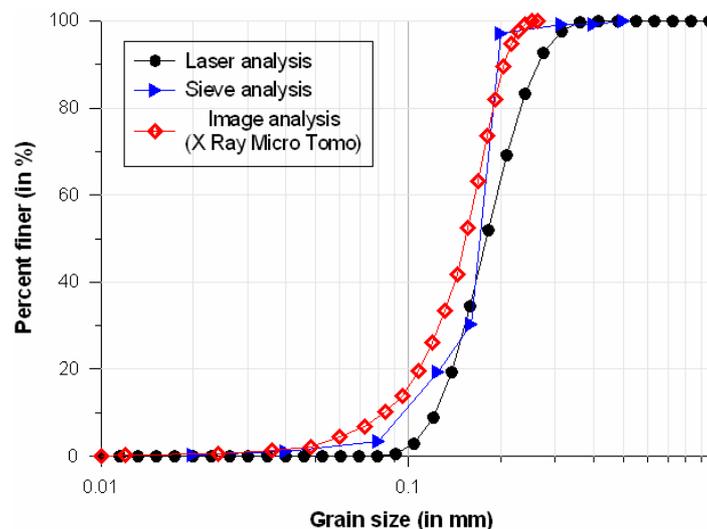


Figure III-10. Granulométrie de sable bitumineux d'Athabasca obtenue par analyse d'image, en comparaison avec les analyses granulométriques classiques (tamisage et Laser).

### b) Observations cryomicroscopiques

La congélation rapide des échantillons (dans l'azote liquide) génère peu de variation de volume des fluides saturants et préserve de manière satisfaisante la microstructure initiale des sols saturés en eau et des roches (Gillott, 1973; Tovey et Wong, 1973; Delage et Pellerin, 1984). Elle conserve aussi les positions relatives des amas d'huile et d'eau (Zinszner et Pellerin, 2007). Quand on fracture des échantillons congelés, les fluides congelés sont quasiment solides et se comportent comme une résine d'imprégnation qui maintient les particules dans leur arrangement initial. Le plan de fracture ne suit pas les plans de faiblesse de l'échantillon. Les fractures sont généralement de type fragile, franches et traversent les différents niveaux de structure de l'échantillon (Delage et al., 1982). Cela fait une grosse différence avec les fractures ductiles (inter-granulaires et à l'intérieur du bitume) qui apparaissent quand l'échantillon est fracturé à température ambiante.

Les observations cryoMEB ont été effectuées dans les zones denses intactes identifiées précédemment par  $\mu CT$ . La bonne qualité des surfaces de fracture des sables bitumineux est confirmée sur la Figure III-11.

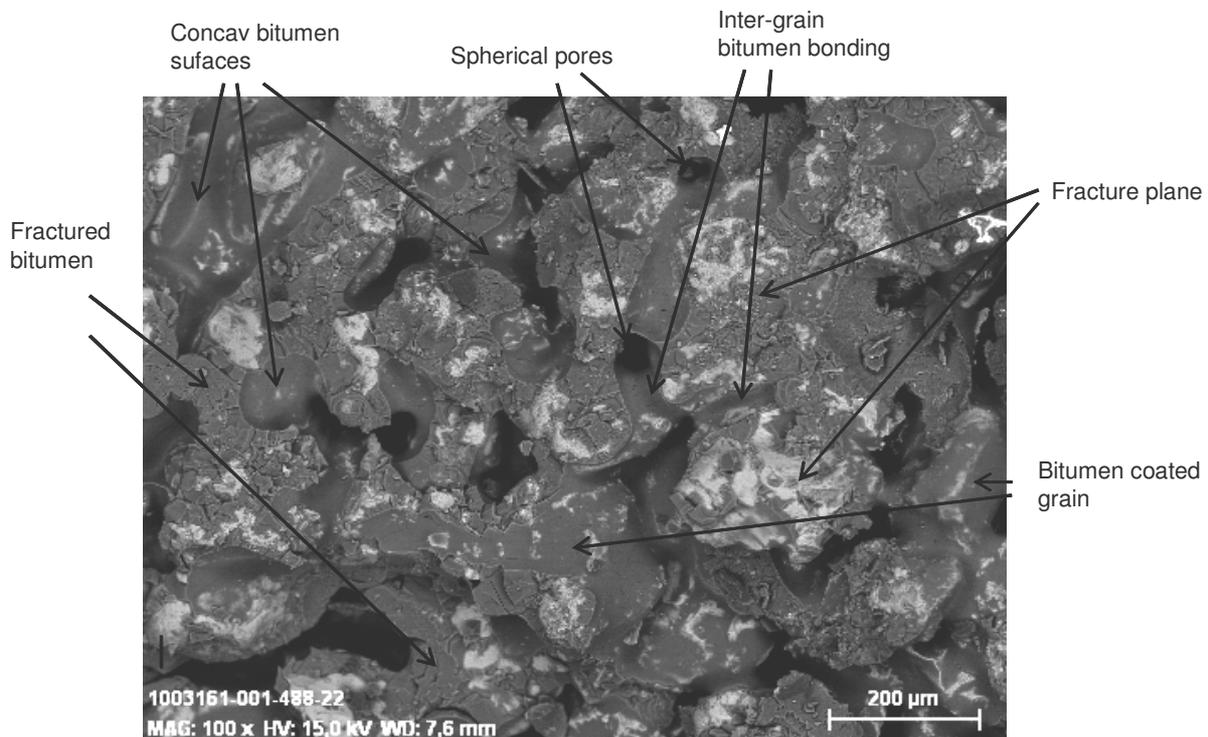


Figure III-11. Photo CryoMEB typique de sable bitumineux d'Athabasca.

Le long de la surface de fracture, les grains de sable demeurent partiellement enrobés par des éclats de bitume qui semblent être des restes de bitume qui a été fortement liée aux grains et a été arraché lors de la fracturation. Cette liaison intime bitume-grains sableux est compatible avec l'observation de différents grains enrobés de bitume. Lorsqu'il n'est pas traversé par la surface de fracture, le bitume se présente régulièrement sous des formes douces et concaves avec des ménisques, ce qui est tout à fait cohérent avec le caractère hydrophobe de l'interaction directe entre des grains et le bitume. En effet, comme suggéré par Schmitt (2005) et également observée dans  $\mu CT$  précédemment, le bitume semble jouer le rôle d'un agent de

liaison reliant les grains solides, au moins dans cet état après carottage. Cette considération reste vraie tant que le bitume reste à faible température où il est considéré quasi-solide. On notera également la forme bien arrondie des trous d'air (diamètre compris entre 50 et 80  $\mu\text{m}$ ) entre les grains solides.

D'autres photos prises au cryoMEB sont présentées sur la Figure III-12 et la Figure III-13 sur lesquelles le bitume à la surface de fracture semble parfois être cassé en petits morceaux. Cela peut être dû à un léger retrait du bitume lors de la congélation. Le détail d'une surface de grain rugueuse a été identifié (Figure III-12, en bas, à gauche) avec de nombreux éclats de bitume qui restent collés sur la surface du grain solide (Figure III-12, en bas, à droite). La nature rugueuse des grains de quartz des sables bitumineux est une caractéristique bien connue. On remarque également que la forme conchoïdale des éclats de bitume est similaire à celle de morceaux de verre cassé, ce qui indique l'absence de cristallisation du bitume et son état amorphe.

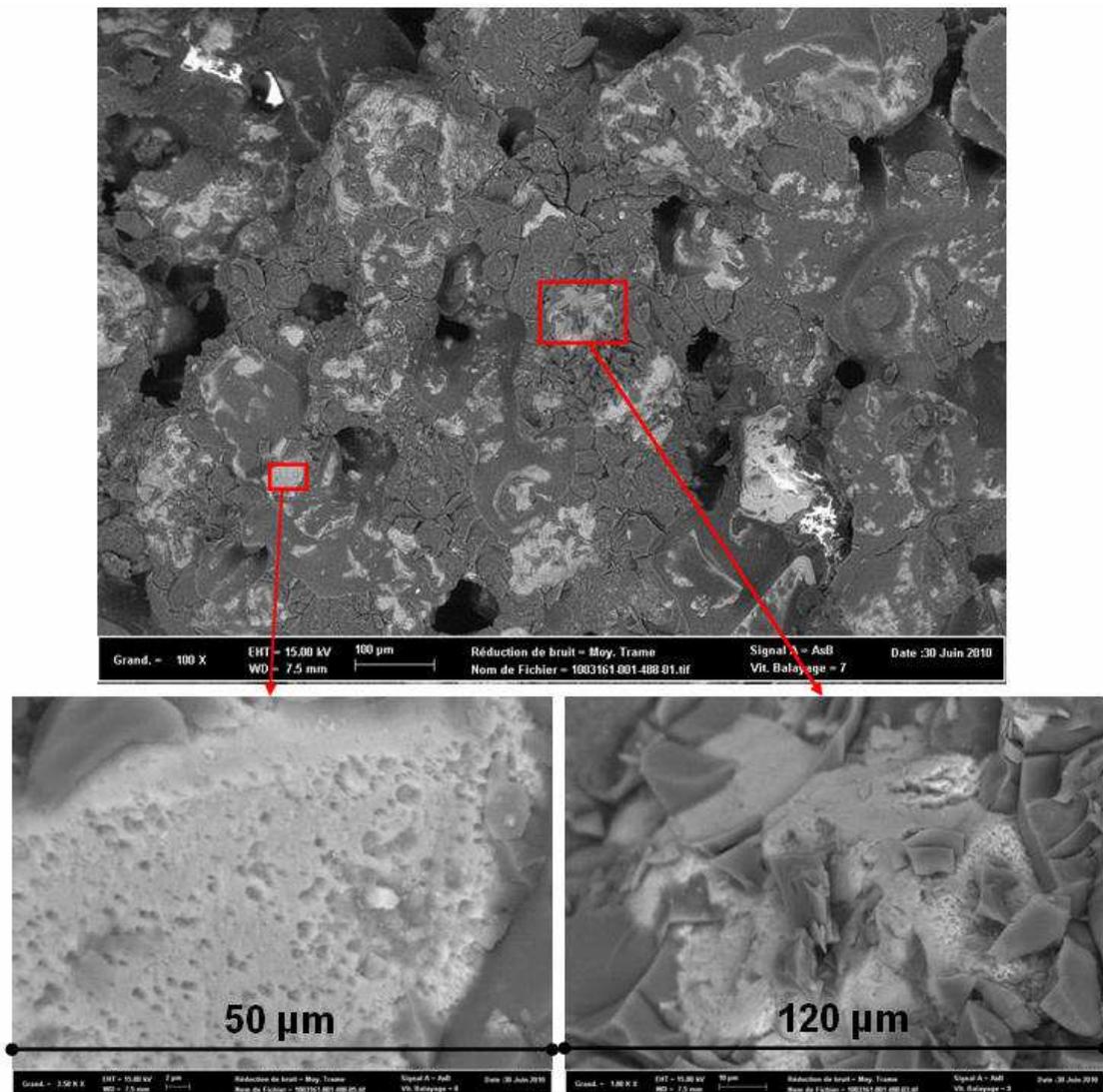
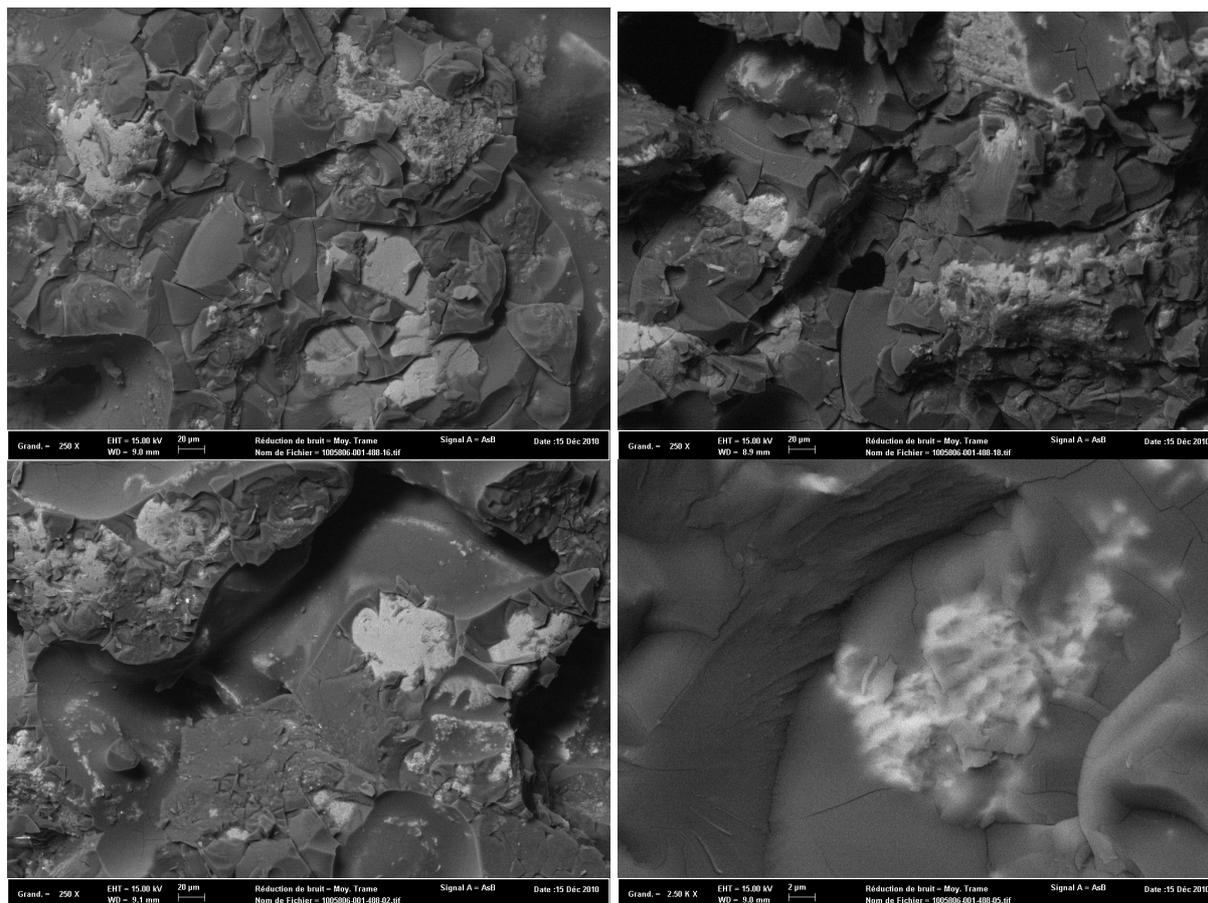


Figure III-12. Photos CryoSEM de sable bitumineux d'Athabasca.



**Figure III-13. Photos CryoSEM de sable bitumineux d'Athabasca montrant de petits morceaux du bitume.**

Comme on peut le constater sur les différentes photos (Figure III-11, Figure III-12 et Figure III-13), les pores ont des formes régulières et sont délimités à la fois par la surface concave lisse régulière du bitume et par les grains solides eux-mêmes. Le bitume agit comme un liant et un revêtement sur les grains solides.

Le réseau des pores observé semble être interconnecté. Il est possible que ces pores inter-grains soient remplis d'eau à la profondeur de 75 mètre in situ. Cette eau se serait ensuite évaporée lors du carottage, du transport et du stockage du matériau. L'interconnexion entre les pores favoriserait l'évaporation. Rappelons que la perméabilité effective à l'eau des sables bitumineux d'Athabasca in situ, estimée par Dusseault (1980), est comprise entre  $10^{-10}$  et  $10^{-12}$  m/s.

Afin de rechercher d'éventuelles traces d'eau, on a pratiqué des analyses chimiques élémentaires (ponctuelles analyses EDS ou spectrométrie rayon X) à la fois sur la surface des grains de quartz et sur le bitume. L'élément recherché est alors le chlore. D'après les résultats (Figure III-14), on n'a détecté que de la silice (Si et O) (donc des grains quartziques), du bitume (C et S), et Cr et aucune trace de chlore. Même si l'eau initiale s'était évaporée, des résidus de chlore auraient été présents. L'absence totale de chlore pourrait constituer un argument pour rejeter l'hypothèse de la présence d'une couche d'eau autour des grains de quartz que certains ont pu mentionner.

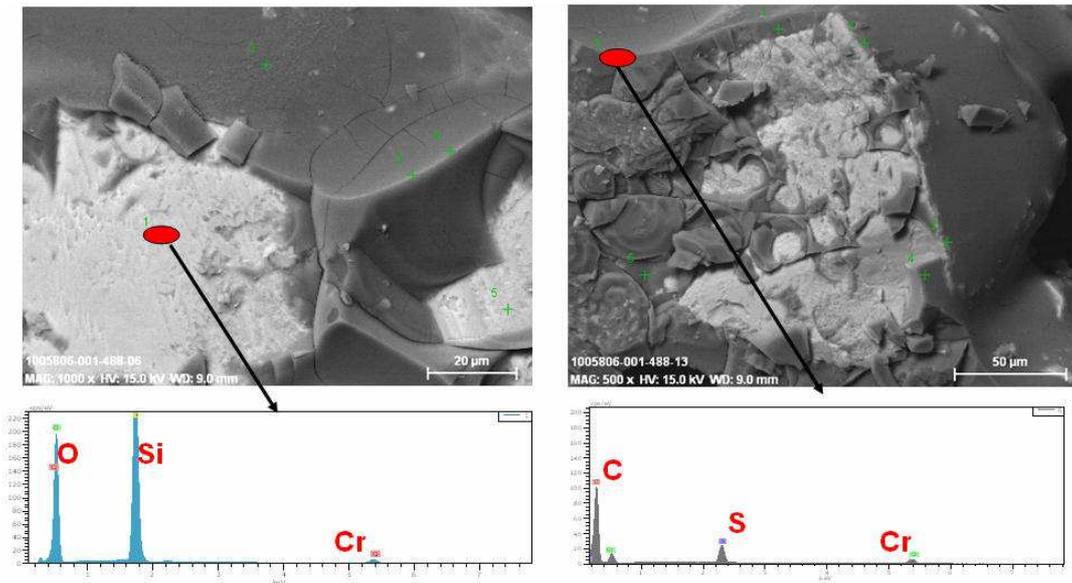


Figure III-14. Analyse EDS sur la surface des grains (à gauche) et sur le bitume (à droit).

La Figure III-15 présente une cartographie de différents éléments chimiques détectés dans le sable bitumineux: carbone C, soufre S et oxygène O. Alors les cartes C et S illustrent la présence du bitume alors que la carte O illustre la présence d'atomes d'oxygène appartenant aux grains de quartz, qui apparaissent de façon plus claire lorsque ils ne sont pas recouverts par le bitume.

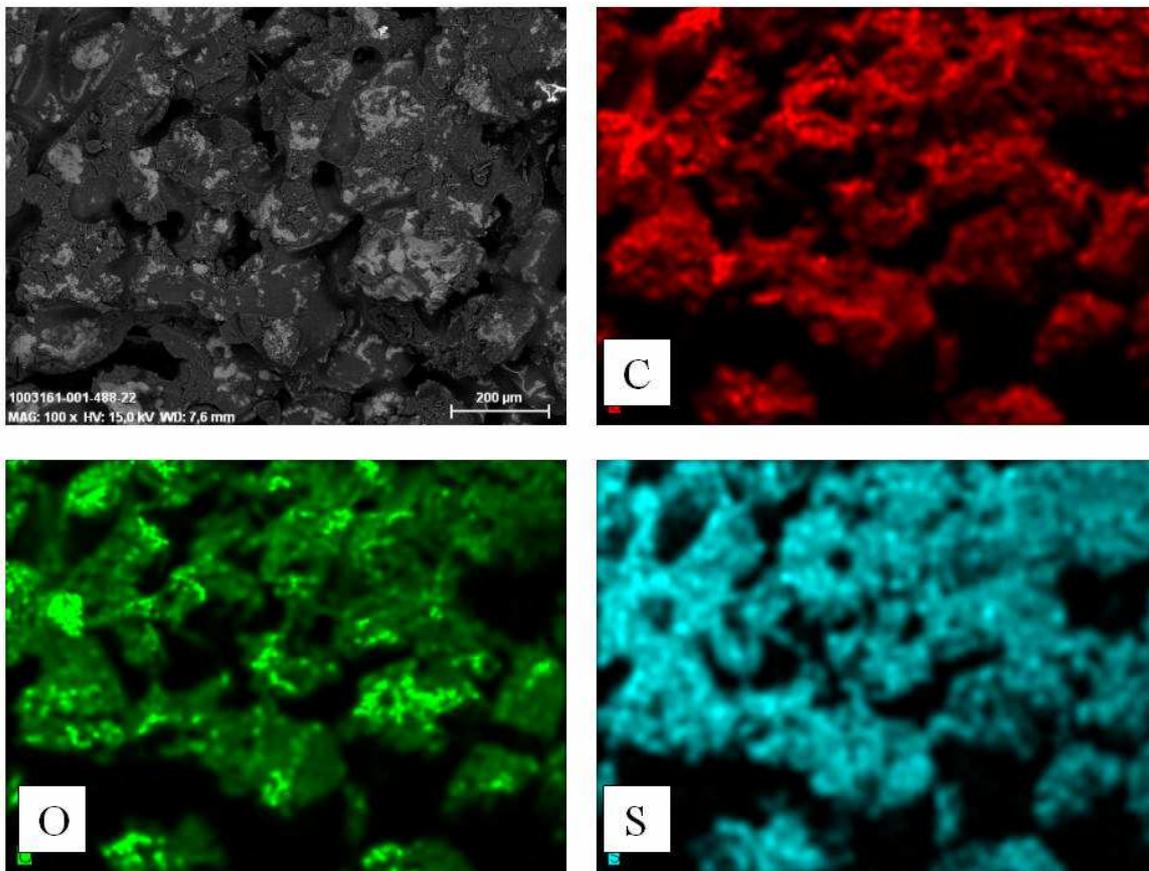


Figure III-15. Cartographie élémentaire par analyse EDS.

Finalement, on observe quelques particules argileuses, apparaissant en gris clair sur la Figure III-16. Par rapport aux grains sableux, ces particules sont de morphologie granuleuse, voire lamellaire dans certains cas et sont constitués de Al, Si, O, K, Na et Mg.

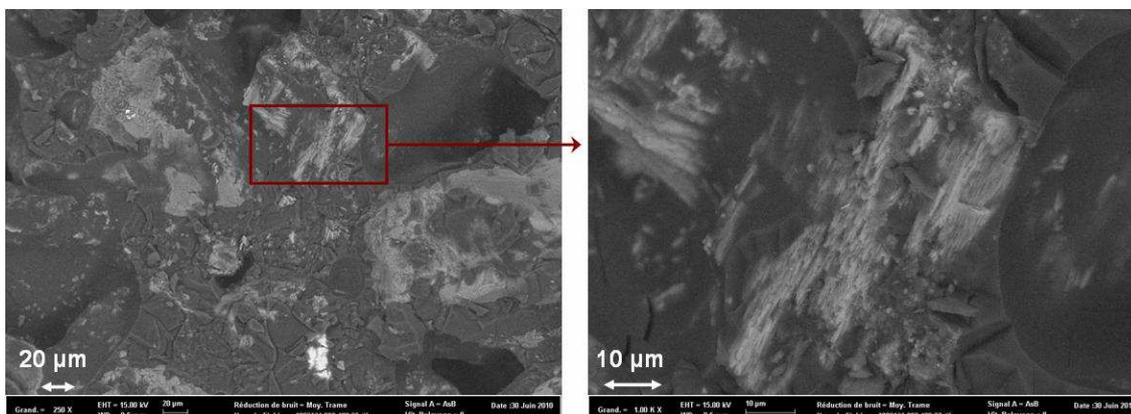


Figure III-16. Présence mineure des argiles dans le sable bitumineux d'Athabasca.

### III.1.3. Caractérisation pétrophysique par RMN

#### III.1.3.1. Principe et la méthode expérimentale

La relaxométrie par Résonance Magnétique Nucléaire (RMN) appliquée aux milieux poreux est un domaine récent en développement rapide. Elle apporte des mesures utiles pour la caractérisation de structures poreuses et pour la distribution de fluides dans le volume poreux (Fleury, 1998).

Une expérience de RMN consiste à placer le matériau dans un champ magnétique statique qui a un effet sur l'orientation des spins des protons. L'obtention du signal de RMN se fait en modifiant l'état énergétique de la population de spins par l'interaction avec une onde électromagnétique. C'est le retour du système à l'état initial, à l'arrêt de l'excitation radio fréquence (RF) qui générera le signal de RMN. On parle alors de relaxation, les noyaux tendent à retrouver leur distribution initiale. On peut la décomposer en deux phénomènes, la relaxation longitudinale et la relaxation transversale.

La relaxation longitudinale dite relaxation  $T_1$  ou encore relaxation "spin-réseau" correspond au retour à l'équilibre énergétique du système après l'excitation. La constante de temps  $T_1$  caractérise en quelque sorte un freinage. Elle dépend de la mobilité des atomes d'hydrogène ou de celle des molécules où ils sont engagés.  $T_1$  sera d'autant plus court que ces hydrogènes seront liés à de grosses molécules; le temps de relaxation  $T_1$  de l'eau pure pour l'hydrogène est d'environ 3 secondes. Celui de l'eau en solution est de l'ordre de 1 à 2 secondes, celui de l'eau dans les tissus vivants est de l'ordre de 0,5 seconde.

La décroissance de la composante transversale se fait en général plus vite que ne le veut le simple retour à l'équilibre de la composante longitudinale. Cette relaxation transversale est due à la désynchronisation des aimantations élémentaires dans leur mouvement autour du champ magnétique, désynchronisation qui est liée aux interactions entre les aimantations nucléaires de noyaux voisins. Ces interactions créent des modifications locales du champ magnétique et sont responsables des déphasages qui vont détruire la composante transversale.

Le temps de relaxation  $T_2$  est encore appelé temps de relaxation "spin-spin". Ce temps de relaxation  $T_2$  est toujours inférieur au temps de relaxation  $T_1$ . Il dépend lui aussi de la mobilité des atomes ou des molécules sur lesquelles ces atomes d'hydrogène sont engagés. Le temps de relaxation  $T_2$  de l'eau pure est de 3 secondes.

Notons qu'à température ambiante et sous des champs magnétiques faibles ou moyens, les temps de relaxation  $T_1$  et  $T_2$  de l'eau pure sont supérieurs à la seconde. Les huiles pures, comme décrit dans Zinszner et Pellerin (2007), ont des temps de relaxation caractéristiques dépendant de leur formule. Il est également important de noter que le nombre de protons par unité de volume, qui conditionne l'intensité de la réponse RMN, est assez proche dans les huiles légères et dans l'eau. Le rapport de ce nombre de protons à celui de l'eau pure, appelé l'Index d'Hydrogène ( $IH$ ), est proche de 1. L'Index d'Hydrogène caractérise la "teneur" du matériau en atome d'hydrogène.

Le point le plus important pour les applications pétrophysiques est la variation des temps de relaxation avec la viscosité: le temps de relaxation  $T_2$  diminue exponentiellement avec l'augmentation de la viscosité, comme le montre la Figure III-17.

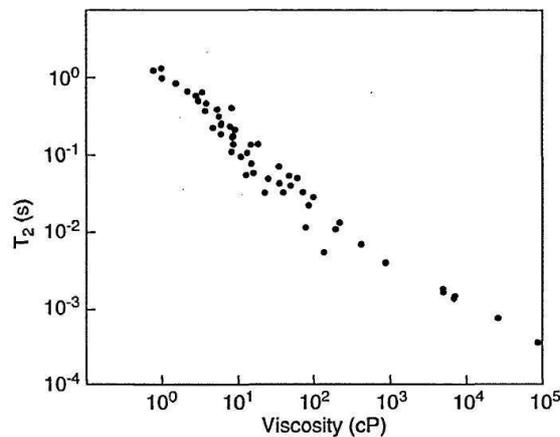


Figure III-17. Relation entre temps de relaxation et viscosité du brut lourd (Zinszner et Pellerin, 2007).

Fleury et al. (2002) ont montré que les mesures RMN sur les sables bitumineux peuvent servir à estimer la porosité et la saturation en eau. En effet, la quantité d'eau peut être déterminée grâce à une discrimination nette entre les signaux de l'eau et ceux du bitume, en particulier aux faibles températures où la viscosité du bitume est extrêmement élevée (Figure III-18). La détermination de la porosité, quant à elle, est réalisée grâce aux mesures à différentes températures et en appliquant des méthodes de traitement particulières.

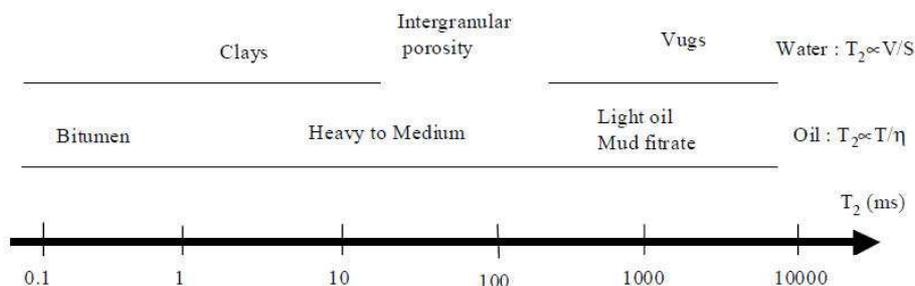


Figure III-18. Temps de relaxation en fonction de la structure des pores et de la viscosité des bruts lourds (Fleury et al., 2002).

Les mesures RMN ont été effectuées sur un spectromètre 23 MHz avec une sonde de 18 mm. Les paramètres d'acquisitions sont présentés dans le Tableau III-2. Les échantillons sont placés dans une cellule spécifique où un liquide non hydrogéné est en circulation afin de contrôler et de stabiliser la température. La cellule vide présente un faible signal et ce dernier a été mesuré pour en tenir compte lors du traitement. La cellule est connectée à un bain thermostaté où une large gamme de température (de -20°C à 180°C) peut être imposée. La température à l'intérieur de l'échantillon est déduite à partir des courbes de calibration en tenant compte de la perte de chaleur entre le bain et la cellule. Pour chaque niveau de température, on attend au moins 3 heures de stabilisation avant d'effectuer les mesures.

**Tableau III-2. Paramètres d'acquisitions des mesures RMN**

Fréquence	23 MHz
Diamètre de la sonde	18 mm
Température des aimants	30 °C
Température de la régulation d'air	De 10 °C à 50 °C
Temps inter-écho	0,060 ms
Nombre de scans	8
Gain	10 %
Coefficient de calibration à 30°C, filtre 100 kHz, gain 10 %	1312 a.u/cc

### III.1.3.2. Vérification de la présence d'eau

Une première mesure RMN a été effectuée sur un miniplug de sable bitumineux d'Athabasca (profondeur 75,9 m) stocké sans précautions particulières, à la température du réservoir, soit 10°C. Les caractéristiques du miniplug de sable sont présentés au Tableau III-3.

**Tableau III-3. Caractéristiques du miniplug de sable**

Échantillon - Profondeur	T49 – 75,9 m
Diamètre d (cm)	1,230
Longueur h (cm)	1,724
Volume total (cm <sup>3</sup> )	2,049
Masse (g)	3,917

Le résultat (Figure III-19, à gauche) montre la présence d'un signal essentiellement dû au bitume ( $T_2 < 1$  ms), le signal dû à l'eau étant pratiquement inexistant. Suite à cette mesure, on en déduit que la teneur en eau est inférieure à 1 %.

Il a été ensuite décidé de laisser imbiber cet échantillon dans l'eau pendant plusieurs jours et de refaire des mesures RMN. Lors de cette imbibition, on a attendu que, par effet capillaire, l'eau pénètre dans les espaces poreux et remplisse les trous d'air. Pendant cette opération réalisée à température ambiante, le bitume est resté immobile. La mesure RMN réalisée à 10°C cette fois-ci (Figure III-19, à droite) montre alors la présence d'eau.

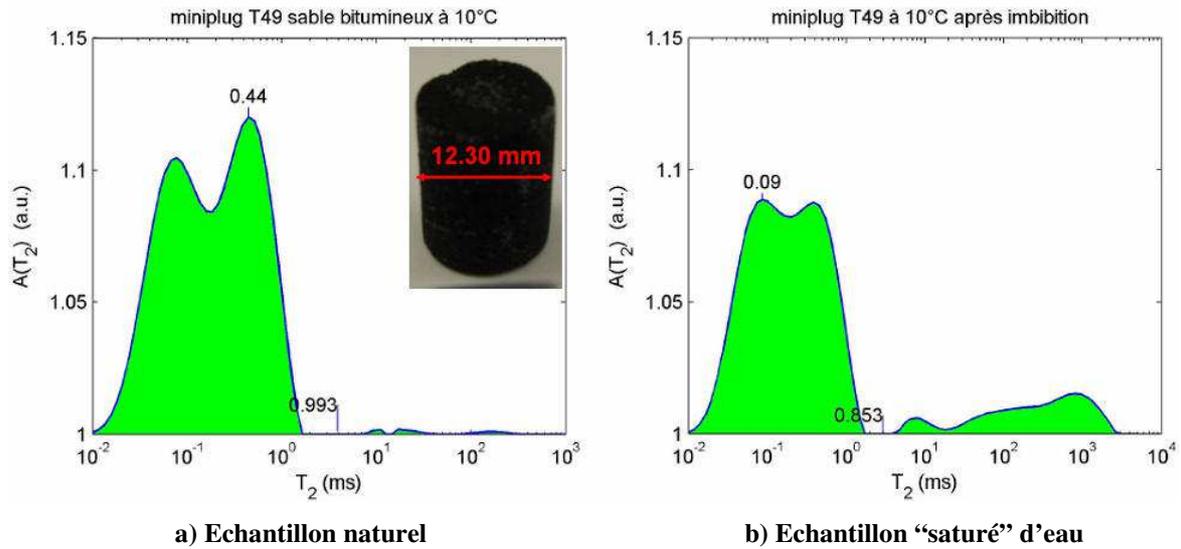


Figure III-19. Temps de relaxation T2. Échantillon T49 (75,9 m) à une température de 10°C avant et après l'imbibition dans l'eau.

### III.1.3.3. Estimation de porosité et de saturation

#### a) Estimation préliminaire de la porosité par pesée

Après l'imbibition, si l'on considère qu'il n'y a plus d'air piégé, l'eau et le bitume occupent tous les pores de l'échantillon. De plus, comme le bitume a une masse volumique proche de celle de l'eau à température ambiante ( $1,002 \text{ Mg/m}^3$  et  $1,000 \text{ Mg/m}^3$ , respectivement), on peut estimer rapidement la porosité en utilisant la masse de l'échantillon saturé selon l'équation suivante:

$$\rho = \phi \rho_L + (1 - \phi) \rho_s \quad (\text{III-22})$$

$$\text{d'où } \phi = \frac{\rho_s - \rho}{\rho_s - \rho_L} \quad (\text{III-23})$$

où  $\phi$  porosité,  $\rho = \frac{m}{V}$  (III-24) la masse volumique de l'échantillon après l'imbibition,

$\rho_s$  est la masse volumique de grain solide ( $2,650 \text{ Mg/m}^3$  pour le quartz),

$\rho_L$  est la masse volumique du liquide (eau et bitume),

On obtient une porosité  $\phi = 42,3 \%$ , valeur plus importante que celles mesurées par diagraphies (i.e.  $33 \%$  pour la porosité de densité  $\gamma\gamma$  et  $37 \%$  pour la porosité Neutron à 75,9 m de profondeur). Cette approche par pesée ignore le degré de saturation des fluides et peut être fortement influencée par l'imprécision des mesures de dimension d'un petit échantillon. De plus, on accepte l'hypothèse d'un remplissage complet des espaces vides de l'échantillon par l'eau d'imbibition.

#### b) Résultat des essais RMN: temps de relaxation

La méthode RMN sur échantillons "saturés" permet d'estimer la porosité (dite porosité RMN) à partir du moment où l'on connaît l'état de saturation et l'index d'hydrogène  $IH$  du fluide

saturant (Fleury et al., 2002). Il est intéressant de noter ici la différence existant entre la porosité Neutron, mesurée in-situ à partir de la diagraphie et la porosité RMN en laboratoire. La porosité Neutron correspond à la totalité des protons existant dans la roche, aussi bien dans les fractions solides que fluides, tandis que la porosité RMN correspond seulement aux protons contenus dans les fractions fluides (Zinszner et Pellerin, 2007).

Les mesures ont été réalisées à 10°C, 30°C et 50°C. Les résultats sont présentés sur la Figure III-20. On constate un déplacement vers la droite du pic du signal du bitume ainsi qu'une distribution plus étalée avec l'augmentation de température. Les mesures à 10°C et 30°C distinguent bien les signaux du bitume et de l'eau, permettant ainsi la mesure de la saturation en l'eau. Les mesures à 30°C et à 50°C permettent de détecter plus de volume du bitume et sont utiles aux calculs de la porosité.

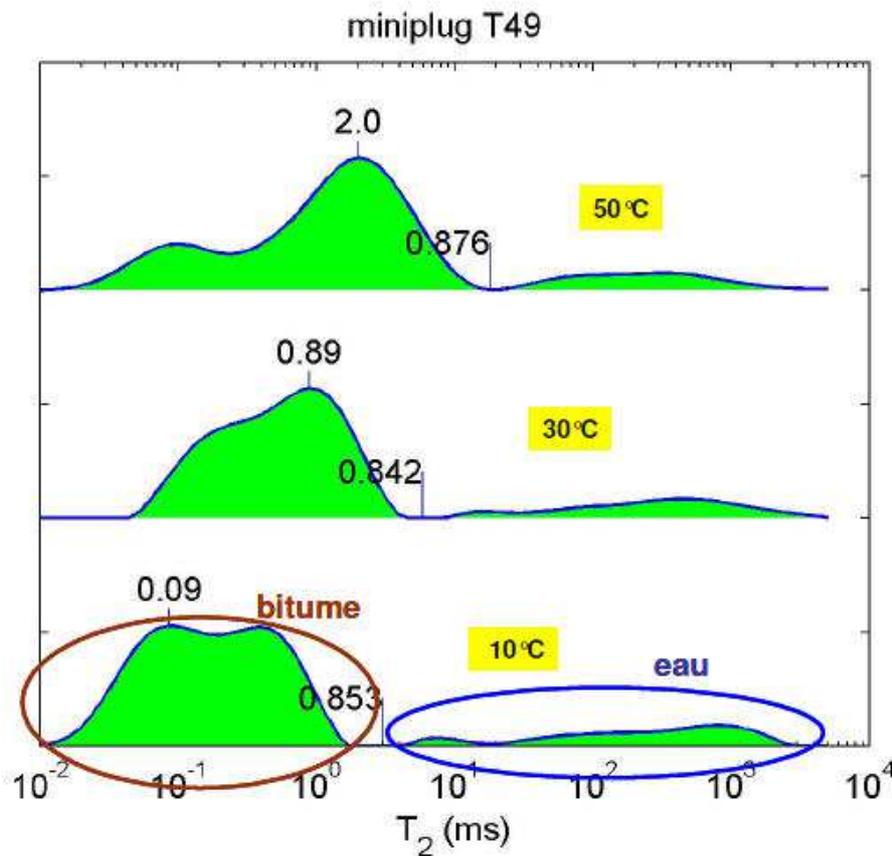


Figure III-20. Temps de relaxation  $T_2$  d'un échantillon de sables à différentes températures.

### c) Procédure de traitement

Pour le calcul de porosité, les signaux RMN sont dans un premier temps transformés en volume en utilisant un coefficient de calibration  $C$  et l'indice d'hydrogène  $IH$  du liquide saturant. Ensuite, la porosité peut être déterminée à partir du volume total de l'échantillon. La procédure de calcul et les hypothèses utilisées sont détaillées dans Fleury et al. (2002).

Tout d'abord, toutes les amplitudes magnétiques de l'aimantation (i.e. intensité de l'aimantation) mesurées sur le miniplug aux différentes températures ont été corrigées (de  $M_o$  à  $M_C$ ) en utilisant la loi de Curie:

$$M_C = M_0(T) \left[ \frac{273 + T}{273 + T_{ref}} \right] \quad (\text{III-25})$$

où  $M_0$  est l'amplitude de l'aimantation normalisée (a.u./scan) mesurée à la température  $T$  (°C),  $T_{ref}$  est la température (°C) à laquelle la calibration a été effectuée.

Ensuite on peut appliquer la formule suivante pour calculer la porosité:

$$\phi_{RMN} = M_C \frac{1}{C \times IH \times V} 100 \text{ (\%)} \quad (\text{III-26})$$

où  $M_C$  est l'amplitude de l'aimantation corrigée (a.u./scan),  
 $C$  est un coefficient de calibration,  
 $IH$  est l'indice d'hydrogène du liquide saturant,  
 $V$  est le volume total du miniplug (à partir de son diamètre et de sa longueur).

On applique la calibration faite à 30°C pour les mesures aux différentes températures (10°C, 30°C et 50°C). En outre on utilise un  $IH = 0,95$ , comme suggéré par Fleury et al. (2002) en se basant sur des mesures effectuées sur un bitume semblable.

#### d) Résultat: porosité RMN et saturation

En appliquant les calculs décrits ci-dessus, on trouve des porosités apparentes égales à 34,2 %, 36,3 % et 36,4 % respectivement pour les températures 10°C, 30°C et 50°C. Ces valeurs sont proches de celles des mesures diagraphiques in situ.

En effet, à 10 °C, comme le bitume se comporte comme un quasi solide, les mesures RMN ne correspondent peut-être pas à tous les composants du bitume. Par contre, à 50°C, il semble qu'on a tous les composants de bitume. Pourtant, la distinction des signaux dus au bitume et à l'eau à 50°C est moins claire qu'aux faibles températures.

Alors pour un calcul plus rigoureux qu'auparavant, on a utilisé l'aimantation à 10°C et la fraction due à l'eau pour déterminer uniquement la quantité d'eau. Puis pour déterminer la quantité de bitume, on a utilisé l'amplitude magnétique à 50°C, à laquelle on retranche le volume d'eau trouvé avec la mesure à 10°C. Des calibrations sont nécessaires en passant d'une température à une autre température.

Des expériences réalisées à 70°C et 80°C n'ont pas montré de différence significative des temps de relaxation par rapports aux mesures à 50 °C.

A partir de la distribution de  $T_2$  à 10°C, on déduit le volume d'eau  $V_w$

$$V_w = \frac{M_C(T = 10^\circ\text{C})}{C} \times f_w \quad (\text{III-27})$$

$f_w$  est la fraction lue sur la distribution de  $T_2$  à 10°C correspondant au signal de l'eau.

A partir de la distribution de  $T_2$  à 50°C, on déduit le volume de bitume  $V_b$ :

$$V_b = \frac{\frac{M_c(T = 50^\circ C)}{C} - V_w}{IH} \quad (\text{III-28})$$

On calcule la porosité  $\phi_{RMN}$  et la saturation en eau  $S_w$  suivant les équations:

$$\phi_{RMN} = \frac{V_b + V_w}{V} 100 \text{ (\%)} \quad (\text{III-29})$$

$$S_w = \frac{V_w}{V_b + V_w} 100 \text{ (\%)} \quad (\text{III-30})$$

où  $V = V_b + V_w + V_s$  (III-31) car l'on considère qu'après l'imbibition, il n'y a plus d'air piégé.

Les mesures RMN ont donné les valeurs suivantes des différents volumes:

$$+ V_w = 0,094 \text{ (cm}^3\text{)}$$

$$+ V_b = 0,614 \text{ (cm}^3\text{)}$$

Donc on peut calculer les fractions volumiques des composantes:

$$\text{- du bitume: } \frac{V_b}{V} = 30 \text{ (\%)} \quad (\text{III-32})$$

$$\text{- de l'eau: } \frac{V_w}{V} = 4,5 \text{ (\%)} \quad (\text{III-33})$$

$$\text{De plus, } S_w = \frac{V_w}{V_b + V_w} 100 \text{ \%} = 13,3 \text{ \%} \quad (\text{III-34})$$

$$\phi_{RMN} = \frac{V_b + V_w}{V} 100 \text{ (\%)} = 34,5 \text{ \%} \quad (\text{III-35})$$

Pour résumer, on obtient une porosité RMN ( $\phi_{RMN}$ ) d'environ 34,5 % avec une saturation en eau  $S_w = 13,3$  (%) pour des échantillons de sables bitumineux après imbibition dans de l'eau. Rappelons que l'on accepte l'hypothèse qu'après l'imbibition, il n'y a plus d'air piégé dans les pores. De plus, la valeur de porosité est proche des valeurs trouvées par la première moyenne de calibration (34,2 %, 36,3 % et 36,4 % correspondent à 10°C, 30°C et 50°C).

*e) Porosité mixte (déduite par la méthode RMN et par pesée)*

Fleury et al. (2002) ont proposé une méthode mixte d'estimation de la porosité qui, d'après les auteurs, permet de s'affranchir des erreurs dues à la mesure de diamètre et de longueur du miniplug. La porosité est alors déterminée à partir:

- du poids de l'échantillon,
- des volumes de bitume et d'eau déterminés par RMN.

La formule est la suivante:

$$\phi_{RMNmixte} = \frac{V_b + V_w}{V} = \frac{V_b + V_w}{V_b + V_w + V_s} = \frac{1}{1 + \frac{m - m_L}{\rho_s(V_b + V_w)}} = \frac{1}{1 + \frac{m - \rho_b V_b + \rho_w V_w}{\rho_s(V_b + V_w)}} \quad (\text{III-36})$$

où  $m$  est la masse totale de l'échantillon (après l'imbibition),  
 $m_L$  est la masse des fluides (bitume et eau),  
 $V_b$ ,  $V_w$  sont les volumes du bitume et de l'eau, respectivement.

Alors on obtient:  $\phi_{RMNmixte} = 36,3 \%$ .

Bien que ces deux méthodes (la méthode RMN et la méthode RMN mixte) supposent l'absence de gaz après imbibition de l'échantillon, la méthode RMN mixte présente l'avantage de ne pas demander de mesures manuelles des dimensions de l'échantillon, ce qui permet d'éliminer énormément les erreurs correspondantes.

### III.1.4. Conclusions sur les caractéristiques physiques du sable bitumineux

Différentes méthodes d'estimation de la porosité et des fractions volumique et massique des composants ont été présentées. Elles sont à la fois classiques (pesée, nettoyage, séchage, etc.) et spécifiques (traitement d'images microtomographiques RX et mesure par résonance magnétique nucléaire). On précise cependant que les mesures RMN ont été effectuées sur un échantillon "saturé" d'eau. La porosité et les fractions volumique et massique des constituants sont collectées dans le Tableau III-4 et le Tableau III-5.

**Tableau III-4. Porosité et fractions volumiques des constituants dans le sable bitumineux.**

	Porosité (%)	$V_b/V$ (Bitume)	$V_w/V$ (Eau)	$V_g/V$ (Gaz)	$V_s/V$ (Solide)
Nettoyage par Soxhlet, extraction par $\text{CH}_2\text{Cl}_2$	38	27 %	2 %	9 %	62 %
MicroTomographie RX	40	30 %		10 %	60 %
RMN (échantillon "saturé" d'eau)	34,5	30 %	4,5 %	-	-
RMN mixte (échantillon "saturé" d'eau)	36,3	-	-	-	-

**Tableau III-5. Proportion massique des constituants.**

	Solide ( $M_s/M$ )	Bitume ( $M_b/M$ )	Eau ( $M_w/M$ )
Nettoyage par Soxhlet, extraction par $\text{CH}_2\text{Cl}_2$	84,8 – 85,2 %	14 – 14,5 %	0,7 – 0,8 %

Nos échantillons possèdent des porosités (en laboratoire) plus importantes que les valeurs mesurées in situ (31 à 35 % d'après le  $\gamma\gamma$ ), ce qui est le résultat du remaniement. Les porosités calculées par analyse d'image dans les zones intacts (supposées non remaniées) sont de l'ordre de 32 % à 33 %, ce qui est très proche des valeurs in situ.

La détermination de la porosité par les méthodes décrites ci-dessus ne peut pas être effectuée systématiquement pour tous les échantillons avant les essais géomécaniques. Par conséquent, on propose une méthode d'estimation de la porosité à partir des mesures de poids, de dimensions et de quelques hypothèses. L'objectif est de comparer les échantillons entre eux.

La porosité (i.e. porosité en laboratoire) s'exprime:

$$\phi = \frac{V_b + V_w + V_g}{V} = \frac{V - V_s}{V} = 1 - \frac{V_s}{V} \quad \text{(III-37)}$$

$$\phi = 1 - \frac{\rho V_s}{m_b + m_w + m_g + m_s} \approx 1 - \frac{\rho V_s}{m_b + m_w + m_s} \quad \text{(III-38)}$$

puisque  $m_g \approx 0$ ,

où  $\rho$  est la masse volumique de l'échantillon:  $\rho = \frac{m}{V}$ ,

$$\phi = 1 - \frac{\rho \frac{V_s}{V_0}}{\rho_b \frac{V_b}{V_0} + \rho_w \frac{V_w}{V_0} + \rho_s \frac{V_s}{V_0}} \quad \text{(III-39)}$$

où  $V_0 = V - V_g$  (III-40)

Les fractions  $\frac{V_b}{V_0}$ ,  $\frac{V_w}{V_0}$  et  $\frac{V_s}{V_0}$  sont déduites à partir des mesures par nettoyage Soxhlet et par extraction par  $\text{CH}_2\text{Cl}_2$  (voir la section III.1.2.1).

Alors on obtient:  $\phi = 1 - \frac{\rho \times 0,681}{1,002 \times 0,297 + 1 \times 0,022 + 2,65 \times 0,681}$  (III-41)

$$\phi = 1 - 0,3206 \times \rho \quad \text{(III-42)}$$

Alors pour conclure, une fois avoir pesée la masse et mesurée la dimension de chaque échantillon, la porosité est évaluée en utilisant la formule (III-42) ci-dessus. Ces porosités au laboratoire sont bien entendu différentes à celles in situ. La Figure III-21 donne la position de nos échantillons dans le plan porosité déduite des diagraphies – porosité en laboratoire. Nos échantillons sont en effet moyennement perturbés.

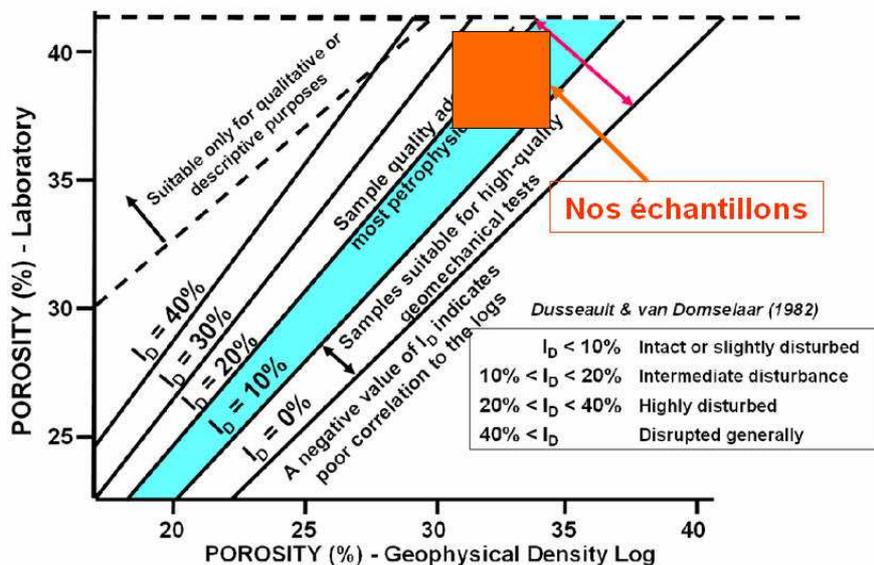


Figure III-21. Classement des échantillons selon l'indice de remaniement de Dusseault et van Domselaar.

## III.2. ECHANTILLONS DE SABLES RECONSTITUES

Les échantillons de sable bitumineux naturel ne sont pas disponibles en grande quantité. Ils présentent une variabilité qui est inévitable. Par ailleurs ils sont généralement remaniés et on ne peut enlever le bitume sans des manipulations nombreuses et perturbatrices. Ils ne se prêtent donc pas aisément à une étude systématique. On a donc recherché à disposer d'échantillons "analogue" de faible cohésion (mais reproductible) pour être facilement manipulable et pouvant être saturés par n'importe quel fluide.

On a donc procédé à la fabrication de sables quartzeux faiblement cimentés, très poreux et perméables. On rappelle que l'industrie pétrolière s'intéresse particulièrement des réservoirs sableux faiblement consolidés, ou non consolidés car les derniers représentent 75 % des réservoirs des bruts non conventionnels (Dusseault, 2011).

### III.2.1. Préparation des échantillons

Les échantillons cimentés artificiellement ont été préparés à partir de sable de Fontainebleau quartzeux de granulométrie homogène (autour de 250  $\mu\text{m}$ ), mais également de sable Canadien nettoyé.

Le processus de reconstitution et la préparation des échantillons a été développé au sein du Département Pétrophysique à IFPEN. Il utilise une solution de cimentation qui se compose de tétraéthylorthosilicate, d'acide chlorhydrique et d'alcool éthylique. Chaque échantillon est soumis à des cycles d'imprégnation et étuvage. Les principales étapes du processus sont brièvement décrites comme suit:

- Une membrane légère en latex est d'abord tendue le long de la surface intérieure d'un moule tubulaire en acier. Le vide est appliqué (à travers un tuyau connecté au moule) pour bien appliquer la membrane sur la surface intérieure du moule,
- Un disque fritté poreux est installé à la base du système (Figure III-22),
- Du sable est versé dans ce moule tout en frappant doucement le moule pour obtenir des échantillons aussi denses que possibles,
- Un autre disque fritté poreux est mis sur la face supérieure de l'échantillon,
- La solution de silicate est ensuite percolée à travers l'échantillon par gravité,
- De l'air est ensuite injecté pour chasser la solution,
- L'échantillon et le moule sont ensuite mis dans une étuve à 80°C pendant au minimum deux jours,
- Quatre cycles d'imprégnation décrits ci-dessus doivent être effectués pour obtenir une solidité suffisante permettant de disposer d'échantillons suffisamment cohérents pour être manipulés,
- Après le quatrième cycle, l'échantillon est démoulé et placé à 200°C pendant une journée.

La procédure de reconstitution des échantillons demande du temps (près 4 semaines) et beaucoup de précautions compte tenu de leur fragilité. On obtient des échantillons avec une masse volumique sèche qui se situe autour de 1,532 à 1,632  $\text{g}/\text{cm}^3$ .

Les échantillons ainsi préparés sont ensuite examinés sous scanner X pour vérifier leur homogénéité. La plupart des échantillons sont homogènes, à l'exclusion des extrémités.

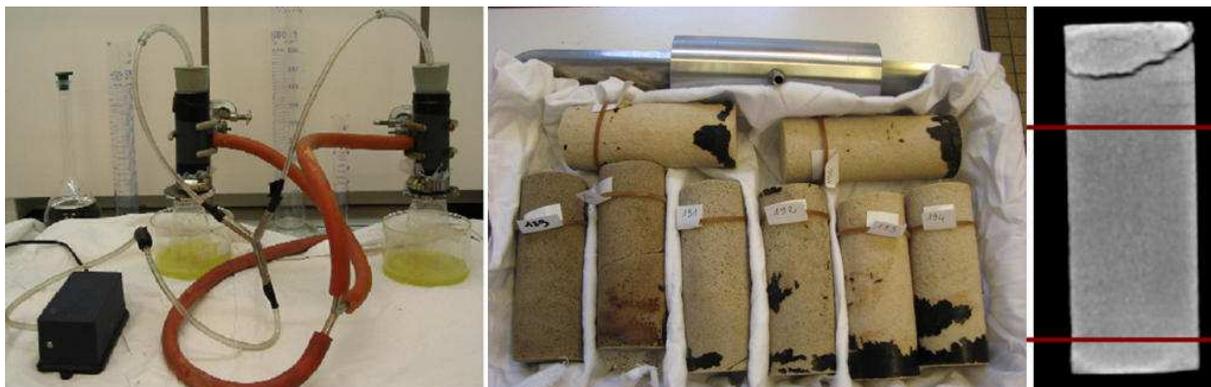


Figure III-22. À gauche: Configuration du processus; au milieu: échantillons et moule; à droite: image CT-scanner montrant des anomalies aux extrémités.

### III.2.2. Porosité

La porosité des échantillons reconstitués a été déterminée par différentes méthodes: CT scanner, pesée et injection de mercure. La porosité CT et la porosité par pesée ont été effectuées systématiquement pour tous les échantillons avant essais.

Les détails de la technique de détermination de la porosité à partir de CT scanner peuvent être trouvés dans la thèse de Dautriat (2009) menée à IFPEN. On détermine le profil de porosité en se basant sur le profil de densité radiologique et sur des courbes d'étalonnage correspondant à des échantillons de quartz pur de même dimension. La Figure III-23 montre des profils de porosité. Les lignes verticales délimitent les extrémités des échantillons, qui sont à couper.

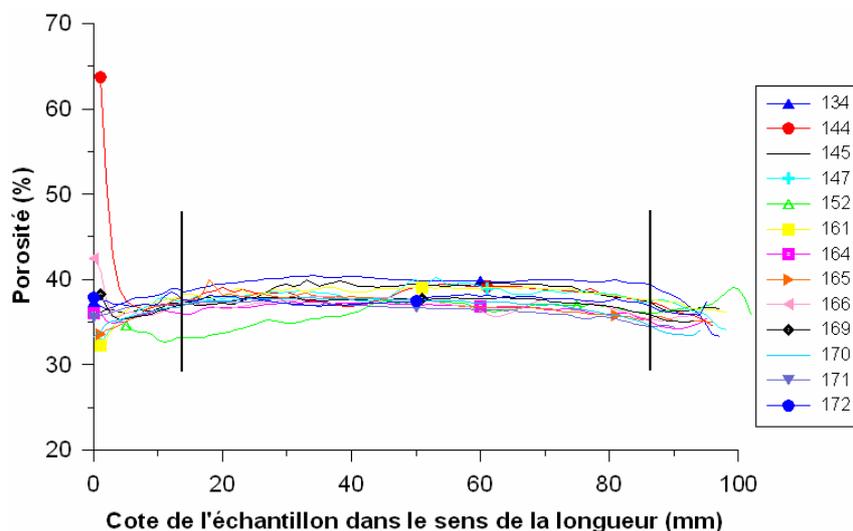


Figure III-23. Profil de la porosité (CT scanner) des échantillons reconstitués utilisés.

La porosité CT déterminée par cette méthode est de l'ordre de 35 % à 40 % comme le montre la Figure III-24 qui indique également l'écart type correspondant.

La porosité par pesée tombe dans la gamme des valeurs variant entre 38 et 41 %, légèrement supérieure à la porosité CT.

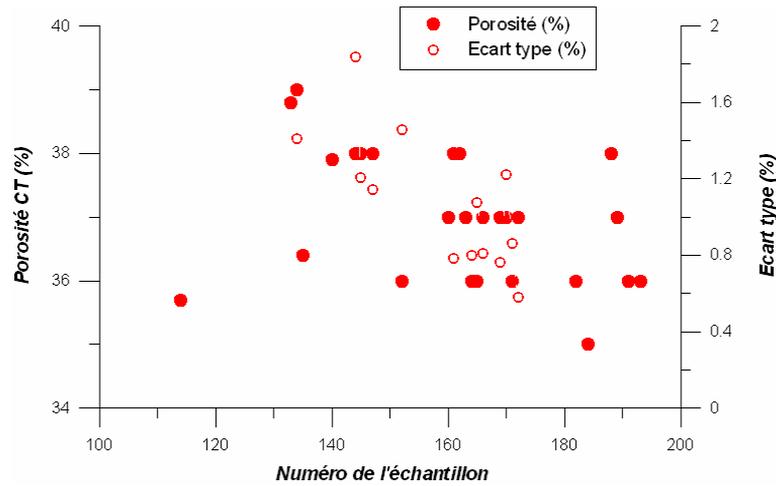


Figure III-24. Porosité CT et l'écart type correspondant des échantillons utilisés.

La porosimétrie par injection de mercure consiste à injecter du mercure sous pression dans un échantillon en imposant des paliers de pression croissants. Pour chaque palier de pression, on mesure le volume du mercure ayant pénétré dans l'espace poreux. Cette méthode a donné sur l'échantillon testé une porosité de 40,8 %.

### III.2.3. Perméabilité

Une perméabilité de 3 à 4 Darcies a été mesurée en régime stable dans une cellule Hassler avec circulation de saumure. Ces essais ont été réalisés par E. Bemer (IFPEN).

Les propriétés pétrophysiques ci-dessus montrent le caractère poreux et très perméable du matériau.

### III.2.4. Analyse microstructurale

Les images microtomographiques (Figure III-25) montrent des amas de grains solides (dus à la cimentation artificielle) en quelques endroits ainsi des contacts interpénétrants. La structure est beaucoup moins enchevêtrée que celle des sables naturels observés précédemment.

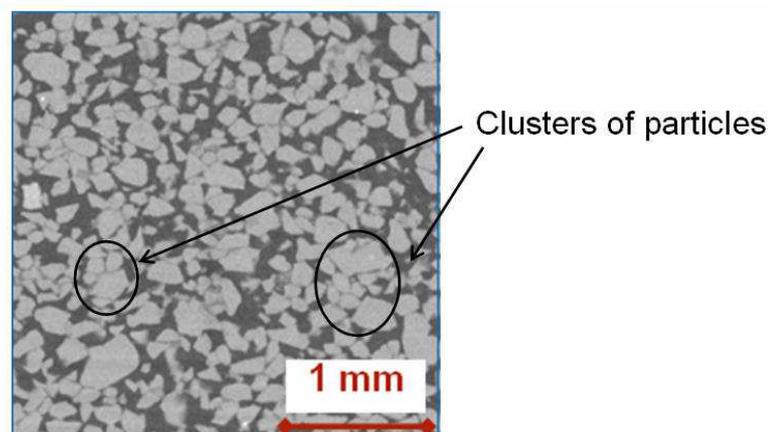


Figure III-25. Images scanner microtomographique RX d'un échantillon reconstitué à l'état sec.

### III.3. CARACTERISATIONS DES FLUIDES SATURANTS

Les fluides saturants utilisés dans ce travail sont le bitume de Sincor (Vénézuéla), le glycérol et l'eau. Le glycérol a été choisi comme substitut du bitume car d'une part sa viscosité peut varier dans de grandes proportions avec la température et d'autre part il est très propre et facile à manipuler. En chauffant ou refroidissant le glycérol, sa viscosité peut quantitativement représenter celle du bitume lors du procédé SAGD.

#### III.3.1. Propriétés physiques

La viscosité de notre bitume de Sincor a été mesurée dans une gamme de température de 3°C à 80°C (Hénaut et al., 2001). Les résultats montrent que la variation de viscosité en fonction de la température est très proche de celles d'autres bitumes de composition chimique différente et d'origine géographique différente (i. e. Ivory et al., 2007; Batzle et al., 2006b) (Figure III-26).

Le glycérol est un fluide visqueux à 20°C (environ 2 Pa.s). Un changement de température de -80°C à 100°C réduit sa viscosité de dix ordres de grandeur (de  $10^8$  Pa.s à 0,01 Pa.s) (VoThanh, 1990). Bien que les autres propriétés telles que le module d'incompressibilité et la masse volumique baissent avec l'élévation de la température, ces changements sont marginaux par rapport aux variations de viscosité. Par exemple, la compressibilité du glycérol change d'un facteur trois sur la même plage de température.

La Figure III-26 compare les variations de masse volumique et de viscosité du bitume et du glycérol avec la température. L'évolution de ces caractéristiques des deux fluides est similaire. Pour simuler la viscosité du bitume en conditions SAGD (10°C à 250°C), le glycérol doit être sollicité à des températures plus basses (-40°C à 100°C), ce qui est plus facile à atteindre expérimentalement.

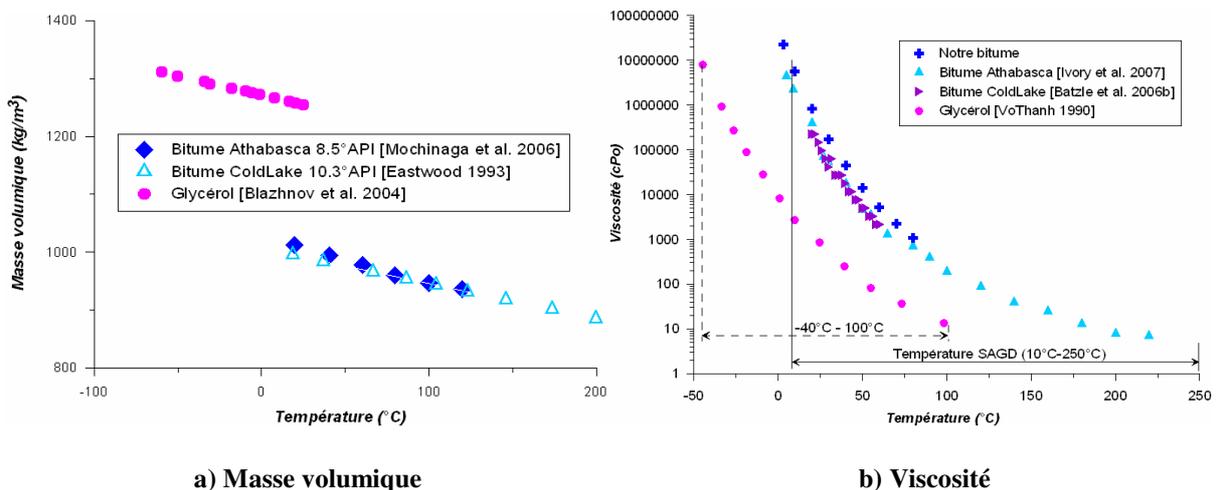


Figure III-26. Propriétés du bitume et du glycérol: masse volumique et viscosité en fonction de la température.

Finalement, l'eau (du robinet) utilisée dans cette étude a été désaérée avant l'utilisation. La viscosité de l'eau est d'environ 1 cPo à 20°C et diminue légèrement avec la température (0,4 cPo à 60°C) (1 cPo = 0,001 Pa.s).

### III.3.2. Mesure des vitesses de propagation des ondes dans les fluides utilisés

Les vitesses de propagation des ondes acoustiques dans les fluides visqueux utilisés dans cette étude ont été déterminées par transmission ultrasonore en utilisant une paire de transducteurs dont la fréquence centrale est de 0,5 MHz. Les fluides à étudier ont été versés dans des tubes en PVC de longueur variable comportant deux transducteurs à leurs extrémités. Ces tubes en PVC ont été refroidis par de la glace carbonique (jusqu'à  $-80^{\circ}\text{C}$ ) ou chauffés dans une étuve ( $60^{\circ}\text{C}$  maxi). La température des fluides a été mesurée par un thermocouple inséré dans le fluide. Les signaux traversent les échantillons de fluide et sont enregistrés sur un oscilloscope numérique. Le système expérimental est présenté sur la Figure III-27 et la Figure III-28.

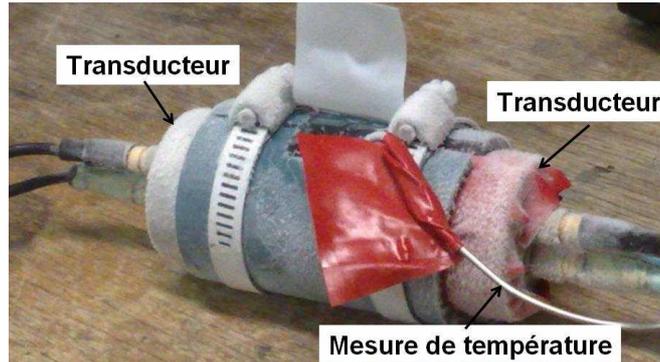


Figure III-27. Mesures des vitesses dans les fluides visqueux étudiés.

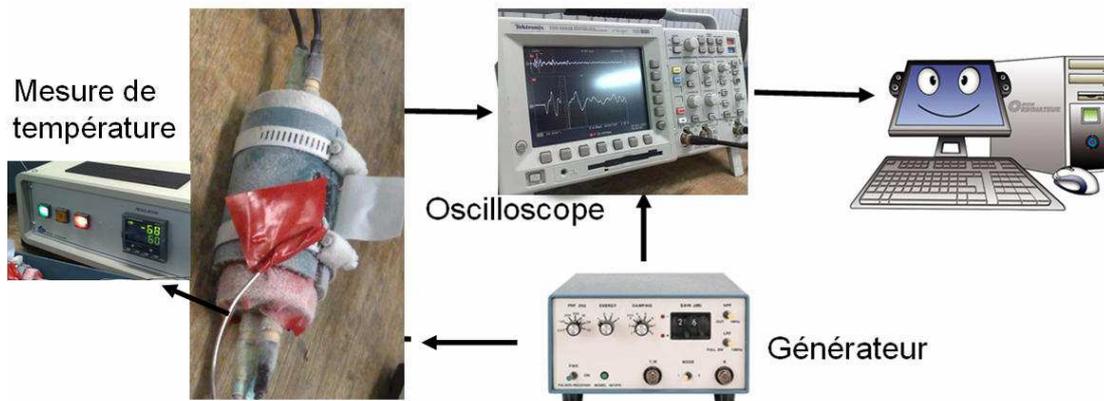


Figure III-28. Système pour les mesures des vitesses d'onde dans les fluides visqueux étudiés.

Les vitesses de propagation des ondes ultrasonores ont été calculées par la formule:

$$V_{P,S} = \frac{L}{T_{P,S} - TT_{P,S}} \quad (\text{III-43})$$

où  $L$  est la longueur de l'échantillon cylindrique de fluide,  $T$  le temps de transit des signaux et  $TT$  le temps de propagation tête à tête des transducteurs. Les mesures ont été effectuées par pointé de l'impétus.

Les vitesses des ondes acoustiques  $P$  et  $S$  dans le bitume et dans le glycérol sont présentées sur la Figure III-29. Dans tous nos tests, les mesures ont été effectuées à pression atmosphérique. Les données de vitesse du glycérol aux différentes pressions proviennent des travaux de Schmitt (2004).

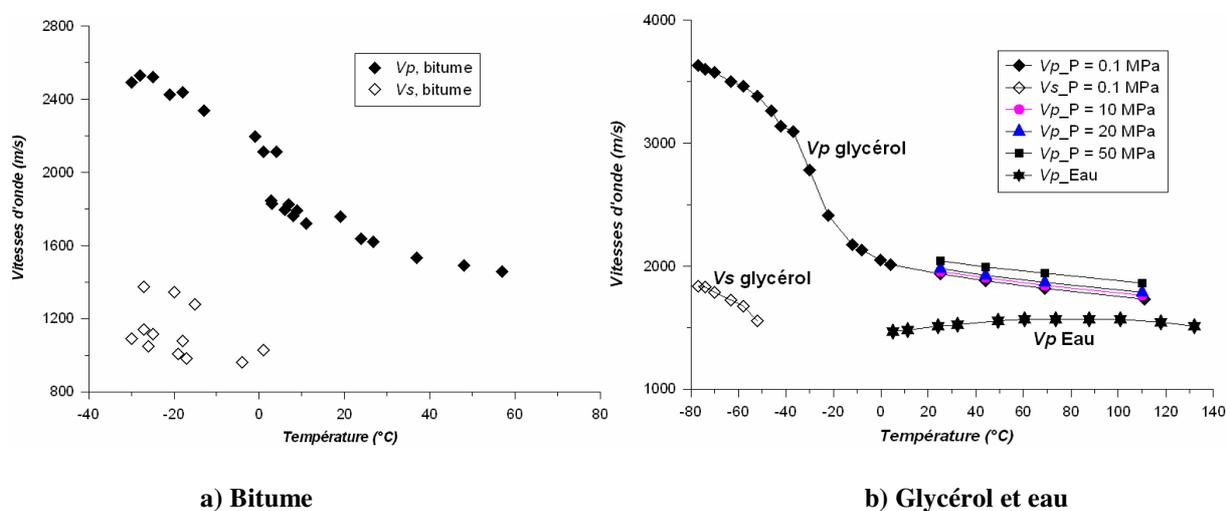


Figure III-29. Vitesse des ondes en fonction de la température dans les fluides étudiés.

La vitesse des ondes  $P$  décroît fortement lorsque la température augmente dans les deux fluides visqueux. Les signaux d'ondes  $S$  sont difficiles à déceler car perturbés par l'arrivée des ondes  $P$ . Bien observables à basse température, ils se dégradent progressivement lorsque la température augmente. Ainsi, pour le glycérol, dès que la température devient supérieure à  $-50^{\circ}\text{C}$ , l'arrivée du signal d'ondes  $S$  devient indétectable. Pour le bitume, les vitesses d'ondes  $S$  n'ont pu être mesurées qu'entre  $-30^{\circ}\text{C}$  à  $0^{\circ}\text{C}$ . Ces limites sont essentiellement liées à la méthode de mesure utilisée. D'autres techniques pourraient être employées qui pourraient permettre d'observer la diminution progressive des vitesses de propagation des ondes  $S$ .

Qualitativement, pour le bitume, il est probable que la diminution des vitesses de propagation des ondes à haute température soit essentiellement liée à sa composition (Wang et al., 1990a) et probablement à sa transformation physique. A basse température, le bitume contient certaines matières solides ou demi-solides (asphaltènes, résines, aromatiques, et saturés) qui donnent une rigidité permettant la propagation des ondes de cisaillement. Avec le chauffage, les structures solides ou demi-solides se relâchent et disparaissent, provoquant une chute importante du module de cisaillement, et également une diminution du module de compressibilité, produisant finalement une diminution importante des vitesses des ondes. Soumis à des températures modérées (par exemple autour de  $30^{\circ}\text{C}$  ou  $40^{\circ}\text{C}$  dans notre cas), les bitumes pourraient encore posséder un faible module de cisaillement permettant la propagation d'onde de cisaillement. Leur détection dépend du système de mesure utilisé mais il semble que les ondes  $S$  ne se propagent plus dans le bitume lorsque la température dépasse  $70^{\circ}\text{C}$  (Han et al., 2008a; Han et al., 2008c).

Notons finalement que la vitesse des ondes de compression  $V_P$  de l'eau varie très peu avec la température, d'après les mesures de Han et Batzle (2007) (Figure III-29b).

### III.4. PREPARATION DES ECHANTILLONS

#### III.4.1. Échantillons de sables bitumineux naturels

Compte tenu de la fragilité et du caractère non consolidé des sables bitumineux, une bonne méthode de carottage et de préparation des échantillons est très importante. On a développé un carottier disposant d'une lame très fine. Une membrane en Viton de 2.5 mm d'épaisseur et de diamètre intérieur de 38 mm est installée directement avec ce carottier. Quant à la température, après de nombreux tests préliminaires, on a constaté que la température de la carotte à prélever ne devait pas correspondre à un état gelé, ni à la température ambiante. La procédure optimale de carottage est décrite ci dessous:

- Les tronçons de sables bitumineux à carotter doivent rester dans leur gaine en PVC initiale (diamètre 80 mm), et être maintenus à 10°C avant le carottage;
- On enfonce, à l'aide d'une presse, le carottier « spécial » (équipé d'une membrane) dans la partie centrale de chaque tronçon de sables bitumineux (Figure III-30);
- On récupère doucement la membrane et l'échantillon, puis l'ensemble est mis au congélateur à -25°C pendant au moins 24h avant d'être passé au scanner X. Les images nous aident à détecter les zones fissurées et à choisir les échantillons à tester ;
- On taille avec précaution les extrémités des échantillons retenus à la scie à métaux pour éliminer les parties fissurées et obtenir la longueur exacte. Cette taille est opérée par étapes successives de découpage (1 minute) et de remise au congélateur (15 minutes) pour assurer un découpage à la température ad-hoc. On raffine les surfaces par ponçage circulaire au papier de verre. Cette étape est particulièrement délicate car le mouvement de l'échantillon peut déclencher la fracturation;
- On mesure la longueur finale de l'échantillon et on le pèse. L'échantillon est enfin congelé à -25°C en attendant son utilisation (voir la Figure III-30 la plus à droite). Pour les échantillons douteux, le passage à nouveau au scanner CT est possible.

Le carottage a été réalisé en sorte que le litage soit perpendiculaire à la hauteur de l'échantillon. La procédure de carottage demande beaucoup de soins et de patience avec une durée totale d'au moins deux journées. Les photos de la Figure III-30 présentent quelques étapes principales de cette préparation.



Figure III-30. Préparation des échantillons de sables bitumineux Canadiens. À gauche: un tronçon dans sa gaine en PVC initiale à carotter et le carottier métallique avec la membrane de 38 mm. Au milieu: Échantillon avec la membrane à la sortie du carottier; À droite: échantillon avant l'essai.

### III.4.2. Échantillons de sables reconstitués

On choisit, suivant les résultats du scanner CT, l'échantillon le plus homogène (sans fissures ni altérations). Il faut enlever les extrémités de ces échantillons. On repère la zone idéale à conserver et on réduit l'échantillon par ponçage circulaire au papier de verre. On le mesure et on le pèse pour déterminer la masse volumique et la porosité. Finalement, les échantillons sont séchés par la mise en étuve à 60°C pendant 48h. Ils sont prêts pour les essais (à l'état sec) ou pour la saturation avec du bitume.

On sature les échantillons en les immergeant dans un récipient rempli de bitume sous une température de 60 °C pendant environ une semaine. Ensuite, ce récipient est mis sous vide tout en maintenant la température à 60°C jusqu'à l'absence des bulles d'air dégagées par le bitume. Les échantillons sont ensuite refroidis à -25°C pour limiter la mobilité du bitume, et taillés ensuite avec une grande attention aux dimensions ad-hoc. Ils sont stockés au congélateur avant utilisation.

Pour évaluer le remplissage et la saturation avec du bitume, on a procédé à un examen sous scanner X (Figure III-31). On observe une différence constante entre les profils de masse volumique déduits des images tomographiques effectuées avant et après la saturation, ce qui confirme l'homogénéité du remplissage.

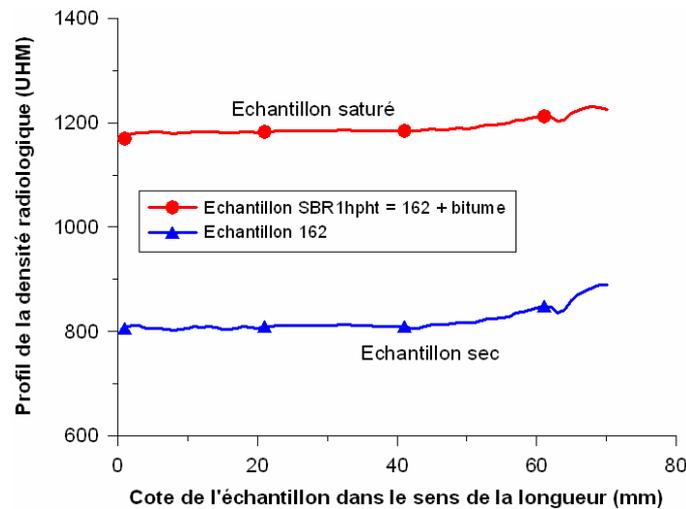


Figure III-31. Exemple de profil de la densité radiologique d'un échantillon avant et après la saturation avec le bitume. La différence constante entre eux traduit l'homogénéité du remplissage par du bitume.

On compare ensuite le poids de l'échantillon à l'état sec et à l'état saturé. Si on considère avoir obtenu une saturation complète, c'est-à-dire sans air piégé, le bitume occupe tous les pores de l'échantillon, on retrouve la formule de la porosité:

$$\rho = \phi \rho_b + (1 - \phi) \rho_s \quad (\text{III-44})$$

$$\text{alors } \phi = \frac{\rho_s - \rho}{\rho_s - \rho_b} \quad (\text{III-45})$$

où  $\rho = \frac{m}{V}$  est la masse volumique de l'échantillon (après la saturation),  $\rho_s$  la masse volumique des grains de quartz de l'échantillon (2,65 Mg/m<sup>3</sup>),  $\rho_b$  la masse volumique du

bitume qui sature l'échantillon ( $\rho_b = 1,002 \text{ g/cm}^3$  à  $20^\circ\text{C}$ ). La comparaison entre la porosité saturée  $\phi_{sat}$  et la porosité mesurée avant saturation par le bitume  $\phi_{sec}$ , présentée au Tableau III-6 montre un bon accord. La légère différence peut être attribuée aux erreurs de mesures des volumes de l'échantillon avant et après la saturation.

**Tableau III-6. Caractéristiques des échantillons avant et après la saturation.**

	$\phi_{sec} \%$	$\phi_{sat} \%$
SBR1hpht	42	43,7
SBR2hpht	41	40,7

Ces éléments confortent l'hypothèse d'un degré de saturation élevé obtenu.

### III.5. DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX ET PROCEDURES D'ESSAI

Pour la caractérisation thermomécanique et acoustique des matériaux, on a utilisé deux systèmes expérimentaux de l'IFPEN et un système du CERMES (NAVIER) :

- Une cellule pétroacoustique utilisée par Rasolofosaon et Zinszner (2003) dans les études acoustiques des roches réservoirs avec substitution de fluides;
- Une nouvelle cellule triaxiale haute température développée dans le cadre de ce travail;
- Une cellule oedométrique sur bâti haute pression au CERMES (NAVIER).

On présente dans la suite les détails de chaque cellule.

#### III.5.1. Cellule pétroacoustique

##### III.5.1.1. Description de la cellule

La cellule pétroacoustique permet de mesurer les vitesses de propagation des ondes acoustiques sur des échantillons rocheux soumis à un confinement isotrope (Figure III-32) pouvant atteindre 70 MPa. La pression de pore peut être contrôlée jusqu'à 4 MPa. Pour faire varier la température, on utilise soit un collier de résistances électriques chauffantes soit une gaine remplie de carboglace. On peut faire varier la température au sein de la cellule dans une gamme allant de  $-40^\circ\text{C}$  à  $85^\circ\text{C}$ . Un thermocouple mesure la température au sein de la cellule.

Les embases support de l'échantillon sont drainantes pour l'application d'une pression de pore, et équipées de transducteurs ultrasoniques pour la mesure du temps de transit. Chaque transducteur est en demi-lune (moitié pour les ondes  $P$  et l'autre pour les ondes  $S$ ) et peut jouer le rôle d'émetteur comme celui de récepteur. Les transducteurs possèdent une fréquence centrale de 500 kHz. L'émetteur est activé par un générateur de signal électrique et les signaux sont visualisés sur un oscilloscope numérique et enregistrés ensuite avec un logiciel sous Labview. L'ensemble du dispositif expérimental et des asservissements avec la cellule pétroacoustique est présenté sur le Figure III-33.

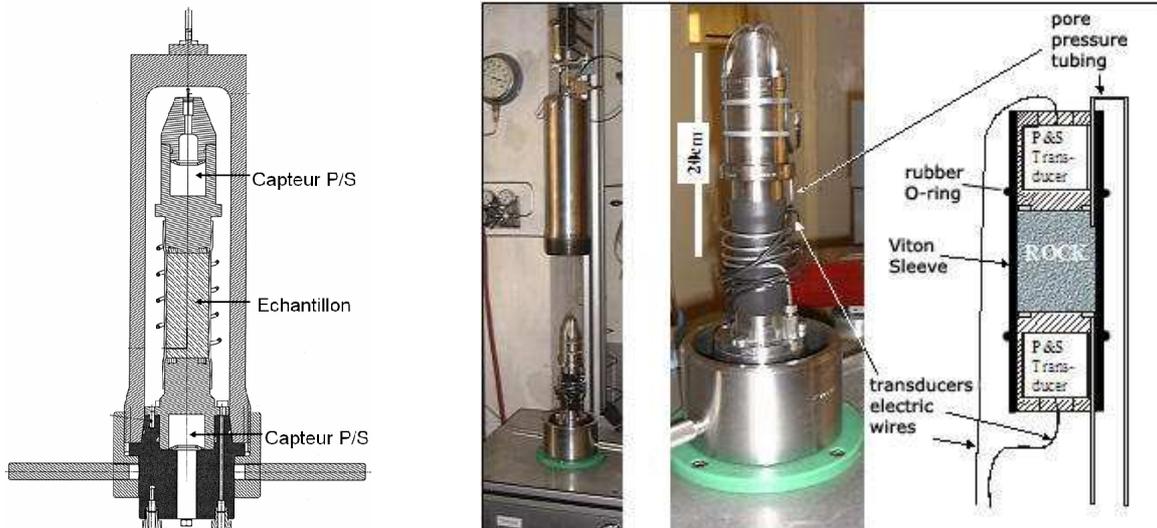


Figure III-32. Cellule pétroacoustique.

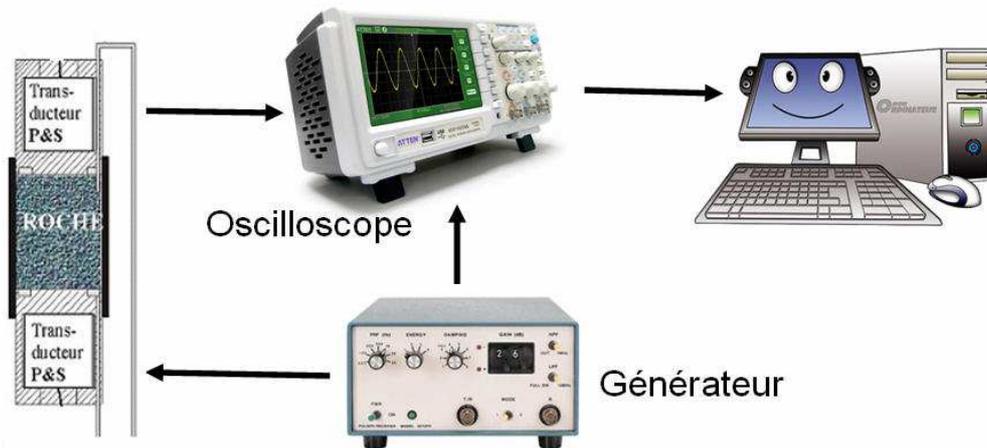


Figure III-33. Ensemble du dispositif expérimental avec la cellule pétroacoustique.

### III.5.1.2. Procédure expérimentale

Le montage d'un essai en cellule pétroacoustique doit suivre une procédure stricte, car en changeant la température et la pression dans une large gamme plusieurs types de problèmes peuvent survenir: perte des signaux acoustiques à cause d'un mauvais couplage entre les transducteurs et l'échantillon, perçage de membrane, fuites, bulles d'air piégées, etc.

La saturation en eau et en glycérol est effectuée en place après le montage des échantillons sur la cellule (la saturation en bitume est réalisée avant comme expliqué précédemment).

Avant tout essai, un certain nombre de vérifications préliminaires sont indispensables: les capteurs acoustiques de la cellule sont vérifiés en priorité, un par un puis les deux ensemble. L'embase inférieure est nettoyée, essuyée car la présence de grains pourrait provoquer des fuites. Tous les tuyaux, les connexions ainsi que les pierres poreuses doivent être soigneusement séchés à l'air comprimé. Toutes les vannes et connexions sont serrées et vérifiées. Au niveau des équipements annexes, la pompe de pore doit être emplie avec le

fluide correspondant: eau ou glycérol pour les essais avec du bitume dans les pores (sables bitumineux naturels ou échantillons reconstitués saturés avec le bitume), glycérol pour les essais de roche saturée avec le glycérol. L'ordinateur et l'oscilloscope doivent être également vérifiés.

Les échantillons cylindriques font 38 mm de diamètre et de 30 à 76 mm de longueur. Comme dans toute cellule triaxiale classique, ils sont confinés dans une membrane en Viton qui prend appui sur les embases inférieures et supérieures et assure l'étanchéité. L'installation des pistons doit respecter l'alignement car les ondes *S* sont polarisées. La mise en place d'une couche fine de résine au niveau des contacts entre l'échantillon et les pistons supérieur et inférieur sert à améliorer la transmission des signaux dans la roche.

Les échantillons de sable bitumineux naturels sont déposés en l'état, puis on applique un vide poussé sur les circuits de pression de pore. L'espace dégagé est alors saturé avec du glycérol ou de l'eau. La même procédure a été adoptée pour les échantillons reconstitués saturés avec du bitume.

Pour saturer les échantillons de sable cimenté artificiellement avec de l'eau et du glycérol, on applique préalablement un vide poussé dans tous les circuits de pore et dans l'échantillon qu'on sature ensuite avec le fluide approprié. Pour assurer une bonne saturation, le débit d'injection est choisi suffisamment petit, notamment dans le cas du glycérol (de l'ordre de ml par heure). Un échantillon reconstitué typique dont la longueur est d'environ 50 mm possède un volume poreux d'environ 20 ml et il faut au moins une demi-journée pour le remplir. Compte tenu de la forte viscosité du glycérol, la cellule est chauffée à 40°C pendant la saturation. Les fluides saturants sont mis en circulation pendant au moins deux jours jusqu'à ce que les bulles d'air dans les espaces poreux disparaissent et pour que la stabilisation des signaux soit établie. Le coefficient de Skempton *B* est également contrôlé en fermant le drainage des circuits de pore, en augmentant la pression de confinement et en mesurant la pression de pore induite. Les valeurs importantes (de l'ordre de 0,9) obtenues montrent une bonne saturation.

Les vitesses de propagation des ondes acoustiques ont été généralement mesurées tous les 5°C. Entre 20°C et 85°C, la température est contrôlée par un asservissement sur les colliers chauffants. Les mesures ne sont effectuées qu'après la stabilisation thermique qui entraîne la stabilisation des pressions ainsi que la stabilisation des signaux. Pour les valeurs de températures négatives (-60 à +20°C), on ne sait imposer qu'une seule température extérieure, celle du carboglace à -80 °C. Le régime thermique à l'intérieur de la cellule n'atteint l'équilibre que vers -60°C. Les mesures sont effectuées en se basant sur la température mesurée dans le fluide de confinement. On sait alors que la température dans l'échantillon est supérieure à cette valeur pendant la phase de refroidissement et inférieure pendant la phase de retour à la température ambiante lorsqu'on enlève la ceinture de carboglace.

Avec le dispositif utilisé initialement, les pressions de confinement et la pression de pore étaient maintenues constantes manuellement par l'opérateur. Des pompes asservies ont été installées depuis. Les déformations de l'échantillon ne sont pas enregistrées. Cependant, puisque nos échantillons sont principalement constitués de grains de quartz et puisque le coefficient de dilatation thermique de ces derniers est faible ( $35 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  à 20°C et  $50 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$  à 225°C, d'après Clark, 1966), nous avons négligé la dilatation thermique du squelette en condition drainée.

## III.5.2. Cellule triaxiale haute température

### III.5.2.1. Description de la cellule triaxiale haute température

La cellule triaxiale est constituée de trois parties: une embase inférieure, un corps de cellule et une embase supérieure. Ces parties sont maintenues par un ensemble de tirants boulonnés. Le schéma détaillé de la cellule est présenté sur la Figure III-34. Les pistons inférieur et supérieur de l'échantillon sont légèrement coniques, pour faciliter l'adaptation des membranes, et sont équipées d'un dispositif drainant annulaire et d'un capteur acoustique émetteur récepteur dans la gamme du 1 MHz (soit pour les ondes  $P$  soit pour les ondes  $S$ ). Le drainage de l'échantillon peut être contrôlé en aval et en amont par deux circuits indépendants connectés avec des pompes asservies de type CPV. Dans la pratique, les deux circuits ont été connectés sur une même pompe. Le circuit de fluide de confinement est également reliée à une pompe CPV.

Le corps de la cellule est équipé d'un collier chauffant régulé pouvant porter la température jusqu'à 250°C. La cellule est entourée par une enveloppe thermo-isolante réutilisable servant à atteindre une homogénéisation en température et à minimiser les pertes de chaleur. La température du fluide de confinement est mesurée par deux thermocouples mis en place à côté de l'échantillon (à deux niveaux différents) dans la chambre de confinement.

Les déformations de l'échantillon (axiales et radiales) sont mesurées par des capteurs locaux pouvant supporter une température de 250°C : quatre LVDTs de type LIN56A/1196 mesurent la déformation axiale et quatre capteurs extensométriques à jauges DF2 (de 0 à  $\pm 2$  mm de rayon) mesurent les déformations radiales. Les LVDTs de déformation axiale sont montés sur un support basé sur l'embase inférieure de la cellule de telle sorte que le déplacement axial est mesuré sur toute la longueur de l'échantillon. Les capteurs de déformation radiale sont couplés et mesurent les déformations selon deux diamètres dans deux directions perpendiculaires. Ces capteurs sont contenus dans un plan horizontal à environ mi-hauteur de l'échantillon au moyen d'un support annulaire disposé autour de l'échantillon et posé sur l'embase inférieure.

Un capteur de force interne type FB2 (de 0 à  $\pm 150$  kN) supportant la température (jusqu'à 250°C) est installé à l'intérieur. Simultanément, des mesures de la force appliquée sont effectuées par un capteur externe à la cellule. Les mesures des forces à la fois interne et externe permettent de contrôler le frottement du piston externe.

Les échantillons de roche ont un diamètre de 38 mm et une hauteur voisine de 74 mm. Ils sont enveloppés d'une membrane imperméable résistante aux conditions de température et pression. On peut appliquer à l'échantillon les sollicitations suivantes:

- Pression de confinement 20 MPa maxi (fluide : huile),
- Pression de pore 10 MPa maxi (fluide: eau ou huile),
- Force axiale allant jusqu'à 150 kN.

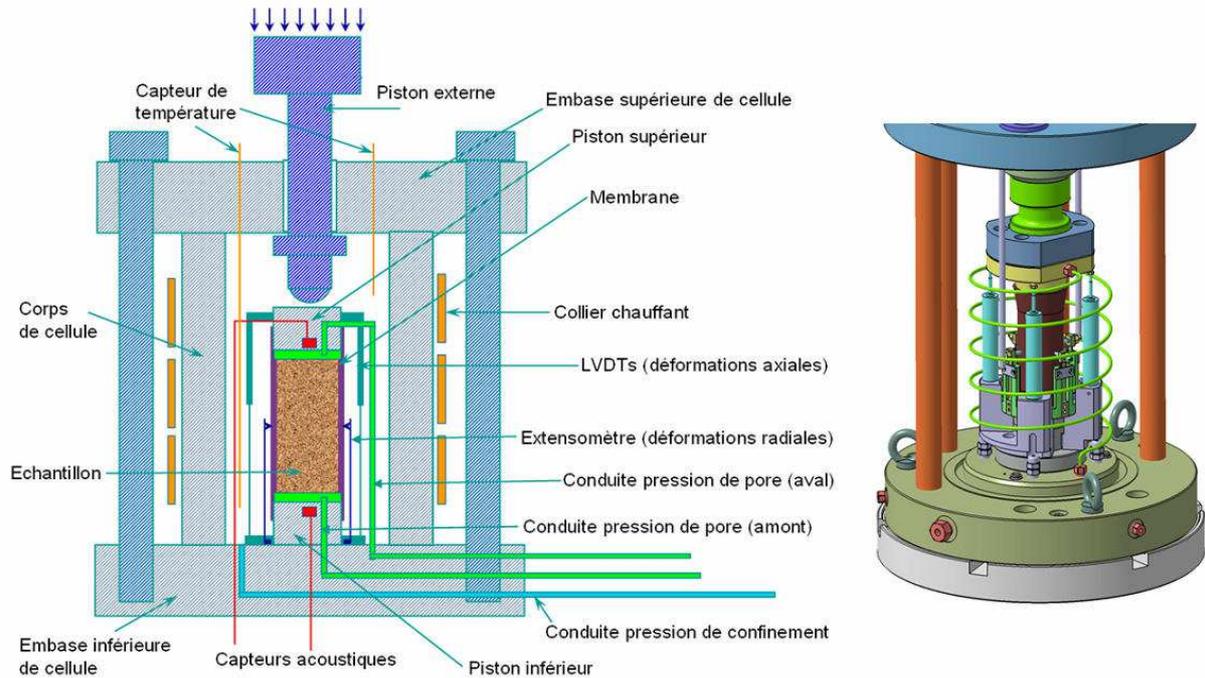


Figure III-34. Schéma détaillé de principe de la cellule triaxiale haute température.

### III.5.2.2. Système expérimental

L'ensemble du dispositif expérimental est présenté sur la Figure III-35 et Figure III-36.

Il comprend:

- une cellule triaxiale haute température contenant l'échantillon à étudier,
- une presse mécanique appliquant un effort de compression à vitesse de déplacement imposée,
- deux pompes CPV (pompes GDS) asservies en pression et volume. La pompe CPV de pression de confinement permet d'appliquer une pression jusqu'à 64 MPa. La pompe CPV de pression de pore peut aller jusqu'à 32 MPa,
- un bain thermostaté maintenu à 20°C. Les différentes conduites entre la cellule et les pompes CPV sont immergées dans ce bain qui maintient les fluides dans les CPV à température ambiante et les isole des variations de température dans la cellule.
- un PC interfacé avec Labview. Le programme permet de piloter en temps réel la presse et les pompes CPV asservies, de visualiser les mesures sous forme d'afficheurs ou courbes et d'enregistrer les données dans un fichier.

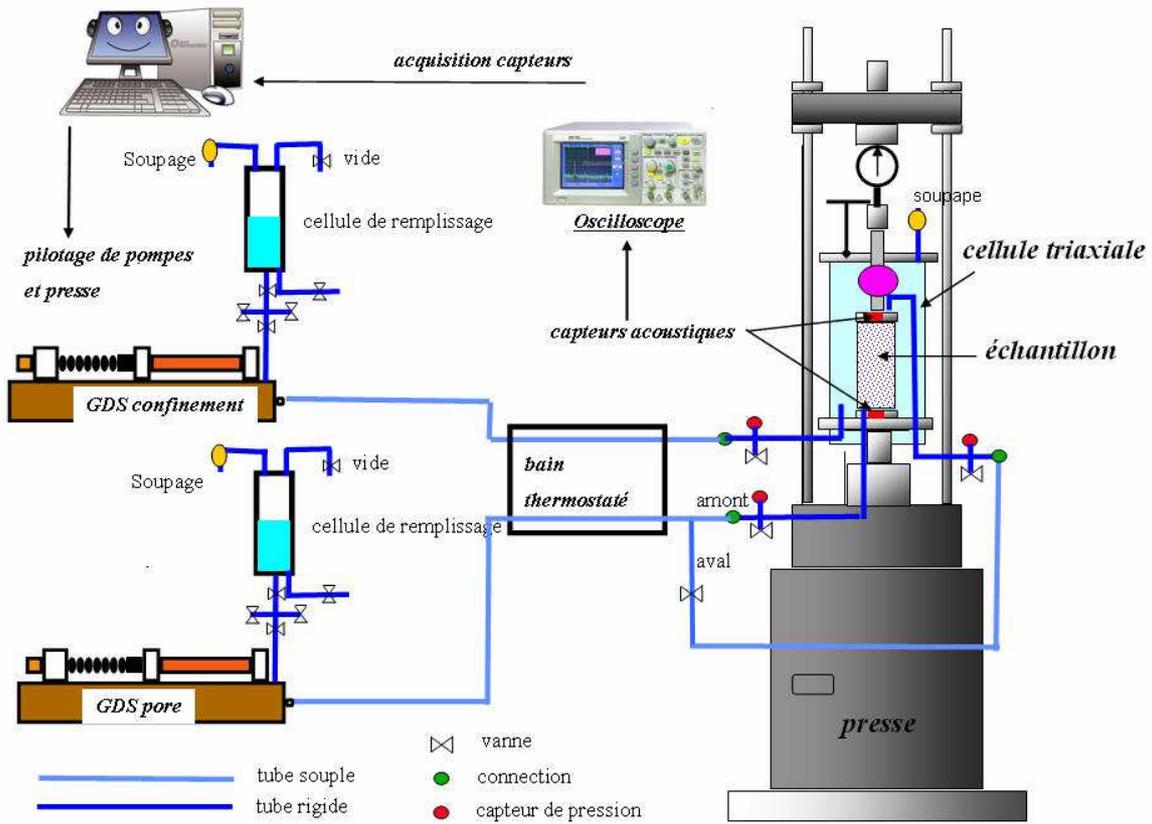


Figure III-35. Ensemble du dispositif expérimental et des asservissements.

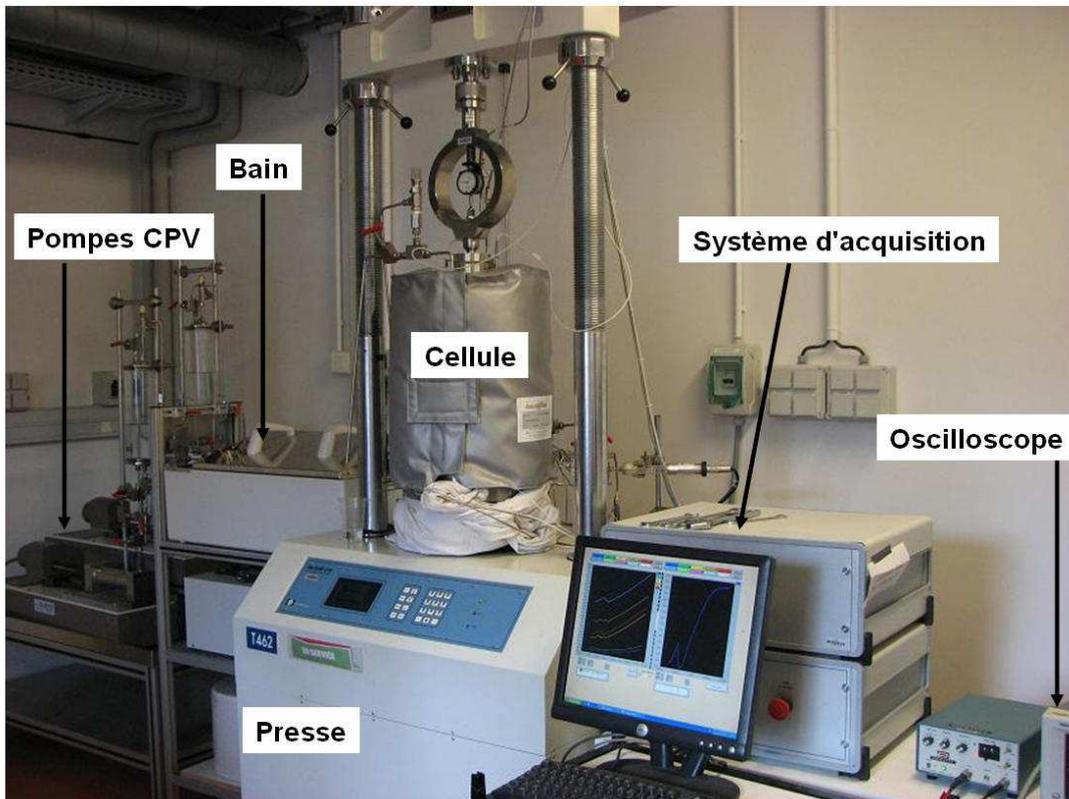


Figure III-36. Photographie du dispositif expérimental et des asservissements. De gauche à droite: les deux pompes CPV, le bain thermostaté, la cellule triaxiale, la presse, le système d'acquisition et l'oscilloscope.

Les acquisitions consistent en relevés réguliers des paramètres suivants:

- Force sur l'anneau de mesure extérieur: WT01
- Force interne: WT10
- Déplacements axiaux: ZT12, ZT13, ZT14, ZT15; déplacements radiaux: ZT10, ZT11;
- Déplacement du plateau de la presse par rapport à l'anneau: ZT01
- Température du fluide de confinement: TE10, TE11
- Température du fluide du bain thermostaté: TE13
- Pression de confinement PT41 (mesurée à l'entrée principale de la cellule), pression de pore PT31 en amont (mesurée à la base de l'échantillon) et de pore PT21 en aval (mesurée en haut de l'échantillon)
- Pressions délivrées par la pompe de confinement (PT01) et la pompe de pore (PT02)
- Volumes indiqués par la pompe de confinement: QT01 et la pompe de pore: QT02.

Les équipements servant aux mesures acoustiques comprennent un générateur de signal électrique servant à activer l'émetteur et un oscilloscope numérique pour la visualisation et l'enregistrement des signaux. Les données sont transférées sur un PC par un logiciel sous Labview.

### III.5.2.3. Procédure de montage d'un essai triaxial

#### a) Préparation initiale

Les réservoirs de la pompe CPV de confinement et de la pompe CPV de pore sont remplis respectivement par de l'huile Marcoil (supportant la température) et par de l'eau purifiée. Les pompes CPV sont ensuite remplies jusqu'à environ 70 % de leur volume maximal de façon à pouvoir absorber un retour de fluide. Avant chaque intervention mécanique ou thermique, il faut penser à prévoir la variation volumique du fluide dans la pompe CPV. C'est d'autant plus important que la durée d'essai est longue et la température élevée. Toutes les sorties de l'embase inférieure de la cellule sont séchées par air comprimé. Toutes les vannes et connexions sont serrées et vérifiées.

#### b) Montage de l'échantillon et de la cellule

Quelques étapes du montage de l'échantillon sont montrées sur la Figure III-37.

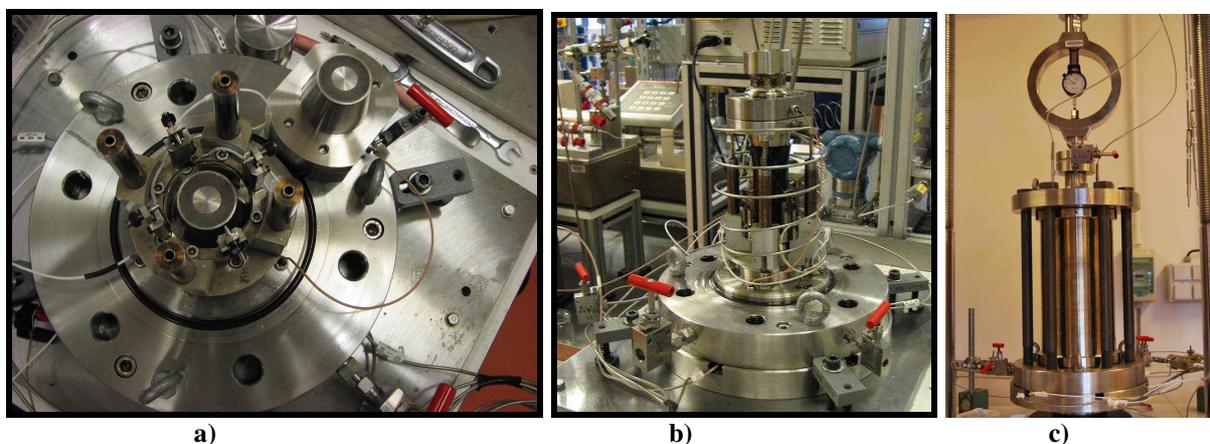


Figure III-37. Quelques étapes du montage d'un essai triaxial.

**Mise en place de l'échantillon:** La procédure s'effectue sur une table prévue à cet effet. Après avoir installé l'embase inférieure sur l'établi (Figure III-37a), on place la membrane sur le piston inférieur (comportant transducteur acoustique et disque fritté poreux). La membrane doit être propre (pas d'humidité ni présence de grains de sable). On règle la position verticale à l'aide d'un niveau à bulle. Ensuite l'échantillon, qui est gelé dans les cas des sables bitumineux est soigneusement mis à l'intérieur. On installe ensuite les capteurs de déplacements axiaux LVDT. On met en place le piston supérieur contenant le transducteur d'ondes ultrasonores en respectant l'alignement avec l'embase inférieure pour la polarisation des ondes S. Puis on raccorde le serpentin du fluide de pore entre le piston supérieur et l'embase inférieure. On installe le capteur de force interne sur l'ensemble (Figure III-37b).

On ferme une vanne de sortie des circuits de pore et on applique un vide poussé par une autre sortie. Pendant l'aspiration de l'air, on enfonce doucement le piston supérieur en maintenant la membrane pour assurer un bon contact entre ce dernier et l'échantillon. On attend jusqu'à observer une rigidité suffisante de l'ensemble (échantillon, membrane) en contrôlant que la dépression indiquée par la pompe à vide reste stable. Cela indique que la membrane n'est pas percée. On ferme alors la vanne de sortie pour isoler l'échantillon et le maintenir sous vide.

**Test du bon fonctionnement et réglage des capteurs:** On déplace la cellule ouverte vers le poste de travail pour vérifier le bon fonctionnement de chaque capteur. D'une part, les extensomètres radiaux doivent afficher une valeur positive comprise entre 0,8 et 1 mm car leur pointe est vissée de manière à s'appuyer sur la membrane et à tenir la lame en tension vers l'extérieur afin de garder une plage de mesure de  $\pm 2$  mm. D'autre part, les LVDTs axiaux doivent afficher une valeur positive inférieure à 1,5 mm. Finalement, on doit identifier la présence d'un signal sur l'oscilloscope pour s'assurer du bon fonctionnement des capteurs acoustiques (difficile à identifier sans la pression de confinement). On vérifie également le fonctionnement en mode écho sur les 2 capteurs acoustiques.

**Fermeture de la cellule et installation du poste de travail:** Après réglage des capteurs, on repose la cellule sur l'établi et on la bloque sur la base par les pattes de serrage. On pose le corps de la cellule avec sa gaine chauffante. On pose alors le couvercle avec le palan en vérifiant la position du joint d'étanchéité à l'intérieur du couvercle. Puis on pose les six boulons de manière parfaitement verticale en faisant jouer le couvercle de manière à les engager dans les filetages. On règle le serrage à la clef dynamométrique entre 190 à 200 N.m. La cellule est ensuite transportée sur la presse. On raccorde les conduites avec précaution pour éviter toutes les fuites possibles (Figure III-37c).

*c) Mise en place de la pression de confinement et saturation de l'échantillon*

**Remplissage de la cellule en fluide de confinement:** Le remplissage de la cellule en fluide de confinement (huile Marcoil) s'effectue par gravité en mettant un bidon d'huile en hauteur sur le côté. Le remplissage qui s'effectue sur un des circuits d'entrée se trouvant sur l'embase inférieure est lent et nécessite une nuit. Une fois la cellule remplie, on connecte la pompe de confinement avec le circuit d'entrée. Il reste à chasser l'air éventuellement bloqué dans la chambre de confinement en augmentant la pression de confinement avec la pompe CPV jusqu'à 100 kPa. Lorsque cette valeur est atteinte, on ouvre la vanne de sortie pour évacuer les bulles d'air. Puis on referme et rouvre plusieurs fois cette vanne jusqu'à ne plus voir de bulles d'air en sortie.

**Saturation de l'échantillon:** L'échantillon, toujours sous un vide d'environ -100 kPa, est soumis à une pression effective de 200 kPa. On utilise la dépression pour saturer l'échantillon.

On raccorde la sortie du circuit amont à une fiole d'eau désaérée qui est aspirée, une fois la vanne ouverte, et permet de saturer les tuyaux et l'échantillon. Lorsque le volume dans la fiole ne varie plus, on reconnecte le circuit de pore en amont avec la pompe CPV de pore.

On augmente la pression de confinement à 200 kPa afin que l'échantillon reste soumis à une pression effective de 200 kPa. Ensuite on applique une pression de confinement de 300 kPa et une pression de pore de 100 kPa pour saturer l'échantillon. Une fois la pression de pore de 100 kPa atteinte, on ouvre et ferme alternativement les deux vannes de sortie de pore pour évacuer les bulles d'air éventuelles.

On démarre l'acquisition de données. On laisse stabiliser les contraintes initialement à 300 kPa pour le confinement et 100 kPa pour la pression de pore jusqu'à ce que le circuit de pore soit stabilisé sans variation de volume, ce qui demande une demi-journée.

Pour assurer une saturation aussi complète que possible, on augmente simultanément par rampe les pressions de confinement et de pore en gardant un écart constant de 200 kPa jusqu'à des valeurs respectives de 5200 et 5000 kPa.

Pour contrôler la saturation de l'éprouvette, on effectue une vérification du coefficient de Skempton  $B$ , généralement dès la stabilisation du système à 5200 kPa en pression de confinement et à 5000 kPa en pression de pore. Pour cela, on ferme d'abord les deux circuits connectant l'échantillon à la pompe de pore, et on attend la stabilisation du système pendant 10 minutes. Ensuite, on augmente la pression de confinement (PT41) de 200 kPa. L'échantillon, qui est en état non drainé, présente une augmentation de pression interstitielle que l'on mesure. Après environ 45 minutes, on diminue la pression de confinement à la pression précédente. On attend encore 10 minutes avant d'ouvrir les circuits de pore. La pression effective est toujours maintenue à 200 kPa. La Figure III-38 présente un résultat typique (essai *OS5 hpht*) de détermination du coefficient de Skempton. Il y a trois pressions mesurées: pression de confinement (PT41), pressions données par les capteurs de pression interstitielle en amont et en aval (PT31, PT21). La superposition des incréments de pression montre clairement que le coefficient de Skempton est proche de l'unité, ce qui valide la procédure de saturation adoptée.

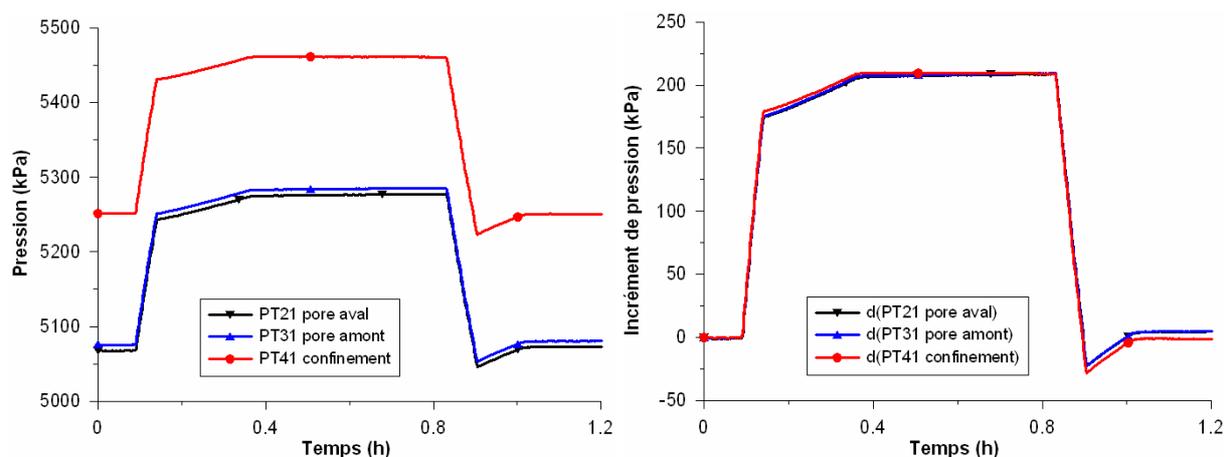


Figure III-38. Vérification de la saturation par la détermination du coefficient de Skempton  $B$  (essai sur sable bitumineux naturel *OS5 hpht*).

**Stabilisation:** Avant de commencer les essais on cherche à stabiliser thermiquement l'ensemble de la cellule. On met en place la couverture isotherme sur la cellule pour qu'elle

ne subisse pas les variations de température de la salle et on laisse au repos au moins une nuit. La cellule est maintenue à 5200 kPa de confinement et 5000 kPa de pore à température ambiante avant les essais. La durée moyenne d'un essai triaxial est d'une semaine.

#### *d) Vitesse de chargement mécanique et thermique*

Tous nos essais ont été réalisés en conditions drainées. Dans ce type d'essais de compression drainés, de cisaillement ou d'échauffement, la vitesse de chargement mécanique (compression ou cisaillement) ou thermique (chauffage) est choisie de façon à toujours pouvoir maintenir une pression interstitielle constante.

Dans le cas des chargements isotropes, une vitesse de chargement d'environ 90 kPa/min a été adoptée. Cette vitesse assure l'uniformité de la pression interstitielle dans l'échantillon.

Les essais de cisaillement ont été réalisés à vitesse de déplacement imposée de 0,02 mm/mn (ou  $4,4 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$  pour des échantillons de 76 mm de hauteur). Après avoir testé différentes vitesses et étudié les travaux dans la bibliographie (Kosar, 1989; Tremblay et al., 1997), on estime que la vitesse adoptée est suffisamment petite pour assurer un champ de pression interstitielle nul dans tout l'échantillon. Ce champ serait hétérogène si l'échantillon était sollicité à une vitesse de déformation plus élevée.

En chargement thermique, la température est augmentée par paliers de 10°C ou 20°C. Il est nécessaire d'attendre la stabilisation complète de la variation volumique de l'échantillon induite par le palier précédent avant d'appliquer un nouveau palier. Cette stabilisation est vérifiée d'une part par la stabilisation des capteurs (température, déformation) et d'autre part par l'arrêt des échanges entre l'échantillon et la pompe CPV de pression de pore. On a observé que trois heures de palier sont nécessaires pour atteindre la stabilisation globale.

Pendant la montée en température d'un palier à un autre, la pompe CPV de confinement ne peut malheureusement pas compenser automatiquement la forte dilatation thermique de l'huile de confinement. Alors on régule l'expulsion d'huile par une vanne à débit goutte à goutte en essayant de limiter les variations de pression de confinement à des valeurs aussi faibles que possible. A haute température, il faut être très attentif à la régulation de la pompe de confinement qui a tendance à osciller fortement pour compenser la pression.

#### *e) Démontage*

On commence par réduire les pressions de confinement et de pore, puis vider le fluide de confinement par écoulement gravitaire. Ensuite, on débranche les capteurs et on transfère la cellule sur le poste de démontage. Après le démontage d'un essai sur des sables saturés de bitume, on doit nettoyer très minutieusement les disques poreux frittés, les circuits de pore, le serpent.

### **III.5.2.4. Essais d'étalonnage sur cales de matériaux connus**

Nous avons réalisé des essais en compression uniaxiale et triaxiale sur des matériaux aux propriétés élastiques connues comme le téflon et le PVC dont les rigidités encadrent les valeurs de nos sables. Il est possible de calculer le module d'Young et le coefficient de Poisson de chaque matériau et de les comparer aux valeurs mesurées par d'autres auteurs. La validation des mesures sur ces cales permet d'établir la validité des mesures sur les échantillons de sables.

### a) Essais en compression uniaxiale

La Figure III-39 montre la variation des capteurs de déformation (radiaux et axiaux) en fonction du temps lors du chargement et du déchargement; elle illustre également la configuration expérimentale typique des essais sur cales étalon. Les cales étalon ont été montées sans membrane, les capteurs radiaux reposent directement sur la surface des cales et mesurent leur déformation radiale.

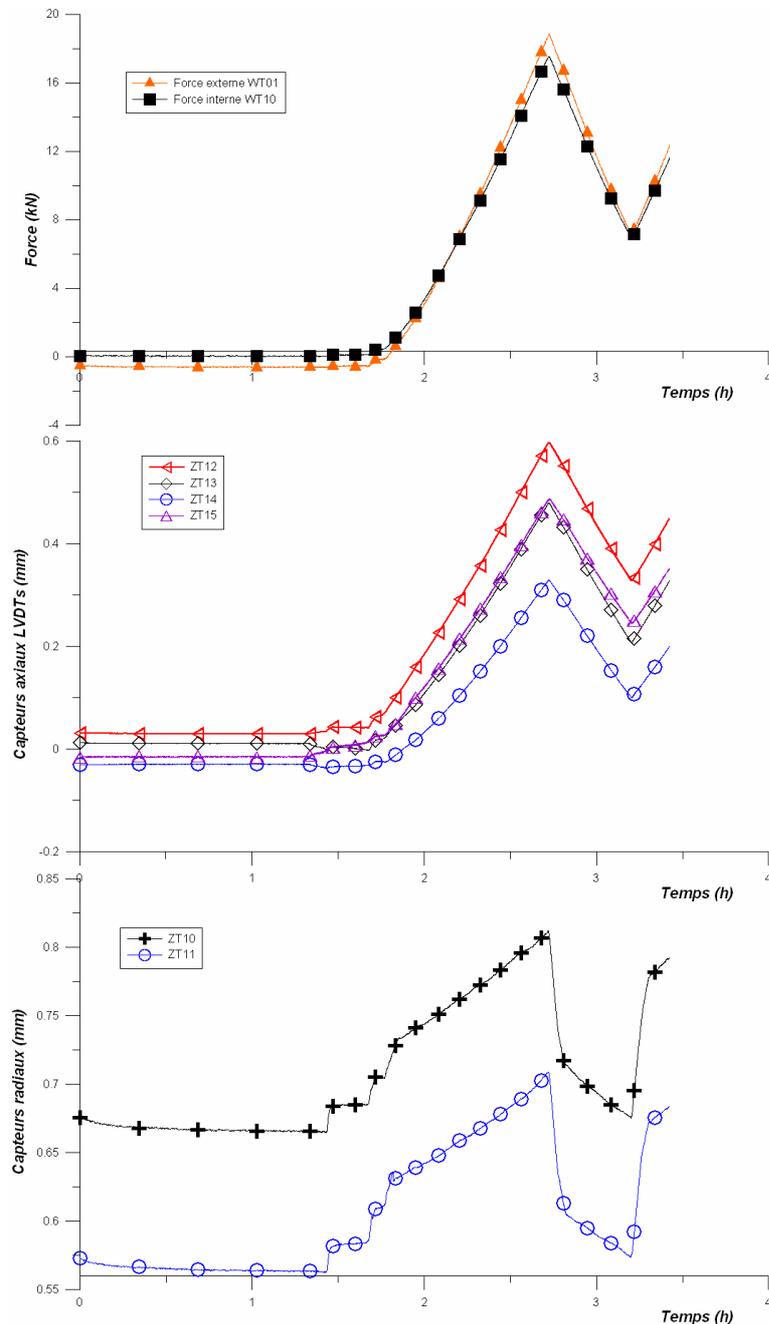


Figure III-39. Chargement – déchargement uniaxial sur cales.

Les enregistrements des capteurs radiaux (ZT10 et ZT11) présentent des décrochements lors du chargement et du déchargement. Ils peuvent être expliqués par un phénomène d'accrochage et glissement au niveau du contact entre les picots des capteurs radiaux et

l'échantillon (*stick slip*). Les résultats des essais (modules d'Young et coefficients de Poisson) sont donnés dans le Tableau III-7.

Tableau III-7. Caractéristiques mesurées des cales: essais en compression uniaxiale

Matériaux	Module d'Young (MPa)	Coefficient de Poisson
Téflon	544	0,244
PVC	2665 – 2763	0,36 – 0,43

Quant aux modules, les valeurs sont comparables avec celles trouvés sur une autre cellule triaxiale au sein du laboratoire d'IFPEN: environ 500 MPa pour le téflon et 3100 MPa pour PVC. Le coefficient de Poisson trouvé ici pour le PVC (i.e. de 0,36 à 0,43) est cohérent avec celui obtenu sur l'autre cellule triaxiale (0,39). En revanche, le coefficient de Poisson mesuré sur le Téflon est moins important que celui trouvé sur l'autre cellule.

#### b) Essais de compression triaxiale

Sous une contrainte effective de confinement de 1,5 MPa, on a procédé à des compressions triaxiales de 0 à 7 MPa pour le Téflon et de 0 à 30 MPa pour le PVC avec des cycles de déchargement à des vitesses de chargement axiales de 0,02 et 0,01 mm/mn. L'échantillon a été mis en place avec la membrane de Viton. La pression de pore a été maintenue à 5 MPa. Les courbes contrainte-déformation sont présentées sur la Figure III-40. L'application du déviateur jusqu'à 7 MPa plastifie la cale en Téflon. A un déviateur aussi élevé que 30 MPa, la cale en PVC reste toujours dans le domaine élastique, comme le montre la réversibilité de la réponse.

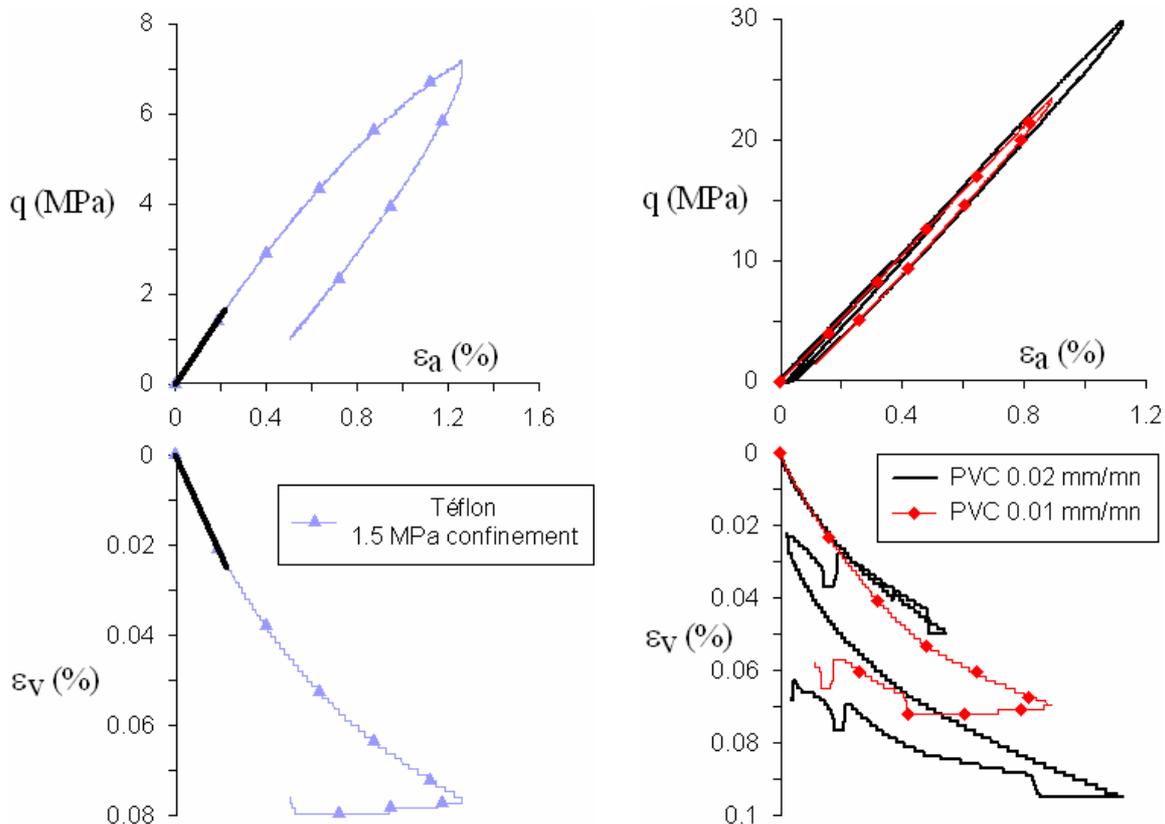


Figure III-40. Essais de compression triaxiale sur cales en Téflon (à gauche, vitesse de chargement 0,02 mm/mn) et en PVC (à droite, vitesse de chargement 0,02 mm/mn et 0,01 mm/mn).

Les modules d'Young et les coefficients de Poisson calculés (Tableau III-8) sont comparables avec les valeurs expérimentées citées précédemment sur d'autres cellules triaxiales au sein du laboratoire d'IFPEN. Les résultats des essais sur PVC à deux vitesses différentes de chargement axial sont comparables. Par ailleurs on n'observe apparemment pas de phénomène d'accrochage et de glissement au niveau des contacts entre picots des capteurs radiaux et membrane.

**Tableau III-8. Caractéristiques mesurées des cales: essais de compression triaxiale**

<i>Matériaux</i>	<i>Module d'Young (MPa)</i>	<i>Coefficient de Poisson</i>
Téflon (0,02 mm/mn)	740,4	0,444
PVC (0,02 mm/mn)	2616,5	0,434
PVC (0,01 mm/mn)	2581,3	0,432

### III.5.2.5. Étalonnage du système

Une variation de température et/ou de pression à l'intérieur de la cellule induit directement une variation du volume de la membrane, une déformation des capteurs locaux eux-mêmes avec leur supports et également une déformation des canalisations internes (serpentin notamment). La variation de volume mesurée par la pompe CPV de pore correspond donc d'une part à la variation de volume de l'échantillon et d'autre part à la variation des volumes des circuits remplis d'eau. Des étalonnages en température et pression sont donc nécessaires.

Les étalonnages ont été réalisés sur un échantillon d'aluminium de taille 38 × 76 mm. Le coefficient d'expansion thermique de l'aluminium à 25°C est  $\alpha_{Al} = 7,1 \times 10^{-6} (\text{°C})^{-1}$ . La procédure suivie est la suivante:

- Le montage est identique à celui des échantillons de sable décrits précédemment. Le confinement est d'abord maintenu à 200 kPa pour une stabilisation globale.
- On effectue ensuite des chemins de chargement mécanique et thermique variés. La pression de confinement est augmentée par rampe (vitesse de 90 kPa/minute) à différentes températures. La température est augmentée par paliers depuis la température ambiante jusqu'à 150°C en maintenant une contrainte effective de 1,5 MPa.

Pendant les essais d'étalonnage, on enregistre la variation de volume du système donnée par la pompe CPV de pression de pore, les LVDTs axiaux locaux (ZT12, ZT13, ZT14 et ZT15) et les extensomètres mesurant les déformations radiales (ZT10 et ZT11). Plusieurs essais ont été réalisés afin de couvrir au maximum les chemins suivis par les essais sur éprouvettes de sable et de vérifier la répétabilité des résultats.

La Figure III-41 et la Figure III-42 présentent les résultats d'essais d'étalonnage typiques avec un changement thermique de 25°C à plus de 150°C à un confinement constante de 1,5 MPa.

- la Figure III-41 montre la variation brute des différentes mesures pendant le chauffage en fonction du temps.
- la Figure III-42 présente les déplacements radiaux, axiaux et la variation volumique (pompe CPV de pore) "parasites" obtenues après correction de la dilatation thermique de l'étalon d'aluminium. Des approximation linéaires sont prises pour le calage des courbes d'étalonnage.

Les courbes d'étalonnage déterminées ainsi sont utilisées lors du traitement des résultats.

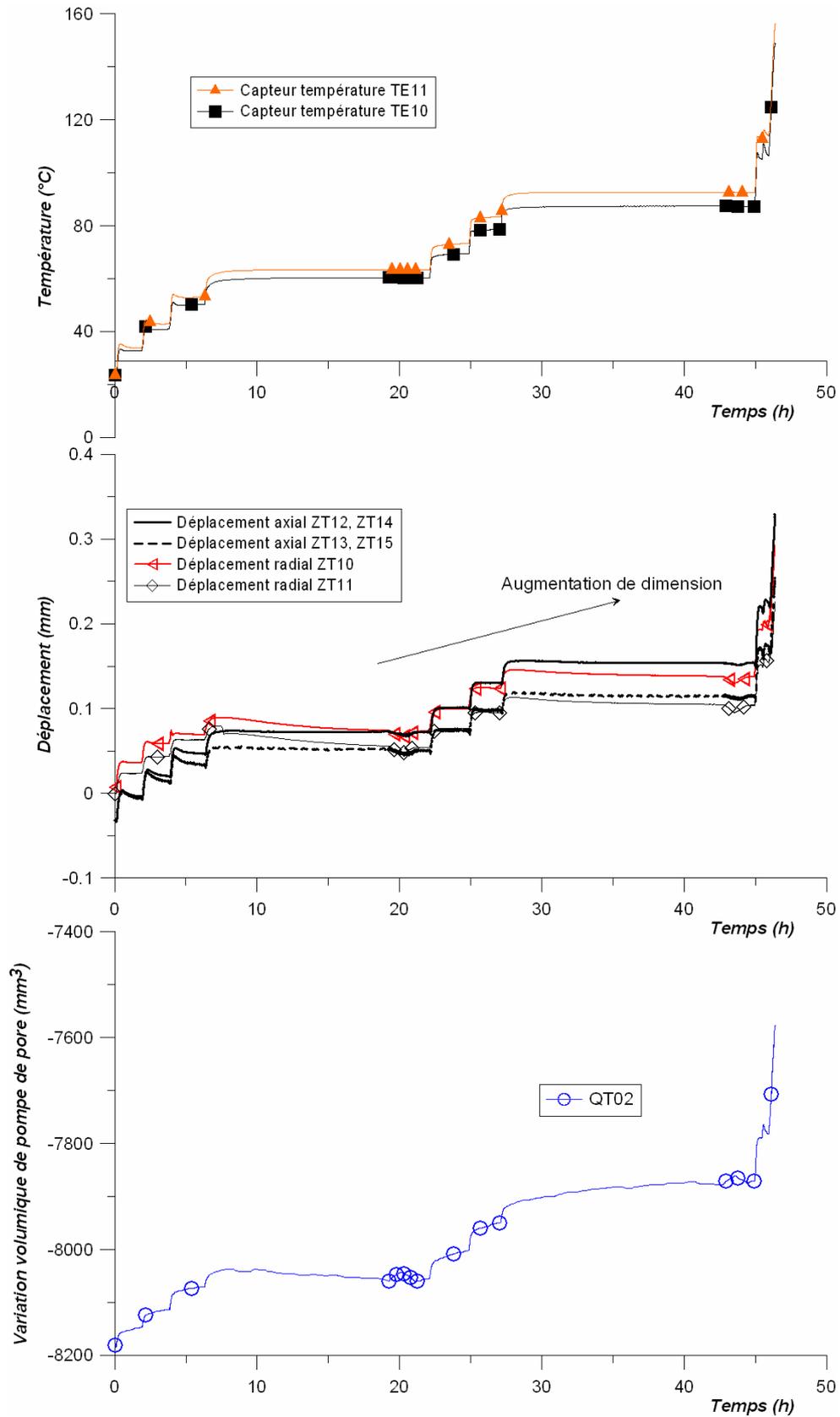


Figure III-41. Essai d'étalonnage du chauffage sous une contrainte de 1,5 MPa: variations "brutes" visualisées des capteurs.

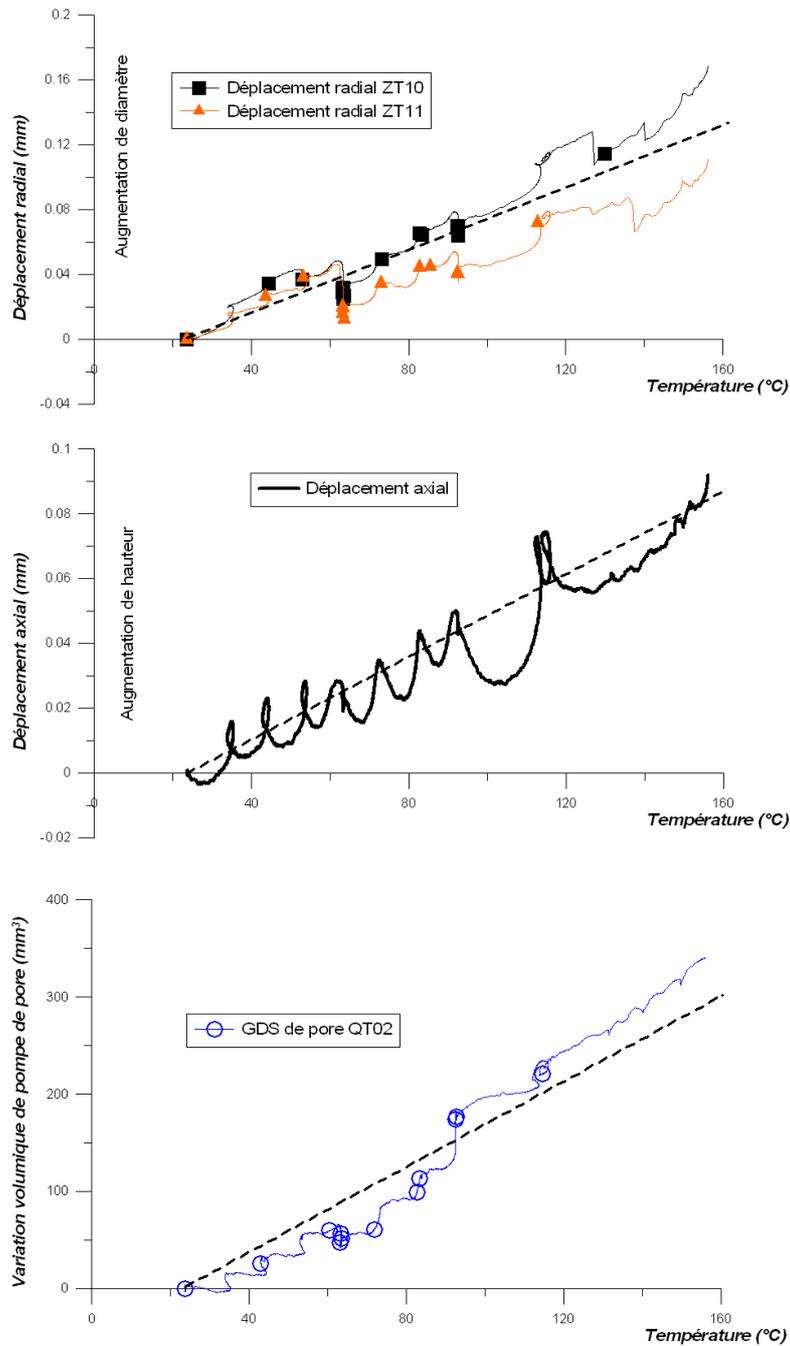


Figure III-42. Variation des capteurs de déplacement et du volume du CPV de pore en fonction de la température lors d'un essai d'étalonnage en chargement thermique sous une contrainte de 1,5 MPa.

### III.5.3. Cellule oedométrique haute pression

Des cellules oedométriques de 38 mm et de 50 mm en diamètre ont été utilisées. Elle peuvent être installées sous un bâti standard ou sous un bâti oedométrique haute pression développé au CERMES (Figure III-43) qui permet d'atteindre de fortes contraintes (88 MPa pour des échantillons de 38 mm en diamètre). Un capteur de déformation axiale dont la précision est de l'ordre de  $1 \mu\text{m}$  a permis de suivre le tassement axial de l'éprouvette. Il est lié à un ordinateur permettant d'enregistrer automatiquement les données. Il est possible de choisir la fréquence

d'acquisition des données afin de mieux capter les tassements au début de l'application des charges. Les détails du dispositif peuvent être trouvés dans Marcial et al. (2002).

Plusieurs essais oedométriques classiques avec paliers de chargement de 24h (AFNOR NP 94-090-1) et non conventionnels avec des durées de paliers de 5 minutes ou d'une semaine ont été effectués dans le cadre de cette étude.

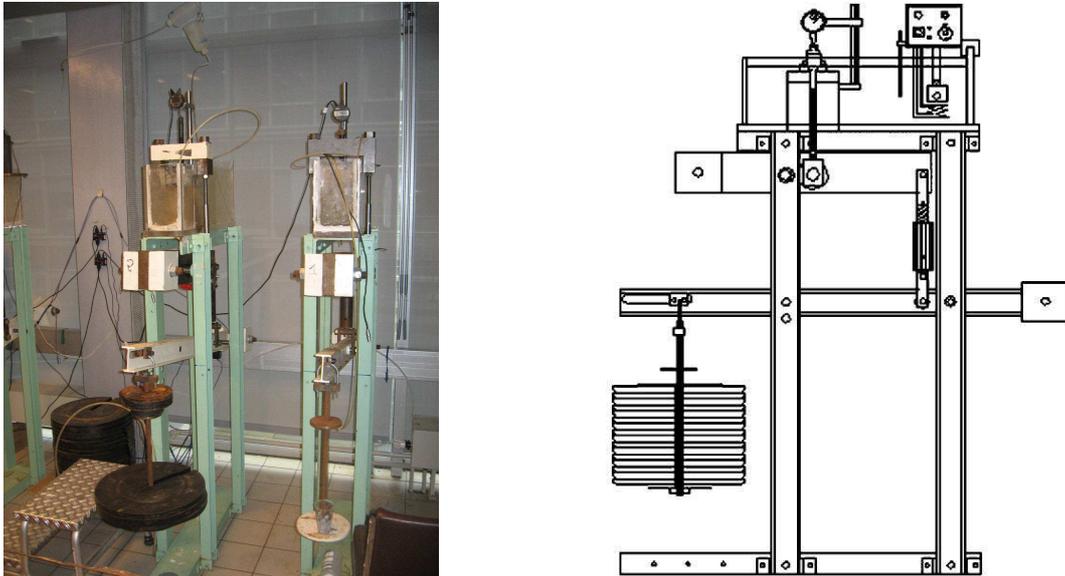


Figure III-43. Oedomètres haute pression au CERMES (Marcial et al., 2002).

La cellule oedométrique est partiellement placée dans un bain thermostaté (température régulée à 20°C) afin d'éviter les déformations "parasites" de la cellule et leurs conséquences sur les résultats expérimentaux.

Les échantillons de sable bitumineux ont été mis au congélateur à -25°C avant les essais. On les a installés dans la cellule oedométrique à l'état gelé avec des papiers filtres des deux côtés. Une faible contrainte verticale de 100 kPa à 250 kPa a été ensuite appliquée pendant au moins 24 h, le temps nécessaire pour la stabilisation thermique globale du système. Les essais ont été conduits dans une salle climatisée à  $20 \pm 0,5$  °C. La viscosité du bitume est alors estimée de l'ordre de 400 000 cPo – 900 000 cPo.

## III.6. SIGNAUX ACOUSTIQUES ET TRAITEMENT DES SIGNAUX

### III.6.1. Signaux PP, SS pour différentes conditions de température et de contrainte

Les Figure III-44, Figure III-45 et Figure III-46 illustrent les signaux typiques obtenus sur des matériaux sableux étudiés sous différentes conditions de température et de contrainte qui conduisent à des changements du temps de première arrivée des signaux, de leur allure et de leur amplitude. Les signaux sont en général bons aux fortes contraintes et/ou faibles températures, ils sont moins bons aux faibles contraintes et pour des températures élevées. On remarque que pour le sable bitumineux naturel (Figure III-46), la détection et le traitement des ondes S sont particulièrement difficiles à cause des signaux de mauvaises qualités, notamment aux fortes températures.

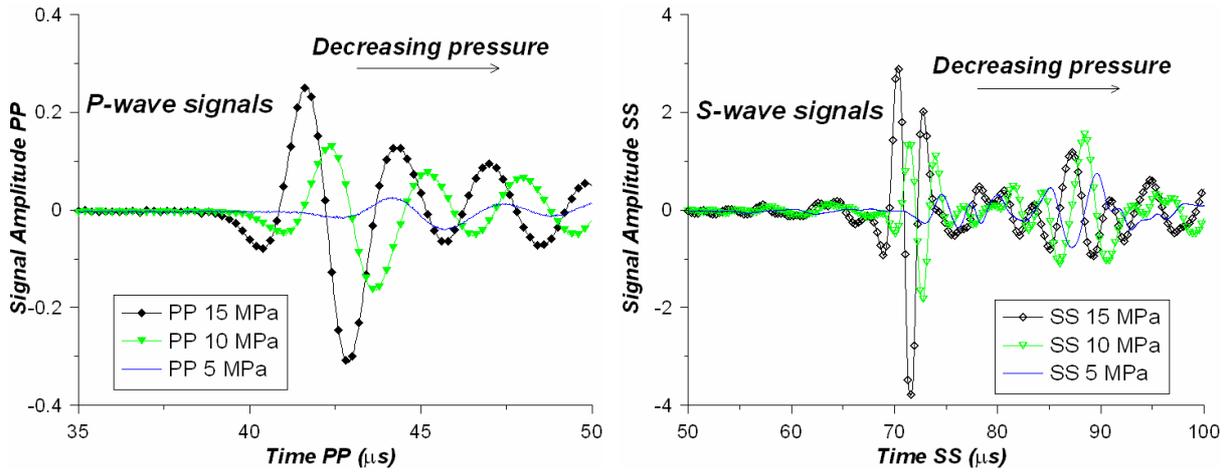


Figure III-44. Signaux acoustiques typiques enregistrés sous différentes contraintes effectives sur un échantillon reconstitué sec à température ambiante.

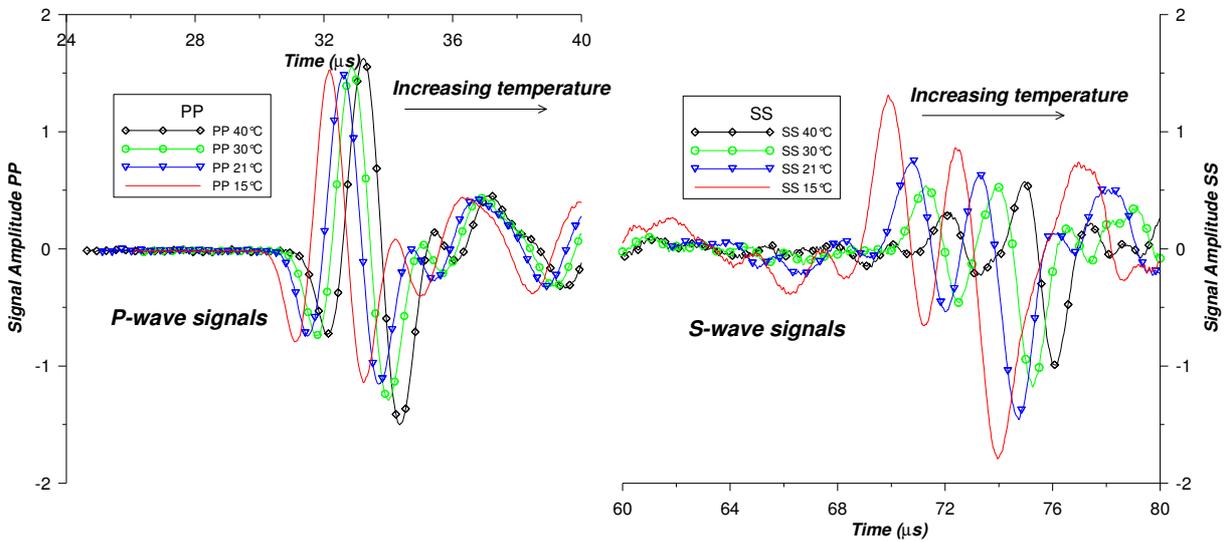


Figure III-45. Signaux acoustiques typiques enregistrés sur un échantillon reconstitué saturé de bitume à une contrainte de 5 MPa pour différentes températures entre 15 et 40°C.

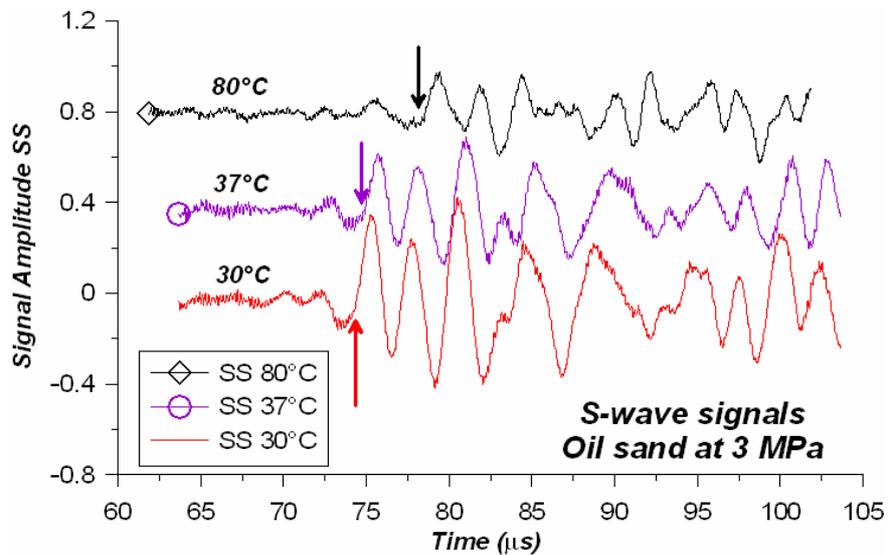


Figure III-46. Signaux d'ondes S typiques enregistrés sur un sable bitumineux naturel à une contrainte de 3 MPa pour différentes températures entre 30 et 80°C.

Deux techniques ont été utilisées pour analyser les signaux enregistrés: pointé d'impétus et rapport de spectre.

### III.6.2. Méthode de pointé d'impétus

Cette méthode consiste à pointer le temps de première arrivée (impétus) du signal transmis, en tenant compte du temps de parcours tête à tête (capteur contre capteur). Le rapport de la longueur de l'échantillon sur le temps de parcours donne la grandeur de la vitesse d'impétus des ondes.

Le temps de vol est pointé par des curseurs sur l'oscilloscope dont la précision est de l'ordre de 0,2  $\mu$ s qui correspond à une incertitude d'environ 10 m/s en vitesse.

### III.6.3. Méthode du rapport de spectre

La méthode consiste à comparer à différentes fréquences les amplitudes spectrales d'un signal à étudier avec un signal de référence. Elle permet de calculer non seulement la vitesse de phase mais également l'atténuation.

Comme mentionné par Toksoz et al. (1979) et Bourbié et al. (1987), cette méthode postule que l'on utilise une onde plane se propageant dans un milieu homogène. En supposant qu'on dispose de deux signaux qui correspondent à une transmission dans l'échantillon à étudier et à une transmission dans un échantillon d'aluminium qui possède une atténuation négligeable et une vitesse connue, les amplitudes spectrales des signaux s'expriment sous la forme:

$$U_{test}(f) = G_{test} \cdot \exp(-a_{test} \cdot h_{test}) \cdot \exp[i \cdot (\omega \cdot t - k_{test} \cdot h_{test})] \quad (III-46)$$

$$U_{ref}(f) = G_{ref} \cdot \exp(-a_{ref} \cdot h_{ref}) \cdot \exp[i \cdot (\omega \cdot t - k_{ref} \cdot h_{ref})] \quad (III-47)$$

Dans laquelle,

*test*: pour les signaux à étudier; *ref*. pour les signaux de référence,

$G$  est un coefficient incluant les effets de divergence géométrique, de transmission et de

réflexion,  $h$  est la distance parcourue,  $\alpha(f) = \frac{\omega}{2 \cdot Q \cdot V} = \frac{\pi f}{Q \cdot V}$  (III-48) est le coefficient

d'atténuation (ou atténuation intrinsèque),  $\omega$  est la pulsation,  $Q$  est le facteur de qualité,  $V$  est

la vitesse de propagation d'onde,  $k = \frac{\omega}{V} = \frac{2\pi f}{V}$  (III-49) est le nombre d'onde.

La différence de phase entre le signal à étudier et le signal de référence s'exprime ainsi:

$$\Delta\Phi = [k_{test} \cdot h_{test} - k_{ref} \cdot h_{ref}] = \omega \cdot \left[ \frac{h_{test}}{V_{test}} - \frac{h_{ref}}{V_{ref}} \right] = 2 \cdot \pi \cdot \left[ \frac{h_{test}}{V_{test}} - \frac{h_{ref}}{V_{ref}} \right] \cdot f \quad (III-50)$$

Le terme  $2 \cdot \pi \cdot \left[ \frac{h_{test}}{V_{test}} - \frac{h_{ref}}{V_{ref}} \right] = P_V$  (III-51) est la pente de la partie linéaire de la courbe différence

de phase ( $\Delta\Phi$ ) en fonction de la fréquence ( $f$ ).

Cette pente  $P_V$  est calculée par un logiciel dans LabView mis au point à IFPEN (Tarif, 1986).

On peut alors calculer la vitesse de phase de l'échantillon en utilisant la relation:

$$V_{test} = \frac{h_{test}}{\left[ \frac{P_V}{2\pi} + \frac{h_{ref}}{V_{ref}} \right]} \quad (\text{III-52})$$

Dans un deuxième temps, dans le but de déterminer l'atténuation, on considère le rapport des amplitudes spectrales qui s'écrit:

$$\frac{U_{ref}}{U_{test}} = \frac{G_{ref}}{G_{test}} \exp(-a_{ref} \cdot h_{ref} + a_{test} \cdot h_{test}) \quad (\text{III-53})$$

Il en résulte que:

$$\ln\left(\frac{U_{ref}}{U_{test}}\right) = \pi \cdot f \cdot \left[ \frac{-h_{ref}}{Q_{ref} \cdot V_{ref}} + \frac{h_{test}}{Q_{test} \cdot V_{test}} \right] + \ln\left(\frac{G_{ref}}{G_{test}}\right) \quad (\text{III-54})$$

Le terme  $\ln\left(\frac{G_{ref}}{G_{test}}\right)$  est indépendant de la fréquence, donc la méthode de calcul du facteur de qualité consiste à tracer le module du rapport des spectres en fonction de la fréquence ( $\ln\left(\frac{U_{ref}}{U_{test}}\right) - f$ ), puis à calculer la pente de la droite obtenue sur un certain intervalle de fréquences (Tarif, 1986). La pente est égale à:

$$Pq = \pi \cdot \left[ \frac{-h_{ref}}{Q_{ref} \cdot V_{ref}} + \frac{h_{test}}{Q_{test} \cdot V_{test}} \right] \quad (\text{III-55})$$

On obtient le facteur de qualité de l'échantillon à étudier:

$$Q_{test} = \frac{1}{\left[ \frac{Pq}{\pi} + \frac{h_{ref}}{Q_{ref} \cdot V_{ref}} \right] \cdot \frac{V_{test}}{h_{test}}} \quad (\text{III-56})$$

Dans la cas où le facteur de qualité de l'échantillon de référence  $Q_{ref}$  est très grand (ou si l'échantillon de référence est non atténuant, comme c'est le cas avec l'aluminium ( $Q_{Alu} = 150000$ )) on a  $\frac{h_{ref}}{Q_{ref} \cdot V_{ref}} \approx 0$  (III-57), ce qui permet d'obtenir l'atténuation de l'échantillon:

$$Q_{test} = \frac{\pi \cdot h_{test}}{Pq \cdot V_{test}} \quad (\text{III-58})$$

Cette méthode requiert des signaux de bonne qualité, relativement monochromatique, sans superposition d'ondes parasites et bien amortis dans le temps. Les résultats obtenus dépendent de la qualité du spectre qui à son tour, dépend de la longueur du train d'ondes analysé.

### III.6.4. Illustration du traitement des signaux

La Figure III-47 illustre un schéma explicatif du pointé d'impétus et de la fenêtre choisie pour la méthode du rapport de spectre. La fenêtre doit couvrir le temps de première arrivée du signal et s'étendre sur une période et demie (Cadoret, 1993).

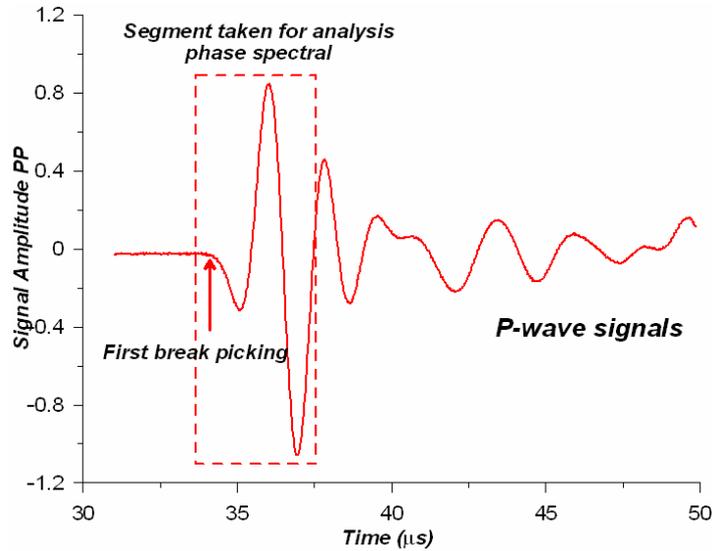


Figure III-47. Schéma explicatif de deux méthodes utilisées pour le traitement des ondes: pointage pour la méthode de pointé d'impétus et fenêtre choisie pour la méthode du rapport de spectre.

Le choix du pointé d'impétus et de la fenêtre est effectué pour le signal analysé et le signal de référence. La visualisation est faite à la fois dans le domaine temporel et dans le domaine fréquentiel (Figure III-48). Ensuite, pour comparer les deux signaux, on sélectionne une zone de fréquence commune avec le plus d'énergie limitée par deux valeurs  $f_1$  et  $f_2$ . Puis on reporte ces valeurs dans la fenêtre de la courbe amplitude-fréquence pour le calcul des propriétés acoustiques.

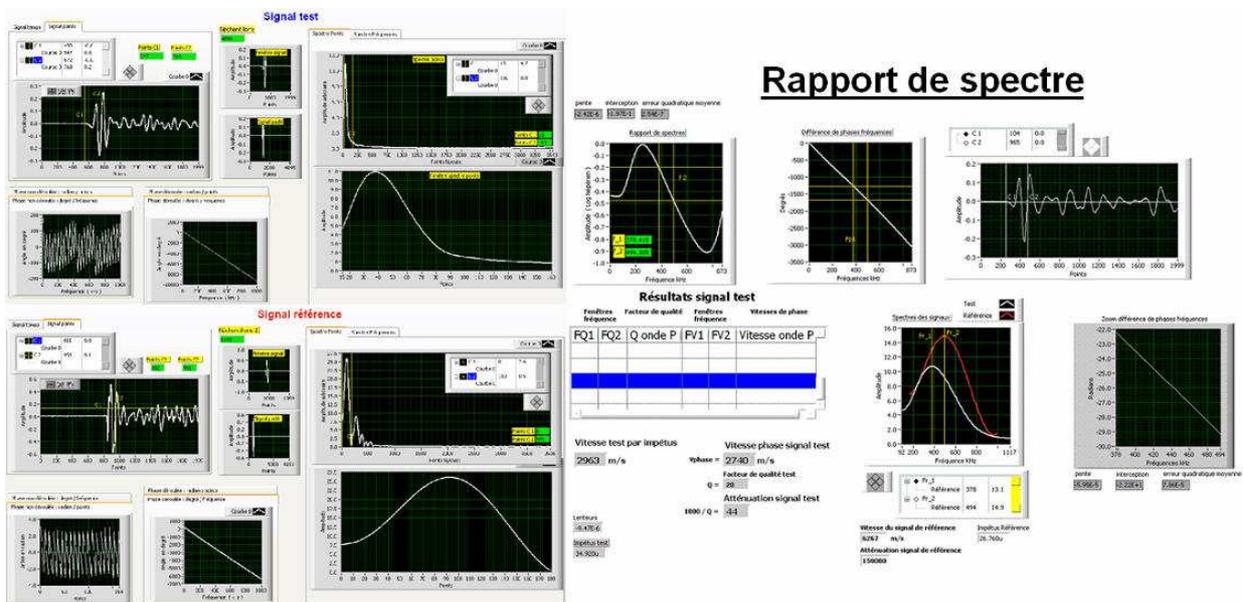


Figure III-48. Visualisation du calcul de rapport de spectre.

### III.6.5. Vitesse d'impétus et vitesse de phase. Dispersion de cheminement

Sur la Figure III-49, les vitesses de phase et d'impétus ont été reportées pour plusieurs mesures correspondant à différentes températures. La vitesse d'impétus est en général supérieure à la vitesse de phase: la différence est moins importante pour les ondes  $P$  (environ 5 %) que pour les ondes  $S$  (environ 13 %).

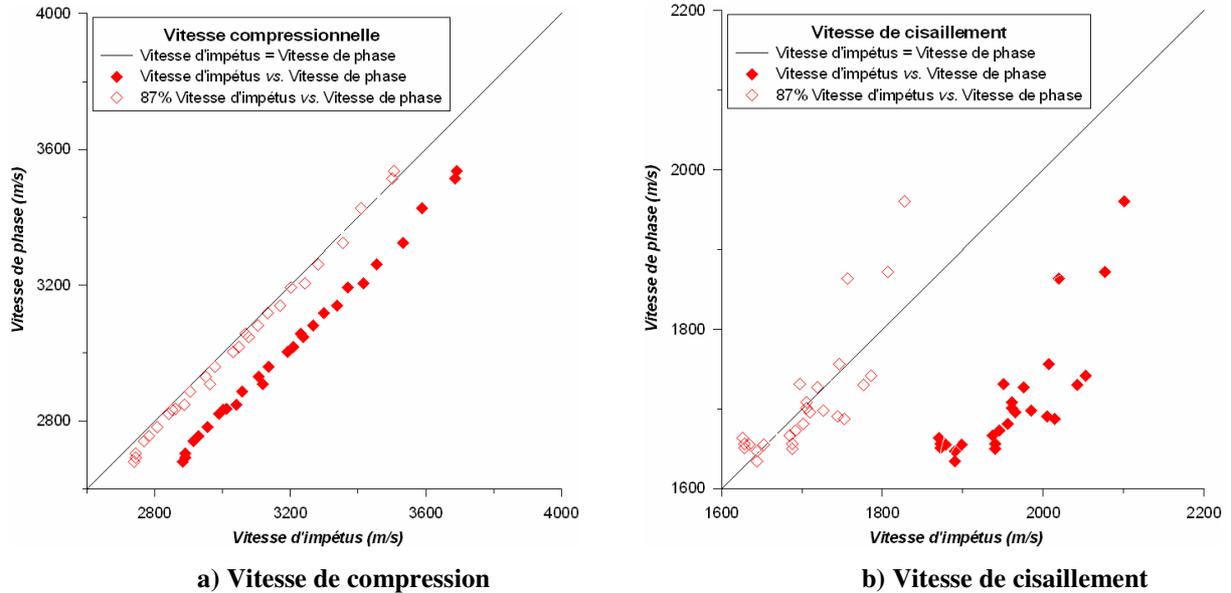


Figure III-49. Mesures de vitesse de phase et d'impétus à différentes températures sur un échantillon reconstitué saturé de glycérol sous une pression effective constante de 8 MPa.

D'après les travaux de Cadoret (1993) et de Rasolofosaon et Zinszner (2003), la différence des vitesses de phase et d'impétus est liée au phénomène de cheminement rapide. Il correspond à la propagation des ondes dans les milieux dont la taille d'hétérogénéité est non négligeable par rapport à la longueur d'onde. Dans ce cas, le signal acoustique se propageant dans un milieu hétérogène subit une dé-focalisation temporelle: une partie de l'énergie arrive avant (précurseurs) et après le paquet principal d'énergie (Figure III-50). C'est le temps d'arrivée des précurseurs qui est mesuré par le pointé d'impétus. Autrement dit, la vitesse d'impétus ne concerne que la partie de l'énergie acoustique empruntant des chemins plus rapides. Ce type de mesure se traduit par une surestimation de la vitesse.

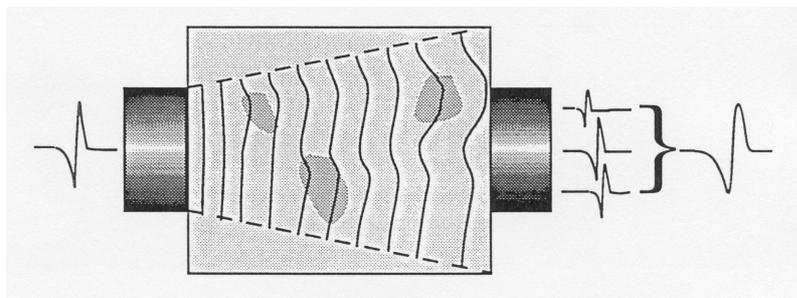


Figure III-50. Illustration de la dispersion de cheminement (Cadoret, 1993).

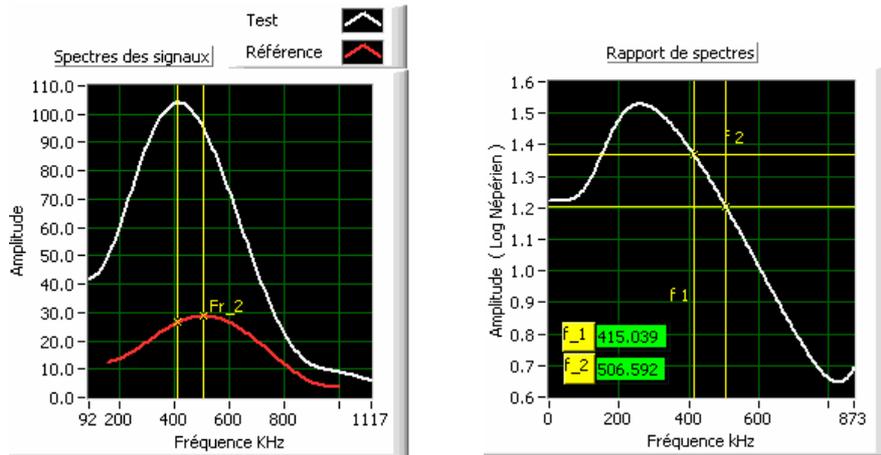
Dans nos expériences sur les échantillons de sables bitumineux naturels ou reconstitués, la microstructure observée plaide en faveur de l'existence de ce phénomène. En effet, les images microtomographiques montrent la présence d'une structure enchevêtrée dans les sables naturels et des blocs denses de grains solides dus à la cimentation dans les échantillons reconstitués, qui peuvent constituer des chemins privilégiés pour des ondes.

On n'interprètera donc par la suite que la vitesse de phase qui correspond à l'arrivée du maximum d'énergie transportée par des ondes. De façon générale, les vitesses de phase sont plus cohérentes avec les prédictions de Biot-Gassmann que les vitesses d'impétus (Rasolofosaon et Zinszner, 2003).

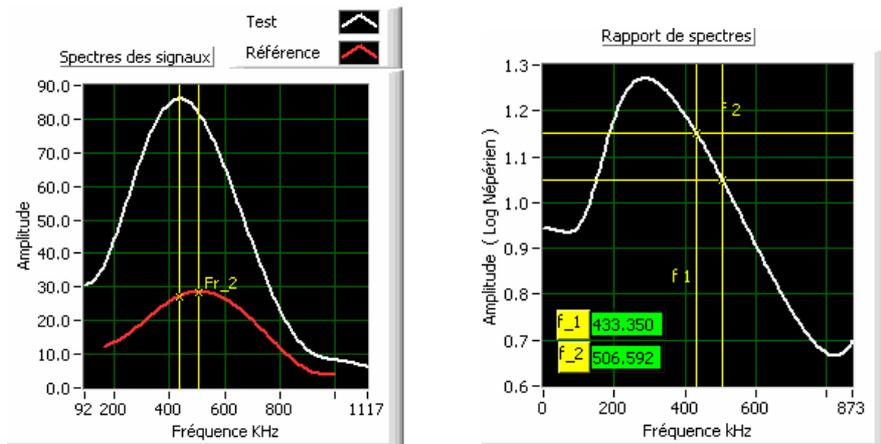
### **III.6.6. Choix d'une référence pour le traitement des signaux par la méthode du rapport des spectres**

Le traitement des signaux par la méthode du rapport de spectre est classiquement effectué en prenant l'aluminium comme référence. Ce dernier est un matériau parfaitement non atténuant (matériau non absorbant). Cependant la différence de géométrie entre ce matériau de référence et l'échantillon de roche pourrait être une source d'imprécision. Pour s'affranchir de cet aspect, en se basant sur les suggestions de Toksoz et al. (1979), dans ce travail de thèse, on a également utilisé les signaux obtenus dans l'échantillon soumis à des conditions extrêmes comme référence. Ces conditions extrêmes correspondent par exemple à un état congelé et/ou à un état très comprimé. Soumis à de telles conditions, l'échantillon sera alors considéré comme faiblement atténuant. On calculera alors les propriétés acoustiques d'un l'échantillon à tester relativement à son état extrême non absorbant.

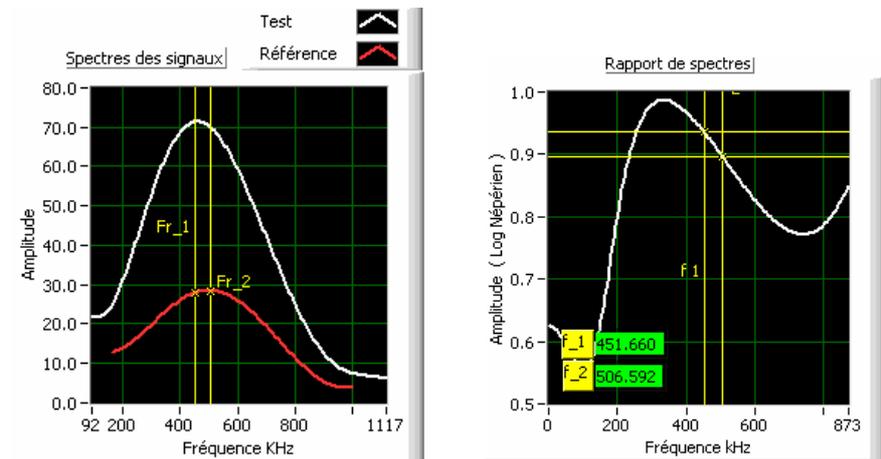
A titre d'exemple, les Figure III-51 et Figure III-52 montrent les traitements des signaux acoustiques en utilisant comme référence respectivement l'aluminium et l'échantillon soumis à des conditions extrêmes. Les signaux sont issus d'un essai de chargement thermique d'un échantillon reconstitué saturé avec du glycérol à une contrainte effective isotrope constante. On remarquera que lorsque l'échantillon gelé est pris comme référence, la pente de la courbe  $\ln(\text{Amplitude référence}/\text{Amplitude}) - \text{fréquence}$  est très faible aux faibles températures. D'après Toksoz et al (1979), la méthode devient alors peu précise.



a) à 85°C

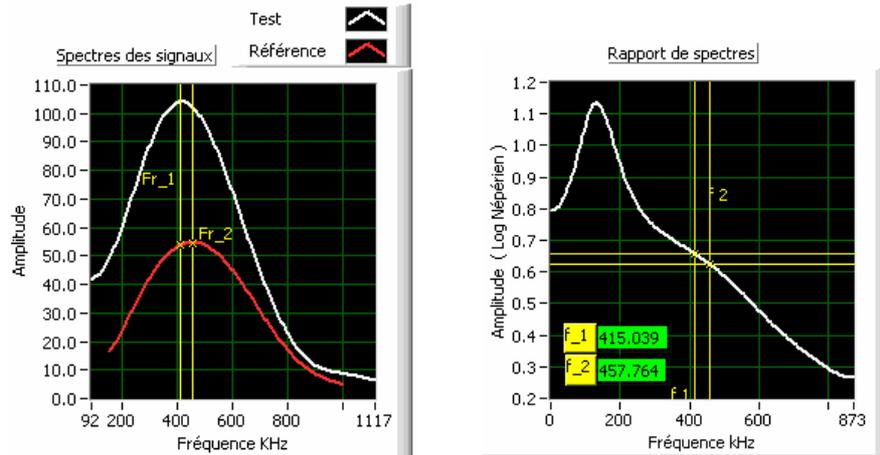


b) à 30°C

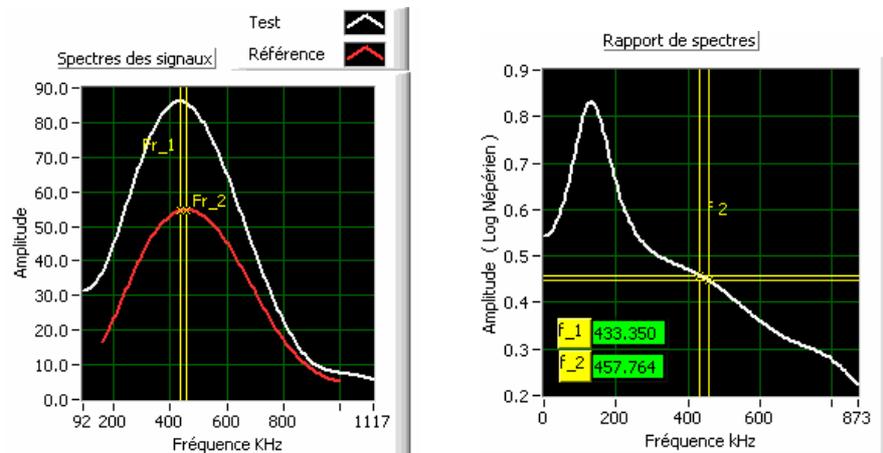


c) à -10°C

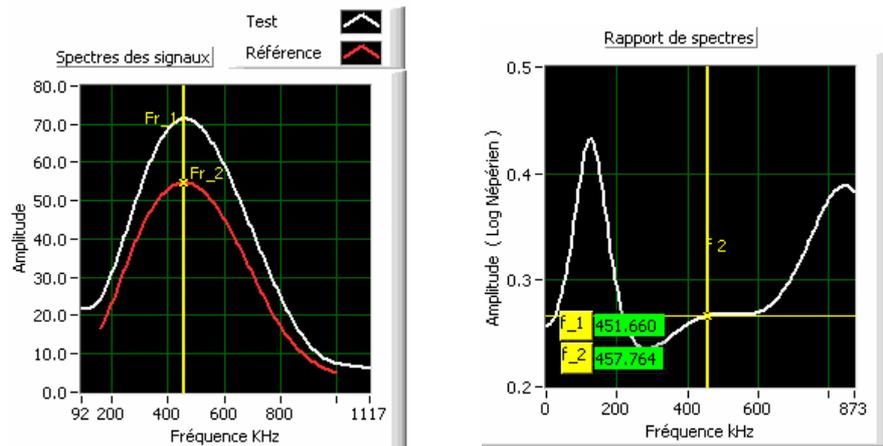
Figure III-51. Caractéristique d'atténuation des ondes de compression dans un échantillon saturé avec du glycérol à 85°C (haut), 30°C (milieu) et à -10°C (bas). *L'Aluminium* a été utilisé comme la référence. A gauche: Amplitude en fonction de la fréquence (ligne rouge correspond à la référence). A droite:  $\ln(\text{Amplitude référence}/\text{Amplitude})$  en fonction de la fréquence.



a) à 85°C



b) à 30°C



a) à -10°C

Figure III-52. Caractéristique d'atténuation des ondes de compression dans un échantillon saturé avec du glycérol à 85°C (haut), 30°C (milieu) et à -10°C (bas). L'échantillon à l'état congelé (-25°C) a été utilisé comme la référence. A gauche: Amplitude en fonction de la fréquence (ligne rouge correspond à la référence). A droite:  $\ln(\text{Amplitude référence}/\text{Amplitude})$  en fonction de la fréquence.

La Figure III-53 montre, pour un essai de compression isotrope à température ambiante sur un échantillon reconstitué saturé avec du glycérol, les vitesses de phase obtenues en utilisant

l'aluminium comme référence en comparaison avec l'utilisation d'une référence à l'état extrême non absorbant (échantillon à l'état non absorbant soumis à la contrainte maximale de 18 MPa). Les vitesses d'impétus, qui ne sont pas affectées par ces traitements, sont également présentées pour comparaison. Les vitesses de phase relatives à l'aluminium sont moins élevées que celles relatives à l'état extrême supposé non absorbant avec une différence de l'ordre de 7 – 8 %.

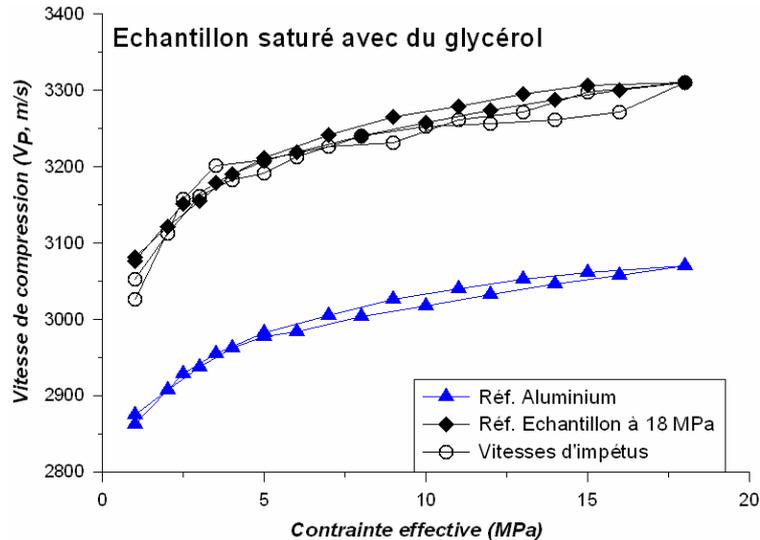


Figure III-53. Vitesses de phase en fonction du choix du signal de référence. Réf. Aluminium correspond au cas où le signal passant un échantillon d'aluminium a été choisi comme la référence. Réf. Échantillon à 18 MPa figure le cas où le signal passant l'échantillon de sable (saturé avec du glycérol) à 18 MPa (en contrainte effective) a été choisi comme la référence [Essai SGR6-PTA à température ambiante].

La Figure III-54 montre le même type de courbes pour un essai de chargement thermique à pression constante sur un échantillon reconstitué saturé avec du glycérol. On trouve une différence d'environ 6 %.

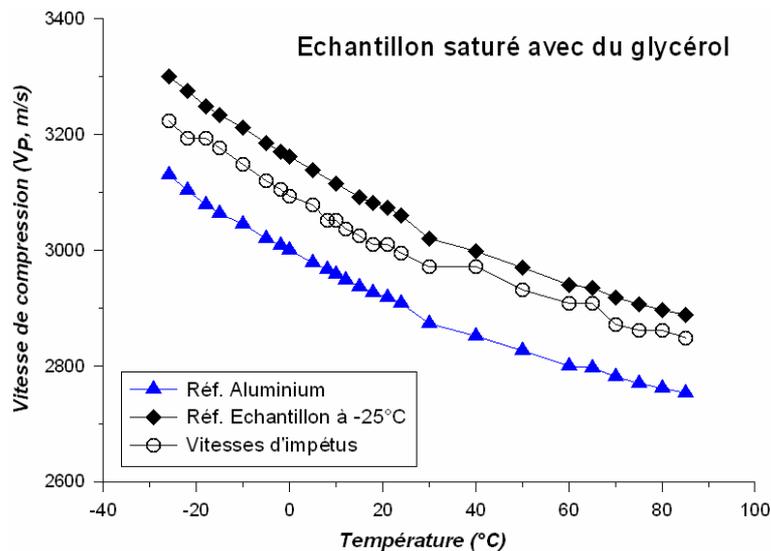


Figure III-54. Vitesses de phase en fonction du choix du signal de référence. Réf. Aluminium correspond au cas où le signal passant un échantillon d'aluminium a été choisi comme la référence. Réf. Échantillon à -25°C figure le cas où le signal passant l'échantillon de sable (saturé avec du glycérol) à -25°C a été choisi comme la référence [Essai SGR5-PTA à 10 MPa].

L'aluminium, souvent adopté, présente l'avantage d'être un matériau parfaitement non absorbant, ce qui n'est vraisemblablement pas le cas de l'échantillon de sable reconstitué dans son état "non absorbant", car la fréquence des signaux reçus est centrée sur 430 kHz alors que la fréquence des signaux émis est centrée sur 500 kHz. Cela implique que même dans son état extrême "non absorbant", le matériau demeure absorbant.

Dans toute la suite des travaux, les vitesses de phase seront référencées par rapport à l'aluminium.

### III.7. NOTATIONS DES ESSAIS

Pour faciliter le suivi des expériences, les notations suivantes ont été adoptées:

- OS pour les essais sur échantillons de sable bitumineux naturel Canadien sur la cellule triaxiale,
- SBN pour les essais sur échantillons de sable bitumineux naturel Canadien sur la cellule pétroacoustique,
- SBR pour les essais sur échantillons de sable reconstitué saturé avec du bitume,
- SSR pour les essais sur échantillons de sable reconstitué à l'état sec,
- SWR pour les essais sur échantillons de sable reconstitué saturé avec de l'eau,
- SGR pour les essais sur échantillons de sable reconstitué saturé avec du glycérol.

Les suffixes à ajouter correspondent à la cellule utilisée. On désigne par *PTA* la cellule pétroacoustique, *hpht* la cellule triaxiale et *OED* la cellule oedométrique.

A titre d'exemple:

- *SGR1-PTA* correspond à l'essai numéro 1 sur la cellule pétroacoustique d'un échantillon de sable reconstitué saturés avec le glycérol;
- *OS8hpht* correspond à l'essai numéro 8 sur la cellule triaxiale d'un échantillon de sable bitumineux naturel Canadien;
- *SBN2-PTA* correspond à l'essai numéro 2 sur la cellule pétroacoustique d'un échantillon de sable bitumineux naturel Canadien.

### III.8. CONCLUSIONS

Les travaux de thèse ont été effectués sur des échantillons de sables bitumineux Canadiens fournis par Total, mais également sur un matériau modèle, un sable reconstitué artificiellement cimenté. Plusieurs raisons peuvent expliquer ce choix : (1) Les échantillons de sable bitumineux naturel ne sont pas disponibles en grande quantité et présentent une variabilité inévitable, (2) ils sont généralement remaniés et on ne peut enlever le bitume sans manipulations nombreuses et perturbatrices. Ils ne se prêtent donc pas aisément à une étude systématique. On a donc recherché à disposer d'échantillons "analogues" de faible cohésion (mais reproductible) pour être facilement manipulable et pouvant être saturés par n'importe quel fluide. On a donc procédé à la fabrication de sables quartzeux faiblement cimentés, très poreux et perméables.

Plusieurs techniques expérimentales ont été mises en œuvre pour caractériser les matériaux utilisés: tomographique RX, microtomographique RX, cryomicroscopie, RMN, nettoyage par Soxhlet, extraction par  $\text{CH}_2\text{Cl}_2$ , etc.

Le sable bitumineux naturel est constitué majoritairement de grains de quartz (jusqu'à 85 % en masse) de taille d'environ 160  $\mu\text{m}$  avec une porosité globale d'environ 36 – 40 % à l'état remanié et une porosité de l'ordre de 32 % - 33 % dans les zones denses (supposée intactes), ce qui est parfaitement comparable avec les porosités in situ variant de 31 % à 35 %.

Après carottage, le bitume joue le rôle d'un agent de cimentation reliant les grains solides. L'eau n'a pas été détectée, et les trous remplis d'air observés entre les grains sont vraisemblablement dus au remaniement.

Les échantillons reconstitués artificiels possèdent une forte porosité (environ 36 – 40 %) et une forte perméabilité (de l'ordre de quelques Darcies). Ils ont été saturés avec du bitume ou du glycérol en utilisant des techniques mises au point spécialement pour nos essais.

Les propriétés physiques (densité, viscosité) et élastiques (vitesse d'ondes) des fluides saturants ont été également étudiées.

Le comportement thermo-hydro-mécaniques des sables bitumineux naturels et artificiels a été étudié avec trois cellules différentes :

- cellule oedométrique sur bâti haute pression, pour déterminer les paramètres de compressibilité jusqu'à 66 MPa de contrainte verticale,
- cellule pétroacoustique pour déterminer les paramètres acoustiques ultrasonores sous contrainte isotrope (avec la température variant de  $-35^{\circ}\text{C}$  à  $85^{\circ}\text{C}$  et la pression effective jusqu'à 30 MPa),
- cellule triaxiale haute température pour déterminer les paramètres géomécaniques et acoustiques en balayant une large gamme de température (de température ambiante à  $160^{\circ}\text{C}$ ) et de pression effective (de 0,2 MPa à 6 MPa).

De très nombreux essais ont été réalisés avec des procédures expérimentales spécialement mises au point pour le carottage des échantillons, le montage sur les cellules et l'application des chargements mécaniques et thermiques pour éviter au maximum le remaniement et pour étudier le comportement des matériaux dans des conditions proches de celles in-situ.

Enfin, la méthode de traitement des signaux acoustiques a été présentée.



# CHAPITRE 4

## COMPORTEMENT THERMO-MECANIQUE

---

### IV.1. INTRODUCTION

Pour étudier le comportement thermo-mécanique des sables bitumineux et des sables reconstitués considérés dans ce travail, des essais oedométriques et des essais triaxiaux ont été réalisés avec les dispositifs présentés précédemment. La première partie de ce chapitre présentera l'étude de la compressibilité, à la fois oedométrique et isotrope, des matériaux étudiés et l'examen de l'influence de la température sur la compressibilité. Le chargement s'est fait par paliers dans les cellules oedométriques et à une vitesse constante d'augmentation de la pression de confinement dans la cellule triaxiale (90 kPa/minute). La deuxième partie concernera les essais de chauffage par palier (allant de la température ambiante jusqu'à 160°C) sous une contrainte isotrope constante. Tous les essais ont été réalisés en condition drainée avec suivi de volume à la fois par les capteurs locaux et par la variation de volume de la pompe CPV de pore. La dernière partie du chapitre visera à présenter et à analyser les essais de cisaillement en condition drainée des matériaux sous l'influence combinée de la contrainte effective et de la température. Une attention particulière sera portée à l'impact de la température sur le comportement déviatorique des matériaux saturés de bitume (sables bitumineux naturels et sables reconstitués).

### IV.2. COMPRESSIBILITE

#### IV.2.1. Programme d'essai

Les essais de compression isotrope permettent de déterminer le module d'incompressibilité isotrope  $K$  (inverse de la compressibilité isotrope  $C_b$ ) et les essais de compression oedométrique permettent la détermination du module oedométrique (à déformations radiales nulles)  $D$  (inverse de la compressibilité oedométrique  $C_{cb}$ ). Si  $p'_0$  et  $\sigma'_v$  sont les contraintes effectives correspondant à ces deux types de chargement (i.e. contrainte effective isotrope et contrainte effective verticale à l'oedomètre), on a les relations suivantes:

$$K = \frac{1}{C_b} = \frac{\Delta p_0'}{\Delta \varepsilon_v} \quad (\text{IV-1})$$

$$D = \frac{1}{C_{cb}} = \frac{\Delta \sigma_v'}{\Delta \varepsilon_v} \quad (\text{IV-2})$$

En élasticité isotrope élastique linéaire, la relation entre les modules est la suivante (e.g. Chalaturnyk 1996):

$$K = \frac{D(1+\nu)}{3(1-\nu)} \quad (\text{IV-3})$$

$$C_b = \frac{3(1-\nu)}{(1+\nu)} C_{cb} \quad (\text{IV-4})$$

où  $\nu$  est le coefficient de Poisson du matériau.

Le programme expérimental a consisté en la réalisation :

- D'essais oedométriques sur les sables bitumineux naturels et sur les sables peu cimentés reconstitués à partir des sables Canadiens propres. Tous les essais ont été réalisés en condition drainée à température ambiante. Plusieurs durées de paliers de chargement ont été adoptées, soit selon la norme française XP P 94-090-1 (24 h), soit avec des durées plus courtes (5 minutes) ou plus longues (une semaine) ;
- D'essais de consolidation isotrope en cellule triaxiale en condition drainée sur les sables bitumineux naturels et sur les sables reconstitués saturés avec différents fluides (air, eau et bitume). Les essais sont généralement réalisés à la température ambiante, à l'exception de quelques essais sur des sables reconstitués saturés de bitume qui ont été réalisés à des températures élevées. Le chargement s'est effectué à une vitesse d'augmentation constante de 90 kPa/minute de la pression de confinement ;

Le Tableau IV-1 présente le programme d'essai. Les essais SBR2hpht et SBR3hpht comprennent des compressions isotropes à hautes températures.

Tableau IV-1. Programme des essais de compression.

Oédomètre		$\phi$ ( $\phi_{den.}$ )	Charge par palier, à température ambiante
Haute pression	OS_OED1	38,6 (33)	0,25 – 48 - 0,25 MPa, paliers de 24 heures (standard test)
Haute pression	OS_OED2	37,4 (33)	0,25 – 46 - 0,25 MPa, paliers de 24 heures
Haute pression	OS_OED3	41,1 (33)	0,22 – 27,28 – 0,22 – 58,96 MPa, paliers de 24 heures
Faible pression	OS_OED4	39,0 (33,5)	0,25 – 3 - 0,25 MPa, paliers d'une semaine
Haute pression	OS_OED5	36,6 (31)	0,22 – 65,78 - 0,22 MPa, paliers de 5 minutes (1/12 heure)
Haute pression	OS_OED6	38,8 (31,5)	0,22 – 30,58 - 0,22 – 65,34 MPa, paliers de 5 minutes
Faible pression	OS_OED7	38,0 (33)	0,25 – 5,27 - 0,17 MPa, paliers de 24 heures
Haute pression	SC	37	0,22 – 44,44 - 0,22 MPa, paliers de 24 heures [Sables canadiens reconstitués à l'état sec]
Cellule triaxiale			Charge à vitesse constante (90 kPa/min)
	Sables bitumineux Canadiens		OS1hpht, OS2hpht, OS3hpht : 0,2-3-1,5-3-1,5 MPa OS4hpht : 0,2-6-3-6-3 MPa OS5hpht : 0,2-6-4-6-4 MPa OS6hpht, OS7hpht, OS8hpht : 0,2-6-4-6-4 MPa
	Sables artificiels		SBR1hpht, SBR2hpht, SBR3hpht : 0,2-1,5 MPa SBR4hpht, SBR5Mhpht, SBR6Chpht : 0,2-3-1,5 MPa SBR2hpht : 1,5-3-1,5 MPa à 154°C SBR3hpht : 1,5-3-1,5 MPa à 84°C

## IV.2.2. Compressibilité oedométrique à haute pression

### IV.2.2.1. Courbe de compression oedométrique

Les courbes de compression ( $e$ - $\log \sigma_v'$ ) des trois essais (OS\_OED 1, 2 et 3) réalisés avec des paliers de chargement de 24 heures et un taux d'incrément de charge de 1,5 ou 2 sont montrées à la Figure IV-1. Les échantillons OS\_OED1 et OS\_OED2 possèdent des indices des vides initiaux qui sont très proches ( $e = 0,628$  et  $0,597$ , respectivement), l'échantillon OS\_OED3 est plus lâche ( $e = 0,699$ ).

L'analyse classique des courbes dans un diagramme semi-log (Figure IV-1a) permettrait a priori de diviser les courbes en deux parties avec une partie pseudo-élastique (pas vraiment linéaire, comme dans la plupart des sols naturels) et des déformations plus faibles jusqu'à une contrainte verticale d'environ 10 ou 12 MPa suivie d'une partie plastique à plus forte pente pour les contraintes supérieures à 10-12 MPa. La contrainte effective verticale in-situ, égale à 1150 kPa et représentée sur la figure, se situe dans la zone pseudo-élastique. La variabilité des indices des vides initiaux d'échantillons issus de la même carotte est probablement due à la présence des gros pores liés aux perturbations identifiées préalablement grâce à l'analyse d'images.

Dans un diagramme linéaire (Figure IV-1b), la forme des courbes se divise en deux sections: une section en dessous de 5 MPa qui présente une forte compression, suivie d'une section à faible concavité qui peut être assimilée à une section linéaire entre 20 et 50 MPa.

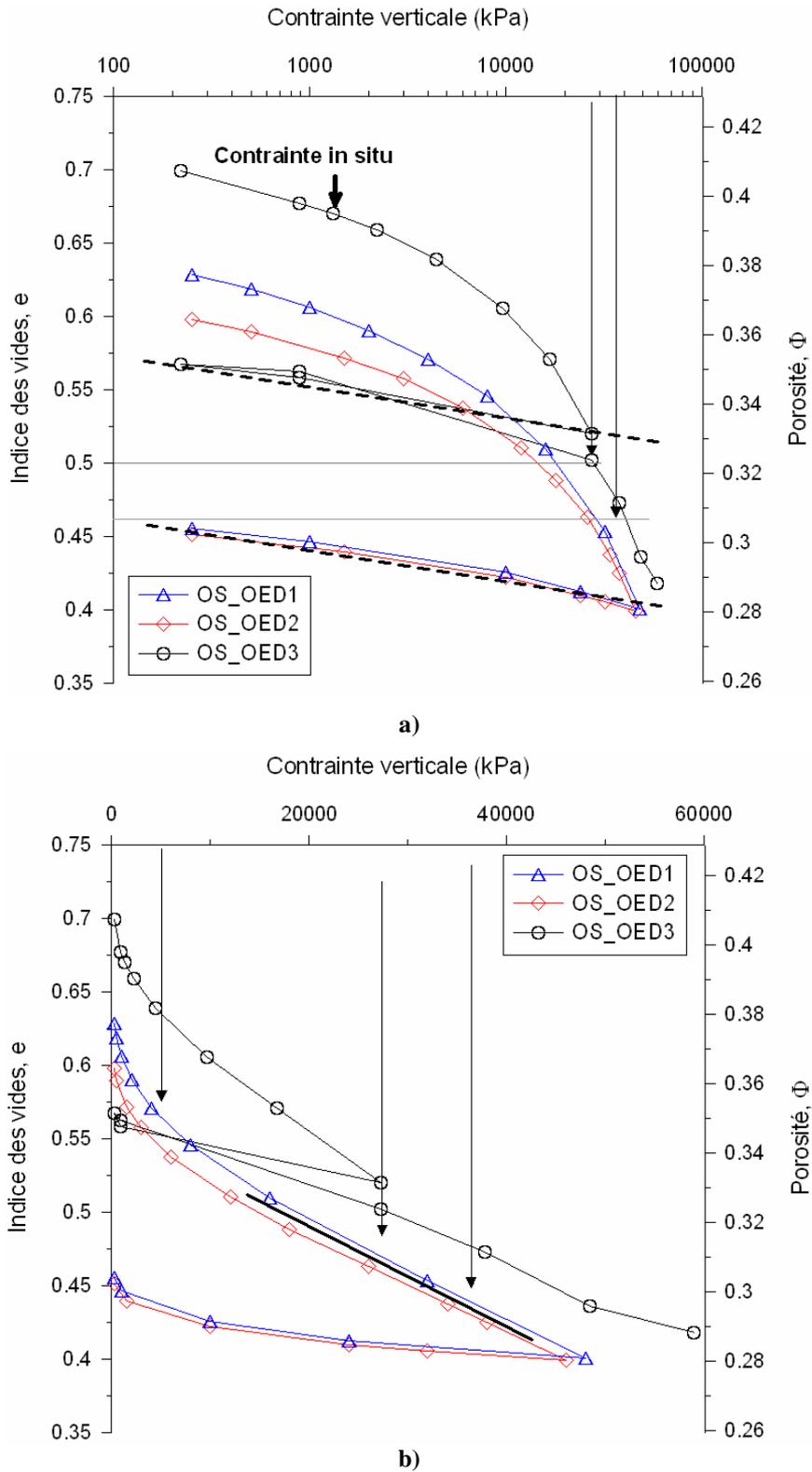


Figure IV-1. Courbes de compression oedométriques en diagramme semi-log (a) et linéaire (b).

Les déformations volumiques en fonction de la contrainte verticale sont données à la Figure IV-2. Ce mode de présentation facilite la comparaison des variations volumique entre les échantillons. L'échantillon OS\_OED3 plus lâche se déforme plus par rapport aux autres.

L'échantillon OS\_OED2 est moins déformable à cause de son état initial assez dense par rapport aux autres.

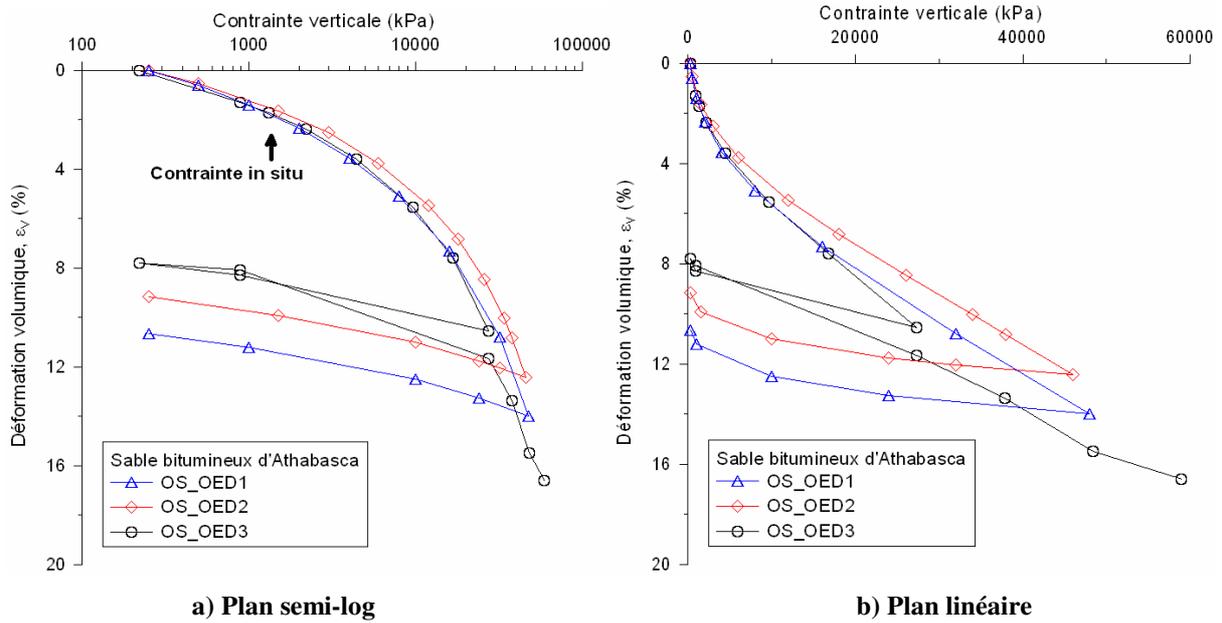


Figure IV-2. Courbes de compression oedométriques en déformation volumique.

#### IV.2.2.2. Courbes de consolidation

Les courbes de consolidation représentant l'évolution des tassements (ou des déformations verticales) de l'échantillon en fonction du logarithme du temps à chaque palier de contrainte effective vertical  $\sigma'_v$  sont présentées à la Figure IV-3.

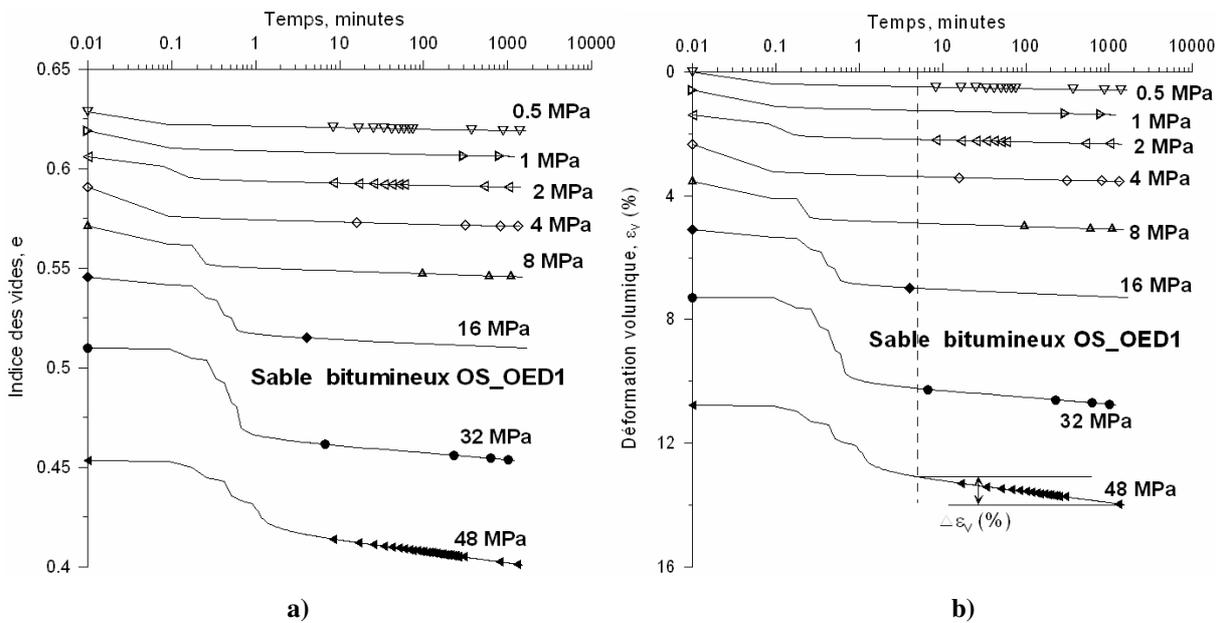


Figure IV-3. Courbes de consolidation des sables bitumineux naturels: (a) variation des indices des vides, et (b) déformation volumique [Essai oedométrique OS\_OED1].

L'observation des figures montre que la variation de l'indice des vides en fonction du temps peut être divisée en deux étapes: la première étape (de 0,1 minute à 1 minute, en fonction du niveau de chargement) correspond à une compression rapide d'environ 70 % de la déformation totale obtenue près 24 heures ; la deuxième étape, linéaire en fonction du logarithme du temps, est typique d'un fluage, avec un coefficient  $C_\alpha$  ( $C_\alpha = \Delta e / \Delta \log t$ ) augmentant avec la contrainte, de façon classique. La première étape de tassement quasi-instantané est liée à l'expulsion de gaz.

Les essais de fluage sont interprétés en Figure IV-4 de la même façon que Colliat-Dangus (1986) sur des sables quartziques denses, en représentant sous chaque contrainte verticale la différence entre les déformations après 5 minutes (1/12 heure) et 24 heures (i.e. 1440 minutes).

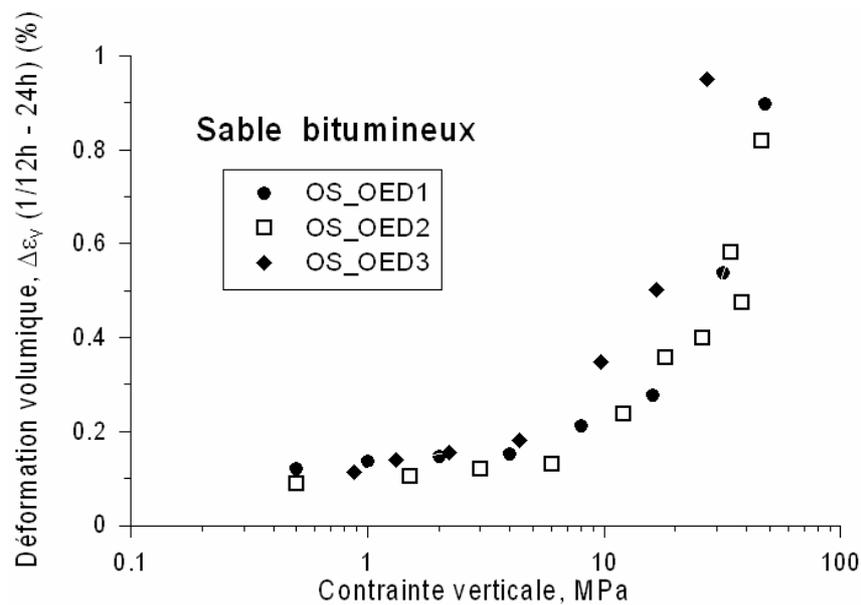


Figure IV-4. Fluage sous état de compression oedométrique.

La Figure IV-4 permet d'observer que le fluage, observé dès les faibles niveaux de contrainte, augmente lorsque la contrainte verticale dépasse environ 10 MPa, indépendamment de l'indice des vides initial de l'échantillon. Colliat-Dangus (1986) avait également observé une augmentation du phénomène de fluage au dessus de 7 MPa.

#### IV.2.2.3. Courbes de compression des essais selon différentes procédures

Pour déterminer une courbe de compression indépendante des effets du temps, des essais non conventionnels avec des paliers de courte durée (5 minutes) (essai OS\_OED5, OS\_OED6) ou avec des paliers d'une semaine (essai OS\_OED4) ont été conduits. Ces échantillons possèdent des porosités initiales assez proches des échantillons OS\_OED1 et OS\_OED2. La comparaison des résultats est donnée à la Figure IV-5 où la déformation volumique est représentée en fonction du logarithme de la contrainte verticale. L'essai SC a été effectué sur un échantillon peu cimenté reconstitué à partir du sable Canadien propre. L'effet du temps est tenu : plus la durée de chargement est courte, plus la déformation volumique est faible. Ce sont les essais courts qui sont les plus représentatifs de la réponse instantanée de l'éprouvette.

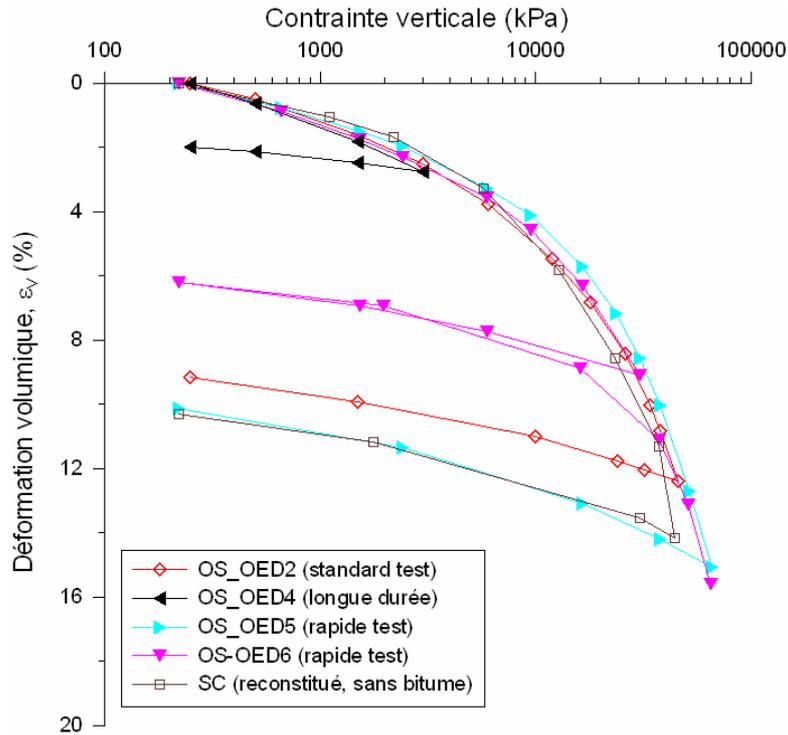


Figure IV-5. Essais oedométriques suivant différentes procédures.

#### IV.2.2.4. Comparaison avec les résultats sur des sables denses

La Figure IV-6 présente la comparaison des résultats de nos essais avec un essai à haute pression réalisé sur un sable quartzique dense d’Hostun (Drôme) (HFD) (composé de particules anguleuses, avec une granulométrie uniforme de  $d_{50} = 0,320$  mm) par Colliat-Dangus (1986) avec un indice des vides initial légèrement plus important. A partir d’environ 30 MPa, toutes les courbes sont assez proches.

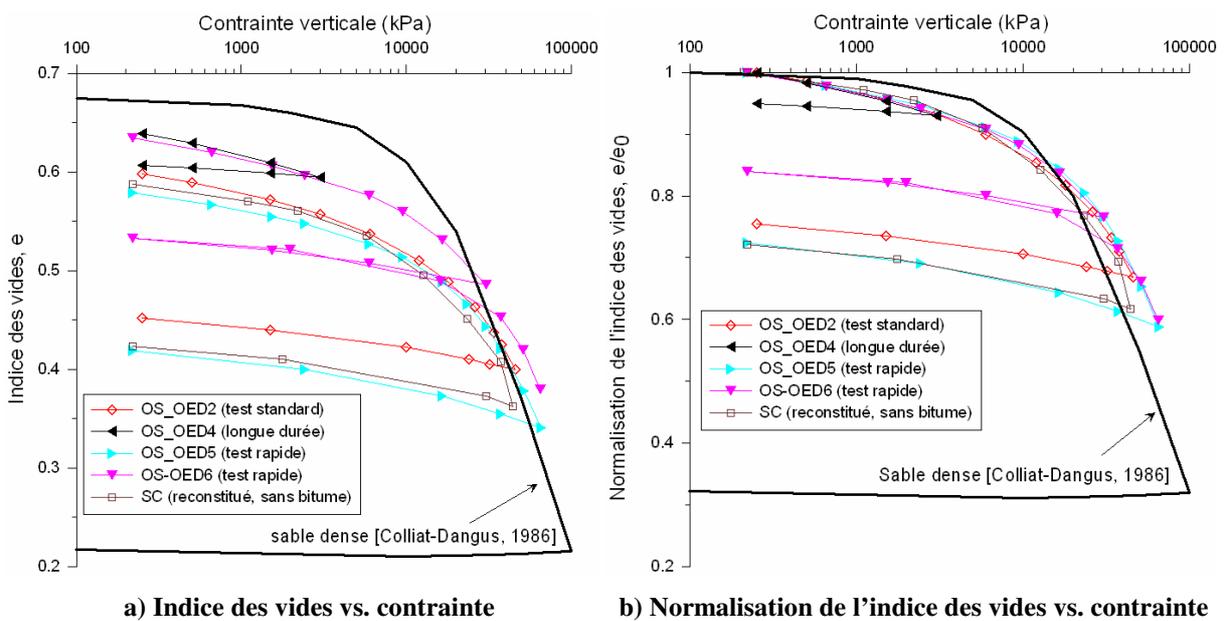


Figure IV-6. Résultats des essais oedométriques.

#### IV.2.2.5. Analyse post-essai

Lors du démontage des essais, on constate un état assez propre au niveaux des frittés de la cellule (Figure IV-7). Seule une quantité faible de bitume attaché au papier filtre inférieur a été observée. Cela veut dire que l'on n'expulse pratiquement pas de bitume pendant la compression.



Figure IV-7. Photographie de l'échantillon et de la cellule après l'essai (OS\_OED2, jusqu'à 46 MPa).

Les échantillons ont été ensuite passés au scanner CT. Les microfissures bien visibles dans les échantillons avant les essais deviennent moins apparentes (Figure IV-8).

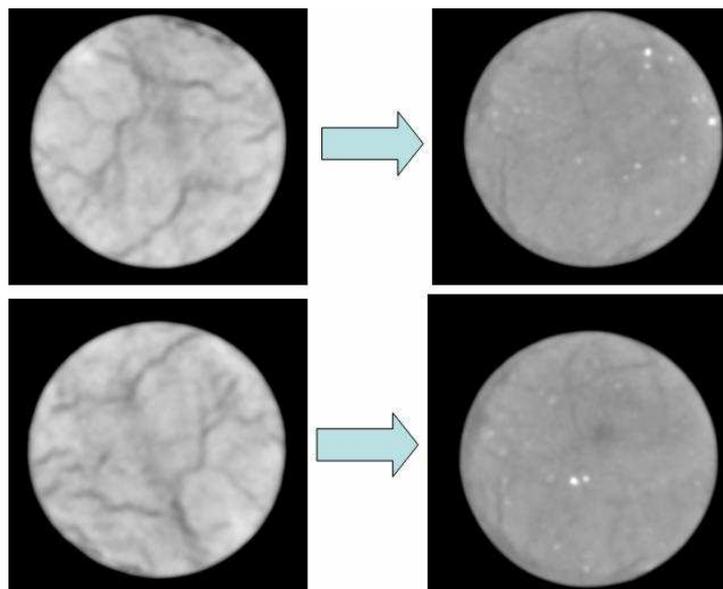


Figure IV-8. Image CT scanner des échantillons de sable bitumineux avant (à gauche) et après (à droite) la compression oedométrique haute pression (jusqu'à 48 MPa).

#### IV.2.2.6. Discussions

##### a) Valeur représentative de la compressibilité élastique

On sait qu'au cours de leur histoire géologique (Fitzgerald, 1978; Bayrock et Root, 1972, Bell et Babcock, 1986), les dépôts de la région d'Athabasca ont subi durant la période glaciaire une contrainte verticale importante due à une épaisseur maximale de glace comprise entre 3 000 et 4 000 mètres et qui correspond à une très forte contrainte verticale comprise entre 28 et 37 MPa, représentée par des flèches sur la Figure IV-1. On sait également que le relâchement de contrainte verticale dû au retrait des glaciers s'est fait en même temps qu'une augmentation de la contrainte horizontale engendrée par l'orogénèse des Montagnes Rocheuses. Des mesures de contraintes locales ont d'ailleurs montré que les contraintes horizontales actuelles étaient proches des contraintes verticales. Cette complexité de l'histoire des contraintes fait qu'il est probablement difficile d'en retrouver des traces évidentes dans la forme des courbes oedométriques, dans le cadre classique de la surconsolidation des sols. Néanmoins, on dispose d'un ordre de grandeur des contraintes maximales qui se situe clairement dans la zone de déformations plastiques des courbes oedométriques de la Figure IV-1a, au-dessus de la valeur de 10 - 12 MPa qui aurait pu être déduite en première analyse et qui n'est pas représentative d'un paramètre intrinsèque du matériau. De façon plus générale, ces résultats confirment la difficulté connue de la détermination exacte des paramètres de comportement géomécanique des sables bitumineux du fait de la grande difficulté à obtenir des échantillons de qualité (Dusseault et Morgenstern, 1978; Dusseault et van Dormelaar, 1982).

Ainsi, les sections à faibles contraintes des courbes oedométriques correspondent à la compression des pores remplis de gaz engendrés par les perturbations, qui entraînent une surestimation de la compressibilité. Cette analyse est confirmée par la forme des courbes en diagramme linéaire (Figure IV-1b) qui présentent une forte compression en dessous de 5 MPa, suivie d'une section à faible concavité qui peut être assimilée à une section linéaire entre 20 et 50 MPa. Il est intéressant de noter que, en diagrammes semi-log et linéaire, il y a une tendance à la convergence des courbes à forte contrainte, indiquant que la variabilité de la réponse due aux perturbations a été effacée par un niveau de contrainte suffisamment élevé. On note également que les niveaux de contraintes de 28 et 37 MPa conduisent à des indices des vides compris entre 0,47 et 0,50 qui correspondent à des porosités d'environ 31 – 32 %, de l'ordre de grandeur des porosités dans des zones intacts (sans gaz) et également des porosités mesurées in-situ par la diagraphie. De fait, aucune expulsion significative de bitume n'a été observée lors des essais (Figure IV-8), ce qui confirme que la compression s'est faite par écrasement des pores remplis de gaz.

On observe également que les courbes de déchargement ont des pentes comparables, peu dépendantes de la contrainte de chargement maximale (27, 48 et 46 MPa pour OS\_OED3, OS\_OED1 et OS\_OED2 respectivement). Ceci permet d'en déduire une valeur de module oedométrique élastique d'éprouvette où la majorité des pores dus au remaniement ont été comprimés et qui pourrait être proche d'un module de matériau intact. De fait, les courbes de déchargement de la Figure IV-1a donnent une valeur de compressibilité oedométrique  $C_{cb}$  comprise entre 0,30 et  $0,56 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  comparable à la compressibilité oedométrique cyclique de  $0,50 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  obtenue par Agar (1984) sur des échantillons de bonne qualité à 20°C. De plus, en utilisant la relation entre la compressibilité isotrope et la compressibilité oedométrique (hypothèse d'élasticité) (voir l'équation IV-4) en adoptant un coefficient de Poisson de 0,3 (Chalaturnyk, 1996; Touhidi-Baghini, 1998), on estime des compressibilités

isotropes  $C_b$  comprises entre  $0,48$  et  $0,90 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$ . Ces valeurs sont comparables avec les valeurs de  $0,25$  à  $0,80 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  obtenues par Agar (1984) sur des sables bitumineux, dans une gamme de contrainte effective de  $4 \text{ MPa}$  à  $25 \text{ MPa}$ . Elles sont également cohérentes avec les valeurs de la compressibilité des sables bitumineux intacts sous condition in situ estimées entre  $0,20$  et  $0,60 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  par Dusseault et van Domselaar (1982). Bien évidemment, on ne retrouve jamais la microstructure initiale.

Ces résultats permettent de considérer que des paramètres élastiques raisonnables peuvent être obtenus à partir d'échantillons de moyenne qualité à condition de les comprimer préalablement à des contraintes de l'ordre de  $30 \text{ MPa}$ , une valeur compatible avec la plus grande contrainte verticale supportée par ces dépôts au cours de leur histoire géologique. Cette valeur est largement supérieure à la contrainte en place dont l'ampleur s'avère largement insuffisante pour fournir des paramètres exploitables.

#### b) Phénomène d'écrasement des grains

Les analyses granulométriques ont été réalisées avant et après les essais de compression à haute pression. La Figure IV-9 présente les courbes granulométriques du sable avant et après le chargement jusqu'à  $44,5 \text{ MPa}$ .

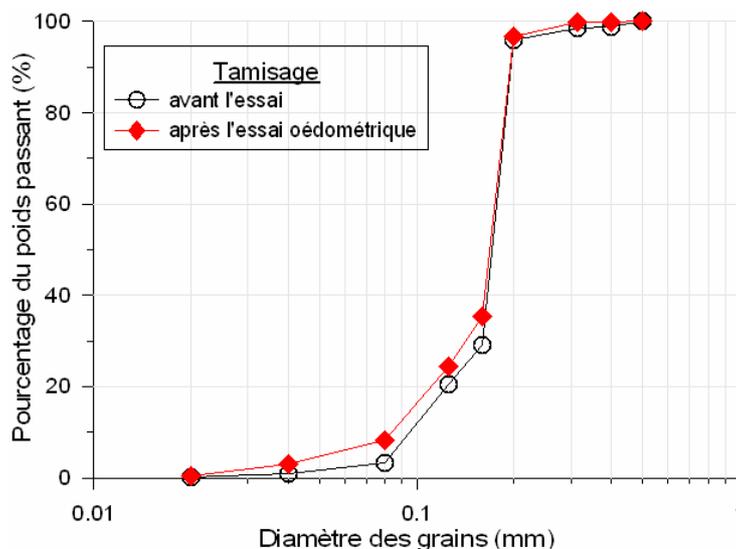


Figure IV-9. Distribution granulométrique avant et après l'essai oedométrique haute pression sur des sables bitumineux naturels.

On observe une augmentation d'environ  $4 \%$  des particules de faible dimension, qui est une conséquence de l'écrasement des grains. Ce phénomène a déjà été observé dans les sables quartzique sous fortes contraintes: Ortigao (1995) a mentionné qu'une contrainte verticale d'environ  $10 \text{ MPa}$  est nécessaire; Graham et al. (2004) ont observé ce phénomène autour de  $28 \text{ MPa}$  lors de la compression des sables denses avec une densité variant de  $1,55$  à  $1,87 \text{ g/cm}^3$ . Ce phénomène permet ensuite d'expliquer la convergence des courbes de compression ( $e-\log \sigma_v$ ) observée précédemment (Figure IV-1a): ces courbes se dirigent vers la courbe unique NCL (*Normal Compression Line*), indépendamment des indices des vides initiaux (voir également Pestana et Whittle, 1995).

La question de la possibilité d'un écrasement des grains sous l'effet des très fortes charges subies lors de l'histoire géologique des sables bitumineux se pose, en gardant à l'esprit cependant que le mode de chargement brutal imposé lors de l'essai oedométrique va probablement dans le sens d'une exagération d'un effet qui devrait être significativement moindre à l'échelle des chargements géologiques. Combiné à l'effet du fluage, ce phénomène d'écrasement pourrait être une des raisons de l'angularité des grains et de la forte densité des sables.

### c) Simulation de l'effet du temps sur la déformation

La linéarité des courbes de déformation en fonction du logarithme du temps observée en phase de fluage (Figure IV-3) permet tout naturellement de proposer (e.g. Priol, 2005) l'expression exponentielle suivante :

$$\frac{e}{e_0} = \beta * t^{-\alpha} \quad (\text{IV-5})$$

où  $e$ ,  $e_0$  sont respectivement l'indice de vide au temps ( $t$ ) et au début du palier de chargement. Cette expression permet d'obtenir les courbes de la Figure IV-10. Le paramètre  $\alpha$  contrôle la pente de la courbe en  $\log t$  et donc l'ampleur de la déformation différée ; il augmente avec l'ampleur du chargement. Le paramètre  $\beta$  dépend de la déformation instantanée.

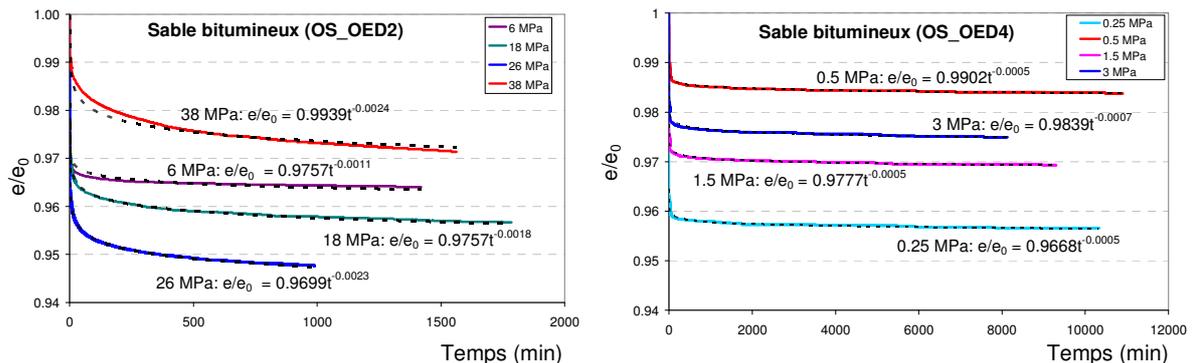


Figure IV-10. Courbe de consolidation. Gauche: essais avec une durée de charge d'une journée. Droit: essais avec une durée de charge d'une semaine. Les lignes discontinues présentent la prédiction par l'équation exponentielle (c.f. équation IV-5).

#### IV.2.2.7. Conclusions sur la compression oedométrique à haute pression

Les courbes de compression oedométriques des sables bitumineux obtenues sur les oedomètres à haute pression sont fortement affectées par les perturbations caractéristiques des échantillons de sable bitumineux carottés. Dans un premier temps, elles résultent de la recompression des pores de perturbation engendrés par l'expansion des gaz créée par le relâchement des grains au cours de l'extraction des échantillons. Dans ces conditions, il n'est pas pertinent de chercher à déduire de ces courbes une contrainte dite de préconsolidation qui serait représentative de la plus forte contrainte supportée par le matériau, alors que les sédiments étaient recouverts d'une couche de glace pouvant apparemment comprise entre 3 000 et 4 000 m. L'expérience montre qu'il est nécessaire d'appliquer des niveaux de

contrainte aussi élevés que 30 MPa pour atteindre l'indice des vides intact. De fait, cette recompression se fait sans expulsion de bitume, avec des courbes de tassement en fonction du temps caractérisées par une déformation instantanée suivie d'une phase de fluage classique, avec de déformations linéaires en fonction du logarithme du temps d'autant plus fortes que la contrainte appliquée est élevée. La question du rôle du bitume comme agent possible de lubrification aux contacts inter-granulaires est posée, et pourrait être davantage étudiée en comparant la réponse obtenue avec celle du même sable propre. La compression selon une procédure de chargement par paliers engendre aux fortes contraintes un écrasement des grains. La question de l'existence de ce phénomène au cours de l'histoire géologique, avec un chargement infiniment plus lent, se pose, car il est évident que la brutalité du chargement instantané joue un rôle important dans l'écrasement des contacts inter-granulaires. L'angularité des grains pourrait être un indice d'écrasement, mais la réponse n'est pas évidente. Le fluage intervenant à l'échelle de temps géologiques sous forte contrainte (estimée entre 28 et 37 MPa lors de l'existence des 3 000 - 4 000 m de glace) est probablement un élément important pour expliquer la forte densité in-situ des sables bitumineux.

La réponse volumique élastique obtenue lors des cycles de décharge-recharge est relativement indépendante de la contrainte appliquée et proche de celle obtenue sous une contrainte maximale de 30 MPa dans la gamme de porosité proche de la porosité in-situ. L'essai oedométrique semble donc une méthode simple pour fixer l'ordre de grandeur des paramètres de compressibilité des sables bitumineux, de l'ordre de  $0,3$  à  $0,56 \times 10^{-6}$  ( $\text{kPa}^{-1}$ ).

### IV.2.3. Compressibilité isotrope

Les essais de consolidation isotrope qui font partie des essais triaxiaux ont été effectués après stabilisation globale du système sous une contrainte effective de 0,2 MPa. Les caractéristiques initiales des échantillons sont données dans le Tableau IV-2 pour les sables bitumineux naturels et dans le Tableau IV-3 pour les échantillons reconstitués.

**Tableau IV-2. Caractéristiques des échantillons de sable bitumineux naturel à l'état initial.**

Essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V $\text{cm}^3$	$\rho$ $\text{g/cm}^3$	e	$\phi$ %	$\phi_{\text{den}} (\phi_{\text{neu}})$ %	$I_D$ %
OS1hpht	37,90	74,50	161,16	84,05	1,917	0,625	38,4	33 (37)	16,6
OS2hpht	37,70	75,50	165,21	84,28	1,960	0,590	37,1	32 (35)	15,9
OS3hpht	37,75	72,87	154,77	81,56	1,898	0,643	39,1	33,5 (39)	16,7
OS4hpht	37,75	75,35	155,40	84,33	1,843	0,691	40,8	34 (37)	20,2
OS5hpht	37,60	74,54	160,67	82,77	1,941	0,606	37,7	31 (38)	21,6
OS6hpht	37,80	75,00	161,45	84,17	1,918	0,625	38,4	34,5 (39)	11,4
OS7hpht	37,60	74,75	159,33	83,00	1,920	0,624	38,4	31,5 (39)	21,9
OS8hpht	37,60	73,60	156,98	81,72	1,921	0,623	38,3	32,5 (35)	18,0

où ( $\phi$ ) est la porosité de l'échantillon (en laboratoire),

( $\phi_{\text{den}}$ ) est la porosité de densité  $\gamma\gamma$  (diagraphie in situ),

( $\phi_{neu}$ ) est la porosité neutron (diagraphie in situ),  
 $I_D$  est l'indice de remaniement.

**Tableau IV-3. Caractéristiques des échantillons reconstitués à l'état initial.**

Essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
SBR1hpht	37,20	74,90	157,07	81,406	1,930	0,612	38
SBR2hpht	36,50	74,45	154,42	77,901	1,982	0,587	37
SBR3hpht	37,00	73,70	151,78	79,243	1,915	0,587	37
SBR4hpht	37,70	72,38	158,65	80,796	1,964	0,562	36
SBR5Mhpht	37,30	73,65	153,76	80,479	1,911	0,612	38
SBR6Chpht	37,45	73,05	154,69	80,466	1,922	0,587	37

Pour le sable bitumineux naturel, la consolidation a été réalisée avec une vitesse de chargement de 90 kPa/min jusqu'à une contrainte effective maximale de 6 MPa. Cette valeur, imposée par les limites du dispositif, est faible par rapport à la trentaine de MPa nécessaire pour ramener l'indice des vides à une valeur proche de l'initiale en comprimant la porosité de perturbation, identifiée lors des essais oedométriques. Cette valeur, qui n'entraîne pas d'écrasement de grains, est comparable à celle adoptée par Kosar (1989) dans ses essais sur les sables bitumineux Canadiens.

#### IV.2.3.1. Essais sur les sables bitumineux Canadiens

Le suivi des capteurs et les courbes de compression isotrope d'un essai représentatif comprenant des boucles de contrainte de confinement sont donnés sur la Figure IV-11 et la Figure IV-12, respectivement. La déformation volumique a été enregistrée via la variation du volume d'eau de la pompe de pore (CPV)  $\varepsilon_{Vpore}$ , et les capteurs locaux  $\varepsilon_{Vcapteurs}$ , à savoir les LVDTs de déformation axiale ( $\varepsilon_{axiale}$ ) et les extensomètres mesurant les déformations radiales ( $\varepsilon_{radiale1}$  et  $\varepsilon_{radiale2}$ ).

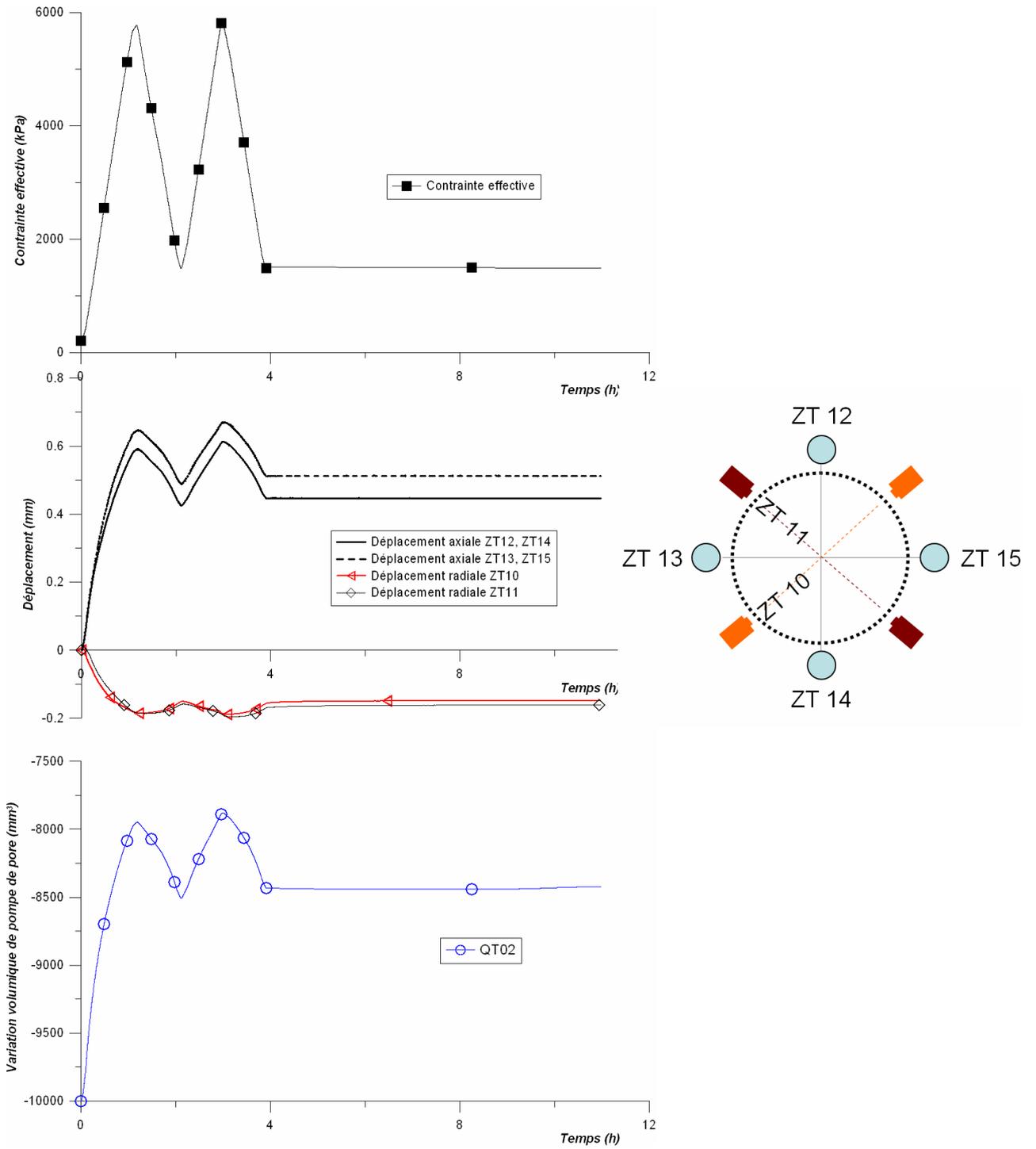


Figure IV-11. Visualisation des capteurs pendant la compression isotrope (Essai OS8hpht).

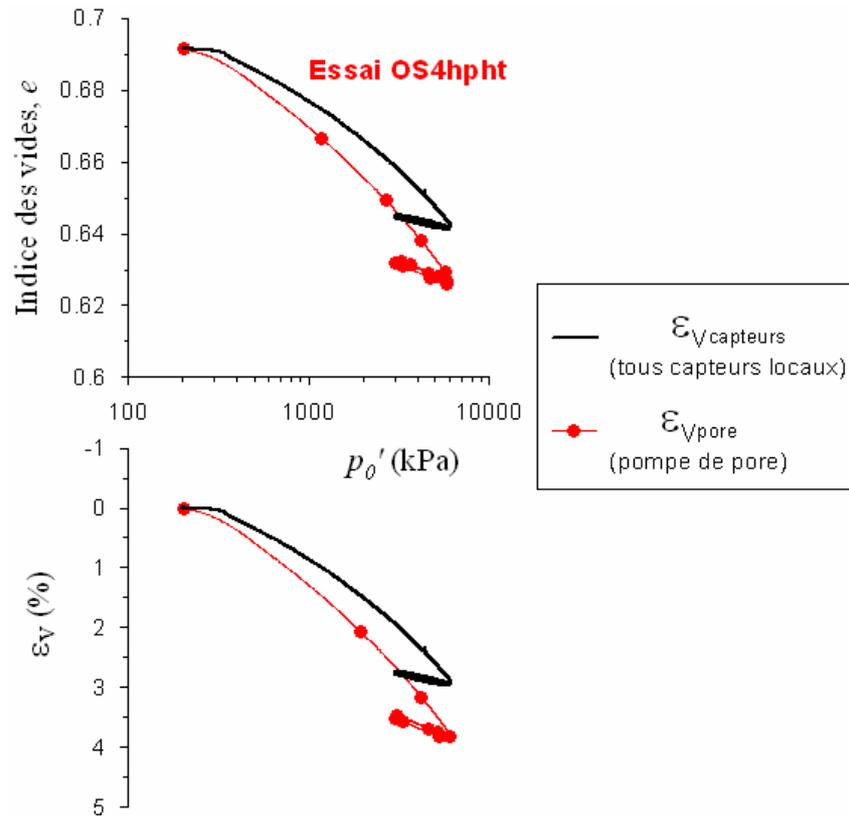


Figure IV-12. Variation volumique à partir de différentes méthodes de mesure [Essai typique sur le sable bitumineux naturel OS4hpht].

On observe que la variation volumique fournie par les capteurs locaux ( $\epsilon_{V\text{capteurs}}$ ) est moins importante que celle fournie par la pompe de pore ( $\epsilon_{V\text{pore}}$ ). Notons que les mesures par les capteurs locaux n'ont pas toujours été disponibles à cause des détériorations fréquentes observées sur les extensomètre des capteurs radiaux. Pour des raisons de simplicité, il a été décidé d'utiliser les variations volumiques tirées de la pompe CPV de pore ( $\epsilon_{V\text{pore}}$ ), qui sont systématiquement disponibles pour tous les essais.

Le premier chargement de 0,2 MPa à 6 MPa présente un comportement anélastique non linéaire attribué, comme dans le cas des essais oedométriques, à la compression des pores et des microfissures liées au remaniement des échantillons. Il n'est donc pas représentatif du comportement du sable bitumineux. La première décharge réalisée conduit à une déformation irréversible. Les courbes décharge-recharge sont faiblement curvilignes et peuvent être considérées approximativement linéaires pour les calculs du module.

Les courbes de la Figure IV-13 présentent, en fonction de la contrainte moyenne effective, les variations de l'indice des vides et de la déformation volumique. De l'ensemble des trois essais OS1hpht, OS2hpht et OS3hpht ayant suivi la même procédure de consolidation, on ne présente que les résultats de l'essai OS3hpht. Il en va de même pour l'essai OS6hpht, choisi parmi les trois essais OS6hpht, OS7hpht et OS8hpht. On observe que les courbes d'indices des vides sont raisonnablement parallèles et que les courbes de variation volumique indiquent une compressibilité légèrement croissante avec l'indice des vides initial, signe d'une bonne compatibilité et répétabilité des essais.

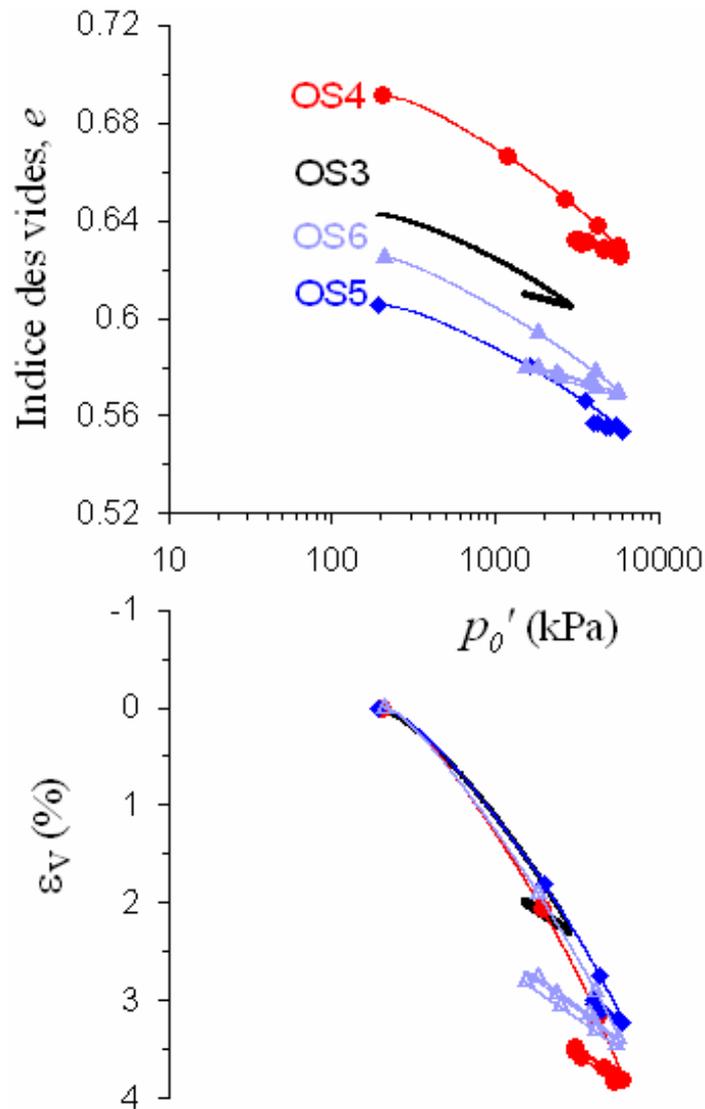


Figure IV-13. Compression isotrope des sables bitumineux (d'après la pompe de pore).

La compressibilité est caractérisée par la valeur du module d'incompressibilité  $K_d = \Delta p'_0 / \Delta \varepsilon_v$  (IV-6), déterminé par la pente de la courbe  $(p'_0 / \varepsilon_v)$  pendant la phase de décharge et/ou de recharge isotrope. Les résultats sont présentés dans le Tableau IV-4. Pour la comparaison, on estime également des modules oedométriques équivalents ( $D$ ), en utilisant les formules citées au début du chapitre (hypothèse d'élasticité linéaire isotrope) en adoptant un coefficient de Poisson de 0,3, une valeur souvent adoptée dans la bibliographie (Chalaturnyk, 1996; Touhidi-Baghini, 1998).

Les résultats montrent que dans la gamme de contrainte effective variant de 1,5 à 6 MPa, le module d'incompressibilité est situé dans la fourchette 436 – 974 MPa, ce qui correspond à une compressibilité isotrope de  $1,02 \times 10^{-6}$  à  $2,29 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$ . Les valeurs de module sont comparables avec les valeurs de 517 – 1364 MPa obtenus par Kosar (1989) dans la gamme de 1,6 à 6 MPa. Ces valeurs apparemment faibles par rapport aux mesures sur des échantillons "intacts" sont dues, d'après Kosar (1989), à l'influence du remaniement. Cette observation a été confirmée par notre étude oedométrique qui a montré que l'ordre de grandeur des contraintes nécessaires à l'écrasement de la porosité de perturbation (une trentaine de MPa)

était beaucoup plus grande que la contrainte en place. Pour des sables bitumineux moins remaniés (indice de remaniement < 10 %) de densité supérieure à 2 g/cm<sup>3</sup> (correspondant à une porosité d'environ 33 % à 36 %) soumis à des cycles de contrainte proche de 5 MPa, Agar (1984) et Plewes (1987) ont obtenu des valeurs de module allant de 400 MPa jusqu'à 2700 MPa. Et en effectuant des cycles de chargement entre 6,2 MPa et 13,1 MPa sur des échantillons de sable bitumineux d'Athabasca de porosité 33 %, Dusseault (1979) a obtenu des valeurs module comprises entre 2850 MPa et 5000 MPa (compressibilité entre  $0,2 \times 10^{-6}$  et  $0,35 \times 10^{-6}$  kPa<sup>-1</sup>).

**Tableau IV-4. Paramètres de compressibilité.**

Essai	Gamme $p_0'$ MPa	$K_d$ MPa	$D$ MPa
OS1hpht	1,5 - 3	518	837
OS2hpht	1,5 - 3	436	704
OS3hpht	1,5 - 3	443	715
OS4hpht	3 - 6	784	1266
OS5hpht	4 - 6	974	1573
OS6hpht	1,5 - 6	622	1005
OS7hpht	1,5 - 6	633	1022
OS8hpht	1,5 - 6	662	1069

De façon générale, comme tous les sables, la compressibilité et le module sont fonction de la densité relative initiale, de la courbe granulométrique, de la minéralogie, de la forme des grains et du niveau de contrainte. Néanmoins, l'influence de ces facteurs peuvent être éclipsés par celle du remaniement.

#### IV.2.3.2. Essais sur des échantillons reconstitués

##### a) Compressibilité

Les courbes de compression isotrope d'un essai représentatif (essai SBR4hpht) comprenant des boucles de contrainte sont données en Figure IV-14. On y retrouve la différence entre la mesure volumique locale et celle obtenue d'après la pompe CPV de pore, comme le cas précédent des sables bitumineux naturels. Là encore, on utilisera les données tirées de la variation de la pompe de pore.

La compressibilité est classiquement calculée par la formule  $C_b = \frac{\Delta \epsilon_v}{\Delta p_0}$  (IV-7). Les valeurs

aux faibles contraintes doivent être traitées avec précaution à cause de l'influence de la mise en place des éprouvettes. On présente en Figure IV-15 à la fois les compressibilités au chargement et au déchargement, sachant que les réponses en chargement des sables reconstitués ne sont pas perturbées par le remaniement, comme dans le cas des sables bitumineux naturels.

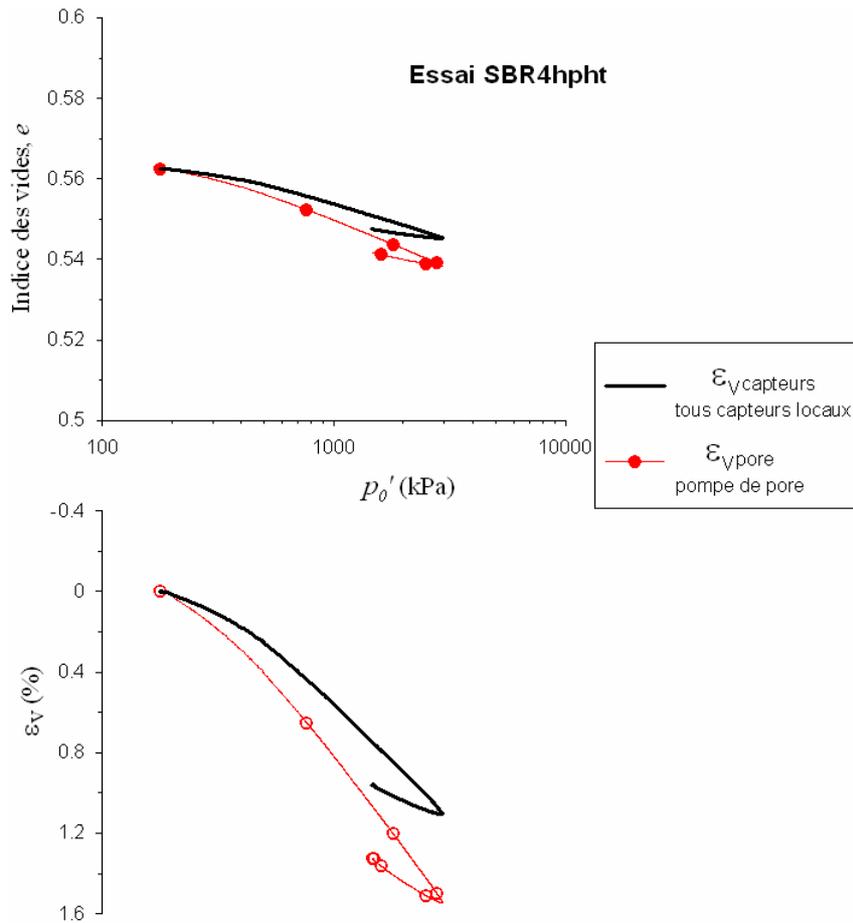


Figure IV-14. Compression isotrope d'un échantillon reconstitué saturé de bitume [essai SBR4hpht].

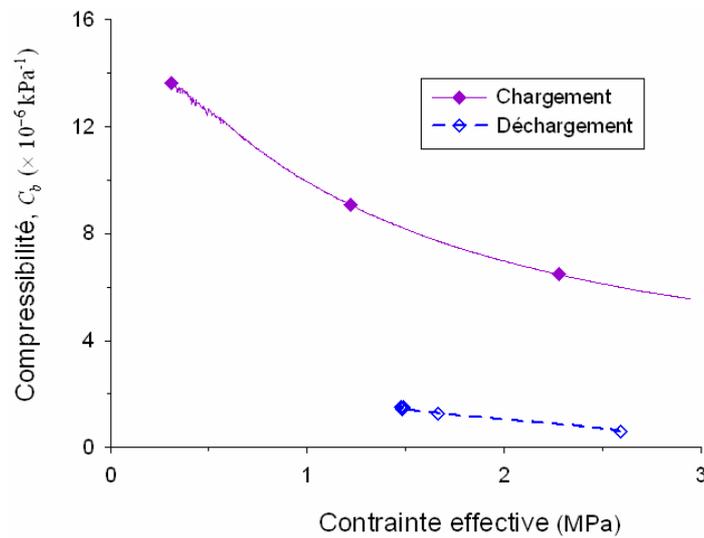


Figure IV-15. Compressibilité des sables reconstitués saturés de bitume (d'après la pompe de pore) [essai SBR4hpht].

De façon classique, la compressibilité lors du chargement qui mobilise des déformations plastiques est plus importante que celle lors du déchargement qui illustre une réponse élastique. Elle varie avec la contrainte effective, notamment aux faibles contraintes.

*b) Commentaires sur la compression à différentes températures*

Les essais de compression isotrope sur des sables reconstitués saturés de bitume ont été effectués à la fois à température ambiante et à des températures élevées. On étudiera dans cette partie l'effet de la température sur la compressibilité isotrope (essais SBR2hpht et SBR3hpht). Les échantillons ont été d'abord chargés isotropiquement à 1,5 MPa, ils ont ensuite subi un chauffage par paliers compris entre 10°C et 20°C jusqu'à 154°C (SBR2hpht) ou un chauffage jusqu'à 160°C suivi d'un refroidissement à 84°C (SBR3hpht). A partir de ces températures, un chargement de 1,5 MPa à 3 MPa, suivi d'un déchargement à 1,5 MPa ont été effectués. Les variations de l'indice des vides et de la compressibilité en fonction de la contrainte moyenne effective sont respectivement présentées sur les figures IV-16 et IV-17.

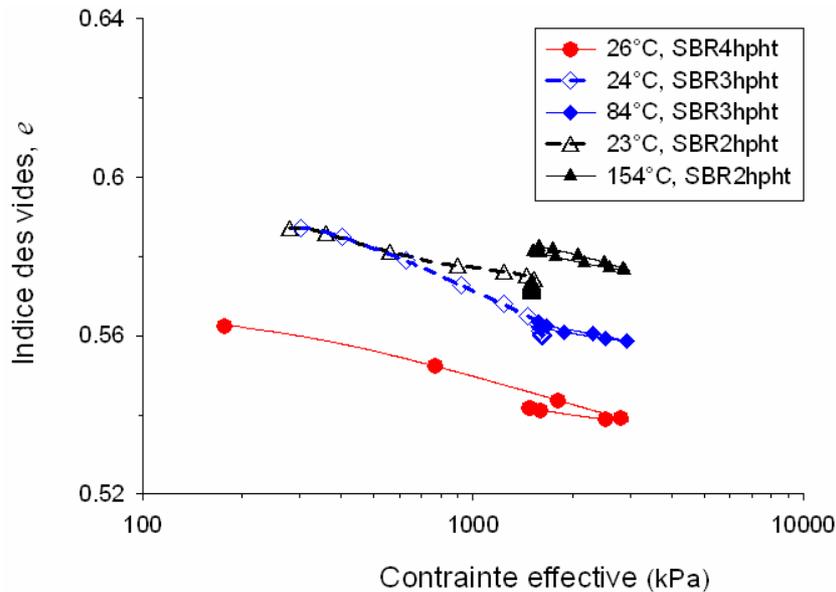


Figure IV-16. Compression isotrope des sables reconstitués saturés de bitume à différentes températures.

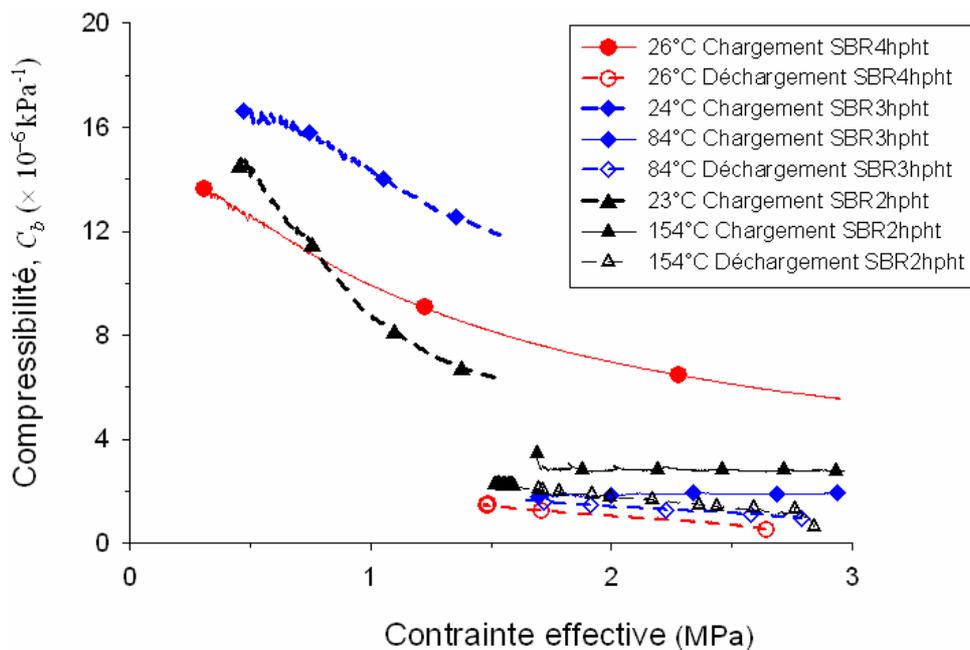


Figure IV-17. Compressibilité des sables reconstitués saturés de bitume à différentes températures.

On observe que la compressibilité des sables diminue lorsqu'ils sont chauffés. Sur la Figure IV-17, la diminution de la compressibilité dépend d'abord de l'augmentation de la contrainte. Cependant les décrochements sont manifestement dus à la température. On observe pour l'essai SBR3hpht une forte chute de la compressibilité de  $11,9 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  à  $1,8 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$  quand on passe de la compression sous  $24^\circ\text{C}$  (de 0,5-1,5 MPa) à celle sous  $84^\circ\text{C}$  (de 1,5 – 3 MPa). Les changements de propriétés physiques de l'échantillon sous température (changement du contact des grains solides, le fluidification du bitume, etc.) sont certainement liés à cette diminution.

Notons que la porosité ne varie pas significativement lorsque les échantillons sont chauffés : elle passe de 36,3 % à 36,8 % pour l'essai SBR2hpht, de 35,9 % à 36 % pour l'essai SBR3hpht.

Quelque soit la température, la compressibilité (élastique) au déchargement est classiquement plus faible que celle (plastique) au chargement.

#### IV.2.3.3. Comparaison entre le sable naturel et le sable artificiel peu cimenté

Les essais de compression isotrope ont été effectués à la fois sur des sables bitumineux naturels et sur les échantillons reconstitués artificiels saturés de bitume. Les résultats obtenus sont comparés en Figure IV-18.

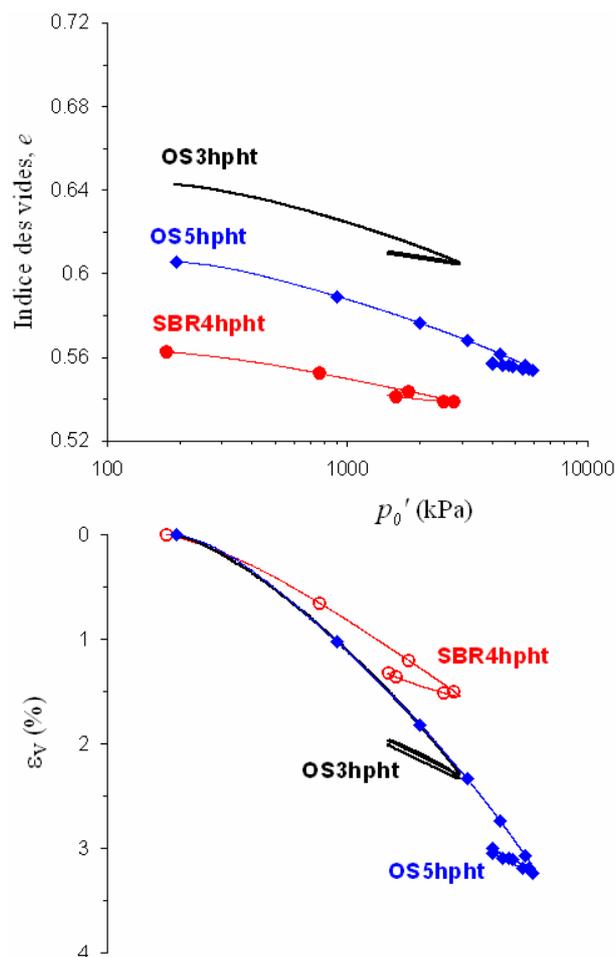


Figure IV-18. Compression isotrope sur des échantillons de sable bitumineux (OS3hpht et OS5hpht) et des échantillons reconstitués saturés de bitume (SBR4hpht) (d'après la pompe de pore).

L'échantillon cimenté artificiel (SBR4hpht) est naturellement moins déformable que les échantillons de sable bitumineux qui sont moins denses. La masse volumique estimée du sable reconstitué peu cimenté est de  $1,96 \text{ g/cm}^3$  ( $e = 0,562$ ), celles des sables bitumineux est de  $1,94 \text{ g/cm}^3$  pour OS5hpht ( $e = 0,606$ ) et  $1,89 \text{ g/cm}^3$  pour OS3hpht ( $e = 0,643$ ) (voir le Tableau IV-2 et le Tableau IV-3). Lors du déchargement, les compressibilités deviennent comparables: de  $0,53 \times 10^{-6}$  à  $1,48 \times 10^{-6} \text{ (kPa}^{-1}\text{)}$  pour les échantillons reconstitués, et de  $1,02 \times 10^{-6}$  à  $2,29 \times 10^{-6} \text{ (kPa}^{-1}\text{)}$  pour les sables bitumineux naturels. Comme le montre la Figure IV-19, la compressibilité de nos deux matériaux se situe dans la gamme de compressibilité des sables bitumineux, d'après les données de Chalaturnyk (1996).

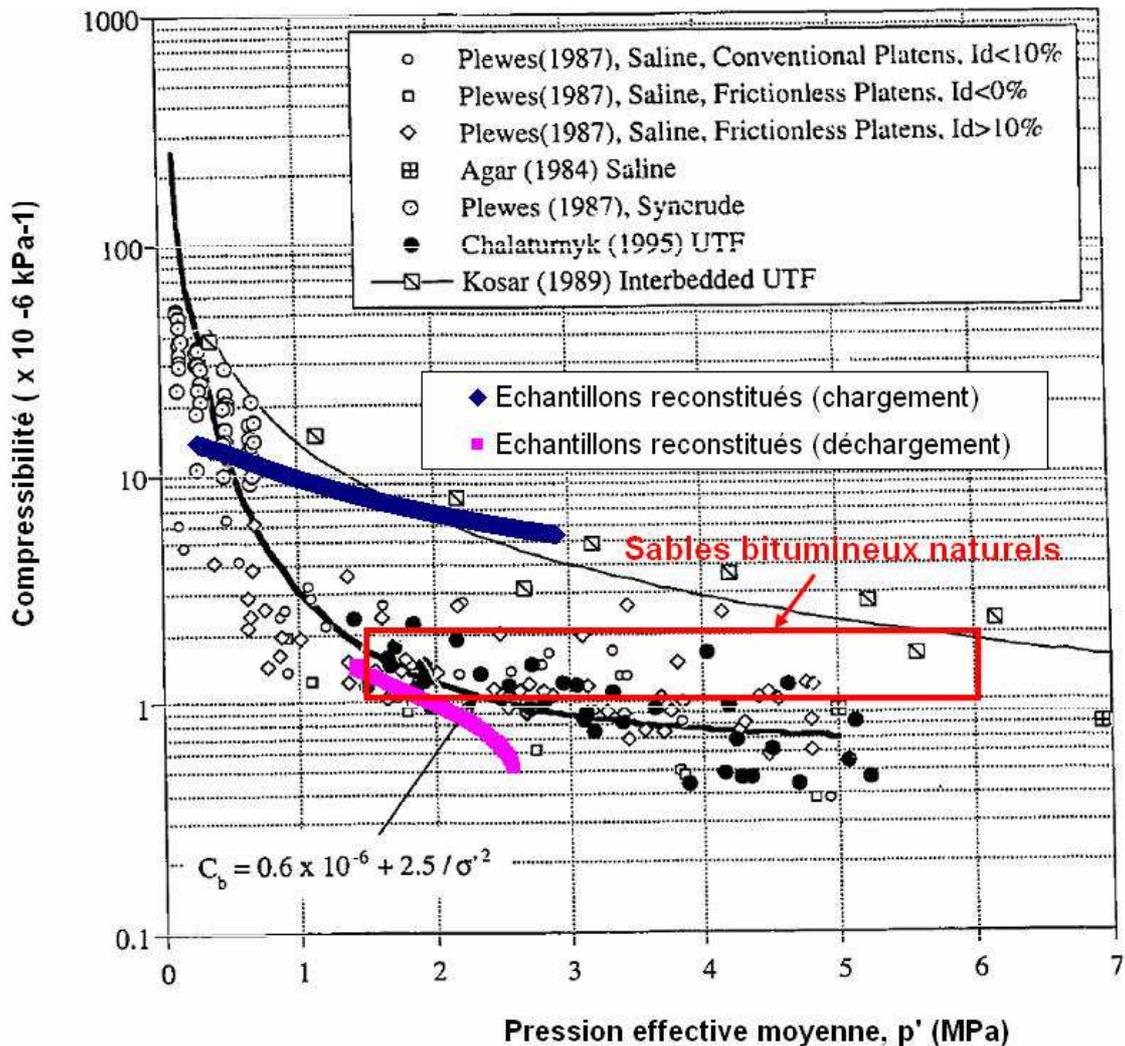


Figure IV-19. Compressibilité des deux matériaux étudiés, en comparaison avec différents auteurs (d'après Chalaturnyk, 1996).

#### IV.2.3.4. Conclusions sur la compression isotrope

Les essais de compression réalisés sur les sables bitumineux mettent en évidence, lors du premier chargement, la compression de pores engendrés par les perturbations du carottage qui n'est pas représentative des propriétés intrinsèques du matériau.

Après quelques cycles de chargement/déchargement réalisés jusqu'à une contrainte effective de 6 MPa, on mesure une compressibilité isotrope ( $C_b$ ) variant de  $1,02 \times 10^{-6}$  à  $2,29 \times 10^{-6}$  ( $\text{kPa}^{-1}$ ). Cette gamme de valeurs, comparable à celle déterminée par d'autres auteurs, est plus élevée que celle obtenue sur des échantillons de bonne qualité et intacts.

La compressibilité isotrope lors du déchargement des échantillons de sable reconstitué est du même ordre de grandeur que celle de sable bitumineux naturel.

### IV.3. DEFORMATION VOLUMIQUE THERMIQUE DRAINEE SOUS CONTRAINTE ISOTROPE

#### IV.3.1. Programme d'essais

Les essais en température ont été réalisés dans la cellule triaxiale sous une contrainte isotrope de 1,5 MPa (et 1,7 MPa) sur les sables bitumineux naturels (essais OS1hpht, OS2hpht, OS7hpht, OS8hpht) et sur des échantillons artificiels cimentés saturés de bitume (SBR1hpht, SBR2hpht, SBR3hpht). Le chauffage a été appliqué par paliers d'environ 3 heures compris entre 10 et 20°C entre la température ambiante et environ 150°C. Les essais peuvent être classés en trois groupes :

- Chauffage par paliers compris entre 10 et 20°C entre la température ambiante et la température souhaitée (OS7hpht, OS8hpht, SBR1hpht, SBR2hpht) ;
- Chauffage par palier de l'échantillon SBR3hpht jusqu'à 160°C puis refroidissement par palier jusqu'à 84°C ;
- Chauffage par paliers avec phases de chargement (essais OS1hpht, OS2hpht) : la première phase consiste à chauffer l'échantillon jusqu'à la température  $T_1$ °C sous une contrainte isotrope de 1,5 MPa. A cette température, l'échantillon a subi un cycle de déviateur entre 0 et 2 MPa. La deuxième phase consiste à chauffer l'échantillon de  $T_1$ °C à  $T_2$ °C, toujours sous une contrainte isotrope d'autour de 1,5 MPa.

Le Tableau IV-5 (où  $T_{initiale}$  est la température initiale et  $T_{finale}$  est la température finale du chargement thermique) résume les essais.

Tableau IV-5. Programme des essais d'échauffement.

Essai	$T_{initiale}$	$T_{finale}$	Commentaires
- OS1hpht	18	152	Chauffage par palier (à 1,7 MPa) en deux phases séparées à 74°C par un chargement déviatorique de 2 MPa puis retour
- OS2hpht	25	124	Chauffage par palier (à 1,5 MPa) en deux phases séparées à 53°C par un chargement déviatorique de 2 MPa puis retour
- OS7hpht	31	73	Chauffage par palier à 1,5 MPa
- OS8hpht	25	151	Chauffage par palier à 1,5 MPa
- SBR1hpht	23	155	Chauffage par palier à 1,5 MPa
- SBR2hpht	23	154	Chauffage par palier à 1,5 MPa
- SBR3hpht	23	84	Chauffage palier jusqu'à 160°C puis refroidissement par paliers jusqu'à 84 °C (à 1,5 MPa)

### IV.3.2. Méthode de mesure de la variation volumique

Sur la Figure IV-20, les variations des capteurs de déplacement, du volume d'eau de la pompe de pore (CPV) et de la température mesurée dans la cellule sont présentées en fonction du temps pour l'essai OS8hpht.

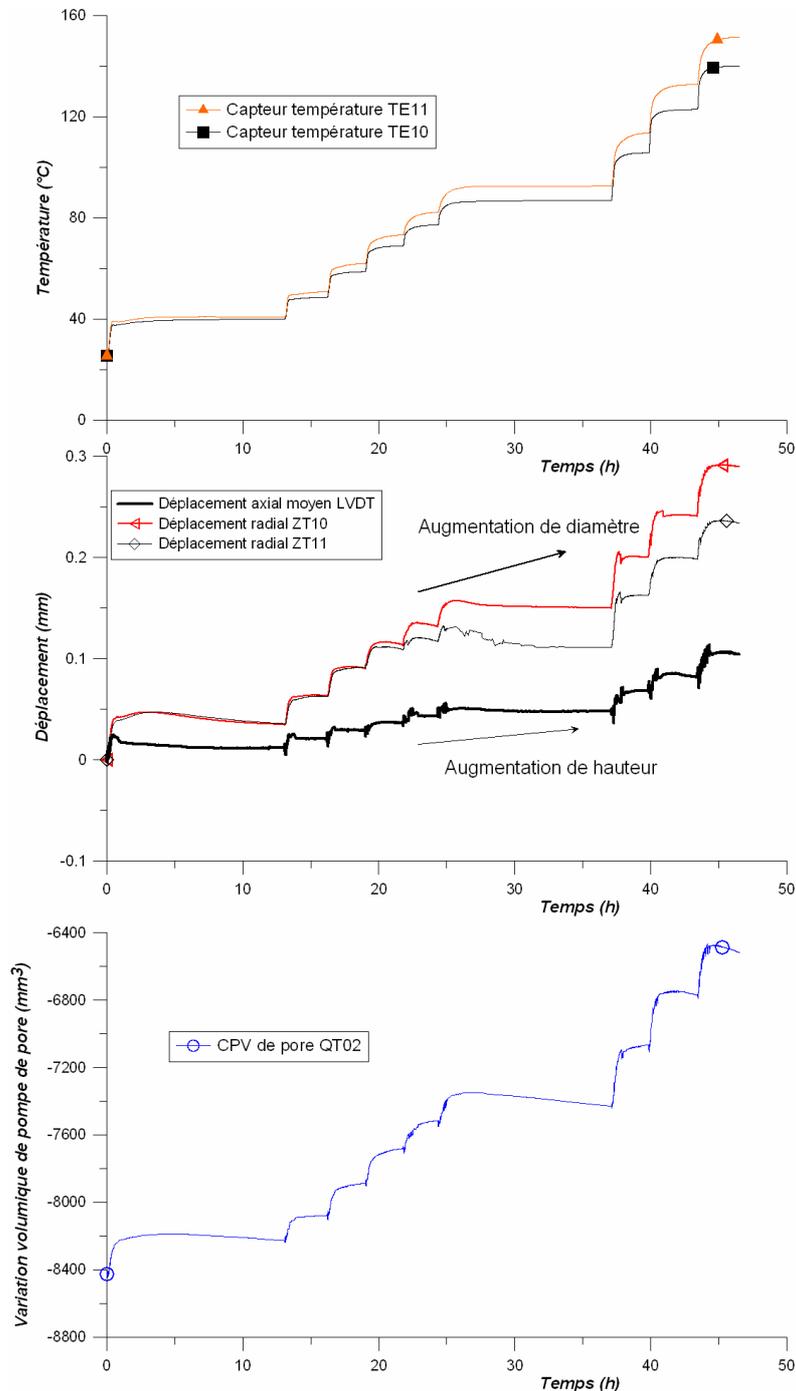


Figure IV-20. Évolution de quelques mesures pendant un essai de chargement thermique [Essai OS8hpht].

Le chauffage par paliers entraîne une variation instantanée du volume d'eau mesuré par la pompe CPV de pore QT02 liée au changement de volume de l'échantillon (dilatation thermique). Idéalement, quand la température atteint son niveau de stabilisation, le volume

mesuré par la pompe CPV devrait aussi rester stable. Or on observe, en réalité une lente diminution de la variation volumique de la pompe CPV pour des paliers de 12 heures (i.e. à 41°C et à 93°C), indiquant une contraction. Cette observation a été également identifiée lors des essais d'étalonnage du système sur un échantillon en aluminium. Une microfuite a été envisagée.

Les capteurs de déplacement axial indiquent à chaque accroissement de température une contraction instantanée de l'échantillon suivie par une dilatation. Les capteurs radiaux indiquent une dilatation dès la montée de la température. Notons également qu'après une période de stabilisation, les capteurs radiaux et axiaux semblent indiquer une légère recontraction. On a enregistré des tendances similaires lors des essais d'étalonnage du système en température sur une longue durée, ce qui semble éliminer l'hypothèse d'une microfuite envisagée précédemment. L'interprétation de cette réponse n'est pas évidente.

La détermination de la variation volumique d'un échantillon sous chargement thermique est une tâche délicate qui peut être faite soit à partir des capteurs locaux ( $\varepsilon_{V_{\text{capteurs}}}$ ), soit à partir des échanges d'eau de la pompe CPV de pore ( $\varepsilon_{V_{\text{pore}}}$ ). Ces deux méthodes ont des avantages et aussi des inconvénients qui seront détaillés par la suite.

La première méthode est basée sur les mesures des capteurs locaux  $\varepsilon_{V_{\text{capteurs}}} = \varepsilon_{\text{axiale}} + \varepsilon_{\text{radiale1}} + \varepsilon_{\text{radiale2}}$  (IV-8) en tenant compte de leur étalonnage avec l'augmentation de la température. Elle donne théoriquement la valeur exacte de déformation volumique. Pourtant, les données ne sont pas systématiquement disponibles à chaque essai à cause de divers problèmes expérimentaux liés aux capteurs radiaux (faux contacts électriques, dérive anormales, etc.).

La deuxième méthode consiste à utiliser la variation de volume d'eau de la pompe CPV de pore en la corrigeant des variations de volume des fluides pour obtenir la variation de volume de l'échantillon drainé suivant l'équation proposée par Campanella et Mitchell (1968). Les détails peuvent être retrouvés dans les publications de Agar et al. (1986), Kosar (1989) et Chalaturnyk (1996). On obtient ainsi la déformation volumique selon la relation:

$$\varepsilon_v = \frac{\Delta V}{V} = \frac{\Delta V_{dr} - (\alpha_w V_w + \alpha_b V_b + \alpha_s V_s) \Delta T}{V} \quad (\text{IV-9})$$

avec  $\alpha_w = 170 \times 10^{-6} (\text{°C})^{-1}$ ,  $\alpha_b = 641 \times 10^{-6} (\text{°C})^{-1}$  et  $\alpha_s = 35 \times 10^{-6} (\text{°C})^{-1}$  sont les coefficients d'expansion thermique de l'eau et du bitume et des grains solide de quartz, respectivement,

$V_w$ ,  $V_b$  et  $V_s$  sont les volumes correspondant de chaque composante: eau, bitume et solide,

$V$  est le volume de l'échantillon,

$\Delta T$  est l'incrément de la température,

$\Delta V_{dr}$  est la variation de volume de la pompe CPV de pore.

Comme la teneur en eau de nos échantillons est très faible, on a négligé la contribution de la quantité  $\frac{\alpha_w V_w}{V}$  dans l'équation (IV-9). D'autre part, on suppose que les coefficients d'expansion thermique des composantes ne changent pas avec la température. Enfin, il faut

tenir compte de la variation de l'ensemble du système (à travers les essais d'étalonnage) pour corriger le terme  $\Delta V_{dr}$ . Cette méthode est largement utilisée dans la bibliographie pour estimer la variation volumique du sol en température (Kosar, 1989; Chalaturnyk, 1996).

Après avoir obtenu la variation du volume du sol ( $\varepsilon_v$ ) pour un incrément de température ( $\Delta T$ ) suivant les méthodes ci-dessus, on obtient le coefficient d'expansion thermique ( $\alpha$ ) du sol en utilisant la formule classique:

$$\alpha = \frac{\varepsilon_v}{\Delta T} \quad (\text{IV-10})$$

### IV.3.3. Résultats expérimentaux

Les résultats des essais de chargement thermique seront présentés en fonction de la procédure appliquée: groupe d'essais OS7hpht et OS8hpht, groupe d'essais OS1hpht et OS2hpht pour les sables bitumineux et groupe d'essais SBR1hpht, SBR2hpht et SBR3hpht pour des sables reconstitués saturés de bitume.

#### IV.3.3.1. Essais sur les sables bitumineux naturels : OS7hpht et OS8hpht

Les caractéristiques des échantillons de sables bitumineux avant essai de chauffage sont données dans le Tableau IV-6.

Tableau IV-6. Caractéristiques estimées des échantillons avant la phase de chauffage.

Essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
OS7hpht	37,59	73,81	159,33	80,42	1,981	0,573	36,4
OS8hpht	37,44	73,12	156,98	80,15	1,959	0,591	37,1

#### a) Influence du temps sur les variations de volume sous chargement thermique

La présentation des résultats est faite en utilisant le diagramme ( $\varepsilon_v$ ) – log (t) classique en consolidation des sols fins et adopté par Delage et al. (2000) pour la thermoconsolidation de l'argile de Boom. Pour l'essai OS8hpht, l'échantillon a subi un chauffage par paliers d'environ 10°C entre 25°C et 151°C. La succession des états d'équilibre est représentée sur les figures (Figure IV-21 et Figure IV-22) correspondant aux deux méthodes de mesure du volume de l'échantillon, respectivement à partir des capteurs locaux, de la pompe de pore.

Les courbes de variation de volume en fonction du temps de la Figure IV-21 peuvent être divisées en trois parties: une première partie correspondant à la dilatation thermique (jusqu'à 0,5 heure) des constituants du matériaux, suivie d'une phase de stabilisation pendant 2,5 heures et d'une légère contractance au bout de trois heures (à 41°C ou à 93°C par exemple). La phase de contractance pourrait correspondre à un fluage du matériau sous contrainte isotrope avec un coefficient estimé autour de 0,12-0,15, assez voisin du coefficient de fluage

estimé lors des compressions oedométriques (cf. Figure IV-4). Ce phénomène de fluage a également été observé à haute température par Kosar (1989).

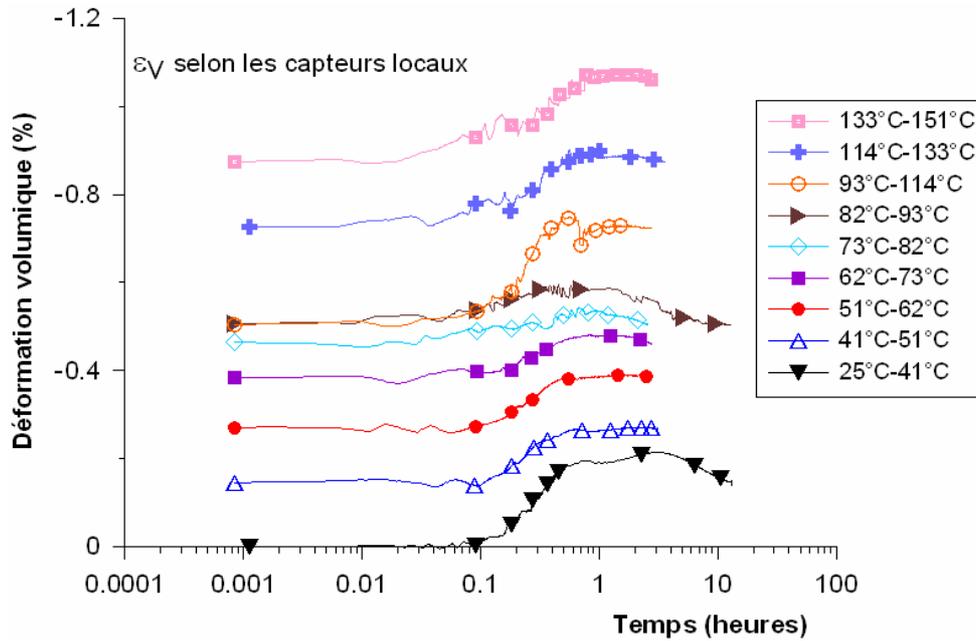


Figure IV-21. Courbes de consolidation sous chargement thermique lors de l'échauffement du sable bitumineux (Essai OS8hpht). La variation volumique est déterminée par les capteurs locaux.

Les courbes de déformation volumique selon la pompe CPV de pore (Figure IV-22) sont perturbées par les oscillations de pression de pore liées à la régulation manuelle de la pression de confinement (voir le chapitre 3). Lorsque les températures dans la cellule se stabilisent, le front thermique continue à se propager le long des tuyauteries externes, ce qui peut expliquer la remontée "tardive" des courbes de variation volumique.

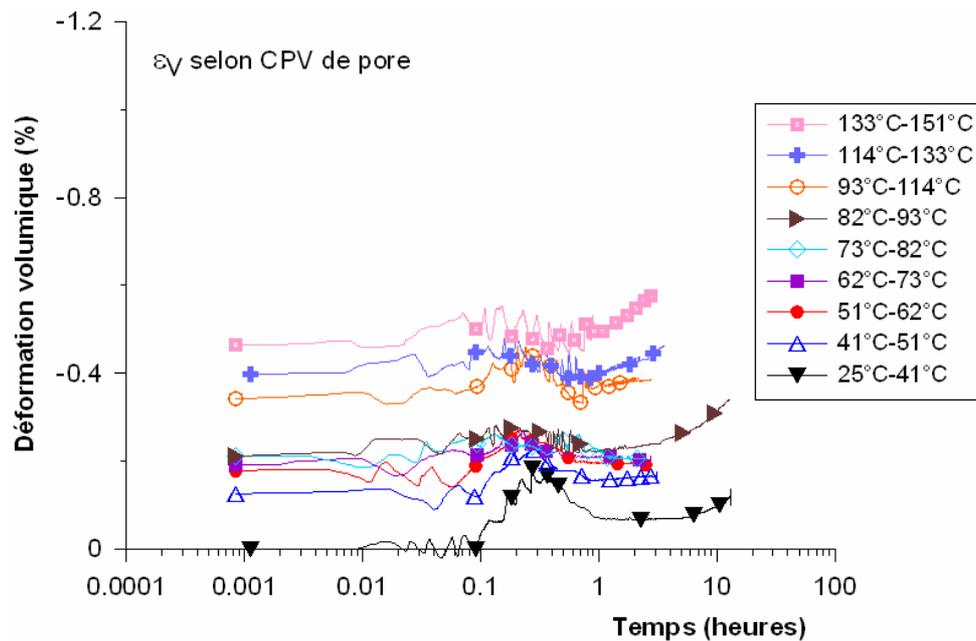


Figure IV-22. Courbes de consolidation sous chargement thermique lors de l'échauffement du sable bitumineux (Essai OS8hpht). La variation volumique est déterminée par la pompe de pore.

b) Variation de volume en fonction de la température

Les déformations de volume sous chargement thermique à 1,5 MPa de contrainte effective des deux essais OS7hpht et OS8hpht sont regroupées sur la Figure IV-23. Avant chauffage, les deux échantillons ont subi deux cycles de charge-décharge en contrainte effective isotrope entre 1,5 MPa et 6 MPa. La variation volumique de l'échantillon OS7hpht via les capteurs locaux n'est malheureusement pas disponible à cause d'un dysfonctionnement des capteurs radiaux pendant l'essai. Les courbes de la figure de gauche comportent tous les enregistrements lors de l'évolution de la température. Les oscillations sur les courbes sont dues aux problèmes de régulation de la pression de confinement, mentionné ci-dessus. Les figures de droite ne prennent en compte que les phases de stabilisation à chaque palier thermique. Elles ne présentent pas les périodes transitoires entre deux paliers de température.

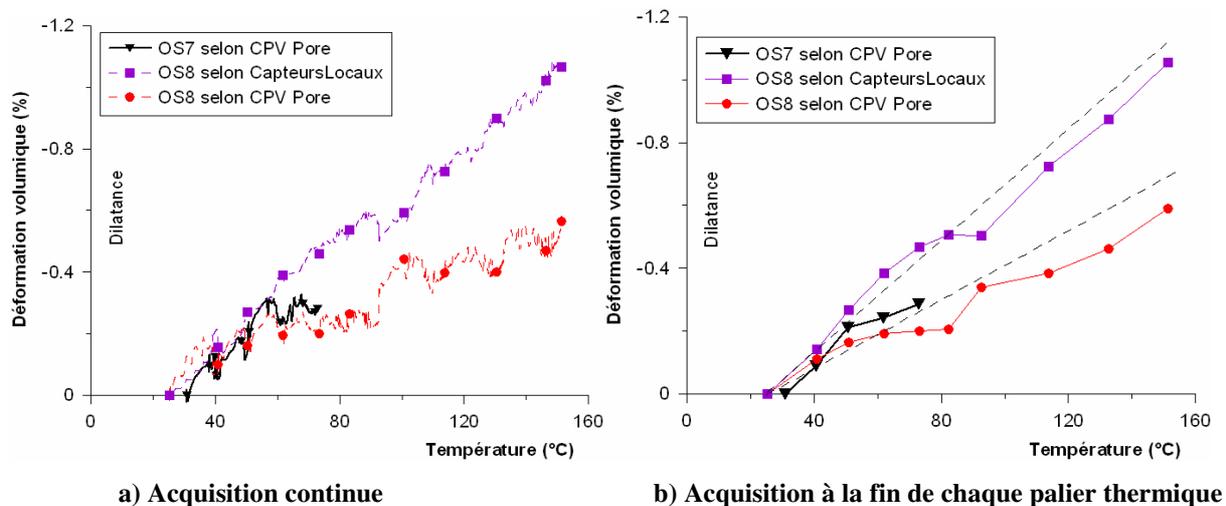


Figure IV-23. Déformation volumique lors de l'échauffement des sables bitumineux [Essais OS7hpht et OS8hpht].

Le chauffage engendre une dilatation thermique raisonnablement linéaire avec la température presque identique pour les deux essais. Les données fournies par les différentes méthodes de mesure du volume sont voisines, les capteurs locaux donnant les valeurs les plus élevées, contrairement aux essais de compression.

Le coefficient de dilatation thermique du sable bitumineux peut être estimé entre  $54 \times 10^{-6}$  et  $90 \times 10^{-6}$  ( $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ) selon la méthode de mesure de volume considérée. Une valeur moyenne de  $72 \times 10^{-6}$  ( $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ) peut être retenue pour un échauffement jusqu'à  $155^{\circ}\text{C}$  et sous 1,5 MPa de contrainte effective.

La comparaison des données de pompe de pore après stabilisation de nos essais avec ceux réalisés par Kosar (1989) et par Chalaturnyk (1996) dans des oedomètres est donnée à la Figure IV-24 (les détails des essais OSDTE1 et OSDTE2 de Chalaturnyk et UFCOS3, 4, 5 de Kosar ont été décrits dans l'étude bibliographique).

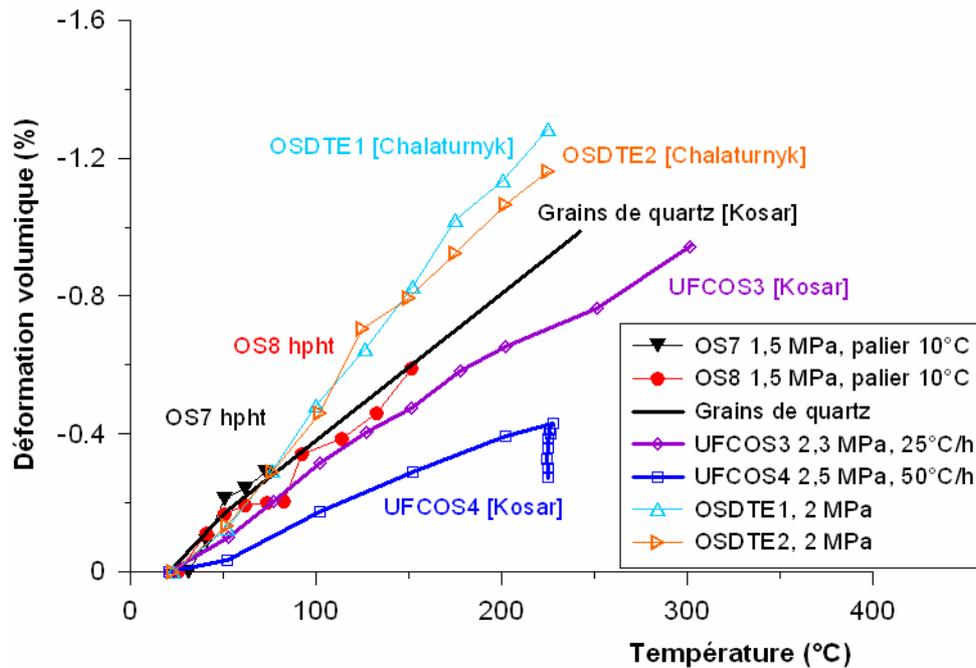


Figure IV-24. Déformation volumique lors de l'échauffement de sable bitumineux: comparaison avec les résultats de Kosar (1989) et de Chalaturnyk (1996).

Les résultats sont en excellent accord avec les données bibliographiques, ils indiquent que les données volumiques de pompe de pore sont d'une qualité satisfaisante. Les différences observées peuvent provenir de différentes sources: différences de composition des sables, de procédures de chauffage, de type de cellule et de contrainte appliquée. On insiste sur l'influence de la composition minéralogique : nos échantillons ne possèdent pratiquement pas des particules fines ( $< 0,074$  mm) et ils possèdent une teneur importante en bitume (autour de 14 % en masse), à la différence des échantillons de Chalaturnyk et de Kosar qui contenaient une forte quantité de particules fines (de 4 à 13 % pour OSDTE1, OSDTE2 et environ 48 % pour UFCOS3, 4, 5) et une teneur en bitume moins élevée (13,5 % pour OSDTE1, OSDTE2 et 5 % pour UFCOS3, 4, 5). Avec plus de fines et moins du bitume, les échantillons peuvent présenter une dilatation thermique plus faible à cause d'un effondrement de la structure pendant le chauffage, comme dans la consolidation thermique des sols normalement consolidés (Chalaturnyk, 1996). Nos échantillons possèdent des caractéristiques physiques plus proches de celles de Chalaturnyk que celles de Kosar; et on constate que la dilatation thermique est aussi assez proche. Il est également satisfaisant de voir que les courbes de nos échantillons essentiellement composés de quartz donnent un coefficient de dilatation thermique proche de celui du quartz pur.

#### IV.3.3.2. Essais sur les sables bitumineux naturels en deux phases: OS1hpht et OS2hpht

Les caractéristiques des échantillons de sables bitumineux (OS1hpht et OS2hpht) avant le chauffage sont données dans le Tableau IV-7.

Les figures IV-25 et IV-26 présentent la déformation volumique en fonction de la température. Le chargement thermique a été réalisé en deux phases séparées par un cycle de chargement déviatorique (jusqu'à 2 MPa). Ce cycle a été réalisé sous une température de 74°C pour l'essai OS1hpht et 53°C pour l'essai OS2hpht. La variation volumique des

échantillons par les capteurs locaux n'a malheureusement pas été disponible à cause d'un disfonctionnement des capteurs radiaux.

Tableau IV-7. Caractéristiques estimées des échantillons avant la phase de chauffage.

Essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	ρ g/cm <sup>3</sup>	e	φ %
OS1hpht	37,74	74,09	116,16	82,80	1,946	0,601	37,5
OS2hpht	37,73	74,85	165,21	82,92	1,992	0,564	36,0

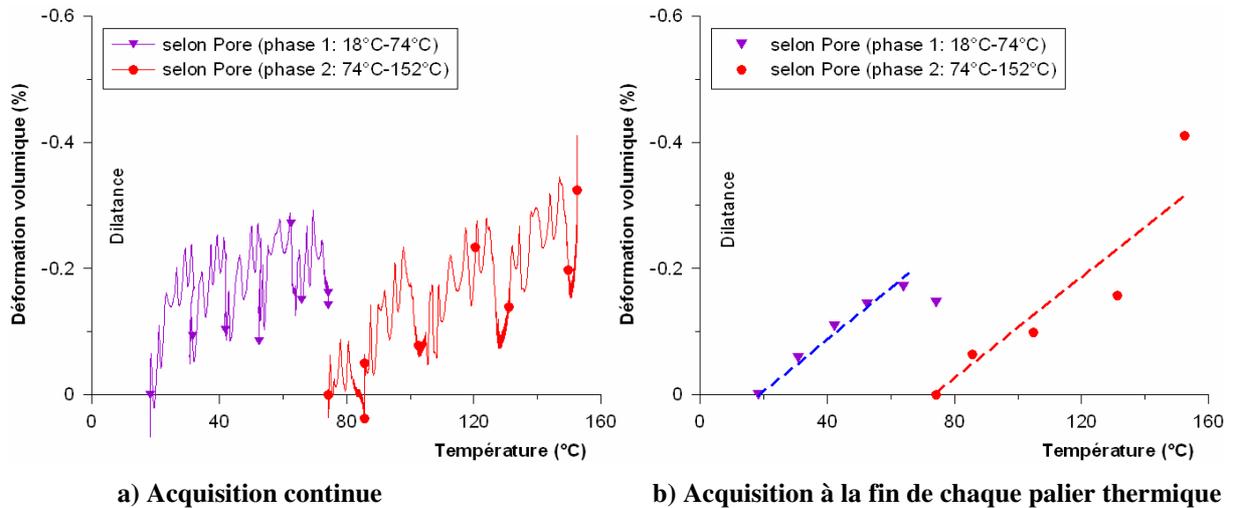


Figure IV-25. Déformation volumique lors de l'échauffement de sable bitumineux (Essai OS1hpht).

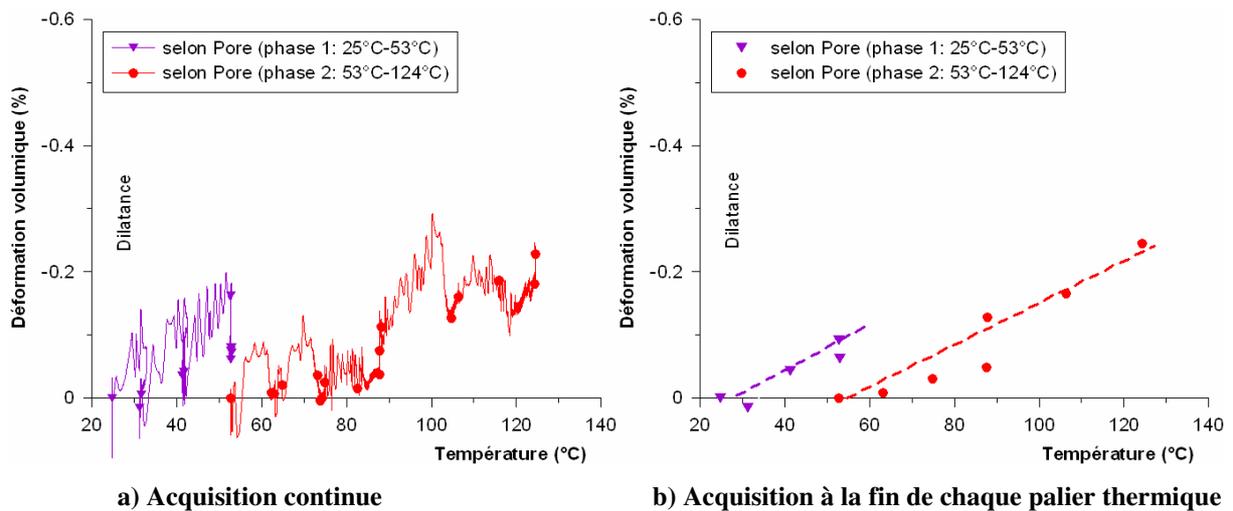


Figure IV-26. Déformation volumique lors de l'échauffement de sable bitumineux (Essai OS2hpht).

On observe une dilatation linéaire du sable bitumineux caractérisée par un coefficient d'expansion thermique estimé proche de  $40 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}\text{)}$  pour l'essai OS1hpht et de  $33 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}\text{)}$  pour l'essai OS2hpht, ce qui est légèrement plus faible que celui trouvé précédemment pour les essais OS7hpht et OS8hpht.

### IV.3.3.3. Essais sur des échantillons reconstitués saturés de bitume

La variation volumique sous l'action de la température des échantillons reconstitués saturés de bitume (SBR1hpht, SBR2hpht et SBR3hpht) a été uniquement déduite à partir des capteurs axiaux : les capteurs radiaux n'ont pas fonctionné et la mesure de volume sur la pompe CPV de pore a été entachée d'erreur en raison d'une micro-fuite. On a considéré alors que la variation volumique était égale à  $\varepsilon_V \approx 3 \times \varepsilon_{axiale}$  où  $\varepsilon_{axiale}$  est la déformation axiale moyenne donnée par les quatre capteurs LVDTs. En effet, cette méthode est basée sur l'hypothèse (probablement pas très juste) de l'isotropie de la déformation de l'échantillon sous chargement thermique à contrainte isotrope constante.

#### a) Influence du temps sur les variations de volume sous chargement thermique

Les courbes de variation de volume sous chargement thermique des échantillons saturés de bitume sont quasiment similaires à celles des sables bitumineux naturels avec trois phases (Figure IV-27). Cependant, on peut constater que la phase de stabilisation est très courte, voire négligeable (à 53°C par exemple). Le phénomène du fluage pourrait expliquer la recontraction observée à la fin de chaque palier de chauffage.

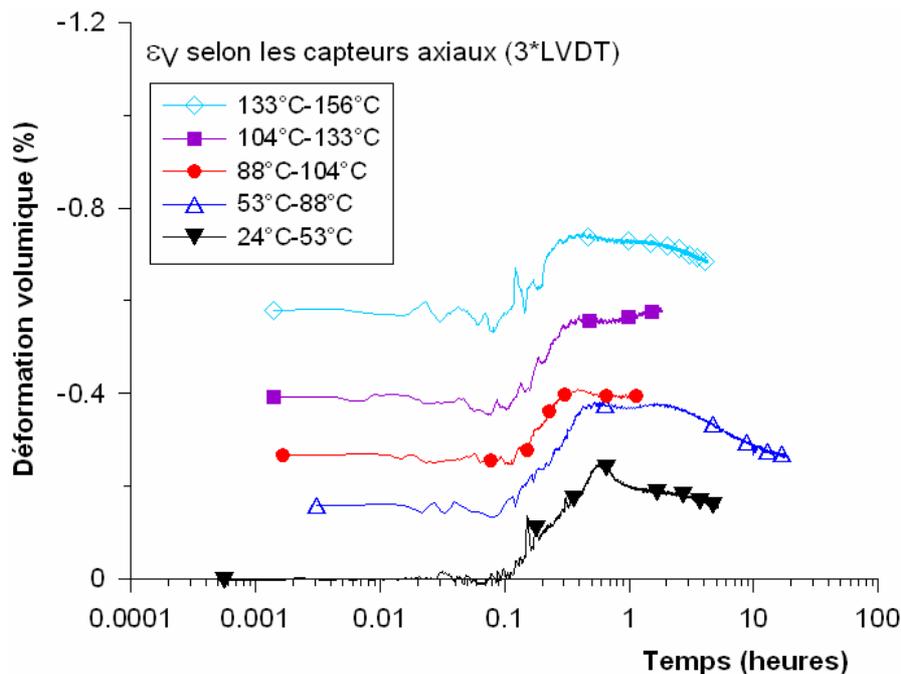


Figure IV-27. Courbes de consolidation sous chargement thermique lors de l'échauffement de l'échantillon reconstitué saturé de bitume (Essai SBR1hpht). La variation volumique a été suivie via les capteurs axiaux (en faisant l'hypothèse d'une dilatation isotrope).

#### b) Variation de volume en fonction de la température

La Figure IV-28 présente la déformation volumique en fonction de la température des essais sur des échantillons reconstitués saturés de bitume (SBR1hpht, SBR2hpht et SBR3hpht). De même façon que précédemment, la figure de gauche comporte tous les enregistrements lors de l'évolution de la température, la figure de droite rassemble les points à l'état final de chaque palier de température (juste avant la prochaine montée en température).

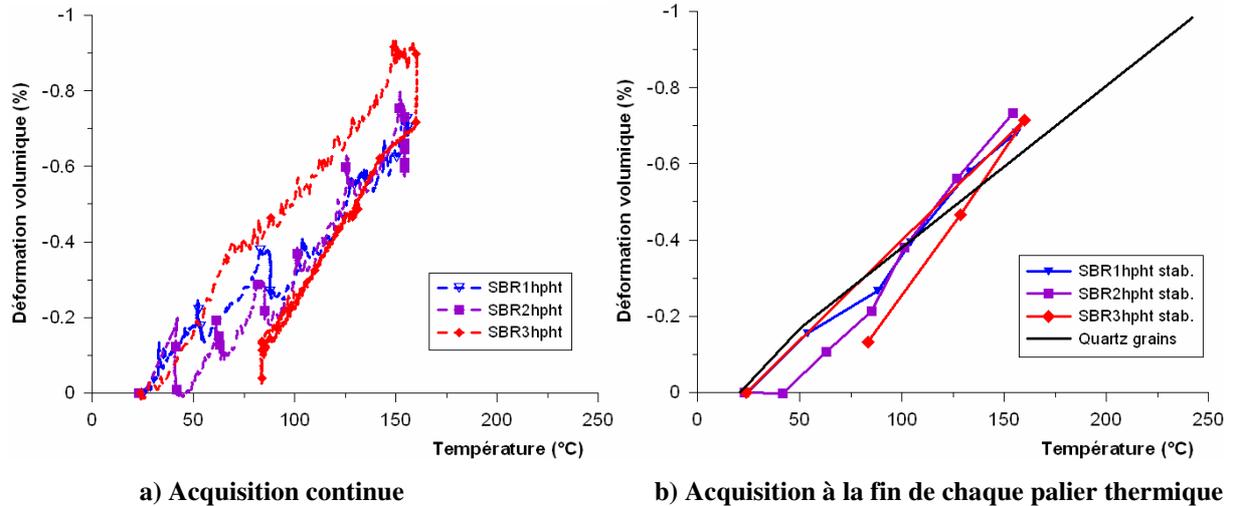


Figure IV-28. Déformation volumique lors de l'échauffement des échantillons reconstitués saturés de bitume.

Le chauffage induit, comme pour les sables bitumineux naturels, une dilatation proche de celle des quartz purs, illustrée sur la figure de droite. Pendant le refroidissement, la réponse du sable est contractante avec une pente de contraction comparable à celle obtenue pendant le chauffage.

#### IV.3.4. Conclusions sur le comportement volumique thermique

Les conclusions principales suivantes peuvent être tirées:

- Les deux méthodes de mesure de la variation volumique des échantillons donnent des résultats comparables. Les essais en température sont très complexes à interpréter, notamment dans les cas où le matériau comporte plusieurs composantes dilatantes. Une légère différence entre les méthodes est par conséquent compréhensible et acceptable.
- Le sable bitumineux naturel chauffé jusqu'à 150°C se dilate. La relation entre la variation volumique et la température est quasiment linéaire, un résultat conforme à celui trouvé dans la bibliographie.
- L'ordre de grandeur de cette dilatation dépend de la présence de particules fines, de la teneur en bitume et également de la vitesse de chauffage.
- Le coefficient de dilatation thermique mesuré dans nos essais sous contrainte isotrope de 1,5 MPa varie dans une gamme de  $33 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}\text{)}$  à  $90 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}\text{)}$  ce qui est voisin de celui du quartz pur (environ  $35 \times 10^{-6} \text{ (}^\circ\text{C}^{-1}\text{)}$  à température ambiante).
- Quant aux sables artificiels peu cimentés (i.e. échantillons reconstitués), le même comportement dilatant proche du quartz pur a été également observé. Lors du refroidissement (par palier) après un échauffement allant jusqu'à 160 °C, le sable bitumineux se contracte. La relation entre la déformation volumique et la température est également linéaire. Le coefficient de dilatation thermique obtenu sur le chemin du refroidissement est comparable à celui obtenu en chauffage.

## IV.4. COMPORTEMENT DEVIATORIQUE

### IV.4.1. Programme d'essai

Un programme important d'essais de cisaillement drainés sous contrainte de confinement et contrepression constantes a été réalisé. Après mise en place de l'échantillon dans la cellule et application d'une contrainte effective de confinement de 0,2 MPa à la température ambiante, un chargement isotrope préalable a été appliqué en général à 3 ou 6 MPa (contrainte effective de confinement maximale du système) pour réduire les effets du remaniement. Les cisaillements ont toujours été effectués à des contraintes de confinement inférieures à cette contrainte préalable, les échantillons se trouvent donc dans une situation dite de préconsolidation dans le cas des sols fins. Des chargements thermiques ont été ensuite appliqués sur certains essais, ainsi que des cisaillements drainés à confinement et vitesse de déplacement axiale constants égale à 0,02 mm/min jusqu'à la rupture. Au cours du chargement, des cycles de déchargement et de rechargement ont été réalisés pour estimer les propriétés élastiques. Le Tableau IV-8 récapitule les essais réalisés sur les sables bitumineux canadiens (essais OS) et sur les sables reconstitués (essais SBR pour des échantillons saturés de bitume et SWR pour des échantillons saturés d'eau).

Le programme d'essai permet d'étudier les aspects suivants :

- l'effet de la contrainte de confinement sur le comportement déviatorique des sables bitumineux (essais OS4hpht, OS5hpht et OS6hpht) et des sables peu cimentés (essais sur des échantillons reconstitués saturés d'eau) ;
- l'effet de la température sur le comportement déviatorique des sables bitumineux (essais OS6hpht, OS7hpht, OS8hpht et OS1hpht, OS2hpht) et des sables peu cimentés (essais SBR1hpht, SBR2hpht, SBR3hpht, SBR4hpht) ;
- l'effet de la forme et la taille des grains sur la réponse déviatorique des échantillons artificiels peu cimentés (SBR4hpht SBR5Mhpht et SBR6Chpht).

Tableau IV-8. Programme des essais de cisaillement drainés.

<i>Essai</i>	<i>T°C</i> <sup>1</sup>	<i>p<sub>0</sub>' MPa</i> <sup>2</sup>	<i>Étapes avant le cisaillement</i>
OS1hpht	18°C, 74°C, 152°C	1,7 MPa	Consolidation 0,2 – 3 – 1,7 MPa à 18°C 18°C : application d'un déviateur 1,5 MPa puis retour, Chauffage à 1,7 MPa de 18°C à 74°C 74°C : application d'un déviateur 2 MPa puis retour, Chauffage à 1,7 MPa de 74°C à 152°C
OS2hpht	25°C, 53°C, 124°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 3 – 1,5 MPa à 25°C 25°C : application d'un déviateur 1,5 MPa puis retour, Chauffage à 1,5 MPa de 25°C à 53°C 53°C : application d'un déviateur 2 MPa puis retour, Chauffage à 1,5 MPa de 53°C à 124°C
OS3hpht	28°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 3 – 1,5 – 3 – 1,5 MPa à 28°C
OS4hpht	28°C	3 MPa	Consolidation 0,2 – 6 – 3 – 6 – 3 MPa à 28°C
OS5hpht	27°C	4 MPa	Consolidation 0,2 – 6 – 4 – 6 – 4 MPa à 27°C
OS6hpht	27°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 6 – 1,5 – 6 – 1,5 MPa à 27°C
OS7hpht	73°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 6 – 1,5 – 6 – 1,5 MPa à 31°C Chauffage à 1,5 MPa de 31°C à 73°C
OS8hpht	151°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 6 – 1,5 – 6 – 1,5 MPa à 25°C Chauffage à 1,5 MPa de 25°C à 151°C
SBR1hpht	155°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 1,5 MPa à 23°C Chauffage à 1,5 MPa de 23°C à 155°C
SBR2hpht	154°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 1,5 MPa à 23°C Chauffage à 1,5 MPa de 23°C à 154°C Consolidation 1,5 – 3 – 1,5 MPa à 154°C
SBR3hpht	84°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 1,5 MPa à 23°C Chauffage à 1,5 MPa de 23°C à 160°C puis 84°C Consolidation 1,5 – 3 – 1,5 MPa à 84°C
SBR4hpht	26°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 3 – 1,5 MPa à 26°C
SBR5Mhpht	27°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 3 – 1,5 MPa à 27°C
SBR6Chpht	25°C	1,5 MPa	Consolidation 0,2 – 3 – 1,5 MPa à 25°C
SWR1hpht	24°C	0,2 MPa	Cisaillement après le montage et la stabilisation globale
SWR2hpht	25°C	1 MPa	Consolidation 0,2 - 1 MPa à 25°C
SWR3hpht	22°C	2,5 MPa	Consolidation 0,2 – 2,5 – 0,5 – 5 – 2,5 MPa à 22°C
SWR4hpht	24°C	5 MPa	Consolidation 0,2 - 5 MPa à 24°C
SWR5hpht	23°C	10 MPa	Consolidation 0,2 - 10 MPa à 23°C

<sup>1</sup> T°C est la température lors des essais de cisaillement ;

<sup>2</sup> p<sub>0</sub>' est la contrainte effective de confinement appliquée lors des essais de cisaillement.

La Figure IV-29 illustre les variations de quelques mesures pendant la phase de cisaillement :

- la première étape correspond à la descente du piston avant contact avec l'échantillon, elle confirme que le confinement antérieur a bien été isotrope ;
- la deuxième étape, phase de cisaillement, ne démarre que lorsque le contact entre l'échantillon et le piston axial est pleinement établi. Cela se traduit par la mobilisation des capteurs de force interne et externe (WT10 et WT01 sur la Figure IV-29), des capteurs locaux de déplacement (ZT12, ZT13, ZT14, ZT15, et ZT10, ZT11) et des variations de volume sur la pompe CPV de contrepression (QT02).

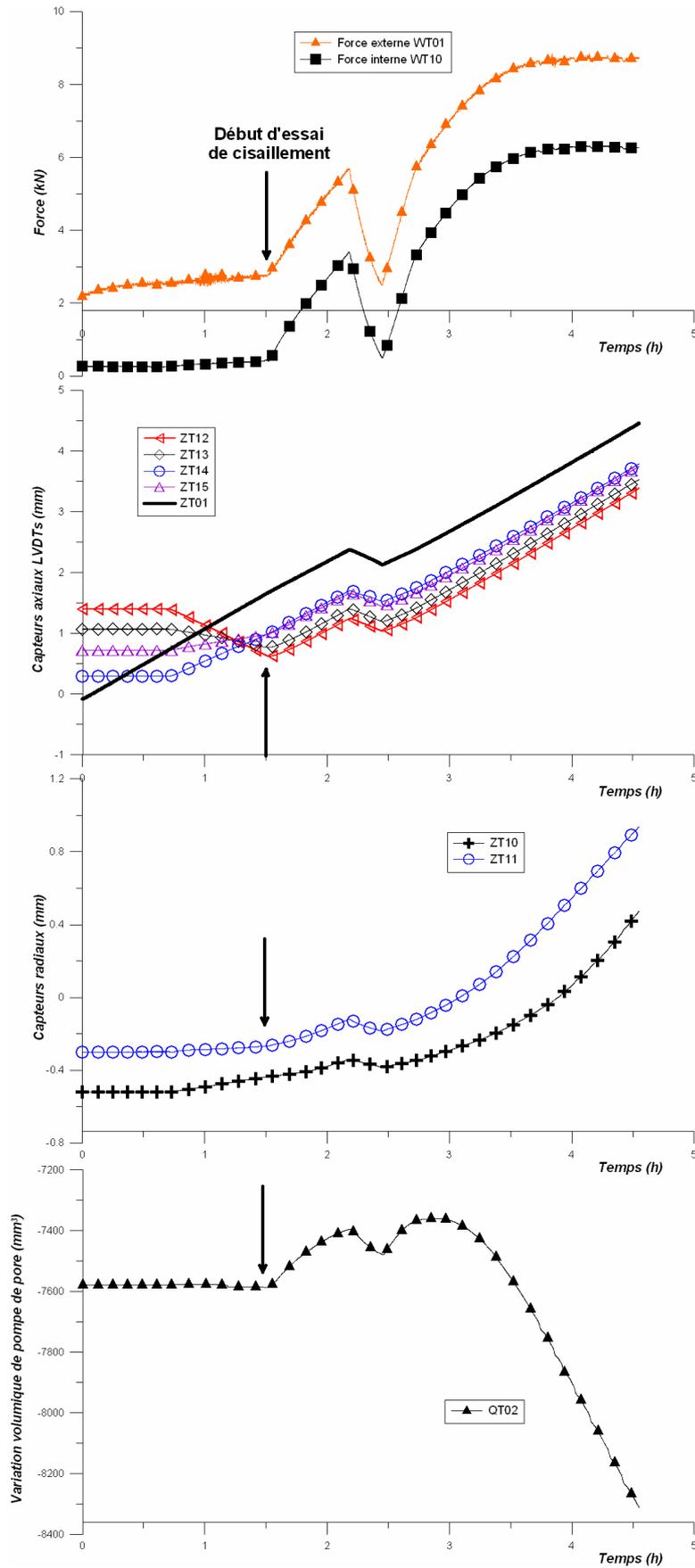


Figure IV-29. Visualisation des capteurs et le début des essais de cisaillement [essai OS6 hphpt].

#### IV.4.2. Résultats expérimentaux et discussions

La présentation des résultats de la phase de cisaillement des essais triaxiaux réalisés sous différentes pressions de confinement et températures, en conditions drainées (drainages supérieurs et inférieurs ouverts) sera faite dans le diagramme  $q - \varepsilon_a - \varepsilon_v - p'$  qui permet de suivre en même temps la variation du déviateur ( $q$ ), de la déformation axiale ( $\varepsilon_a$ ), de la déformation volumique ( $\varepsilon_v$ ) et de la contrainte moyenne effective ( $p'$ ).

##### IV.4.2.1. Essai typique de cisaillement sur des sables bitumineux Canadiens

La Figure IV-30 montre des courbes caractéristiques d'un essai typique de cisaillement (OS6hpht,  $e_0 = 0,625$ ,  $\phi_0 = 38,4\%$ , préconsolidation à 6 MPa) sur des sables bitumineux Canadiens réalisé sous une pression de confinement de 1,5 MPa et une température de 27°C avec un cycle de décharge-recharge. La déformation volumique a été déterminée à la fois par la variation de volume de la pompe de pore et par les capteurs locaux (axiaux et radiaux).

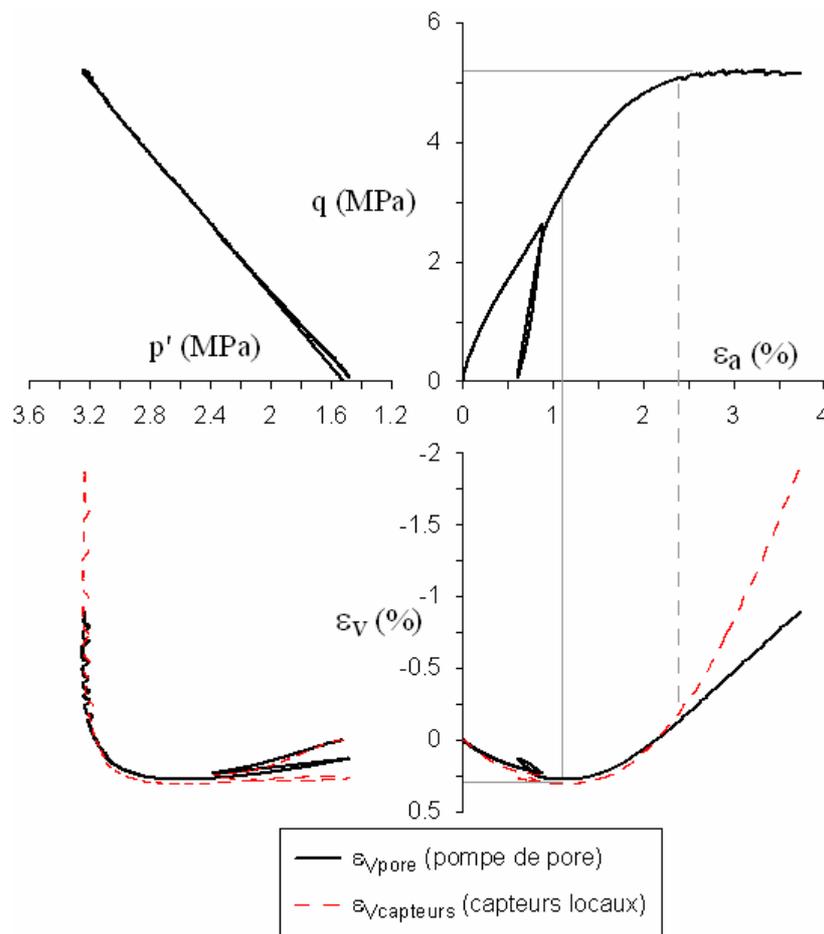
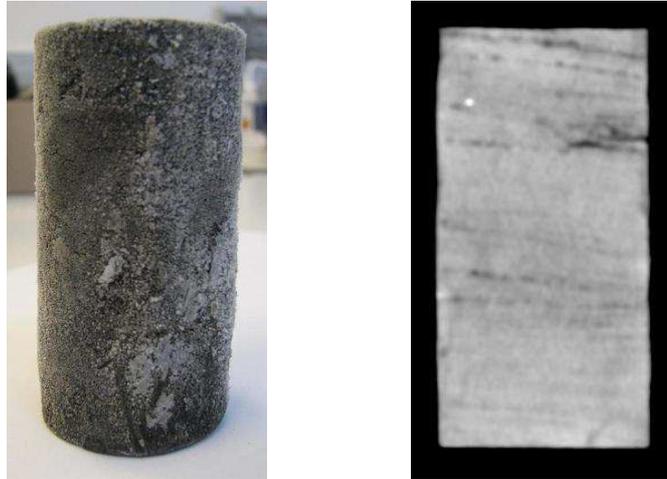


Figure IV-30. Sables bitumineux naturels: essai de cisaillement [Essai OS6hpht, 27°C].

La courbe déviateur ( $q$ ) - déformation axiale ( $\varepsilon_a$ ) montre une croissance raisonnablement linéaire suivie d'un palier à 5,2 MPa à partir de  $\varepsilon_a = 2,5\%$ ; ce niveau de déformation est comparable à celui identifié par Kosar (1989) et Oldakowski (1994). La variation de volume montre une légère contraction suivie d'une forte dilatance. On observe pour cet essai une bonne cohérence entre les deux types de mesure de volume avant la rupture, et une divergence

après la rupture. Cette cohérence n'a pas pu être observée dans tous les essais. Les observations au CT scanner de l'échantillon après essai (Figure IV-31) ne montrent aucune surface de rupture visible. La plupart des échantillons de sable bitumineux testés se sont déformés de façon homogène, en présentant en fin d'essai une forme cylindrique ou en tonneau. Le mode de déformation en forme de tonneau est responsable probablement de l'écart observé à grandes déformations sur les déformations volumiques selon les méthodes de mesure utilisées.



**Figure IV-31. Échantillon de sable bitumineux après cisaillement (Essai OS6 hpht). Gauche: échantillon congelé. Droite: image CT scanner.**

L'allure de la courbe de cisaillement de la Figure IV-30 est différente de celle d'un sable classique. Le fait que la pente à l'origine soit significativement plus faible que celle obtenue lors d'un cycle de chargement (permettant d'obtenir des paramètres élastiques) montre que des déformations irréversibles (plastiques) se produisent dès le début du cisaillement et ce malgré l'application de la contrainte de confinement préalable (6 MPa dans ce cas, une contrainte insuffisante pour écraser l'ensemble des pores dus au remaniement, comme l'a montré l'étude oedométrique). Il s'agit là probablement d'une manifestation de l'état perturbé du matériau : l'augmentation conjuguée de la contrainte moyenne effective et du déviateur lors du premier chargement ont un effet sur les gros pores dus au remaniement mis en évidence dans l'étude microstructurale ; ils constituent une zone de faiblesse de l'arrangement des grains, par opposition aux zones intactes très denses qui ont vraisemblablement une plus grande résistance. Il n'y a donc pas, à la différence des sables reconstitués souvent étudiés en laboratoire, de zone élastique aux faibles déformations. Cette possible mobilisation des gros pores de perturbation se traduirait par une contractance liée à l'effondrement de ces zones perturbées sous l'action conjuguée de l'augmentation de la contrainte moyenne et du déviateur. Deux points intéressants sont à noter :

- la pente à la décharge est significativement plus forte que celle du premier chargement, comme dans le cas des essais oedométriques présentés au début de ce chapitre. Il est probable que cette réponse soit conditionnée par les zones effondrées par le chargement ;
- la phase dilatante n'intervient qu'après une contractance finalement assez faible de 0,25 %, insuffisante pour écraser tous les pores de perturbation. La raison de cette faible contractance malgré la présence de gros pores dus au remaniement reste inexpliquée.

Il est intéressant de noter qu'il y a pas d'effet lié au bitume sur le comportement déviatorique des sables bitumineux (Dusseault et Morgenstern, 1978). La cohésion de sable bitumineux due au bitume lui-même est quasiment nulle et est détruite dès le début des sollicitations.

#### IV.4.2.2. Essai typique de cisaillement sur des échantillons reconstitués

La Figure IV-32 montre des courbes caractéristiques d'un essai typique de cisaillement sur échantillon reconstitué à partir de sable de Fontainebleau (SBR4hpht,  $e_0 = 0,562$ ,  $\phi_0 = 36\%$ , préconsolidation à 3 MPa) réalisé sous un confinement de 1,5 MPa à 26°C avec un cycle de décharge-recharge.

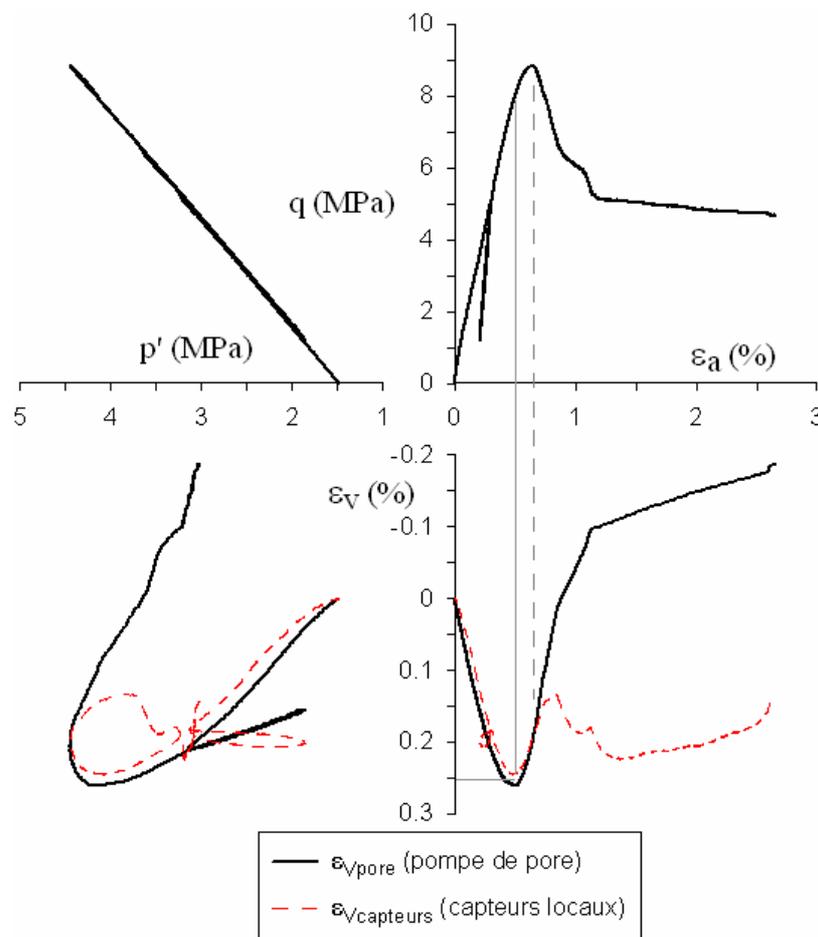


Figure IV-32. Sables reconstitués saturés de bitume: essai de cisaillement [Essai SBR4 hpht, 26°C].

On observe une variation quasiment linéaire du déviateur  $q$  jusqu'à environ 0,4 % de déformation suivie d'un pic net à  $\varepsilon_a = 0,6\%$ , typique d'un sol cimenté. Le déviateur chute ensuite pour se stabiliser pour des déformations supérieures à 1,1 %. La déformation volumique montre une contraction initiale suivie d'une dilatance, caractéristique des sables denses avec une rupture avec un plan de cisaillement. On observe comme précédemment une bonne cohérence entre les deux méthodes de mesure de volume avant la rupture. Après la rupture, les deux méthodes de mesure divergent : les mesures locales sont significativement affectées par le plan de rupture. Comme précédemment, la pente de décharge est supérieure à la pente initiale, illustrant un comportement plastique dès le début de cisaillement. Il est probable que l'augmentation combinée de la contrainte effective moyenne et du déviateur

brise dès le premier chargement un certain nombre de liens de cimentation de l'éprouvette en entraînant une diminution de volume. Les observations au CT scanner après l'essai confirment la présence d'un plan de cisaillement (Figure IV-33) avec un angle d'inclinaison de l'ordre de  $53^\circ$ .

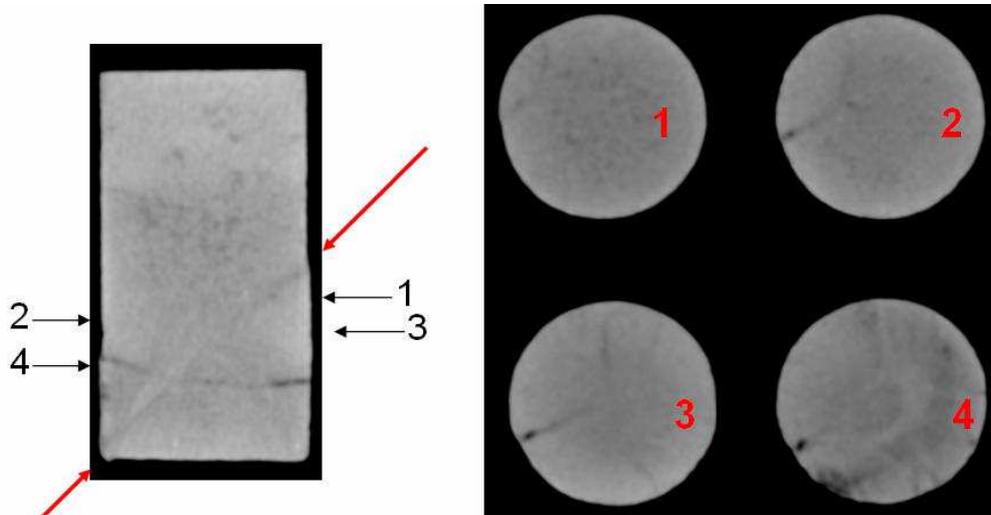


Figure IV-33. Rupture de l'échantillon reconstitué due au cisaillement [Essai SBR4 hpht].

#### IV.4.2.3. Détermination des paramètres géomécaniques sous charge déviatorique

Quelques paramètres géomécaniques peuvent être estimés lors des essais de cisaillement. Classiquement, le module d'Young drainé  $E$  est défini par la pente de la courbe contrainte déviatorique ( $q$ ) - déformation axiale ( $\varepsilon_a$ ) et le module d'incompressibilité drainé  $K$  par la pente de la courbe contrainte moyenne effective ( $p'$ ) - déformation volumique ( $\varepsilon_v$ ):

$$E = \Delta q / \Delta \varepsilon_a \quad (\text{IV-11})$$

$$K = \Delta p' / \Delta \varepsilon_v \quad (\text{IV-12})$$

Le module de cisaillement ( $G$ ) et le coefficient de Poisson drainé ( $\nu$ ) sont déduits des relations suivantes:

$$G = \frac{3EK}{9K - E} \quad (\text{IV-13})$$

$$\nu = \frac{1 - \frac{E}{3K}}{2} \quad (\text{IV-14})$$

Dans le cas d'un chargement isotrope, on n'a accès qu'au seul module d'incompressibilité.

Trois valeurs différentes des modules  $K$ ,  $E$  et  $G$  doivent être considérées:

- modules initiaux: au début de la phase de cisaillement, de 0 à 0,2 % de déformation axiale;

- modules tangents: à environ 50 % de la résistance au cisaillement (la rupture);
- modules de décharge (et de recharge): pendant la phase de décharge/recharge à confinement constant, effectuée sous un déviateur d'environ 50 % du déviateur maximal prévu.

On peut calculer le rapport  $M=q/p'$  (IV-15) à la rupture (contrainte effective moyenne – déviateur) et déduire l'angle de frottement à la rupture ( $\varphi'$ ) en utilisant les formules classiques:

$$p' = \frac{\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3}{3} \quad (\text{IV-16})$$

$$q = \frac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{2} \quad (\text{IV-17})$$

$$\sin \varphi' = \frac{3M}{6 + M} \quad (\text{IV-18})$$

où  $\sigma'_1$ ,  $\sigma'_2$  et  $\sigma'_3$  sont les trois composantes de contraintes.

L'angle de dilatance ( $\psi$ ) peut être déterminé par la formule (e.g. Schanz et Vermeer, 1996):

$$\sin \psi = \frac{1}{1 - \frac{2}{(d\varepsilon_v / d\varepsilon_a)}} \quad (\text{IV-19})$$

basée sur la détermination de la pente ( $d\varepsilon_v / d\varepsilon_a$ ) de la courbe déformation volumique ( $\varepsilon_v$ ) - déformation axiale ( $\varepsilon_a$ ).

#### a) Sables bitumineux Canadiens

Le Tableau IV-9 rassemble les caractéristiques des échantillons et les résultats des essais de cisaillement sur sable bitumineux naturel. On s'intéresse en particulier aux paramètres élastiques lors de la décharge qui paraissent plus représentatifs de la réponse intrinsèque du matériau, comme l'a montré l'étude oedométrique. Les paramètres élastiques de la recharge sont proches de ceux de la décharge.

Tableau IV-9. Sables bitumineux Canadiens: paramètres géomécaniques.

<i>Essai</i>	<b>OS1</b>	<b>OS2</b>	<b>OS3</b>	<b>OS4</b>	<b>OS5</b>	<b>OS6</b>	<b>OS7</b>	<b>OS8</b>
$\phi_0$ %	38,4	37,1	39,1	40,8	37,7	38,4	38,4	38,3
$\sigma_3$ MPa	1,5	1,5	1,5	3	4	1,5	1,5	1,5
$T$ °C	152	124	28	28	27	27	73	151
<i>E</i> MPa								
$E_i$	477	346	341	522	853	418	380	458
$E_{ul}$	962	952	847	1388	1499	846	925	991
$K_{ul}$ MPa	678	608	603	722	855	657	783	924
$G_{ul}$ MPa	380	384	334	588	620	329	355	375
$\nu_{ul}$	0,264	0,240	0,266	0,18	0,208	0,285	0,303	0,321
$q_{rup}$ MPa	5,55	5,35	6,41	7,58	10,27	5,18	5,24	4,94
$p'_{rup}$ MPa	3,63	3,24	3,65	5,44	7,46	3,24	3,23	3,13
$\varepsilon_{a-rup}$ %	1,81	3,34	5,0	4,89	2,44	2,5	2,7	4,09
$M=q/p'$ à la rupture	1,53	1,65	1,75	1,39	1,53	1,6	1,9	1,7
Angle $\phi'$ à la rupture	37,5	40,2	42,7	34,4	37,5	39,1	46,7	41,6
Angle $\psi$ à la rupture	8,8	12,5	11,4	3,6	4,9	12,8	13,7	10,0

où  $E_i$ ,  $E_{ul}$  sont respectivement les modules d'Young initial et de charge-décharge,  $K_{ul}$  et  $G_{ul}$  sont les modules d'incompressibilité et de cisaillement lors de déchargement (et de rechargement).

Les valeurs du module d'Young initial (drainé) vont de 341 MPa à 853 MPa en fonction des conditions de température, de contrainte effective de confinement et de la phase de préconsolidation isotrope initiale. Les modules d'Young de décharge/recharge sont environ deux, voire trois fois plus élevés que les modules d'Young initiaux. Ces résultats sont à comparer à ceux obtenus par différents auteurs et donnés à la Figure IV-34, indépendamment de la température d'essai.

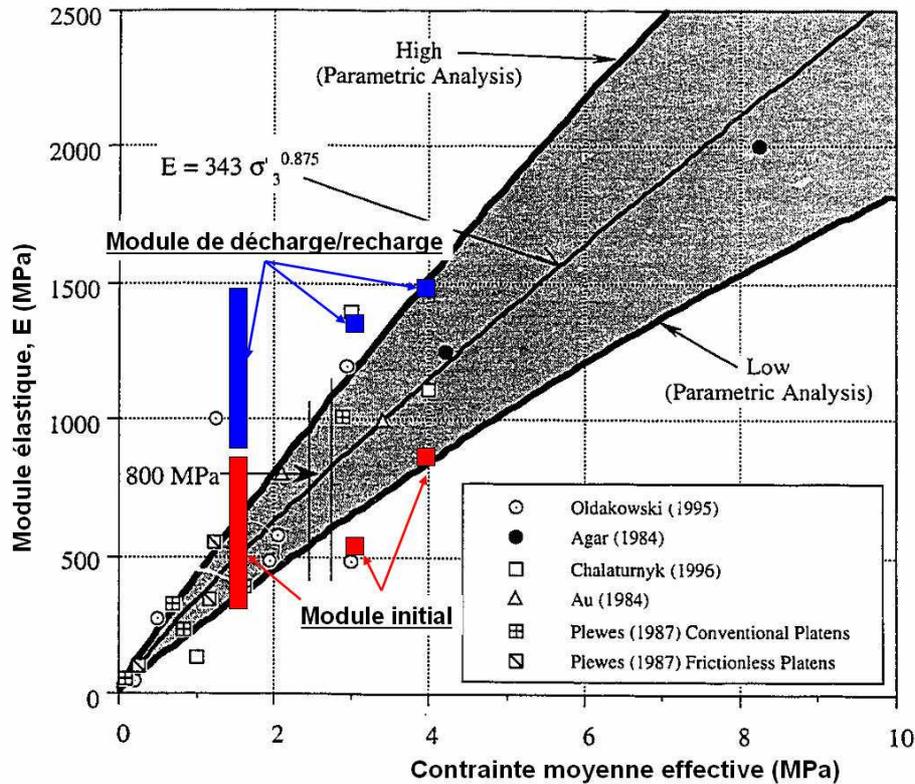


Figure IV-34. Modules d'Young drainés, comparés avec les autres travaux [d'après Chalaturnyk, 1996].

Nos modules se situent dans la plage proposée par Chalaturnyk, ils dépendent exponentiellement de la contrainte moyenne effective appliquée. Byrne et al. (1987) et Chalaturnyk (1996) ont proposé des fonctions permettant de décrire cette dépendance de façon satisfaisante pour des contraintes jusqu'à 10 MPa. Cependant, l'application de ces fonctions aux très faibles confinements ne produit pas de bons résultats (Touhidi-Baghini, 1998).

Selon Dusseault (1980), le module d'Young du sable bitumineux intact sur place (à 40 mètres de profondeur dans le cas considéré) serait probablement de l'ordre de 1400 MPa. Agar et al. (1986) ont expérimentalement obtenus quant à eux un module initial d'environ 2200 MPa sur un échantillon quasi intact ( $I_D = 3\%$ ) lors d'un chargement déviatorique sous une contrainte effective de 4 MPa. Dans notre cas, le module d'Young dynamique déduit à partir des diagraphies soniques et de densité est de l'ordre de 2000 MPa.

Les modules d'Young initiaux estimés à partir des essais sont donc cohérents avec la plupart des mesures expérimentales de la bibliographie, mais plus faibles que ceux d'échantillons intacts. Cependant, les modules de décharge/recharge obtenus ici sous contrainte effective de 1,5 MPa et compris entre 846 et 1499 MPa sont plus proches des valeurs intactes et peuvent donc être considérés comme représentatifs des modules d'Young du sable bitumineux de

bonne qualité. Ces modules de décharge/recharge sont rarement donnés dans la littérature ; à l'exception des essais réalisés par Samieh et Wong (1997) sous faibles contraintes (confinement effectif entre 30 et 750 kPa), les autres travaux (Oldakowski, 1994; Chalaturnyk, 1996; Touhidi-Baghini, 1998) ne fournissent que des modules d'Young initiaux ou tangents. Nos résultats permettent donc de compléter ces données. Les essais de Samieh et Wong (1997) ont également mis en évidence l'influence du rapport longueur/hauteur des échantillons ainsi que celle des conditions de frottement des échantillons aux extrémités.

Les coefficients de Poisson (estimés lors des cycles de déchargement et de rechargement) sont de l'ordre de 0,18 à 0,32 et sont en parfait accord avec ceux obtenus par différents auteurs sur des matériaux du même type (Kosar, 1989; Samieh et Wong, 1997). Ils sont cependant plus faibles que les coefficients de Poisson dynamiques déduits à partir des mesures de diagraphies soniques et de densité qui se situent autour de 0,45.

Le rapport  $q-p'$  à la rupture varie entre 1,4 et 1,75, avec une exception à 1,9. L'angle de frottement ( $\phi'$ ) à la rupture est compris dans la fourchette  $34^\circ - 47^\circ$ , en cohérence avec les travaux de Agar et al. (1987), Samieh et Wong (1997), Tremblay et al. (1997) et Touhidi-Baghini (1998).

Les valeurs d'angle de frottement des sables bitumineux obtenues ici sont supérieures aux valeurs obtenues par Colliat-Dangus (1986) entre 1,5 MPa et 4 MPa sur le sable d'Hostun, comprises entre  $34^\circ$  et  $37^\circ$ . Cette différence est liée à la plus forte compacité des sables bitumineux. Le sable d'Hostun testé par Colliat-Dangus (1986) avait un indice des vides plus fort (proche de 0,7) avec des grains anguleux de taille plus grande ( $d_{50} = 0,320$  mm).

L'angle de dilatance ( $\psi$ ) à la rupture est compris entre 3,6 et 13,7 degrés. Les résultats obtenus sont en accord avec la relation empirique classique reliant l'angle de dilatance à l'angle de frottement:  $\psi = \phi' - 30^\circ$ .

#### **b) Échantillons reconstitués saturés de bitume et d'eau**

La Figure IV-35 montre schématiquement les tronçons de la courbe déviateur – déformation axiale qui permettent l'estimation des modules initiaux, modules tangents et modules de décharge ou de recharge.

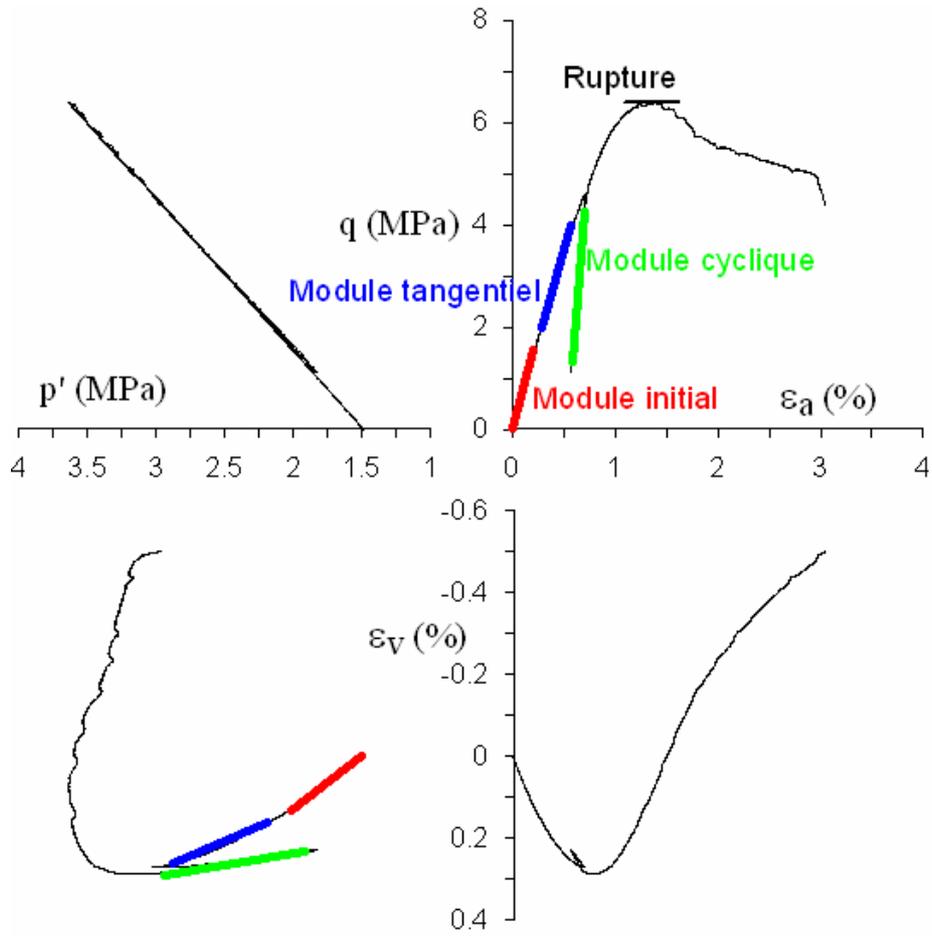


Figure IV-35. Sable reconstitué saturé de bitume: calcul des modules élastiques [essai SBR6C hpht].

Les résultats d'essais de cisaillement sur les échantillons reconstitués saturés de bitume, ou d'eau sont présentés sur les tableaux IV-10 et IV-11.

Tableau IV-10. Sables reconstitués saturés de bitume: paramètres géomécaniques.

<i>Essai</i>	<b>SBR1</b>	<b>SBR2</b>	<b>SBR3</b>	<b>SBR4</b>	<b>SBR5M</b>	<b>SBR6C</b>
$\phi_0$ %	38	37	37	36	36	37
$\sigma_3$ MPa	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5
$T$ °C	155	154	84	26	27	25
<i>E</i> MPa						
Initiale	1230	1619	1721	1661	1795	689
Tangentiel	1286	901	1068	1640	1645	640
Décharge	-	2670	-	4045	-	2339
<i>K</i> MPa						
Initiale	856	1142	1131	723	775	381
Tangentiel	1439	1145	1533	890	1006	639
Décharge	-	1957	-	2196	-	1818
<i>G</i> MPa						
Initiale	487	640	690	743	805	287
Tangentiel	475	329	385	687	670	240
Décharge	-	1048	-	1695	-	909
$\nu$						
Initiale	0,26	0,26	0,25	0,12	0,12	0,20
Tangentiel	0,35	0,37	0,38	0,19	0,23	0,33
Décharge	-	0,27	-	0,19	-	0,29
$q_{rup}$ MPa	7,6	7,9	8,2	8,84	9,36	6,37
$p'_{rup}$ MPa	4,13	4,18	4,38	4,44	4,6	3,63
$\varepsilon_{a-rup}$ %	1,16	1,07	1,06	0,63	0,72	1,42
$q/p'$ à la rupture	1,85	1,88	1,89	1,98	2,03	1,75

Tableau IV-11. Sables reconstitués saturés d'eau: paramètres géomécaniques.

<i>Essai</i>	<b>SWR1hpht</b>	<b>SWR2hpht</b>	<b>SWR3hpht</b>	<b>SWR4hpht</b>	<b>SWR5hpht</b>
$\phi_0$ %	36	36	35	38	37
$\sigma_3$ MPa	0,2	1	2,5	5	10
$T$ °C	24	25	22	24	23
<i>E</i> MPa					
Initiale	402	678	2806	2103	2398
Tangentiel	356	830	3070	1867	1750
Décharge	1191	2743	-	-	3990
$q_{rup}$ MPa	3,14	8,33	16,8	17,7	21,8
$p'_{rup}$ MPa	1,35	3,9	8,3	11,1	17,4
$\varepsilon_{a-rup}$ %	1,16	1,28	0,71	1,21	1,69
$q/p'$ à la rupture	2,32	2,13	2,02	1,60	1,25

#### IV.4.2.4. Influence de la contrainte effective

##### a) Sables bitumineux Canadiens

Les résultats des essais de cisaillement sous différentes contraintes effectives sont donnés sur la Figure IV-36. Les caractéristiques initiales des échantillons ont déjà été présentées dans le Tableau IV-2.

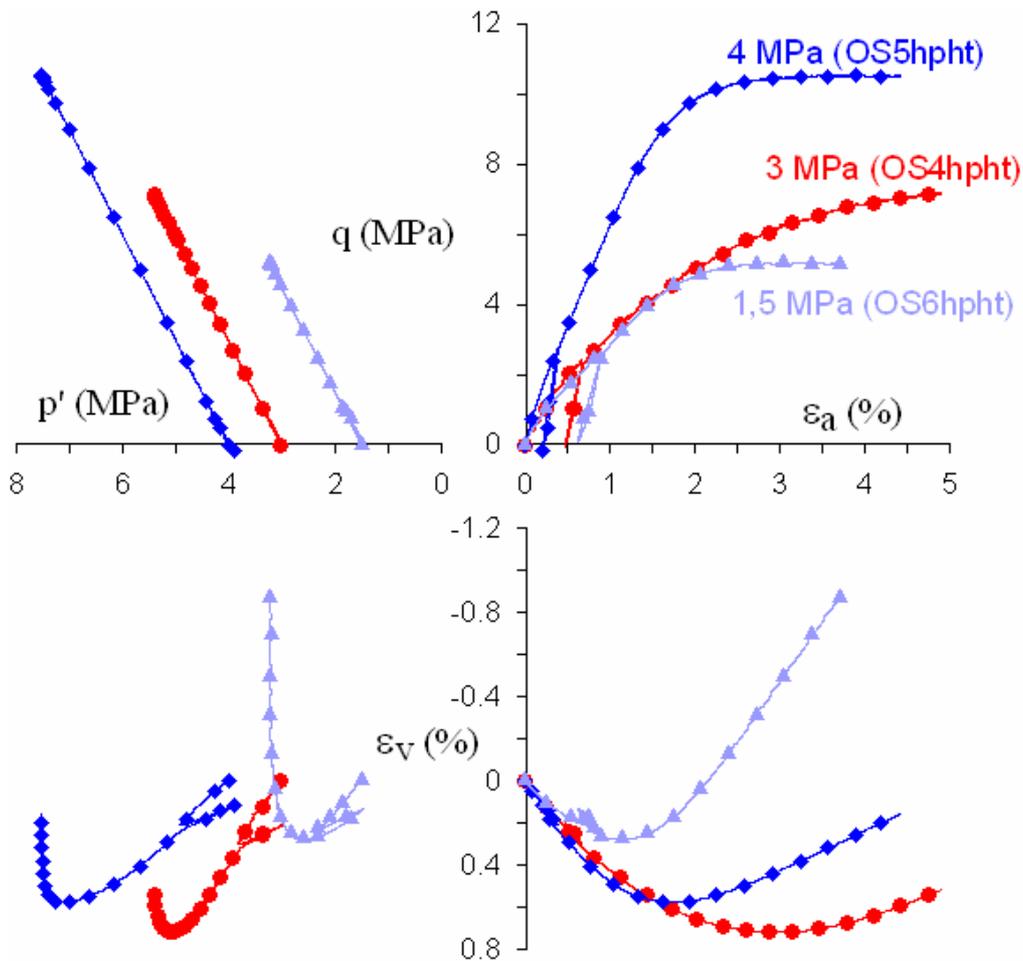


Figure IV-36. Essais de cisaillement drainé de sables bitumineux Canadiens à température ambiante sous différentes contraintes de confinement.

Les résultats montrent que les modules d'Young initiaux et les déviateurs maximaux augmentent classiquement avec la pression appliquée. Les modules initiaux passent de 418 à 522 puis 853 MPa pour des pressions de confinement respectives de 1,5 MPa, 3 MPa et 4 MPa ; le déviateur maximal passe de 5,18 MPa à 7,58 MPa puis à 10,27 MPa. Les essais présentent tous une phase de contractance initiale suivie d'une dilatance qui diminue lorsque la contrainte de confinement augmente. L'essai sous 3 MPa (OS4hpht) présente un comportement typique de sable plus lâche avec un déviateur qui ne se stabilise pas aux grandes déformations axiales et une phase contractante significative. Ce comportement peut être lié à la forte porosité initiale de l'échantillon OS4hpht ( $\phi_0 = 40,8\%$ ) par rapport aux

autres échantillons (OS6hpht et OS5hpht,  $\phi_0 = 38,4\%$  et  $37,7\%$  respectivement, cf. Tableau IV-2).

Les résultats obtenus sont en accord avec ceux obtenus par Kosar (1989) et Chalaturnyk (1996) sur des échantillons de sable bitumineux de la formation McMurray (Figure IV-37). L'échantillon UFTOS2 de Kosar possède un indice de vide initial de 0,52 (34,2 % en porosité), une teneur massique des grains solides de 86 % dont 55 % de particules fines ( $< 0,074$  mm). Il a été soumis à un cycle de chargement / déchargement avant le cisaillement. Son indice des vides avant le cisaillement est de 0,45 (31 % en porosité). Les échantillons de Chalaturnyk sont relativement remaniés avec des porosités de 41 % (pour l'essai OSRTR2 à 1 MPa) et de 42,7 % (pour l'essai OSRTR3 à 4 MPa). Les indices de remaniement sont 11 % et 21,9 %, respectivement.

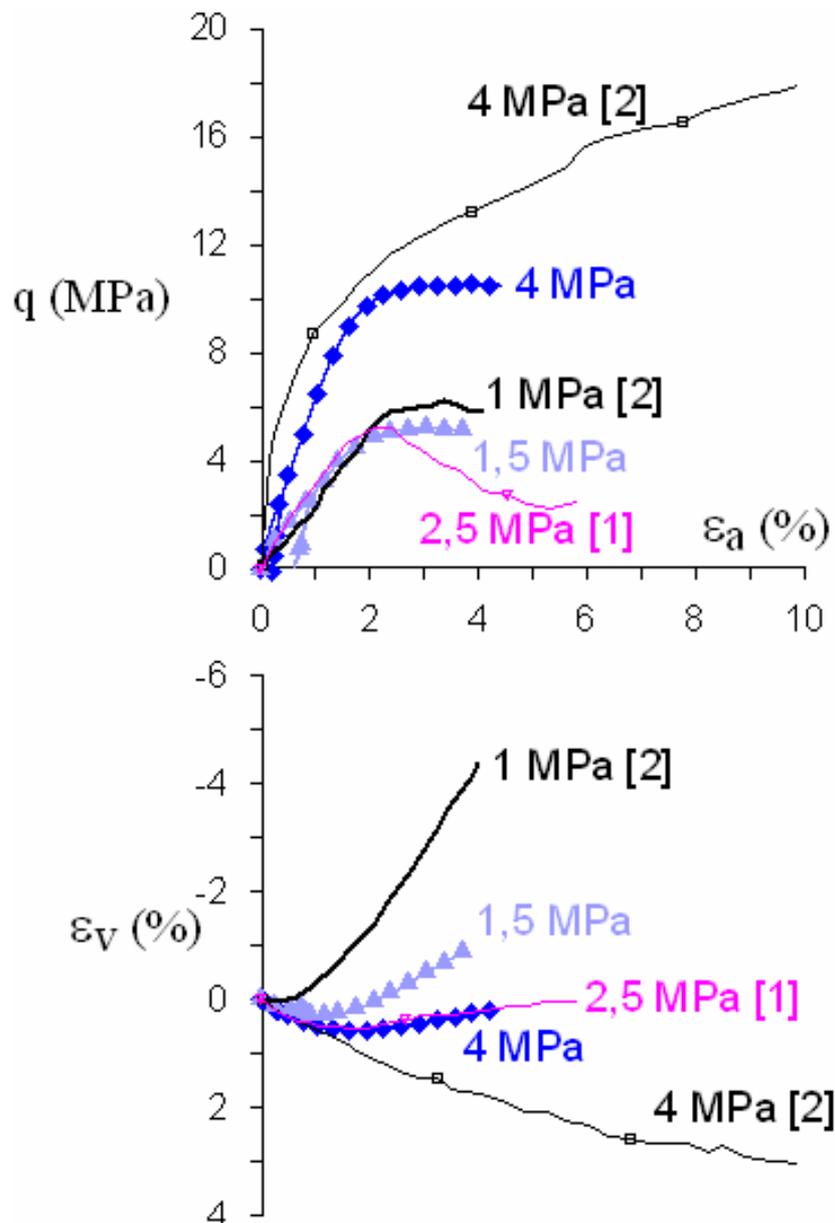


Figure IV-37. Sables bitumineux Canadiens à température ambiante: comparaison avec les autres travaux de la bibliographie: [1] pour Kosar (1989), [2] pour Chalaturnyk (1996).

En ce qui concerne les variations de volume, quelques divergences sont observées entre nos résultats et ceux de Chalaturnyk (1996). L'échantillon de Chalaturnyk, relativement remanié, n'a pas été soumis à des cycles de décharge-recharge avant le cisaillement. L'essai à 1 MPa présente une dilatance très élevée et l'essai à 4 MPa présente une contractance importante.

#### b) Échantillons reconstitués saturés d'eau

La Figure IV-38 regroupe nos résultats des essais de cisaillement sous différentes contraintes effectives sur les échantillons reconstitués (peu cimentés) saturés d'eau. Les essais ont tous été réalisés à température ambiante. Les paramètres physiques initiaux des échantillons se trouvent dans le Tableau IV-11 de la section précédente.

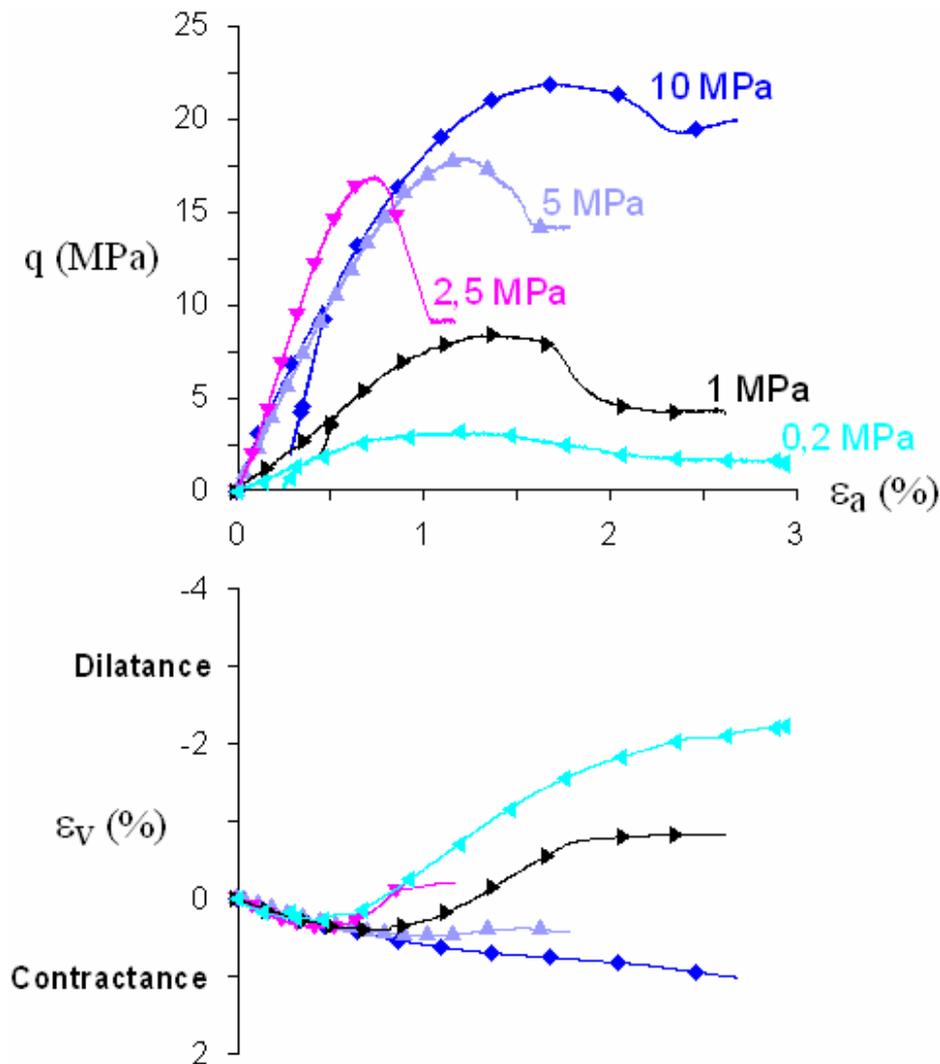


Figure IV-38. Échantillons reconstitués saturés d'eau: effet de la contrainte effective.

Malgré une certaine dispersion, les résultats permettent les observations générales suivantes: la contractance augmente avec la contrainte de confinement. Ce comportement est en effet très classique pour des sables et est également observé dans le cas des sables bitumineux (voir la section précédente).

Sous des pressions de confinement élevées, la réponse du matériau se manifeste toujours par une courbe de déviateur avec la présence d'un pic. L'échantillon testé sous 2,5 MPa présente une forte rigidité ; il a été soumis préalablement à une contrainte de 5 MPa (c'est d'ailleurs le seul) et possède une faible porosité de 33,8 % ( $e = 0,51$ ) avant la phase de cisaillement.

Dans le cas de nos essais, la contrainte de confinement au-dessus de laquelle la dilatance disparaît est comprise entre 2,5 et 5 MPa, valeur à comparer à 2 MPa obtenue par Colliat-Dangus (1986) sur le sable d'Hostun ( $d_{50} = 0,320$  mm) d'indice des vides de 0,70.

#### IV.4.2.5. Influence de la température

##### a) Sables bitumineux Canadiens

Comme mentionné précédemment, deux procédures ont été adoptées pour l'étude de l'impact de la température sur le comportement déviatorique des sables bitumineux Canadiens.

La première procédure adoptée (essais OS7hpht et OS8hpht, cf. Figure IV-39) consiste à soumettre les échantillons aux sollicitations successives suivantes :

- compression isotrope à température ambiante jusqu'à une contrainte moyenne effective de 6 MPa, déchargement à 1,5 MPa, rechargement à 6 MPa et déchargement à nouveau à 1,5 MPa ;
- chauffage par paliers d'environ 10°C, appliqué après une période d'environ 3 heures pour la stabilisation de la variation volumique ;
- cisaillement drainé jusqu'à rupture.

La réponse obtenue est à comparer à celle de l'échantillon OS6hpht (compression isotrope analogue et cisaillement sans chauffage, Figure IV-39).

La deuxième procédure consiste à soumettre les échantillons aux sollicitations successives suivantes :

- compression isotrope à température ambiante jusqu'à une contrainte effective moyenne de 3 MPa, puis déchargement jusqu'à 1,5 MPa ;
- cycle de chargement et de déchargement déviatorique entre 0 et 2 MPa ;
- chauffage jusqu'à  $T_1$ °C ;
- cycle de chargement-déchargement déviatorique entre 0 et 3 MPa à  $T_1$ °C ;
- chauffage jusqu'à  $T_2$ °C ;
- cisaillement jusqu'à rupture.

Cette procédure permet d'explorer plus finement de possibles modifications de modules charge décharge avec la température. Les essais OS1hpht et OS2hpht appartiennent à cette catégorie (Figure IV-41 et Figure IV-42).

Les caractéristiques initiales de ces échantillons de sable bitumineux ont déjà été présentées dans le Tableau IV-2.

Les résultats des essais réalisés suivant la première procédure sont illustrés sur la Figure IV-39.

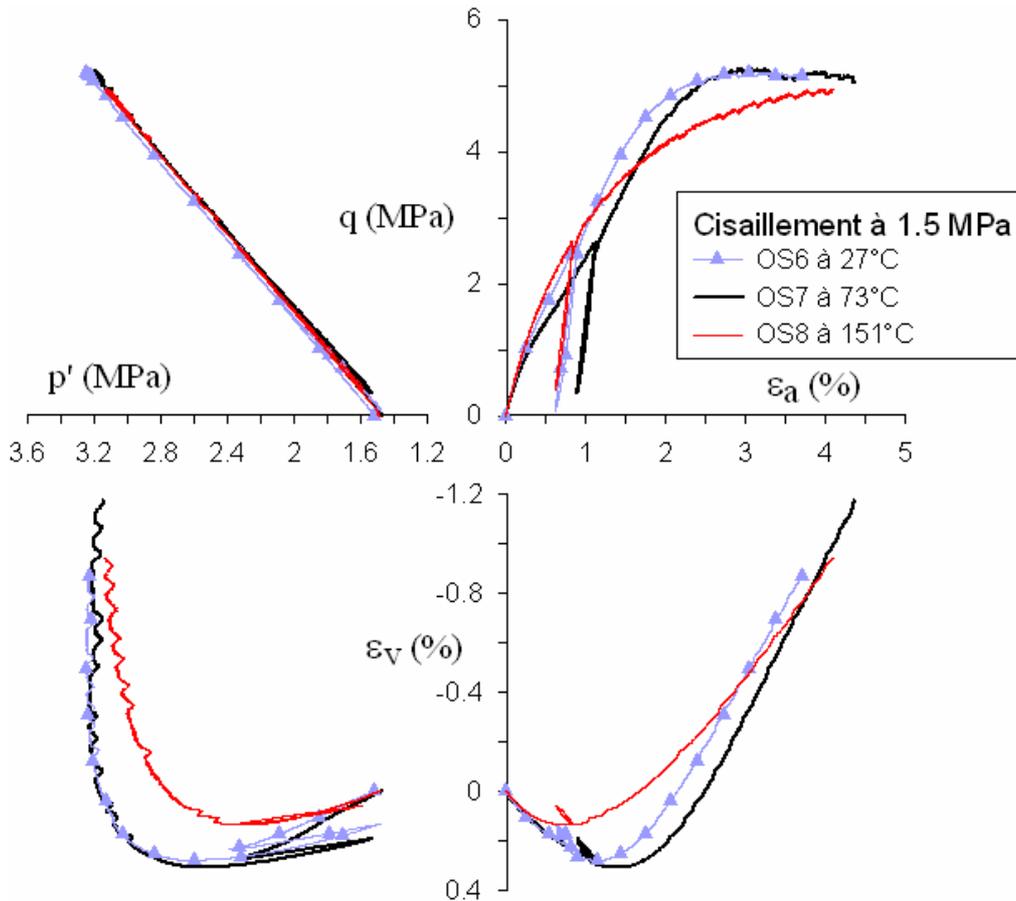


Figure IV-39. Sables bitumineux Canadiens à un confinement de 1,5 MPa: effet de la température (première procédure d'essai).

On observe que les courbes ( $q - \varepsilon_a$ ) et ( $\varepsilon_v - \varepsilon_a$ ) des essais OS6 à 27°C ( $e_0 = 0,625$ ) et OS7 ( $e_0 = 0,624$ ) à 73°C (avec un échantillon qui a subi lors de la phase de chauffage une expansion volumique de 0,3%, voir la Figure IV-24) sont comparables avec un maximum en déviateur d'environ 5,2 MPa atteint aux alentours de 2,6 % de déformation. La transition contractance-dilatance intervient pour des déformations comprises entre 1 et 1,5%. La réponse de l'essai OS8 ( $e_0 = 0,623$ ) à 151°C (échantillon qui s'est dilaté de 0,6% au chauffage à partir d'un indice des vides initial proche des deux autres, cf. Figure IV-24) est en revanche plus raide aux petites déformations ( $< 0,6\%$ ) et plus molle au-dessus avec un déviateur maximum proche des précédents mais à une déformation de 4 %. La courbe de déformation volumique est également différente, avec un changement de phase contractance-dilatance intervenant à une déformation de 0,8% et une contractance maximale de 0,12% significativement plus faible que dans les autres cas. Les modules de déchargements sont en revanche comparables dans les trois cas.

Nos résultats sont comparés avec ceux de Kosar (1989) sur le même type de matériau sur la Figure IV-40. Les échantillons UFHTTOS1 et UFTOS2 ont des porosités initiales d'environ 34,2 % qui ont été réduites à 30 % pour UFHTTOS1 et 31 % pour UFTOS2 avant la phase de cisaillement par les cycles de déchargement et de rechargement isotropes. La comparaison donne un accord satisfaisant. Kosar attribue l'augmentation de la résistance au cisaillement et du module initial avec la température à la forte proportion massique de particules fines présente dans ses échantillons (51 % de particules  $< 0,74$  mm), qui entraîne un phénomène de

consolidation thermique avec une diminution de la porosité lors du chauffage, comme dans les sols fins normalement consolidés. Nos échantillons ne comportent pas de fines, c'est la raison pour laquelle l'effet de la température est peu marqué. La même constatation a été faite par Kosar (1989) sur des échantillons avec très peu de fines.

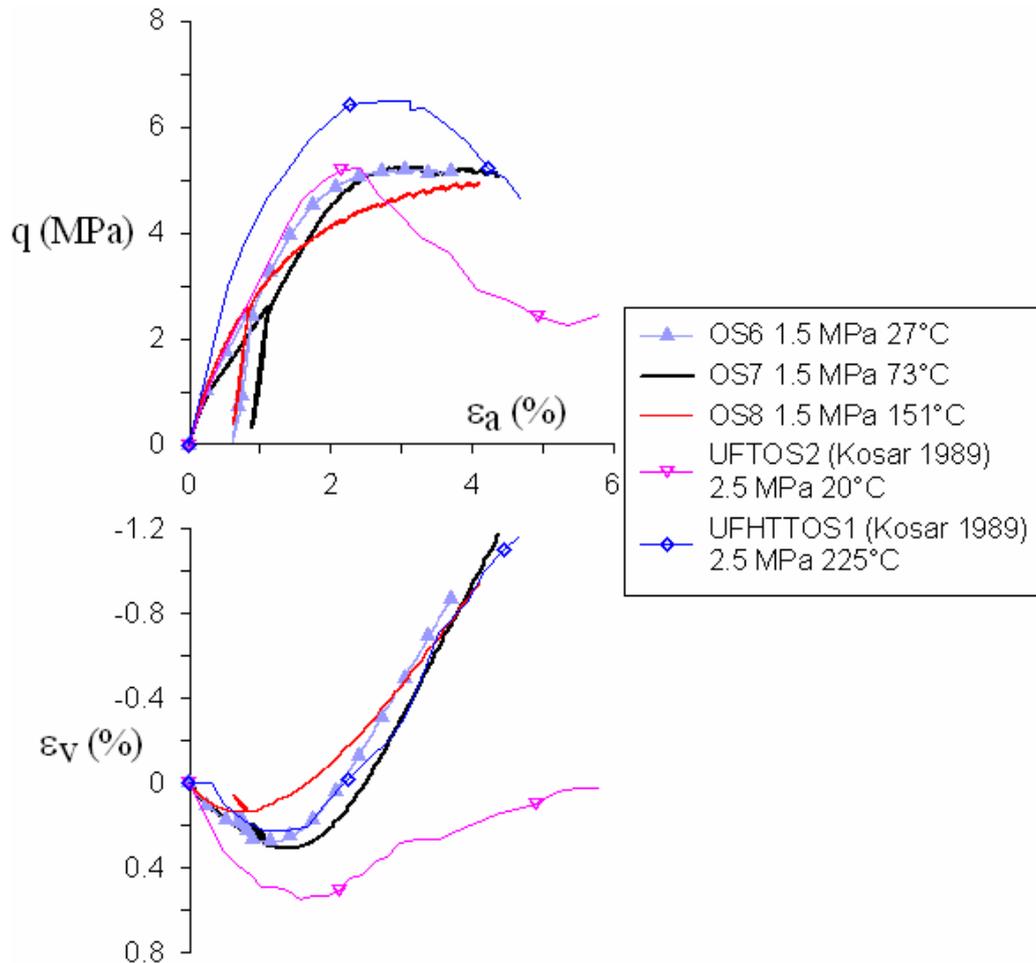


Figure IV-40. Sables bitumineux Canadiens sous l'effet de la température: comparaison avec les données de Kosar (1989).

La deuxième procédure (essais OS1hpht et OS2hpht, Figure IV-41 et Figure IV-42, respectivement) a consisté à effectuer un chargement déviatorique cyclique à trois niveaux de température sur la même éprouvette (18°C, 74°C et 152°C pour OS1hpht et 25°C, 53°C et 124°C pour OS2hpht). La déformation volumique a été déterminée d'après la pompe de pore car les capteurs locaux de déformation radiale n'ont pas fonctionné correctement. Les caractéristiques des deux échantillons à chaque étape sont présentées dans le Tableau IV-12, avec les modules de déchargement ( $E_{ul}$ ,  $K_{ul}$  et  $G_{ul}$ ), le module d'Young initial ( $E_i$ ), le module initial correspondant au deuxième ou troisième chargement ( $E_r$ ) ainsi que le coefficient de Poisson au déchargement ( $\nu_{ul}$ ).

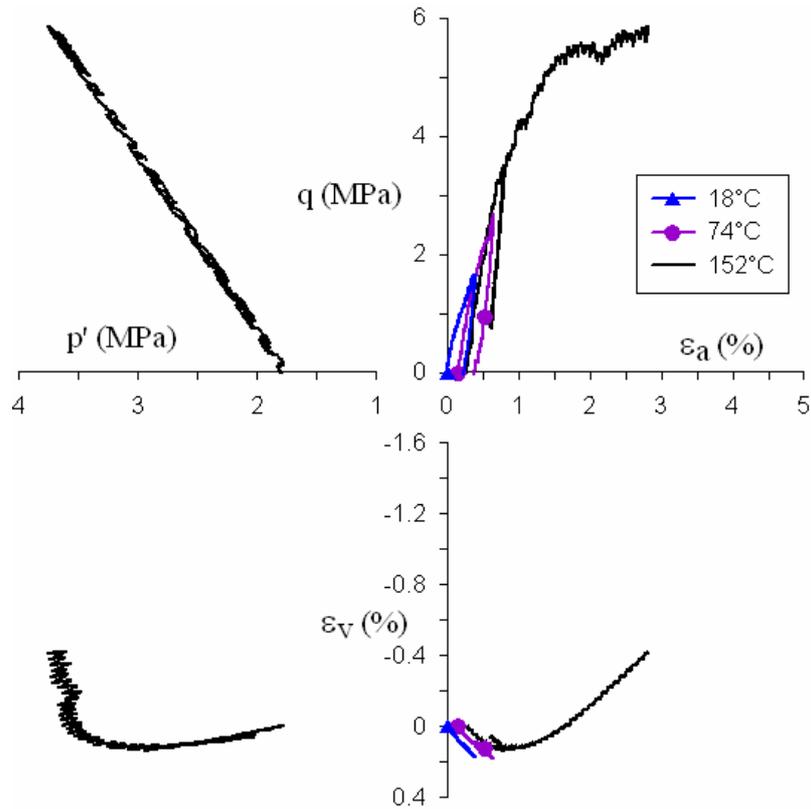


Figure IV-41. Effet de la température sur le comportement déviatorique d'un échantillon de sable bitumineux soumis à des cisaillements répétés (Essai OS1hpht) (deuxième procédure d'essai).

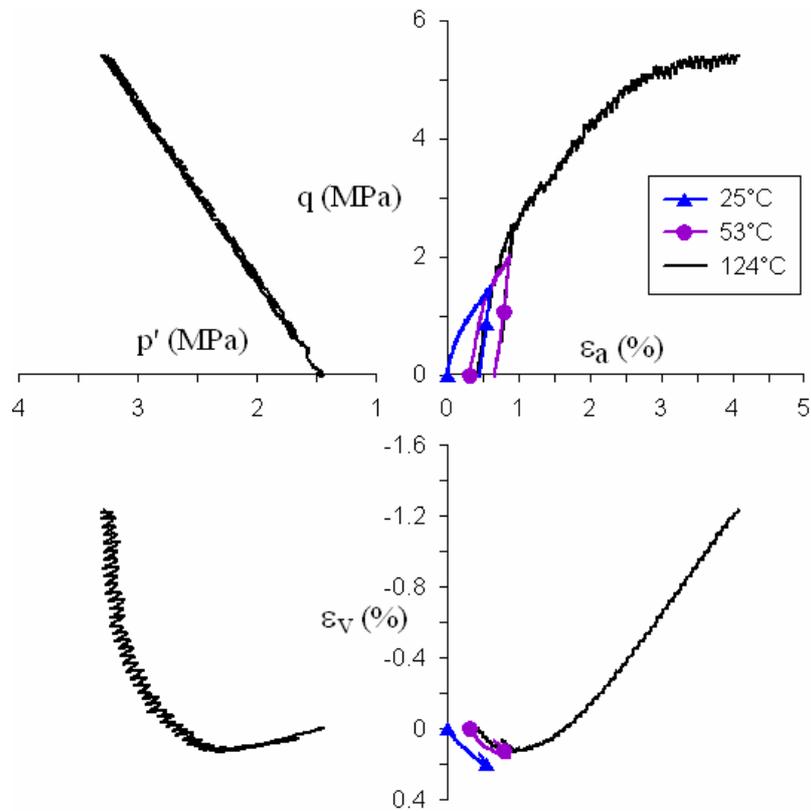


Figure IV-42. Effet de la température sur le comportement déviatorique d'un échantillon de sable bitumineux soumis à des cisaillements répétés (Essai OS2hpht) (deuxième procédure d'essai).

On observe sur la Figure IV-41 (essai OS1hpht) que les cycles de cisaillement se sont produits dans la phase contractante. Il ne s'agit pas de cycles isothermes et réversibles comme dans les cas précédents et on observe que le chauffage effectué une fois le déviateur relâché se traduit par un léger gonflement qui décale la courbe de rechargement vers la gauche par rapport à la décharge. Les échantillons ont présenté après une rupture une forme en tonneau. L'effet de la température sur les différentes sections de la courbe déviateur-déformation axiale n'est pas significatif. Les pentes de déchargement apparaissent raisonnablement indépendantes de la température et plus fortes que celle de premier chargement, comme lors des essais à température ambiante ; une fois la température augmentée sous la contrainte isotrope de 1,5 MPa, la courbe vient rejoindre en bout de cycle de rechargement celle suivie avant déchargement à la température inférieure, pour ensuite la prolonger. Les pentes de rechargement à 74 et 152°C sont comparables et légèrement inférieures aux courbes de déchargement qui les ont précédées.

Chaque phase d'échauffement sous contrainte isotrope se traduit par une dilatation de l'échantillon (cf. Figure IV-25).

L'essai OS2hpht (Figure IV-42) présente un comportement semblable à celui de l'essai OS1hpht avec une bonne correspondance des courbes à 25 et 53°C et une réponse à 124°C située au-dessus de celles à plus basse température.

Les résultats des deux essais sont comparés sur la Figure IV-43.

**Tableau IV-12. Modules élastiques des échantillons OS1hpht et OS2hpht correspondant à chaque étape.**

<i>Essai</i>	<i>T°C</i>	$\phi$ %	$E_i (E_r)$ MPa	$E_{ul}$ MPa	$K_{ul}$ MPa	$G_{ul}$ MPa	$\nu_{ul}$
<b>OS1hpht</b>	18	37,6	477	962	678	380	0,264
	74	37,7	(712)	1109	916	427	0,298
	152	37,9	(804)	1405	1393	527	0,332
<b>OS2hpht</b>	25	36,1	346	952	608	384	0,240
	53	36,2	(596)	978	754	380	0,284
	124	36,3	(677)	1236	906	485	0,273

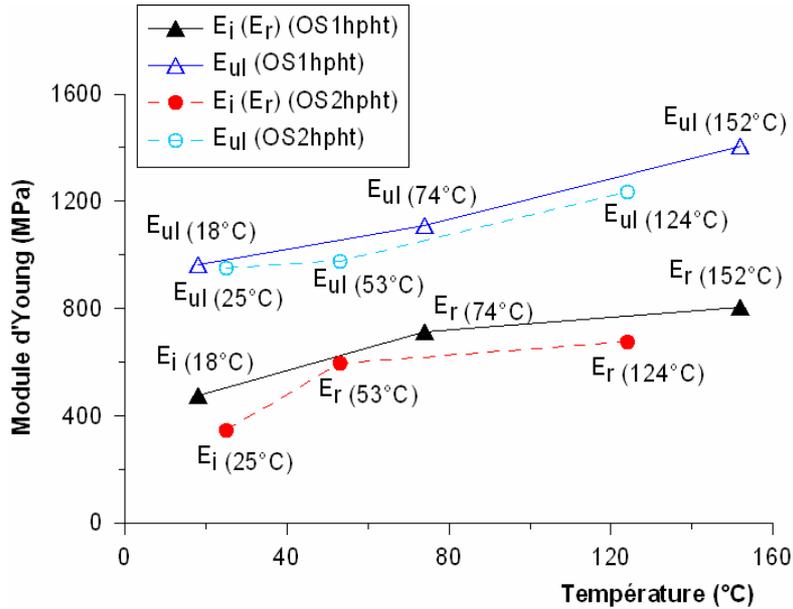


Figure IV-43. Modules élastiques des essais OS1hpht et OS2hpht.

**b) Échantillons reconstitués saturés de bitume**

L'étude de l'impact de la température sur le comportement déviatorique des échantillons reconstitués peu cimentés a été basée sur une procédure comparable à celle adoptée pour les sables bitumineux : compression isotrope à température ambiante jusqu'à une contrainte moyenne effective de 1,5 MPa et augmentation de température jusqu'à un niveau donné par paliers d'environ 10°C suivi d'un cisaillement en température. Les échantillons SBR2hpht, SBR3hpht et SBR4hpht ont été comprimé jusqu'à 3 MPa avant d'être déchargé et cisailé à 1,5 MPa. L'échantillon SBR1hpht n'a pas subi de surconsolidation préalable. Les caractéristiques physiques de ces échantillons avant et après la phase de cisaillement sont présentées sur le Tableau IV-13.

Tableau IV-13. Caractéristiques des échantillons (avant essai: début de l'essai de cisaillement; état final : fin de l'essai de cisaillement).

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
SBR1hpht Avant essai État final (155°C)	37,28	74,87	157,07	81,333	1,931	0,611	37,9
	38,09	72,38	157,07	82,041	1,915	0,625	38,4
SBR2hpht Avant essai État final (154°C)	36,75	74,45	154,42	77,604	1,989	0,581	36,7
	37,77	72,35	154,42	78,210	1,974	0,593	37,2
SBR3hpht Avant essai État final (84°C)	37,03	73,56	151,78	77,980	1,946	0,562	35,9
	37,36	71,81	151,78	78,503	1,933	0,572	36,4
SBR4hpht Avant essai État final (26°C)	37,33	72,25	158,65	79,721	1,990	0,541	35,1
	37,81	70,33	158,65	79,869	1,986	0,544	35,2

La Figure IV-44 illustre les résultats obtenus.

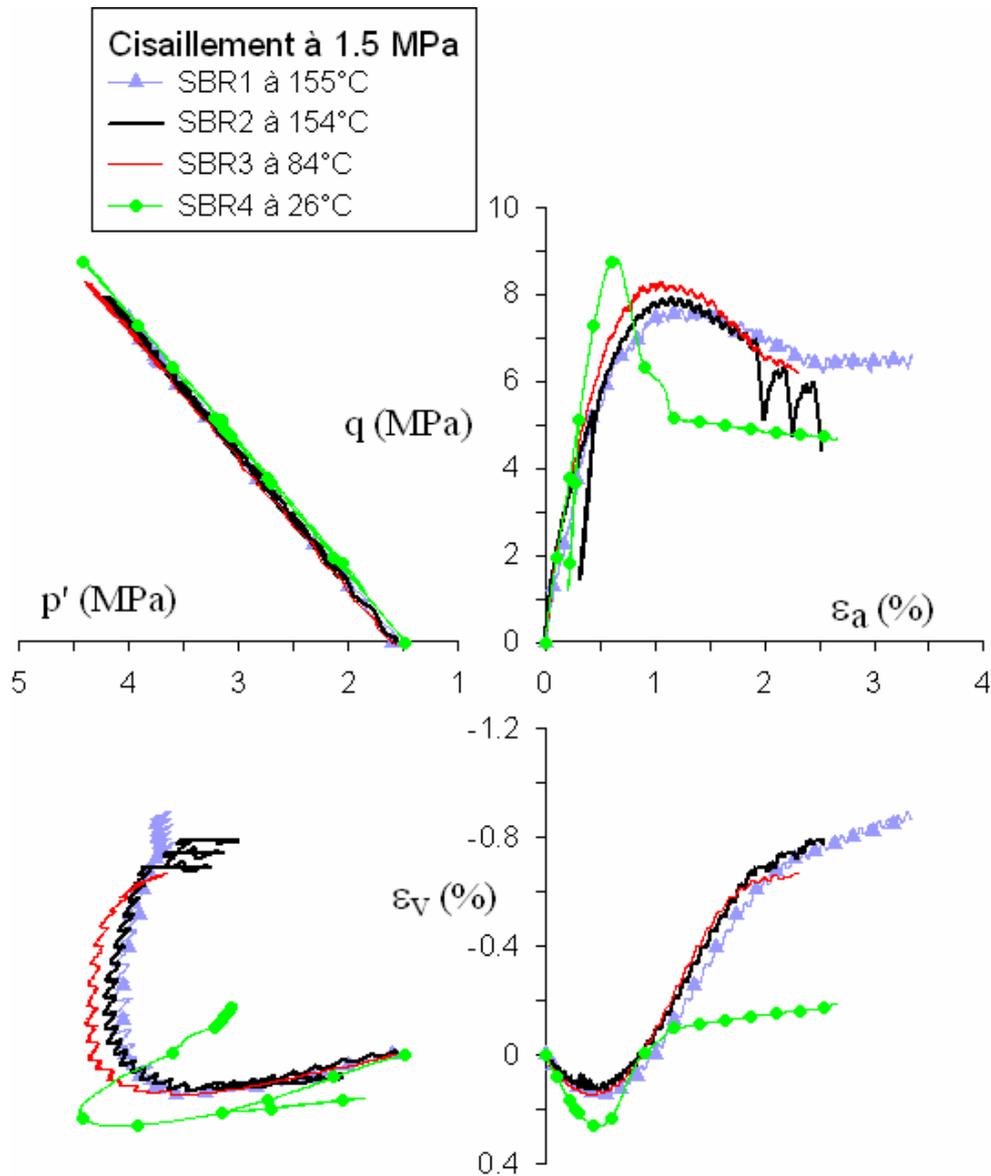


Figure IV-44. Sables reconstitués saturés de bitume: effet de la température.

L'essai SBR4hpt à température ambiante a été effectué sur un échantillon reconstitué n'appartenant pas au même lot que les autres (SBR1hpt, SBR2hpt et SBR3hpt), ce qui peut expliquer une rigidité et une cimentation plus élevée que les autres, bien que restant dans la même gamme.

On tient à rappeler que pendant le processus de cimentation, les échantillons reconstitués ont été soumis à des températures élevées, jusqu'à 200°C, ce qui exclut à priori toute altération ou augmentation de cimentation par un chargement thermique ultérieur de plus faible température.

Si on fait abstraction de l'essai SBR4hpht, on n'observe aucune influence significative de la température sur les courbes déviateur – déformations axiale et volumique (entre 84°C et 155°C).

#### IV.4.2.6. Comparaison entre échantillons naturels et échantillons reconstitués

##### a) Comparaison du comportement déviatorique

Les figures IV-45 et IV-46 comparent les résultats d'essais de cisaillement sur des sables bitumineux naturels et ceux d'essais sur des échantillons reconstitués peu cimentés soumis à des conditions expérimentales similaires. La comparaison a été faite à température ambiante (Figure IV-45) ainsi qu'à haute température (Figure IV-46).

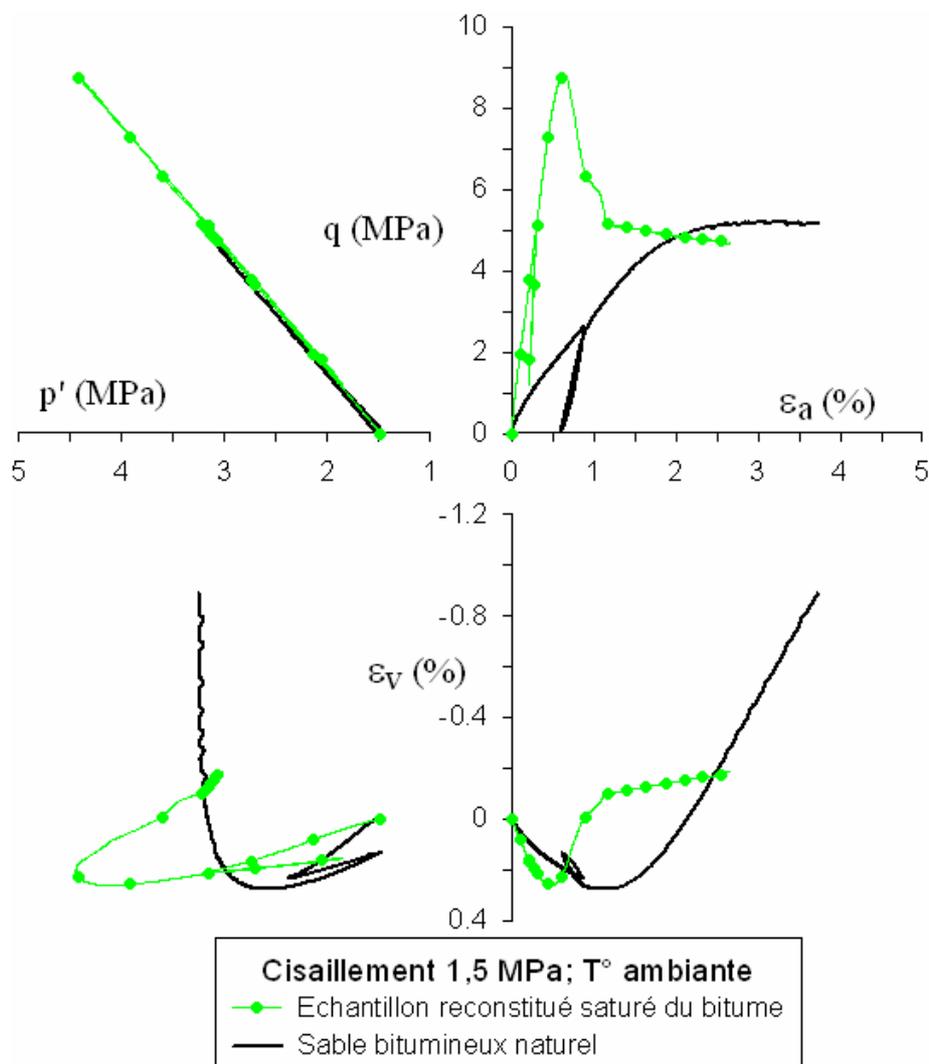
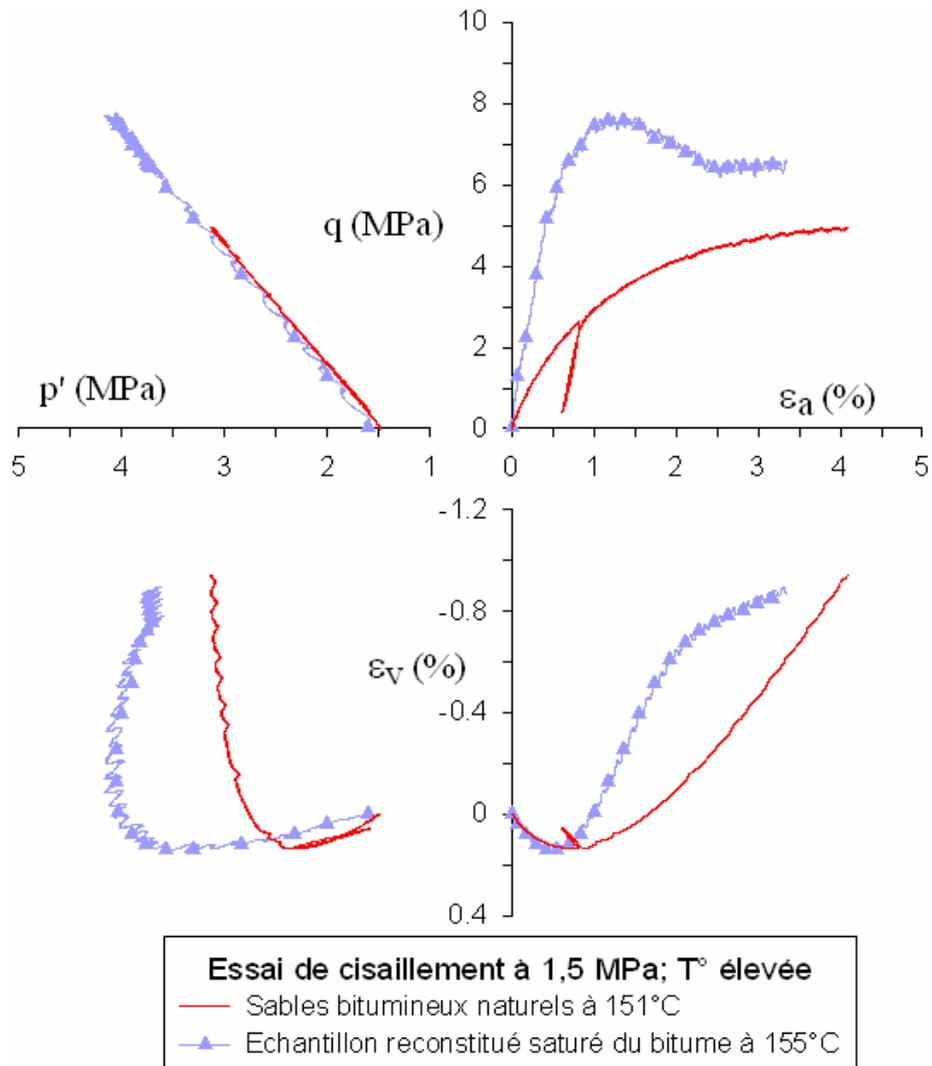


Figure IV-45. Comparaisons des essais de cisaillement sur les sables bitumineux Canadiens et sur les sables reconstitués saturés de bitume. Essais à température ambiante et au confinement 1,5 MPa.



**Figure IV-46. Comparaisons des essais de cisaillement sur les sables bitumineux Canadiens et sur les sables reconstitués saturés de bitume. Essais à température élevée et au confinement 1,5 MPa.**

Les modules initiaux des échantillons de sables bitumineux naturels sont plus faibles que ceux des échantillons reconstitués.

L'allure des courbes déviateur - déformation axiale des deux matériaux étudiés est très différente. Quelle que soit la température, la rupture des échantillons de sables bitumineux est généralement de type ductile, i.e. sans pic de déviateur, du moins dans la gamme des pressions de confinement étudiées. Par contre, la rupture des échantillons reconstitués saturés de bitume est généralement de type fragile avec présence d'un pic de déviateur. Notons également que la rupture des échantillons reconstitués apparaît pour des déformations axiales faibles (autour de 1 % dans nos essais), tandis qu'une plus forte déformation axiale est nécessaire pour l'obtention de la rupture des sables bitumineux naturels (i.e. plus de 2,5 %).

Dans les deux matériaux, les courbes de variation volumique montrent une première partie contractante suivie d'une phase de dilatance. Le caractère fortement dilatant des sables bitumineux naturels, d'après Samieh (1995), est attribué à leur structure enchevêtrée, inter-pénétrative. Cette structure n'existe pas dans des échantillons reconstitués. Samieh (1995) a également noté que la réponse volumique des sables bitumineux ne suit pas l'équation

contrainte - dilatance bien connue de Rowe (1962), ceci constitue une caractéristique très remarquable de ces matériaux par rapport aux autres sables denses reconstitués.

La différence de comportement déviatorique entre les matériaux naturels et les matériaux reconstitués est liée au caractère "cimenté" des échantillons reconstitués. Les mesures massiques (à l'état sec) réalisées avant et après la cimentation montrent que la quantité de ciment est d'environ 4 – 5 % de la masse totale de l'échantillon. Les sables bitumineux naturels sont non cohésifs, non-consolidés et non cimentés. La présence de la cimentation entre les grains dans les matériaux granulaires, même à très faibles quantités, provoque de forts changements de leur comportement géomécanique.

### b) Comparaison des paramètres à la rupture

L'ensemble des points de rupture (définie par la stabilisation du déviateur pour les sables bitumineux naturels et par le pic pour les échantillons reconstitués) est présenté dans le plan  $s - t$  ( $s = (\sigma'_1 - \sigma'_2)/2$  (IV-20) et  $t = (\sigma'_1 + \sigma'_2)/2$  (IV-21)) et comparé avec d'autres résultats publiés sur les sables bitumineux naturels (Figure IV-47).

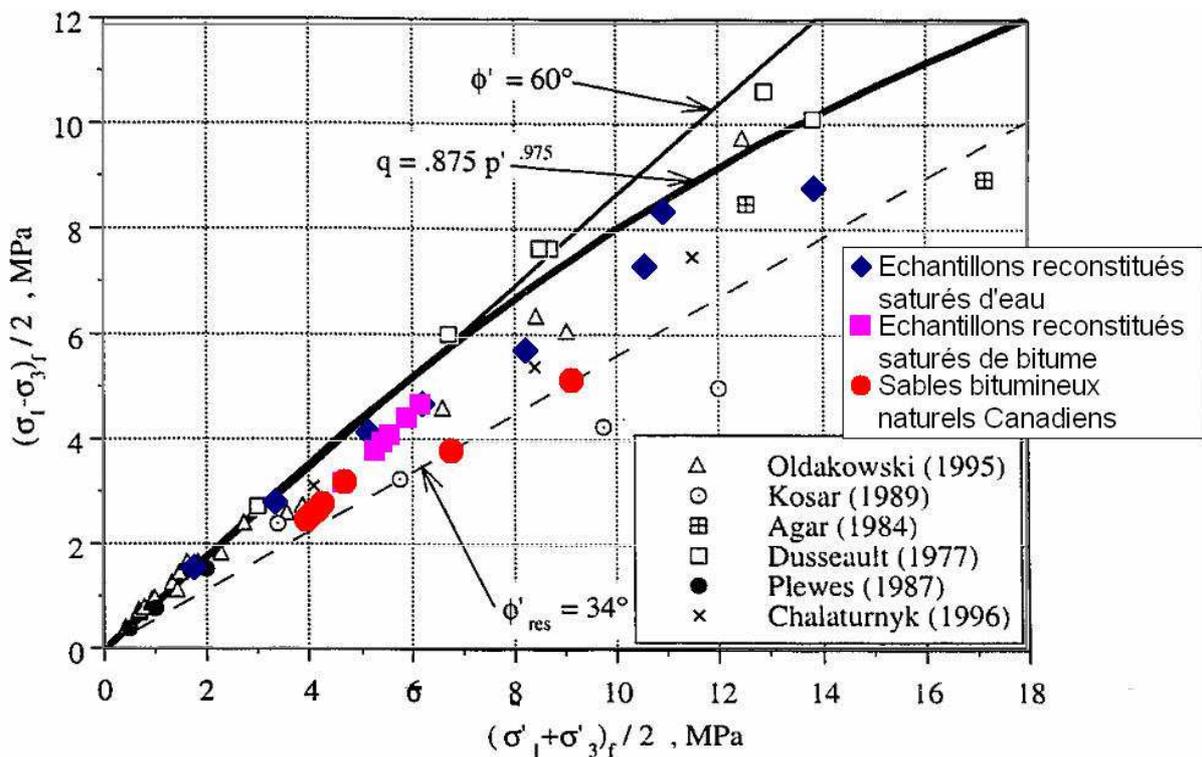


Figure IV-47. Comparaison de la résistance à la rupture des matériaux étudiés avec les données rassemblées par Chalaturnyk (1996) sur des sables bitumineux.

L'enveloppe de rupture des échantillons reconstitués (saturés de bitume ou d'eau) est curviligne et située au-dessus de l'enveloppe de rupture de nos échantillons de sables bitumineux. Cependant c'est très intéressant de souligner que les points de rupture de ces deux matériaux se situent dans la plage mise en évidence par différents auteurs pour les sables bitumineux naturels d'Athabasca.

#### IV.4.2.7. Influence de la nature et de la granulométrie du sable

On a vu que les sables de Fontainebleau et les sables naturels canadiens sont deux sables quartzes de granulométrie différente. La Figure IV-48 compare des essais de cisaillement réalisés sur trois échantillons :

- sable de Fontainebleau propre (SBR4hpht) ;
- sable Canadien propre (SBR6Chpht) ;
- sable mixte constitué d'un mélange 50 - 50 en poids de ces deux sables (SBR5Mhpht).

Ces trois échantillons de sable ont été soumis à la même procédure de reconstitution et de cimentation, puis de saturation en bitume. Le Tableau IV-14 présente les caractéristiques physiques des échantillons juste avant et après le cisaillement.

**Tableau IV-14. Caractéristiques des échantillons (avant essai: début de l'essai de cisaillement; état final : fin de l'essai de cisaillement).**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\Phi$ %
<b>SBR4hpht Avant essai</b>	37,33	72,25	158,65	79,721	1,990	0,541	35,1
<b>État final</b> (100 % Font.)	37,81	70,33	158,65	79,869	1,986	0,544	35,2
<b>SBR5Mhpht Avant essai</b>	37,10	73,44	153,76	79,176	1,942	0,586	36,9
<b>État final</b> (50 % Font 50 % Can.)	37,76	72,16	153,76	79,217	1,941	0,587	37,0
<b>SBR6Chpht Avant essai</b>	37,22	72,59	154,69	79,006	1,958	0,558	35,8
<b>État final</b> (100 % Canadien)	37,59	70,37	154,69	79,401	1,948	0,566	36,1

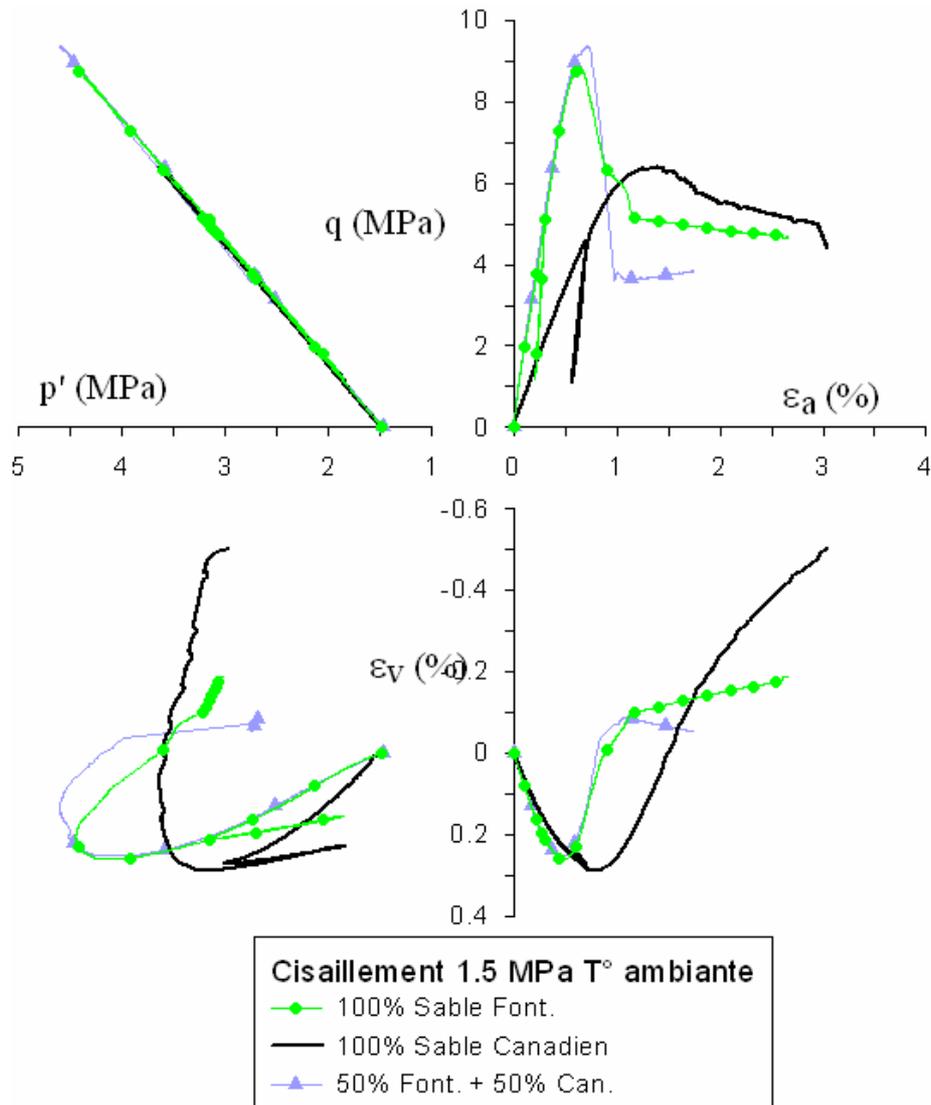


Figure IV-48. Sables reconstitués saturés de bitume: effet de l'origine des grains.

Manifestement, la présence de sable de Fontainebleau, que ce soit 100 % ou 50 % (SBR4hpht ou SBR5Mhpht) se traduit par des rigidités initiales très importantes. Le comportement à la rupture de ces deux sables est quasiment identique. La présence des pics de déviateur est plus marquée dans ces échantillons que dans l'échantillon de sable Canadien propre.

En ce qui concerne la variation volumique, la pente du comportement contractant de l'échantillon de sable Canadien est légèrement moins importante que celle des échantillons contenant du sable de Fontainebleau. De plus, le comportant dilatant de l'échantillon de sable Canadien est plus marqué que celui dans des échantillons comprenant le sable de Fontainebleau.

Les différences constatées ci-dessus sont bien évidemment dues à la granulométrie et la forme des grains solides sableux. En effet, les grains de sables de Fontainebleau sont beaucoup plus anguleux avec des tailles très variées, plus grands que ceux du sable Canadien. Ces facteurs se manifestent par une rigidité importante et un comportements de type fragile avec la présence remarquable d'un pic de déviateur aux faibles déformations et une chute importante du déviateur après la rupture.

### IV.4.3. Synthèse des résultats d'essais de cisaillement

De nombreux essais de cisaillement en compression triaxiale ont été réalisés sur deux types de matériaux : des sables bitumineux d'Athabasca et des échantillons reconstitués saturés de bitume ou d'eau. Les essais ont été effectués sous différentes conditions de la pression et de température, à vitesse de déplacement contrôlée (0,02 mm/min) avec des cycles de décharge-recharge.

Dans la gamme des pressions de confinement étudiée, les sables bitumineux naturels présentent un comportement de type ductile sans pic de déviateur, l'échantillon se déformant sous la forme d'un tonneau et sans trace de plan de cisaillement lors du démontage. Par contre, le comportement déviatorique des échantillons reconstitués saturés de bitume (ou d'eau) est généralement de type fragile avec un pic de rupture aux faibles déformations axiales signalant la rupture, un net plan de rupture étant observé au démontage. En ce qui concerne les déformations volumiques, ces deux matériaux présentent une légère contraction initiale suivie d'une forte dilatance. Dans le cas des sables bitumineux naturels, la dilatance ne cesse pas. Le comportement ductile avec une forte dilatance suggère d'utiliser des modèle de comportement de type *Lade-Kim Model* ou *Hardening Soil Model*.

Les chargements et déchargements mécaniques isotropes avant les essais de cisaillement sur des sables bitumineux sont fortement conseillés. En effectuant une consolidation jusqu'à 6 MPa en contrainte effective, les modules de décharge-recharge semblent être comparables avec la plupart des données expérimentales disponibles, cependant ils restent plus faibles que les modules des sables à l'état intact in situ.

Lors du cisaillement, les modules de déchargement semblent être comparables avec les modules du sable bitumineux "à l'état intact". Dans cette étude, ils varient de 846 MPa à 1499 MPa pour des confinements allant de 1,5 MPa à 4 MPa. Les coefficients de Poisson (de décharge/recharge) sont de l'ordre de 0,18 à 0,32. Quant aux caractéristiques à la rupture, le rapport  $q-p'$  à la rupture varie entre 1,4 et 1,75, ce qui correspond à un angle de frottement ( $\varphi'$ ) à la rupture dans la gamme de 34° à 47°. L'angle de dilatance ( $\psi$ ) à la rupture est compris entre 3,6 et 13,7 degrés. Les résultats confirment la relation empirique simple reliant l'angle de dilatance à l'angle de frottement:  $\psi = \varphi' - 30^\circ$ .

Les modules élastiques des échantillons reconstitués sont plus importants que ceux des sables bitumineux. Les enveloppes de rupture sont par contre très proches l'une de l'autre.

Dans les deux matériaux étudiés, les essais de cisaillement sous des confinement faibles à élevés ont permis de montrer que la résistance au cisaillement augmente avec la contrainte effective appliquée. Le comportement très dilatant dans le domaine de faibles contraintes s'atténue puis devient contractant lorsque le niveau de contrainte augmente.

Aucun effet significatif de la température sur le comportement déviatorique des sables bitumineux et des sables reconstitués, ce qui est cohérent avec les travaux de la bibliographie sur ce type de matériau.

## IV.5. CONCLUSIONS

Les divers types d'essai menés dans ce travail ont permis d'enrichir nos connaissances sur le comportement thermo-mécanique des sables bitumineux d'Athabasca ainsi que celui d'échantillons reconstitués. On a mis en évidence un certain nombre de phénomènes déjà observés dans la bibliographie ainsi que des aspects nouveaux du comportement.

Les courbes de compression oedométriques des sables bitumineux naturels obtenues sur les oedomètres à haute pression sont fortement affectées par le remaniement résultant du prélèvement des échantillons de sable bitumineux. Dans un premier temps, on assiste à la recompression des pores de perturbation engendrés par la relaxation des contraintes et l'expansion des gaz au cours de l'extraction des échantillons. Dans ces conditions, il n'est pas pertinent de chercher à déduire de ces courbes une contrainte dite de préconsolidation qui serait représentative de la plus forte contrainte supportée par le matériau, alors que les sédiments étaient recouverts d'une couche de glace pouvant apparemment atteindre entre 3 000 et 4 000 m. L'expérience montre qu'il serait nécessaire d'appliquer des niveaux de contrainte oedométriques aussi élevés que 30 MPa pour atteindre l'indice des vides à l'état intact supposé. Bien évidemment, on ne retrouve jamais la microstructure initiale. De fait, cette recompression se fait sans expulsion de bitume, avec des courbes de tassement en fonction du temps caractérisées par une déformation instantanée suivie d'une phase de fluage classique, avec de déformations linéaires en fonction du logarithme du temps d'autant plus fortes que la contrainte appliquée est élevée. La question du rôle du bitume comme agent possible de lubrification aux contacts inter-granulaires est posée, et pourrait être davantage étudiée en comparant la réponse obtenue avec celle du même sable propre. La compression selon une procédure de chargement par paliers engendre aux fortes contraintes un écrasement des grains. La question de l'existence de ce phénomène au cours de l'histoire géologique, avec un chargement infiniment plus lent, se pose, car il est évident que la brutalité du chargement instantané joue un rôle important dans l'écrasement des contacts inter-granulaires. L'angularité des grains pourrait être un indice d'écrasement, mais la réponse n'est pas évidente. Le fluage intervenant à l'échelle de temps géologiques sous forte contrainte (estimée entre 28 et 37 MPa lors de l'existence des 3 000 - 4 000 m de glace) est probablement un élément important pour expliquer la forte densité in-situ des sables bitumineux.

La réponse volumique élastique obtenue lors des cycles de décharge-recharge est relativement indépendante de la contrainte appliquée et proche de celle obtenue sous une contrainte maximale de 30 MPa dans la gamme de porosité proche de la porosité in-situ. L'essai oedométrique semble donc une méthode simple pour fixer l'ordre de grandeur des paramètres de compressibilité des sables bitumineux, de l'ordre de 0,3 à  $0,56 \times 10^{-6}$  (kPa<sup>-1</sup>).

Des mesures de compressibilité sous chargement isotrope ont été réalisées. Après quelques cycles de chargement/déchargement (jusqu'à 6 MPa en contrainte effective) les compressibilités de compressibilité isotrope ( $C_b$ ) varient de  $1,02 \times 10^{-6}$  à  $2,29 \times 10^{-6}$  (kPa<sup>-1</sup>). Ces valeurs de compressibilité sont comparables aux celles mesurées par d'autres auteurs dans la bibliographie, pourtant elles semblent plus importantes que celles obtenues sur des échantillons de bonne qualité.

Soumis à un chargement thermique, les sables bitumineux naturels se dilatent suivant une relation quasiment linéaire entre la température et la variation volumique. Le coefficient de dilatation thermique varie dans une gamme de  $33 \times 10^{-6}$  (°C<sup>-1</sup>) à  $90 \times 10^{-6}$  (°C<sup>-1</sup>) lors du chauffage sous une contrainte effective isotrope de 1,5 MPa. Ces comportements sont

analogues à ceux observés sur les sables bitumineux cités dans la bibliographie. Quant aux sables artificiels peu cimentés, leur dilatation volumique sous chargement thermique est comparable à celle du sable bitumineux.

Les essais de cisaillement réalisés sur des sables bitumineux d'Athabasca montrent un comportement de type ductile du matériau sans présence de pic de déviateur du moins dans la gamme des pressions de confinement étudiées. La déformation volumique du matériau présente au début une légère contraction suivie d'une forte dilatance qui est attribué à la structure enchevêtrée des sables bitumineux. Le comportement déviatorique des échantillons reconstitués saturés de bitume (ou d'eau) est généralement de type fragile avec la présence d'un pic de déviateur aux faibles déformations axiales. Les échantillons reconstitués présentent une rigidité supérieure aux sables bitumineux naturels en raison de la cimentation des grains solides.

La résistance au cisaillement augmente avec la contrainte effective appliquée. Le comportement très dilatant aux faibles contraintes s'annule puis devient contractant lorsque le niveau de contrainte augmente.

La température n'a pas d'impact significatif sur le comportement déviatorique des échantillons de sable bitumineux et de sable reconstitués saturé de bitume. Ces résultats sont en accord avec ceux de la bibliographie.

---

# CHAPITRE 5

## COMPORTEMENT ACOUSTIQUE

---

### V.1. INTRODUCTION

Les mesures acoustiques (vitesses et atténuations) ont été réalisées avec deux dispositifs: la cellule pétroacoustique (des transducteurs 0,5 MHz) et la cellule triaxiale haute température (des transducteurs 1 MHz). Les essais ont été effectués sur:

- des sables bitumineux naturels sous différentes conditions de température (de -35°C jusqu'à 160°C) et de contrainte effective appliquée (de 1 à 30 MPa),
- des échantillons reconstitués peu cimentés saturés avec différents fluides (air, eau, glycérol et bitume) sous différentes conditions de température (de -35°C à 160°C) et de contrainte effective (de 0,1 à 30 MPa),

Dans ce chapitre, on présentera successivement les résultats expérimentaux et leur analyse, puis les éléments de modélisation permettant de prédire les vitesses de propagation des ondes acoustiques dans une gamme de fréquence très large. Enfin, quelques conclusions sont données quant à l'interprétation de la sismique 4D.

### V.2. VITESSES ET ATTENUATIONS DANS LES SABLES BITUMINEUX CANADIENS

#### V.2.1. Programme d'essais

Les essais ont été réalisés non seulement en cellule pétroacoustique (0,5 MHz) (mesures à la fois des ondes  $P$  et  $S$ ) mais également en cellule triaxiale (1 MHz) (mesures des ondes de compression  $P$ ). Le récapitulatif des essais est présenté sur le Tableau V-1. La labellisation des essais est la suivante:

- *SBN-numéro-PTA* signifie essais sur sables bitumineux naturels en cellule pétroacoustique (0,5 MHz en fréquence),
- *OS-numéro-hpht* signifie essais thermo-hydro-mécaniques en cellule triaxiale, présentés dans le chapitre 4 (1 MHz en fréquence).

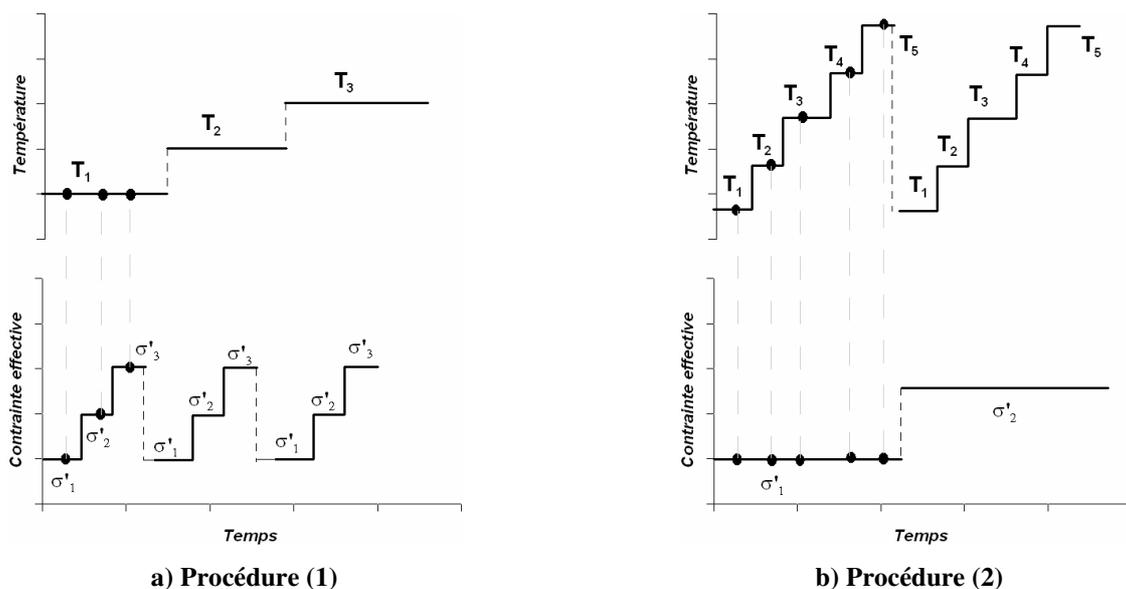
La densité et la porosité estimées avant les essais sont également présentées. Dans la colonne de la porosité, les deux chiffres entre parenthèse sont les porosités in situ mesurées par les diagraphies (outil Densité  $\gamma\gamma$  et outil Neutron).

**Tableau V-1. Programme des essais déterminant les propriétés acoustiques des sables bitumineux.**

Essai	Densité g/cm <sup>3</sup>	Porosité %	Procédure
SBN1-PTA (74,5 m)	-	- (31; 34)	Variation de la température par paliers (de -15°C à 80°C); et à chaque niveau de température, variation de la contrainte effective entre 5 MPa et 8 MPa.
SBN2-PTA (74,3 m)	1,939	37,7 (31; 35)	A la contrainte effective constante de 1,2 MPa, variation de la température de -20°C à 80°C, Augmentation de la contrainte effective à 8 MPa puis à nouveau variation de la température de -20°C à 80°C.
SBN3-PTA (74,2 m)	1,926	38,2 (32; 34)	mêmes procédures que SBN2-PTA ; Répétées 4 fois.
SBN4-PTA (75,9 m)	1,809	41,9 (32,5; 37,5)	Augmentation de la contrainte effective de 1 MPa à 10 MPa à température ambiante ; A 10 MPa, variation de la température de -25°C à 85°C.
OS1hpht (75,8 m)	1,917	38,4 (33; 37)	A la contrainte isotrope effective constante de 1,7 MPa augmentation de la température de 18°C à 74°C, puis application d'un déviateur de 0 MPa à 2.6 MPa puis à 0 MPa, puis augmentation de température de 74°C à 152°C.
OS2hpht (74 m)	1,960	37,1 (32; 35)	A la contrainte isotrope effective constante de 1,5 MPa augmentation de température de 53°C à 124°C.

La plupart des mesures de la vitesse d'ondes  $P$  et  $S$  ont été effectuées sous contrainte isotrope, et on les peut classer en deux catégories suivant les procédures suivies (Figure V-1):

- (1) à chaque niveau de température, variation de la contrainte effective ;
- (2) à pression effective donnée, balayage en température.



**Figure V-1. Procédures des essais avec mesure des propriétés acoustiques. Les points signifient les moments où les mesures acoustiques sont effectuées.**

Lors de la procédure (1), on compacte mécaniquement le matériau de façon cyclique ce qui n'est pas le cas avec la procédure (2), mais on a alors un chargement cyclique thermique.

On dispose également de mesures de la vitesse de compression  $V_p$  sous chargement déviatorique (pendant la phase de cisaillement des essais OS1hpt et OS2hpt).

## V.2.2. Résultats expérimentaux

### V.2.2.1. Essai suivant la procédure (1) avec chargement cyclique mécanique

Les mesures des vitesses des ondes  $P$  et  $S$  et les atténuations dans des sables bitumineux naturels soumis à la procédure (1) sont reportées sur la Figure V-2 en fonction de la température et de la contrainte effective.

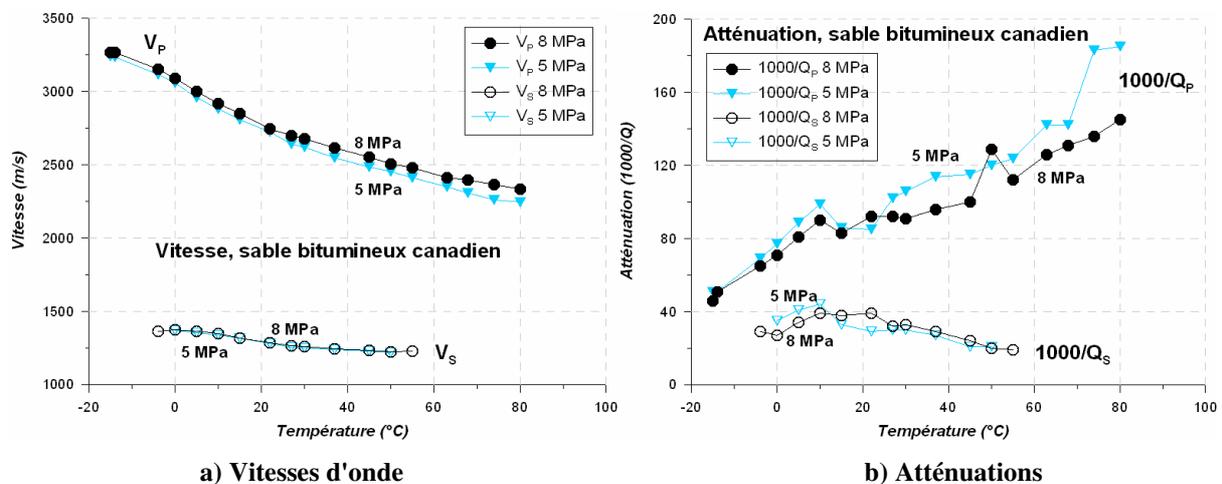


Figure V-2. Vitesses des ondes (à gauche) et les atténuations (à droite) en fonction de la température et de la contrainte effective dans des sables bitumineux naturels [Essai SBN1-PTA].

En ce qui concerne les vitesses, on constate une très légère dépendance en contrainte, mais une forte dépendance en température. Que ce soit à 5 MPa ou à 8 MPa, les vitesses de compression ( $V_p$ ) sont nettement sensibles à la température. Elles diminuent d'environ 30 % (de 3250 m/s à 2300 m/s) pour une augmentation de température de l'ordre de 100°C (de -18°C à 80°C). Les vitesses de cisaillement ( $V_s$ ) diminuent d'environ 10 % (de 1360 m/s à 1230 m/s) quand la température passe de -5°C à 55°C.

L'atténuation des ondes  $P$  augmente avec la température, tandis que l'atténuation des ondes  $S$  passe par un pic autour de 10 °C, puis diminue doucement avec la température. L'atténuation des ondes  $P$  à 8 MPa semble être moins importante que celle à 5 MPa. Ce n'est pas le cas pour l'atténuation des ondes  $S$  qui ne change pratiquement pas avec la contrainte. Les mesures de vitesse et d'atténuation des ondes  $S$  n'ont pas pu être réalisées aux températures supérieures à 55°C car il a été impossible de les distinguer dans le bruit et les arrivées parasites  $P$ .

Les modules élastiques dynamiques (module d'incompressibilité, module de cisaillement, et module d'Young) ainsi le coefficient de Poisson ( $\nu$ ) et le rapport  $V_p/V_s$  du sable bitumineux soumis à cette procédure sont présentés sur la Figure V-3. Tous ces paramètres diminuent lors de l'élévation de la température.

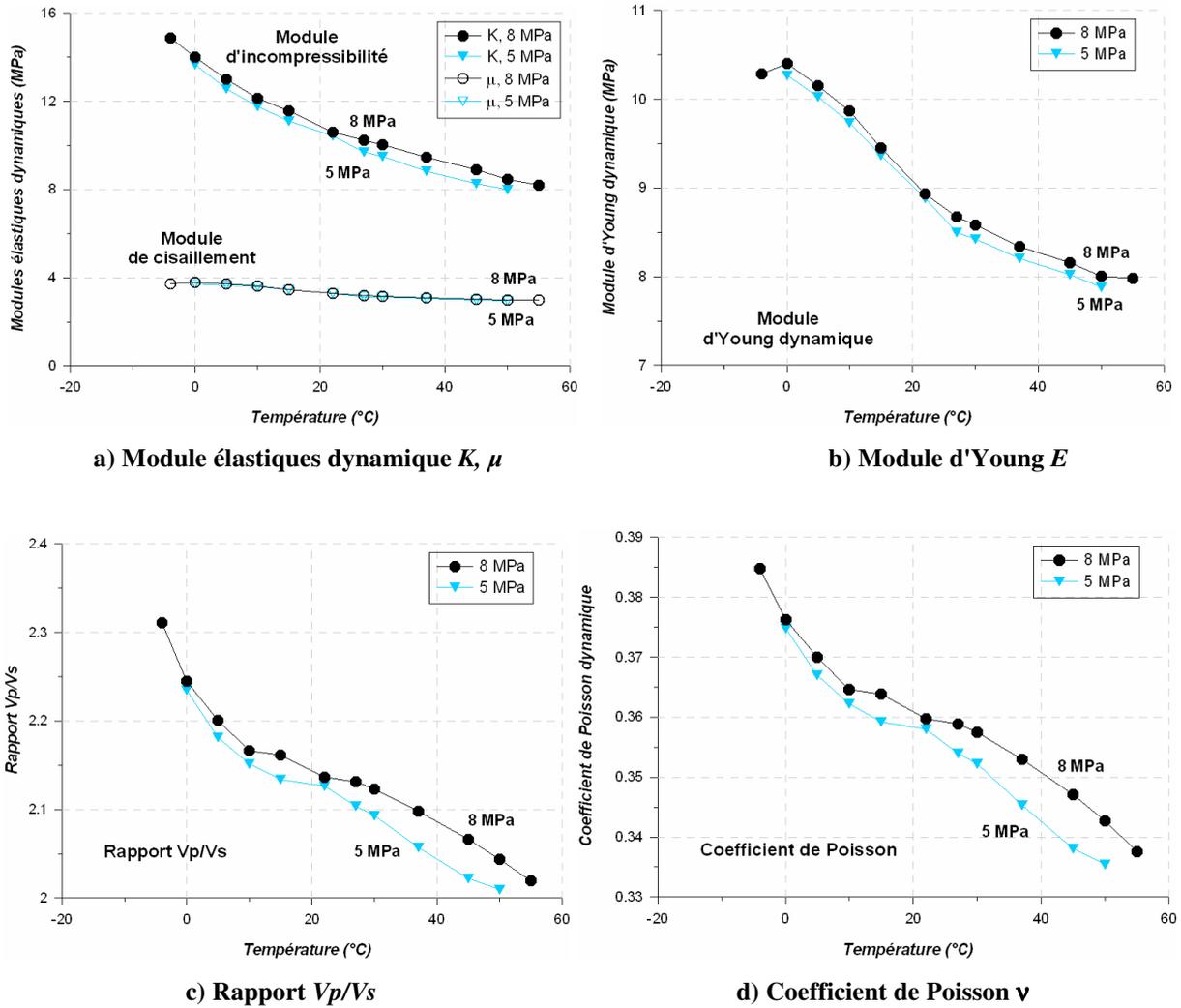


Figure V-3. Modules élastiques dynamiques (module d'incompressibilité, module de cisaillement, et module d'Young) (a, b) rapport  $V_p/V_s$  (c) et coefficient de Poisson (d) en fonction de la température et de la contrainte effective dans des sables bitumineux naturels [Essai SBN1-PTA].

**V.2.2.2. Essai suivant la procédure (2) avec chargement cyclique thermique**

*a) Vitesses des ondes*

Une synthèse sur les vitesses des ondes en fonction de la température et de la contrainte effective est présentée sur la Figure V-4 (pour les vitesses  $V_p$ ) et la Figure V-5 (pour les vitesses  $V_s$ ). Soulignons qu'à l'heure actuelle, sur la cellule triaxiale, on dispose seulement des vitesses de compression ( $V_p$ ). Les figures montrent clairement que la température et la contrainte effective ont une influence importante sur ces paramètres acoustiques.

En ce qui concerne la vitesse des ondes  $P$ , quelques observations suivantes peuvent être tirées:

- La vitesse des ondes  $P$  dépend de la contrainte effective appliquée. L'influence de la contrainte semble être plus prononcée aux fortes températures qu'aux faibles températures. En moyenne, une augmentation d'environ 26 % a été enregistrée lorsque la contrainte effective augmente de 1,2 MPa à 10 MPa.

- Les courbes vitesse - température sont pratiquement parallèles dans la gamme de contrainte étudiée. La vitesse des ondes  $P$  diminue d'environ 30 % lorsque la température s'élève de  $-20^{\circ}\text{C}$  à  $80^{\circ}\text{C}$ . La diminution est très importante aux faibles températures (moins de  $50^{\circ}\text{C}$ ) puis elle s'atténue aux fortes températures.
- Les mesures de vitesse obtenues sur la cellule triaxiale (1 MHz en fréquence) (à 1,7 MPa en contrainte effective) sont qualitativement comparables à celles observés sur la cellule pétroacoustique (0,5 MHz). La vitesse des ondes  $P$  à  $152^{\circ}\text{C}$  est environ 77 % de celle à température ambiante.

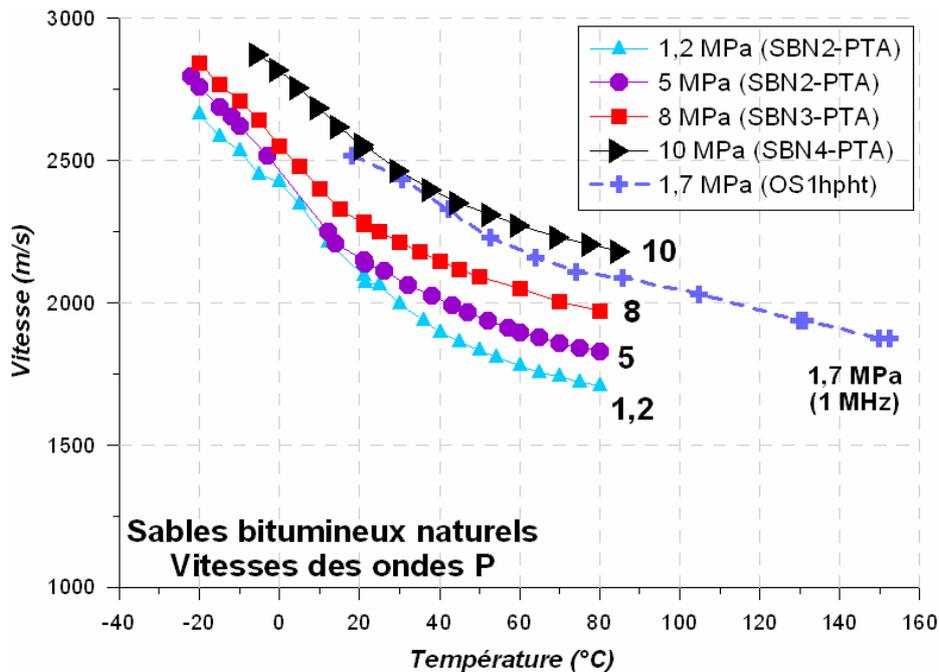


Figure V-4. Synthèse des vitesses de compression ( $V_p$ ) dans les sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte (procédure (2)).

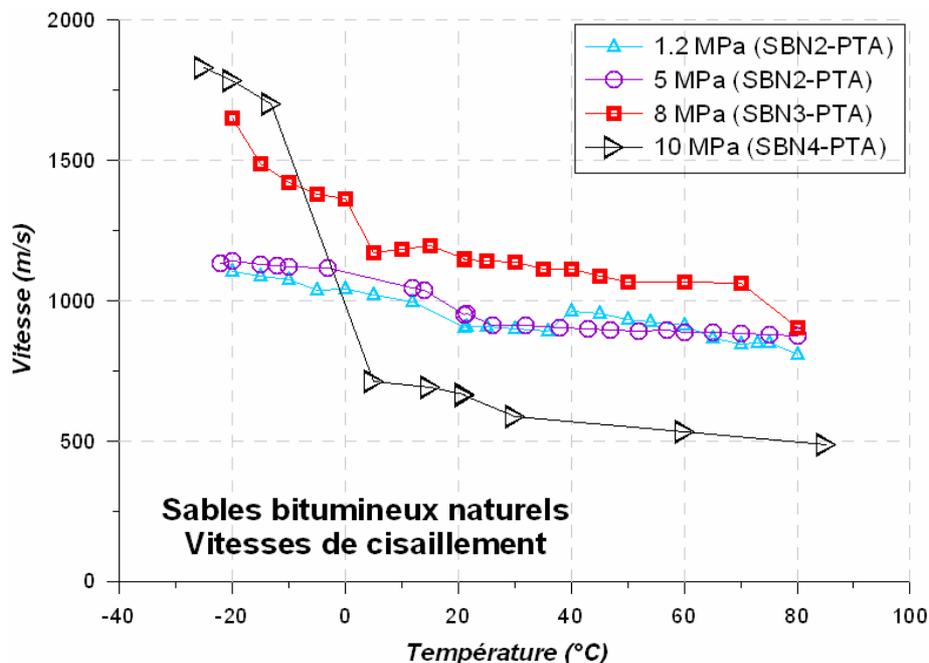


Figure V-5. Synthèse des vitesses de cisaillement ( $V_s$ ) dans les sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte (procédure (2)).

La vitesse des ondes de cisaillement ( $V_s$ ) diminue lorsque la température augmente: 30 % entre 10°C (correspondant à la température in situ) et 90°C et augmente avec la contrainte effective. Les mesures de l'essai SBN4-PTA à 10 MPa semblent faire exception, cependant cet échantillon possède une porosité initiale plus importante (et donc un indice de remaniement plus élevé) que celles des autres.

Les modules élastiques dynamiques du sable bitumineux soumis à la procédure (2) sont présentés sur la Figure V-6 (pour les modules d'incompressibilité et de cisaillement) et la Figure V-7 (pour le module d'Young). Tous ces modules dynamiques diminuent lorsque la température augmente. En outre, plus la pression appliquée augmente, plus les modules élastiques deviennent importants. Les mesures à 10 MPa sur l'échantillon SBN4-PTA font exception, comme discuté juste avant, à cause d'un possible remaniement important.

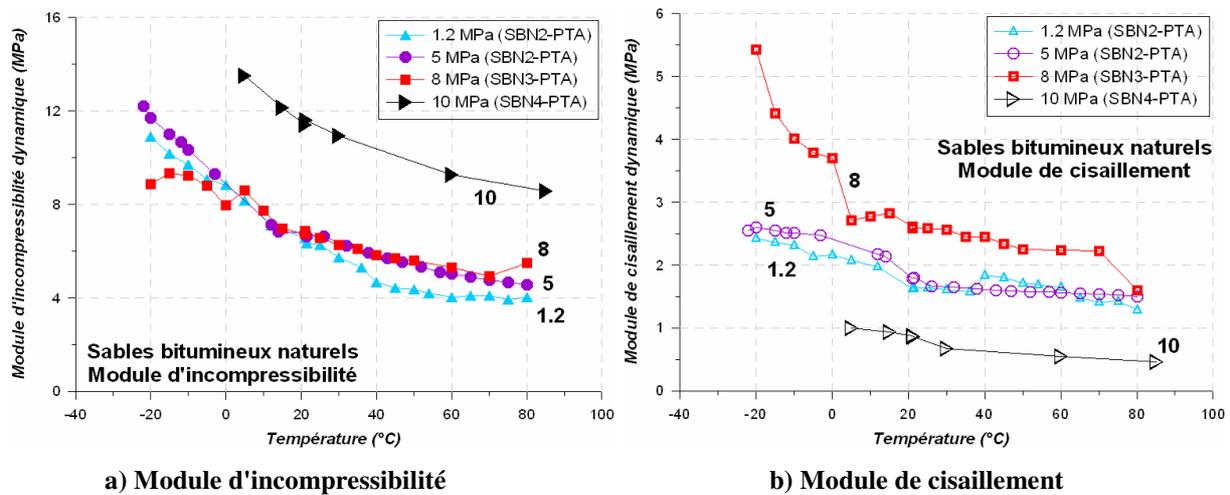


Figure V-6. Modules élastiques dynamiques (module d'incompressibilité et module de cisaillement) des sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte.

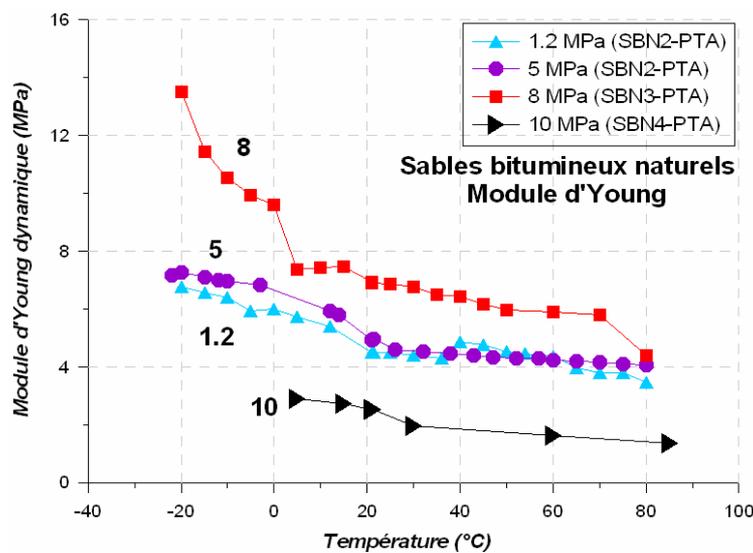


Figure V-7. Module d'Young dynamique des sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte.

### b) Atténuations

Les mesures d'atténuations (exprimées en  $1000/Q$ ) sont délicates. On présentera dans cette section les résultats d'atténuation des ondes  $P$ . Les mesures d'atténuation des ondes  $S$  se sont avérées peu précises à cause de la diminution de la fréquence principale après propagation dans ces sables bitumineux.

La Figure V-8 illustre les résultats typiques d'atténuation des ondes  $P$  en fonction de la température et de la contrainte appliquée.

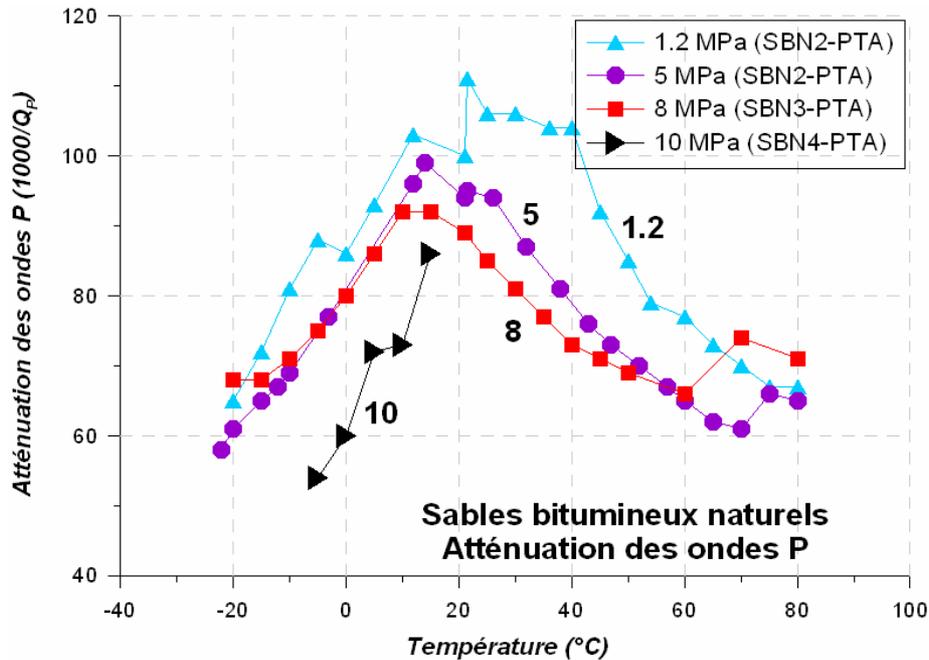


Figure V-8. Synthèse des atténuations des ondes  $P$  dans les sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte effective isotrope.

On constate clairement un pic d'atténuation situé aux environs de 10 - 30°C. On peut également remarquer qu'à température constante, l'atténuation des ondes  $P$  diminue lorsque la contrainte effective augmente. Cette observation classique est attribuée au compactage du sol avec une amélioration du contact entre les grains.

#### V.2.2.3. Vitesse des ondes $P$ pendant le cisaillement

Les vitesses des ondes  $P$  pendant les chargements déviatoriques des essais OS1hpht et OS2hpht sont respectivement présentées sur les Figure V-9 et Figure V-10. On n'a pas pu mesurer des vitesses lors des chargements à 25°C et à 53°C de l'échantillon OS2hpht en raison d'une panne. Sous un confinement constant, avec l'augmentation du déviateur, la vitesse  $V_p$  dans l'échantillon OS1hpht augmente et puis diminue. La diminution de vitesse se produit lorsque le déviateur atteint sa valeur maximale. Lors du chargement déviatorique de l'échantillon OS2hpht, la vitesse  $V_p$  n'augmente que lorsque le déviateur atteint 3 MPa. Aucune explication n'est trouvée à ce comportement. La densification (ou de la compaction) de l'échantillon sous l'augmentation du déviateur se traduirait normalement par une augmentation de la vitesse.

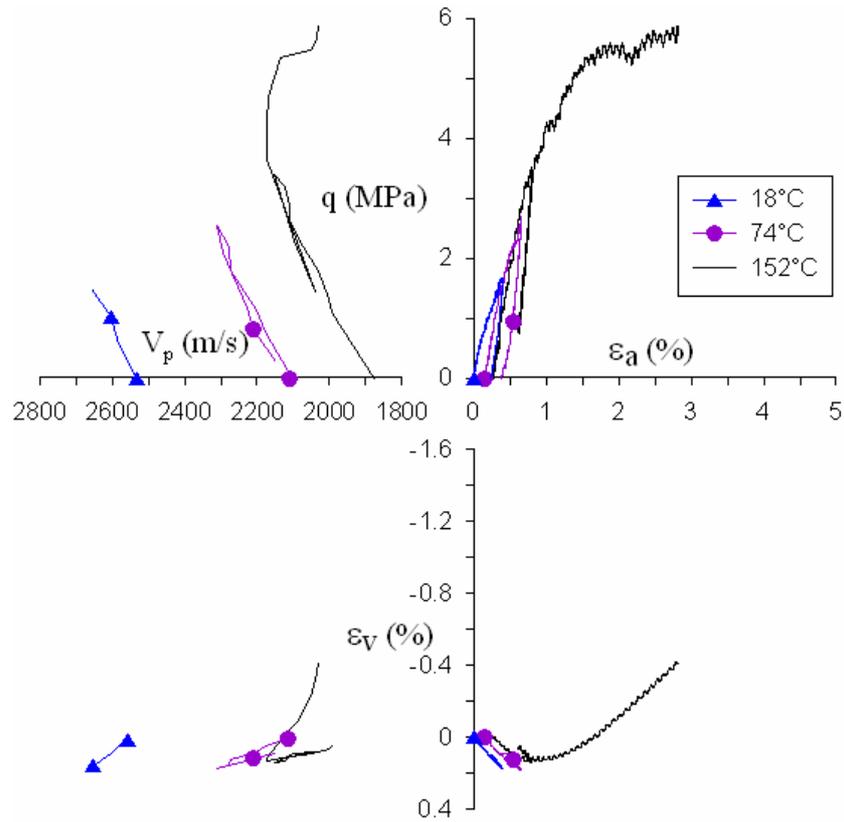


Figure V-9. Vitesses des ondes  $P$  dans les sables bitumineux naturels pendant le cisaillement à confinement effectif de 1,5 MPa [Essai OS1hpht].

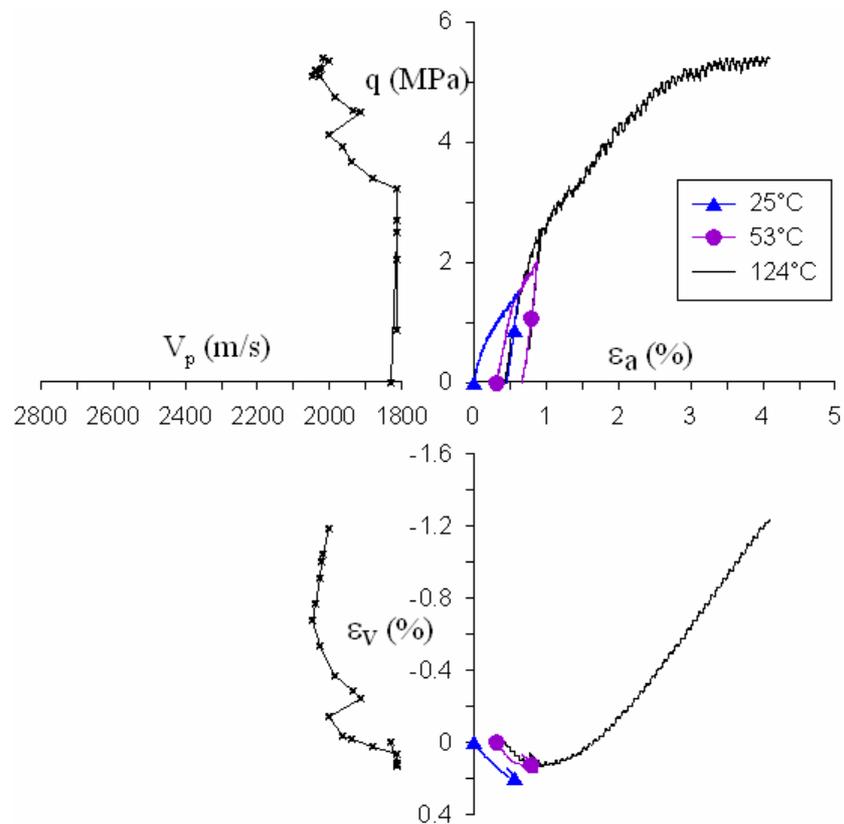


Figure V-10. Vitesses des ondes  $P$  dans les sables bitumineux naturels pendant le cisaillement à confinement effectif de 1,5 MPa [Essai OS2hpht].

### V.3. VITESSES ET ATTENUATIONS DANS LES SABLES RECONSTITUES

#### V.3.1. Programme d'essais

Trois objectifs ont été fixés pour l'étude du comportement acoustique des échantillons reconstitués de sable. Ils correspondent à l'étude de l'influence :

- de la nature des fluides saturants,
- de la température et/ou de la viscosité des fluides saturants,
- de la contrainte effective.

Pour atteindre ces objectifs, un riche programme expérimental a été adopté. Il s'agit des mesures des paramètres acoustiques dans des échantillons reconstitués saturés avec différents fluides : bitume, glycérol, eau et à l'état sec. Les mesures ont été effectuées sous différentes conditions de température (allant de  $-35^{\circ}\text{C}$  à  $155^{\circ}\text{C}$ ) et de la contrainte effective (allant de 0,5 MPa à 30 MPa).

De plus, quelques essais de type substitution de fluide ont été effectués pour étudier l'effet du fluide saturant en éliminant tout impact de la variabilité des échantillons. Pour faire cela, des échantillons reconstitués, initialement sous vide, ont été totalement saturé par un fluide  $F1$ . La substitution de fluide saturant s'effectue par déplacement miscible. Cette substitution d'un fluide miscible (fluide  $F2$ ) au précédent fluide (fluide  $F1$ ) est assurée à l'aide d'une pompe Pharmacia. Pour atteindre un état maximum de saturation avec le fluide  $F2$ , ce déplacement a été effectué à une température autour de  $40^{\circ}\text{C}$  avec de très nombreux cycles de passage pendant quelques jours. Les fluides  $F1$  et  $F2$  peuvent être de l'eau et du glycérol, ou l'inverse.

Le Tableau V-2 résume le programme d'essai.

Tableau V-2. Récapitulatif des essais réalisés sur des échantillons reconstitués.

Essai	$\rho_{sec.}$ (g/cm <sup>3</sup> )	$\phi_{CT}$ (%)	Procédure
<b>(1) État sec</b>			
9 essais SSR No-PTA	1,532- 1,622	de 36 à 40	Variation de la température à une pression de confinement constante (sans pression de pore appliquée, ouverture à l'air libre).
<b>(2) saturé de bitume</b>			
SBR1-PTA	1,557	38	Variation de température sous confinement de 1,2 MPa, 5 MPa et 8 MPa, (sans pression de pore appliquée, ouverture à l'air libre).
SBR2-PTA	1,617	36	Variation de température sous confinement de 1,2 MPa, 5 MPa et 8 MPa, pression de pore constante de 2 MPa
SBR3-PTA	1,591	36	- A pression de confinement constante de 1 MPa, balayage en température (de -20 à 85°C) - Augmentation de contrainte effective de 1 à 10 MPa (pression de pore constante) - A pression de confinement constante de 10 MPa, balayage en température (de -25 à 85°C) - Augmentation de contrainte effective à 30 MPa puis 0 MPa.
SBR2hpht	1,623	37	A pression de confinement constante de 1,5 MPa, balayage en température de 23 à 155°C
<b>(3) saturé de glycérol</b>			
SGR1-PTA	1,530	39	A température de 21°C à 80°C, balayage en pression effective de 2 MPa à 10 MPa (pression de pore constante).
SGR2-PTA	-	39	A pression de confinement constante de 8 MPa, balayage en température (-35 - 57°C)
SGR3-PTA	1,579	38	A température de -30°C à 80°C, balayage en pression effective de 1,2 MPa à 8 MPa (pression de pore constante).
SGR4-PTA	1,53	38	- A pression de confinement constante de 1 MPa, balayage en température (-35 - 85°C); A pression de confinement constante de 10 MPa, balayage en température (-35 - 80°C).
SGR6-PTA	1,543	37	A 21°C: variation de la contrainte 1-18-1 MPa A 50°C: variation de la contrainte 1-18 MPa A 80°C: variation de la contrainte 1-18-1 MPa
<b>(4) saturé d'eau</b>			
SWR2-PTA	1,610	37	A température ambiante (21°C) augmentation de la contrainte effective de 1 à 28 MPa (pression de pore constante).
SWR3-PTA	1,570	37	A température ambiante (21°C) augmentation de la contrainte effective de 1 à 10 MPa (pression de pore constante); A pression de confinement constante de 10 MPa, balayage en température (-20 - 80°C); A température ambiante (21°C) augmentation de la contrainte effective de 10 à 28 MPa, puis retour à 1MPa.
SWR6hpht	1,628	35	A pression de confinement constante de 1,5 MPa, montée en température de 23°C à 155°C (par palier)
<b>Substitution des fluides</b>			
SSR5 - SGR4-SWR1	1,53	38	La substitution de fluide saturant par déplacement miscible.
SSR7 - SWR3-SGR5	1,570	37	
SSR9 - SGR6-SWR4	1,543	37	

### V.3.2. Résultats expérimentaux

#### V.3.2.1. Échantillons secs

Plusieurs essais ont été effectués sur des échantillons reconstitués à l'état sec soumis à des températures variant de  $-35^{\circ}\text{C}$  à  $155^{\circ}\text{C}$  et dans une gamme de pression de confinement de 0,5 MPa à 28 MPa (la terme « pression différentielle » désigne en effet le confinement appliqué sur l'échantillon puisque les espaces poreux sont ouverts à l'atmosphère) Les vitesses de phase  $V_p$  et  $V_s$  mesurées en fonction de la pression à température ambiante sont données sur la Figure V-11, en échelle linéaire ou bien en échelle logarithmique. Les modules élastiques dynamiques correspondant sont également présentés ci-dessous (Figure V-12).

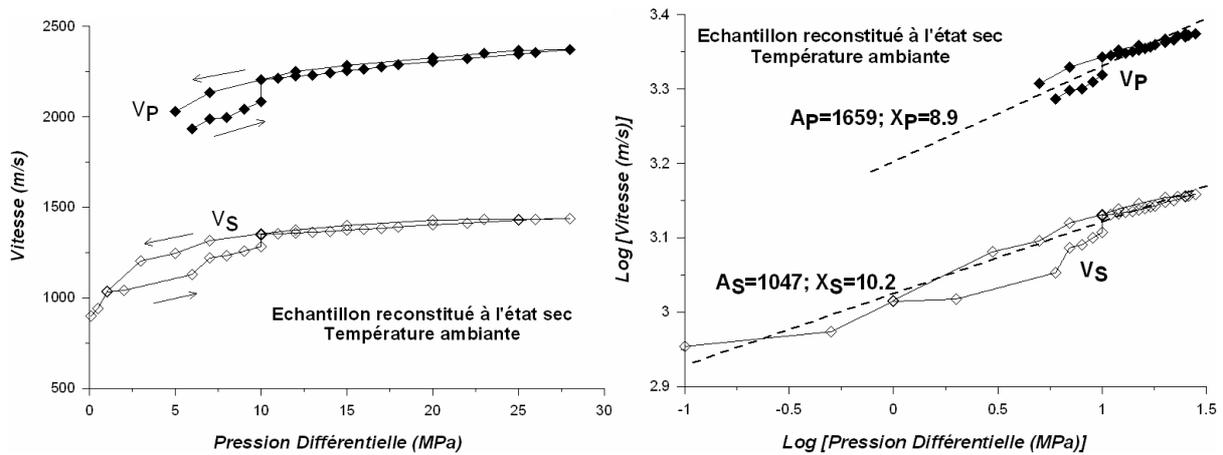


Figure V-11. Effet de la pression de confinement sur les vitesses des échantillons reconstitués secs. Échelle linéaire (à gauche); échelle logarithmique (à droite) [Essai SSR7-PTA].

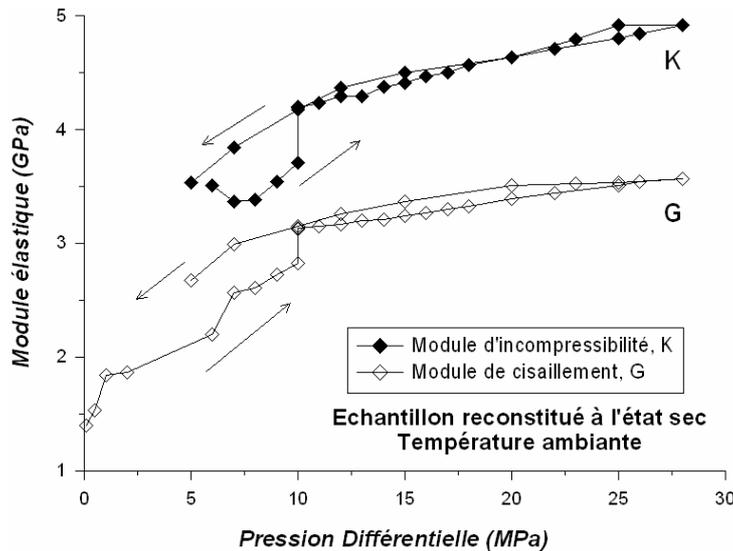


Figure V-12. Effet de la pression de confinement sur les modules élastiques des échantillons reconstitués secs (à température ambiante) [Essai SSR7-PTA].

On retrouve sur ces figures des relations classiques de type fonction puissance entre les vitesses (et les modules) et la pression de confinement, au moins sur l'intervalle de pression étudié. Afin de quantifier la relation vitesse ( $V$ ) en fonction de la pression ( $\sigma$ ), la formule

empirique  $V_{P,S} = A_{P,S}(\sigma)^{\frac{1}{x_{P,S}}}$  (équation V-1) (pour  $V_P$  et  $V_S$ ) mentionnée par Somerton (1982) a été appliquée. Dans cette formule, les indices  $P$  et  $S$  se réfèrent respectivement aux ondes de compression et de cisaillement;  $A$  et  $x$  sont des paramètres de calage. Le paramètre  $A$  varie avec la température et la saturation des fluides. Le variable  $x$  varie d'une valeur d'environ 6 pour les sédiments non consolidés à des valeurs d'environ 40 pour les roches dures. Soulignons que si l'on compare cette formule avec celle des modèles de contact de Hertz-Mindlin,  $1/x$  correspond en effet au coefficient de Hertz. Dans nos cas, on observe sur la Figure V-11 que cette formule se vérifie. Le rapport  $A_P/A_S$  est d'environ 1,58. L'exposant  $x$  se situe autour de 8,9 (donc  $1/x_P \approx 1/8,9$ ) pour les ondes  $P$  et 10,2 pour les ondes  $S$  ( $1/x_S \approx 1/10,2$ ).

On notera également que les modèles de contact Hertz-Mindlin (empilement de sphères identiques en contact élastique) prédisent une variation des vitesses acoustiques avec la pression suivant une fonction de la puissance d'un sixième (i.e.  $1/x \approx 1/6$ ). Zimmer et al (2007) obtiennent des vitesses dépendant de la pression suivant une fonction puissance en  $1/3$  ou  $1/4$ , sur des sables non consolidés. Le faible exposant  $1/x$  ( $1/x < 1/6$ ) obtenu dans notre cas pourrait être lié à la cimentation artificielle des grains sableux (Bauer et al., 2011), à l'angularité des grains et à la surface importante des contacts entre les grains. La théorie de Hertz-Mindlin ne contient en effet que des grains sphériques.

On remarquera aussi un hystérésis visible des vitesses et des modules aux faibles pressions pendant le cycle de chargement et déchargement.

Quant à l'atténuation (exprimée en  $1000/Q$ ), la Figure V-13 montre qu'elle décroît avec la pression appliquée. Cette décroissance est forte aux faibles pressions (inférieures à 10 MPa). Un hystérésis d'atténuation est observée à la fois pour les ondes  $P$  et les ondes  $S$ : les atténuations au déchargement semble inférieures aux atténuations au chargement.

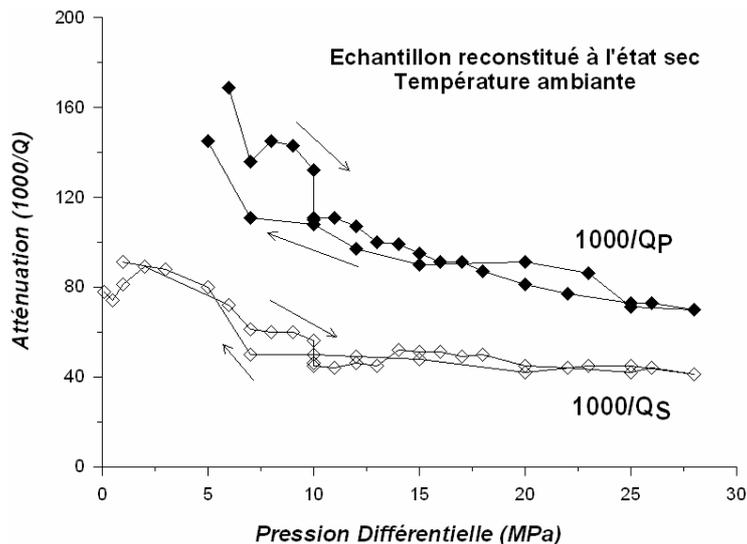


Figure V-13. Effet de la pression différentielle sur les atténuations ultrasonores des échantillons reconstitués secs [Essai SSR7-PTA].

Les tendances observées ci-dessus (augmentation des vitesses, des modules élastiques et diminution de l'atténuation) ont une même cause: il s'agit, avant tout, de la compaction de

l'échantillon liée à la fermeture de microfissures et une amélioration du couplage entre les grains.

Une synthèse des mesures des vitesses de phase  $V_p$  et  $V_s$  et des atténuations dans les échantillons reconstitués secs est rassemblée sur la Figure V-14 et Figure V-15. Les contraintes se limitent à 10 MPa qui est dans la plupart des cas considérée comme la contrainte in situ maximale supportée par des roches réservoirs non consolidées ou faiblement consolidées (Bhuiyan et al., 2010).

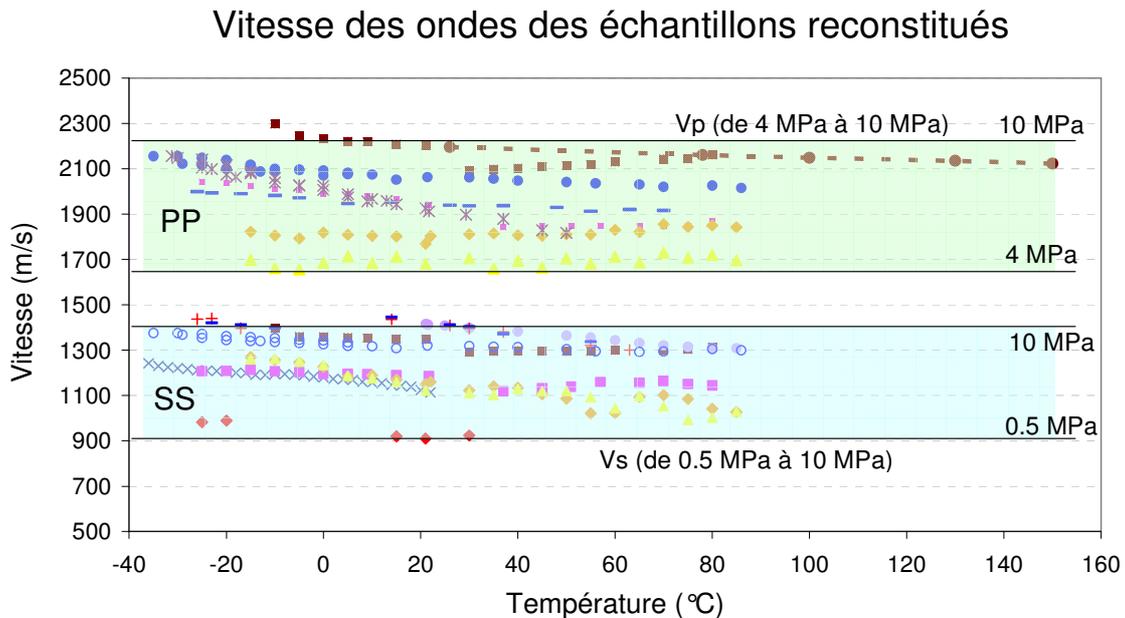


Figure V-14. Synthèse des vitesses  $V_p$  et  $V_s$  dans des échantillons reconstitués secs.

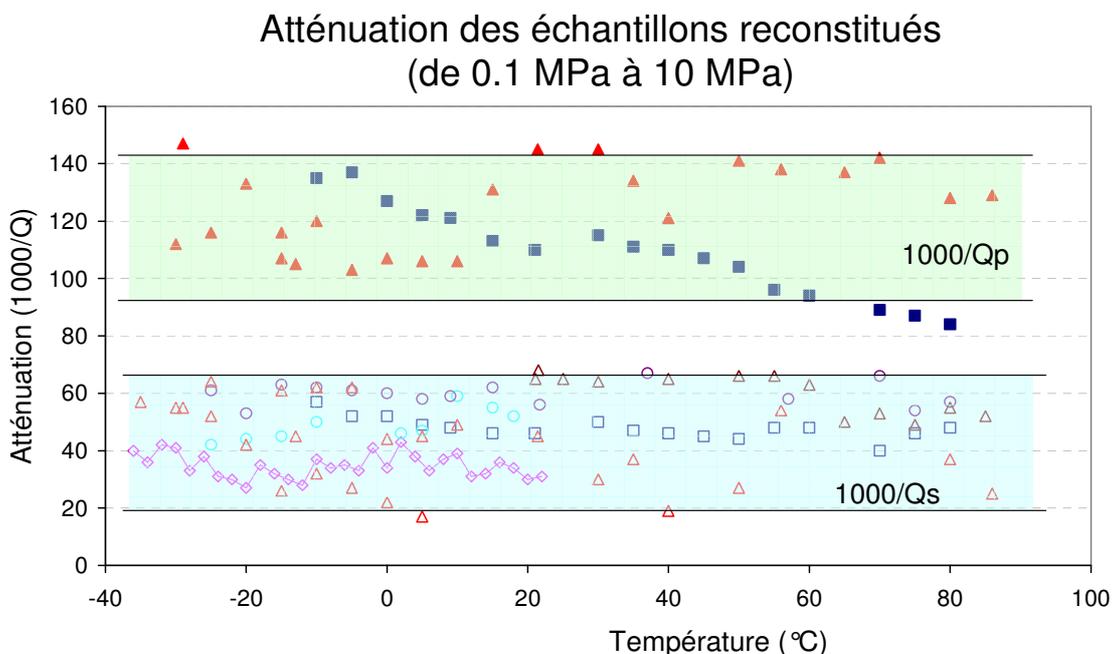


Figure V-15. Synthèse des atténuations des ondes de compression et de cisaillement dans des échantillons reconstitués secs.

On constate une certaine dispersion des valeurs. D'une part, cette dispersion est principalement liée intrinsèquement à la préparation des échantillons reconstitués (mise en place initiale du sable, cimentation). D'autre part, elle pourrait être liée à une possible teneur en eau résiduelle malgré les précautions prises avant le montage de la cellule. Comme constaté par Bourbié et al. (1987), l'atténuation est très sensible à la présence de traces de liquide à l'intérieur du milieu poreux.

Les résultats montrent que les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  dépendent relativement peu de la température. Dans la plage de  $-35^\circ\text{C}$  à  $155^\circ\text{C}$ , la diminution observée est d'environ 140 m/s (soit 6 %) pour les  $V_p$ , et d'environ 75 m/s (soit 5,5 %) pour les  $V_s$ . Cette réduction de vitesse peut être due à un ramollissement thermique des contacts des grains sableux.

Notons également que le rapport  $V_p/V_s$  est compris entre 1,5 et 1,7 (dépendant de l'état initial de l'échantillon, de la pression de confinement et de la température). Le coefficient de Poisson (i.e. dynamique) varie généralement dans la gamme de 0,14 à 0,24 (Figure V-16). Le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson sont indépendants de la température et faiblement dépendants de la pression appliquée. Les valeurs du coefficient de Poisson de l'échantillon SSR3-PTA sont anormales aux faibles températures. Cela vient probablement d'une mauvaise qualité des signaux entraînant un traitement aberrant des signaux dans ce cas.

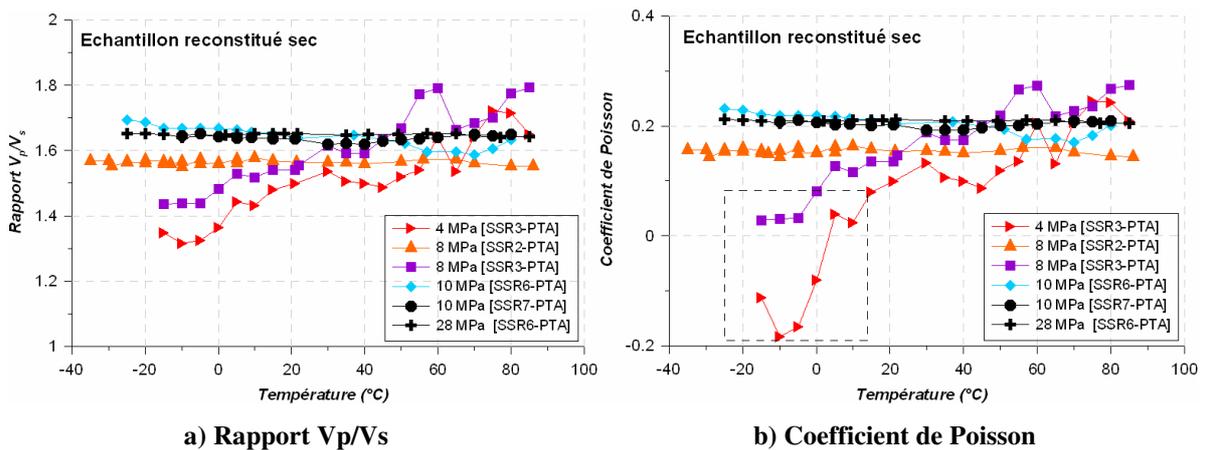


Figure V-16. Synthèse sur le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson des échantillons reconstitués secs.

### V.3.2.2. Échantillons saturés d'eau

Les mesures des vitesses de phase  $V_p$  et  $V_s$  en fonction de la pression effective appliquée à température ambiante sont données sur la Figure V-17, en échelle linéaire et en échelle logarithmique. Les modules élastiques dynamiques correspondant sont également présentés sur la Figure V-18. La Figure V-19 présente les variations des atténuations.

Lorsque les contraintes effectives augmentent de 1 MPa à 28 MPa, les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  augmentent et l'atténuation diminue. Jusqu'à 80 % de l'augmentation totale des vitesses (donc des modules élastiques) se produit dans la plage de contrainte de 1 à 10 MPa. En ce qui concerne l'atténuation, les ondes de compression  $P$  sont moins atténuées que les ondes de cisaillement  $S$  à fortes contraintes. Autrement dit, le facteur de qualité  $Q_p$  est supérieur à  $Q_s$  dans les échantillons saturés d'eau.

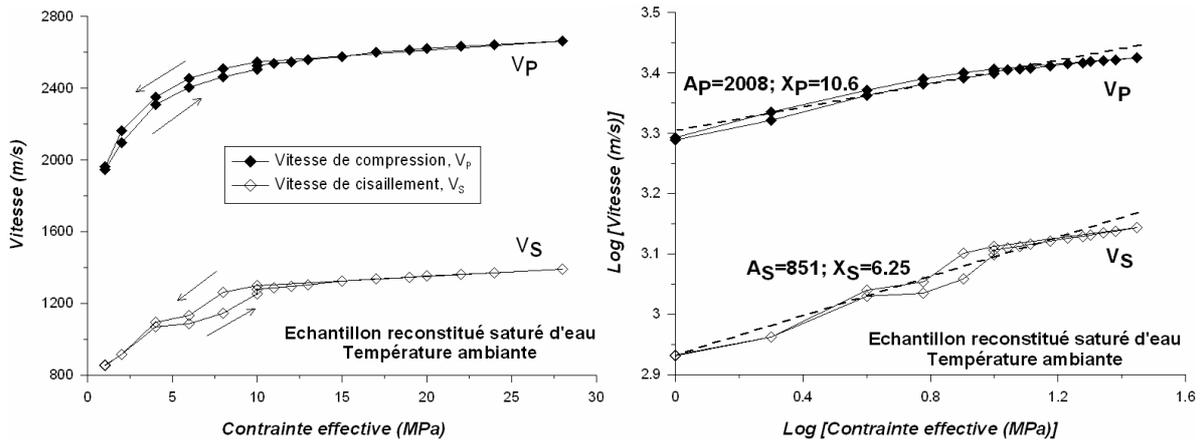


Figure V-17. Effet de la pression effective sur les vitesses dans des échantillons reconstitués saturés d'eau. Échelle linéaire (à gauche); échelle logarithmique (à droite) (à température ambiante) (Essai SWR3-PTA).

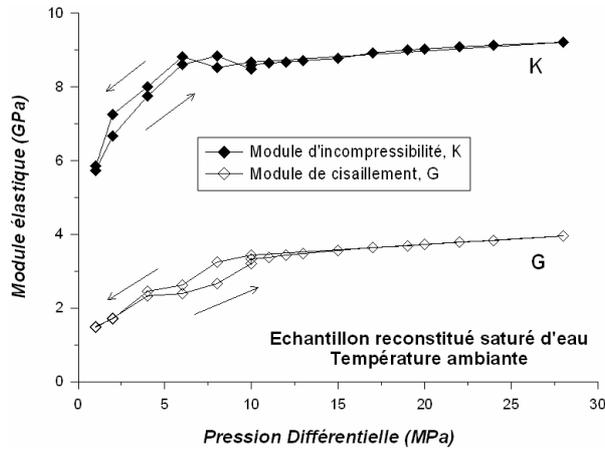


Figure V-18. Effet de la pression effective sur les modules élastiques des échantillons saturés d'eau (à température ambiante) (Essai SWR3-PTA).

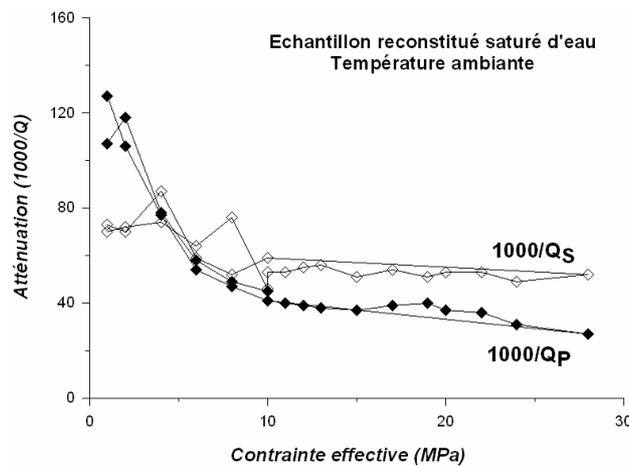


Figure V-19. Effet de la pression effective sur les atténuations des échantillons saturés d'eau (à température ambiante) (Essai SWR3-PTA).

L'impact de la température sur les vitesses de propagation  $V_p$  et  $V_s$  et sur les atténuations est très faible (Figure V-20), excepté la variation brutale observée autour de  $0^\circ\text{C}$  liée à la

transition eau/glace: les paramètres acoustiques varient fortement quand l'eau gèle, ce qui est bien confirmé dans la bibliographie (Tosaya et al., 1987). Les propriétés physiques de l'eau telles que la densité, la viscosité et la vitesse des ondes de compression varient faiblement avec la température. Il faut remarquer que l'on évite le changement de phase eau/vapeur autour de 100°C, car on applique une forte pression de pore (5 MPa dans ce cas).

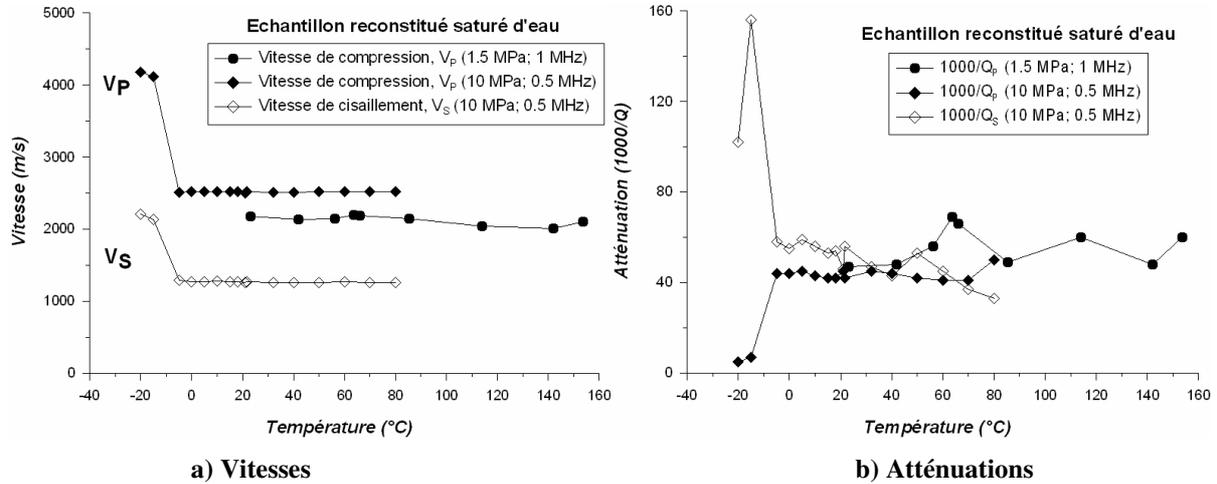


Figure V-20. Effet de la température sur des vitesses et atténuations des ondes dans des échantillons saturés d'eau (à des contraintes effectives constantes) [Essai SWR3-PTA et SWR6hpht].

### V.3.2.3. Échantillons saturés de glycérol

La Figure V-21 présente les résultats des mesures de vitesses de phase (de deux essais différents) en fonction de la contrainte effective pour des échantillons reconstitués saturés de glycérol soumis à différentes températures allant de 21°C MPa à 85°C. La pression de pore dans ces essais est maintenue à 2 MPa.

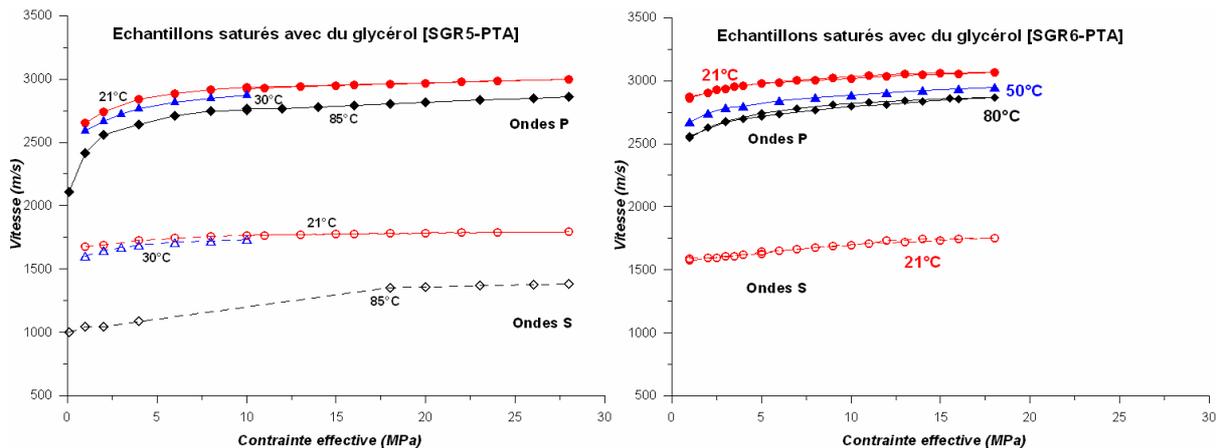


Figure V-21. Effet de la contrainte effective et de la température sur les vitesses des ondes dans des échantillons saturés de glycérol [Essai SGR5-PTA et Essai SGR6-PTA].

Les courbes de vitesse-contrainte effective à différentes températures montrent pratiquement la même tendance: une dépendance non linéaire est observée. Lorsque la température

augmente de 21°C à 85°C pour l'essai SGR5-PTA, les vitesses de compression  $V_p$  diminuent de 6 % alors que les vitesses de cisaillement  $V_s$  diminuent de 30 %. Cette variation est directement liée à l'évolution de la viscosité du glycérol avec l'élévation de la température qui sera commentée plus loin. On observe une similitude nette entre les résultats des deux essais SGR5-PTA et SGR6-PTA, ce qui indique une bonne reproductibilité.

Les vitesses  $V_s$  n'ont pas pu être déterminées aux températures élevées (50°C et 80°C) dans l'essai SGR6-PTA en raison d'un rapport signal sur bruit insuffisant.

La Figure V-22 montre l'évolution des fréquences des signaux recueillis après propagation dans l'échantillon SGR6-PTA. Les fréquences dominantes des ondes de compression recueillies sont de l'ordre de 340 à 430 kHz, ce qui est relativement proche de la fréquence centrale d'émission (i.e. autour de 500 kHz). Cependant, les fréquences des ondes de cisaillement recueillies sont centrées sur 200 à 250 kHz à 21°C, ce qui est relativement faible par rapport à la fréquence centrale d'émission. Aux fortes températures, les fréquences reçues sont beaucoup moins importantes, donc les traitements deviennent moins précis. C'est la raison principale du manque de résultats de vitesse de cisaillement dans l'échantillon à 50°C et à 80°C dans la Figure V-21.

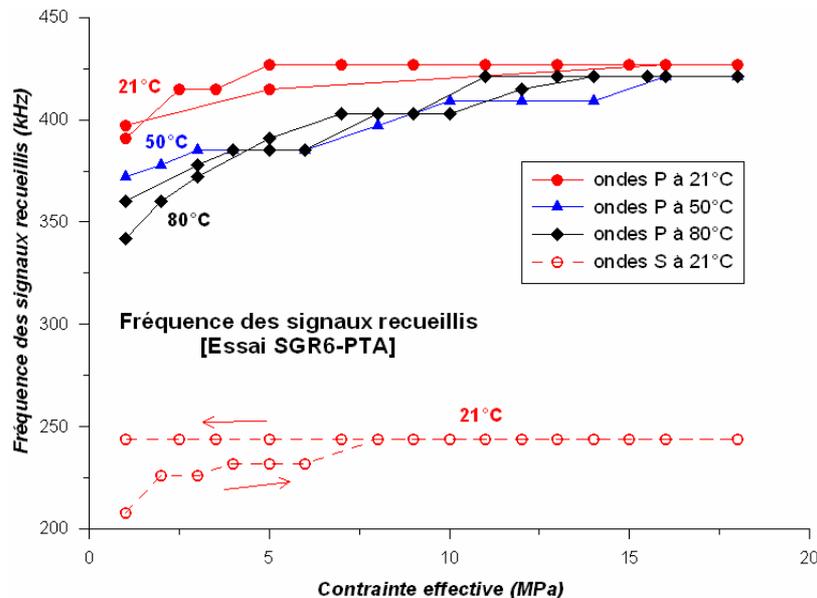


Figure V-22. Effet de la contrainte effective et de la température sur les fréquences des signaux recueillis après avoir propagé dans l'échantillon saturé de glycérol [Essai SGR6-PTA].

La Figure V-23 présente les mesures d'atténuation en fonction de la contrainte effective (à température constante) et de la température (à contrainte effective constante) dans des échantillons reconstitués saturés de glycérol.

L'atténuation des ondes  $P$  (exprimée en  $1000/Q_p$ ) diminue progressivement lorsque la contrainte effective appliquée augmente mais augmente légèrement avec la température.

De même, l'atténuation des ondes  $S$  (exprimée en  $1000/Q_s$ ) diminue progressivement lorsque la contrainte effective appliquée augmente (à l'exception des faibles contraintes). Les courbes d'atténuation des ondes  $S$  semblent présenter un pic en fonction de la température. A une

contrainte effective de 10 MPa, le pic d'atténuation est observé autour de 10°C - 20°C, correspondant à une viscosité du glycérol de quelques Pa.s.

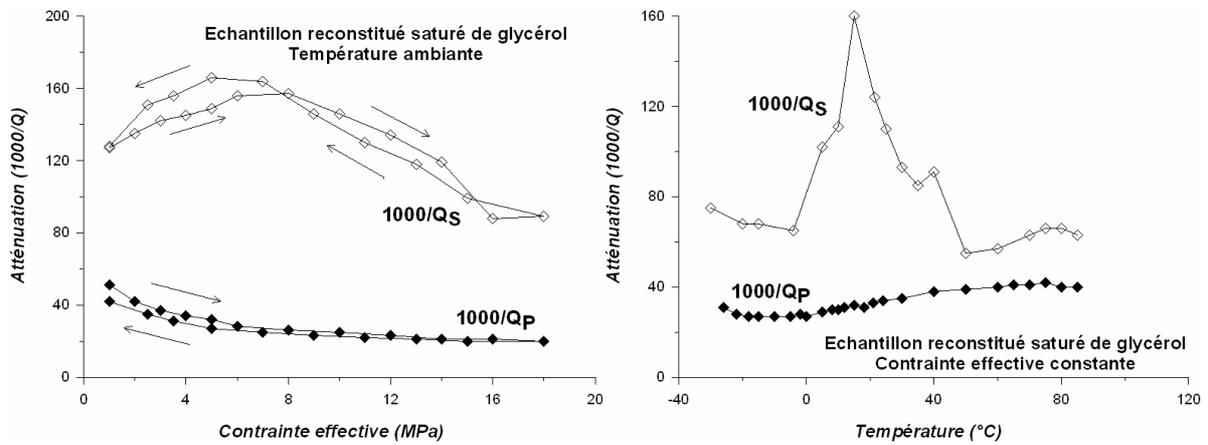


Figure V-23. Impact de la contrainte effective et de la température sur les atténuations des ondes dans des échantillons saturés de glycérol. A gauche : Essai SGR6-PTA à 21°C ; à droite: Essai SGR4-PTA (1000/Qs) à 10 MPa et Essai SGR5-PTA (1000/Qp) à 10 MPa.

### V.3.2.4. Échantillons saturés de bitume

Les essais ont été réalisés avec une pression de pore constante de 2 MPa pour la cellule pétroacoustique ou de 5 MPa pour la cellule triaxiale. La Figure V-24 illustre les résultats des mesures des vitesses  $V_p$  et  $V_s$  à différentes températures (de -25°C à 155°C) et à différentes contraintes effective appliquées (de 1 MPa à 10 MPa).

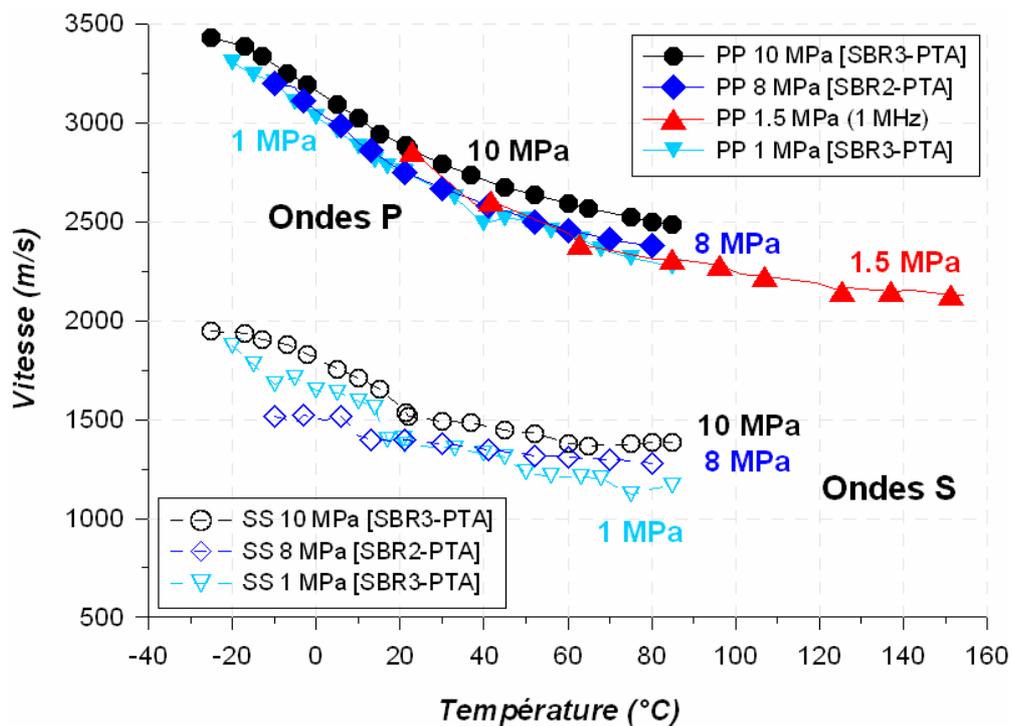


Figure V-24. Vitesses des ondes dans des échantillons reconstitués saturés du bitume.

Les observations suivantes peuvent être faites :

- les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  diminuent avec la température et augmentent faiblement avec la contrainte effective ;
- la diminution de  $V_p$  est l'ordre de 35 % dans la plage de température étudiée (de  $-25^{\circ}\text{C}$  à  $155^{\circ}\text{C}$ ), et de l'ordre de 25 % sur la plage réaliste de  $10^{\circ}\text{C}$  à  $155^{\circ}\text{C}$  ;
- la diminution de  $V_s$  (en pourcentage) est comparable à celle de  $V_p$  ;
- les diminutions de ces deux vitesses sont plus importantes aux faibles températures qu'aux fortes températures. A partir de  $50\text{-}60^{\circ}\text{C}$ , les vitesses décroissent légèrement avec la température.

Les figures V-25 et V-26 illustrent l'évolution de l'atténuation des ondes  $P$  et  $S$ , en fonction de la température à différentes contraintes effectives. Malgré la dispersion, on constate que l'atténuation des ondes  $P$  (Figure V-25) passe par un pic autour de  $25\text{-}30^{\circ}\text{C}$ , puis diminue légèrement avec la température, au moins jusqu'à  $80^{\circ}\text{C}$ . De plus, à un niveau de température donné, l'atténuation des ondes  $P$  diminue lorsque la contrainte effective appliquée augmente. On observe également que l'atténuation des ondes  $S$  semble passer par un maximum autour de  $0^{\circ}\text{C}$ , puis diminue avec la température (Figure V-26). Mais les tendances ne sont pas très claires.

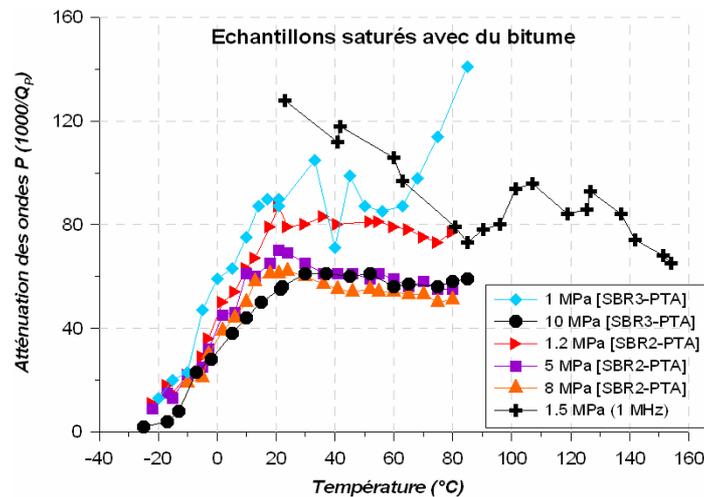


Figure V-25. Atténuations des ondes de compression dans des échantillons saturés de bitume.

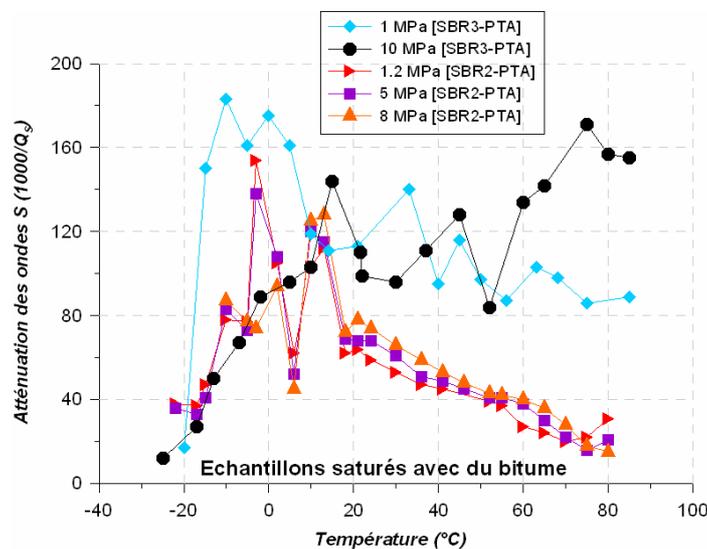


Figure V-26. Atténuations des ondes de cisaillement dans des échantillons saturés de bitume.

### V.3.2.5. Essais de substitution des fluides

#### a) Vitesses des ondes

La Figure V-27 montre les vitesses mesurées à la température ambiante en fonction de la contrainte effective dans un échantillon saturé avec différents fluides: de l'air, de l'eau, puis du glycérol.

Toutes les courbes présentent une augmentation de la vitesse lorsque la contrainte effective augmente. Cette tendance, largement acceptée dans la bibliographie (Bourbié et al., 1987), s'explique par la compaction de l'échantillon et à la fermeture de microfissures. Cette compaction ralentit lorsque les contraintes augmentent.

Les essais avec des cycles de chargement-déchargement sont représentés par une double ligne avec des flèches (Figure V-27). On peut parfois observer un effet d'écrouissage du aux cycles de chargement.

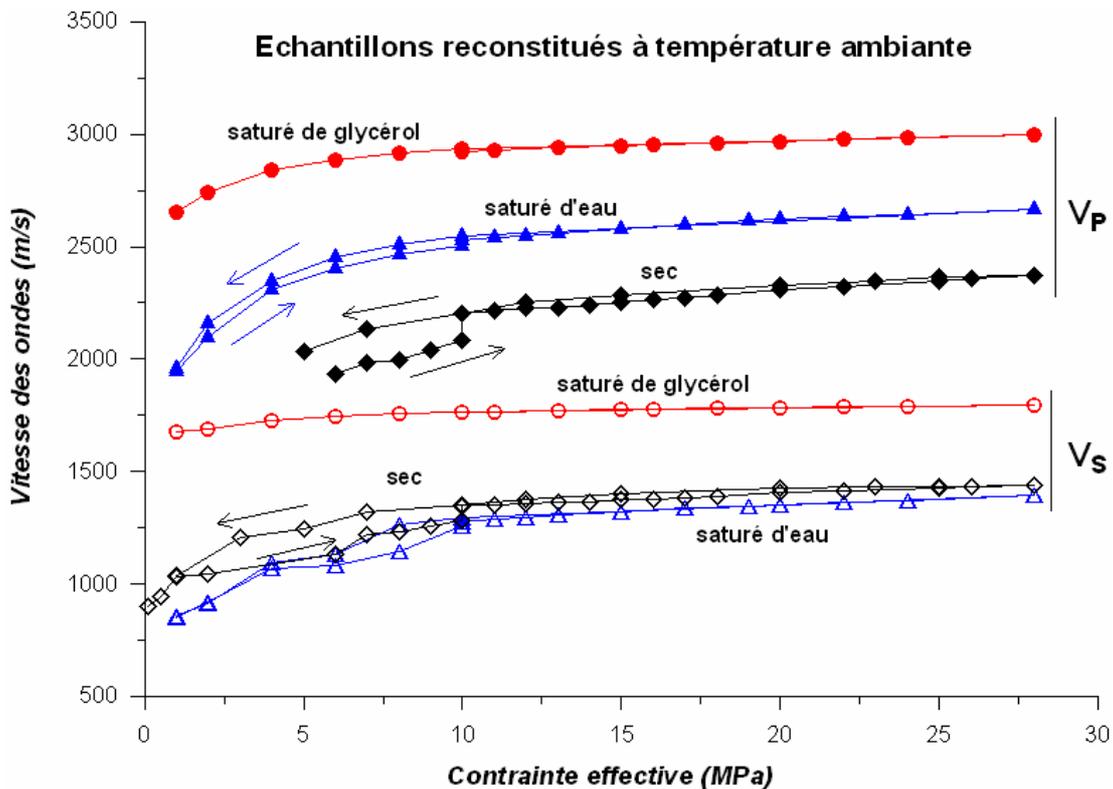


Figure V-27. Influence de différents fluides sur les vitesses des ondes (température ambiante) [Essais SSR7-PTA, SWR3-PTA et SGR5-PTA].

La saturation du matériau par un fluide augmente les vitesses de compression  $V_p$  par rapport à l'état sec. Cette augmentation, en accord avec la prédiction des équations de Biot-Gassmann, est due à l'augmentation du module d'incompressibilité global du système squelette – fluide. Les vitesses de compression  $V_p$  dans un échantillon saturé de glycérol sont supérieures à celles dans un échantillon saturé d'eau en raison du fort module d'incompressibilité du

glycérol (voir le chapitre concernant les propriétés des fluides saturants), mais également parce que la viscosité du glycérol est bien supérieure à celle de l'eau.

Les vitesses de cisaillement  $V_s$  diminuent lorsque l'échantillon sec est saturé d'eau. Cet effet est dû à l'augmentation de la densité globale lors de la saturation. Cette tendance est théoriquement prédite par les équations de Biot-Gassmann où le module effectif de cisaillement reste inchangé par la saturation en eau. En revanche, nos données montrent que dans les échantillons saturés de glycérol, malgré une augmentation importante de la densité avec la saturation (i.e. la densité du glycérol est environ  $1,257 \text{ g/cm}^3$  à  $21^\circ\text{C}$ ), les vitesses de cisaillement  $V_s$  sont plus élevées que celles dans l'échantillon sec. Cette augmentation est en effet liée à la forte viscosité du glycérol qui augmente le module de cisaillement. Rappelons qu'à température ambiante ( $21^\circ\text{C}$ ), la viscosité du glycérol est d'environ  $2 \text{ Pa.s}$ , alors  $2\,000$  fois plus élevée que celle de l'eau.

On observe que le rapport  $V_p/V_s$  est compris entre  $1,78$  et  $2,45$  et que le coefficient de Poisson (Figure V-28) varie de  $0,26$  à  $0,4$  dans les échantillons saturés, que ce soit d'eau ou de glycérol. Le fait que le coefficient de Poisson soit plus grand dans les échantillons saturés que dans les échantillons secs (variant de  $0,14$  à  $0,24$ , voir les sections précédentes) est une observation bien connue (Somerton, 1982), qui permet de détecter les interfaces liquide/gaz dans des formations souterraines en mesurant à la fois les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  dans les puits.

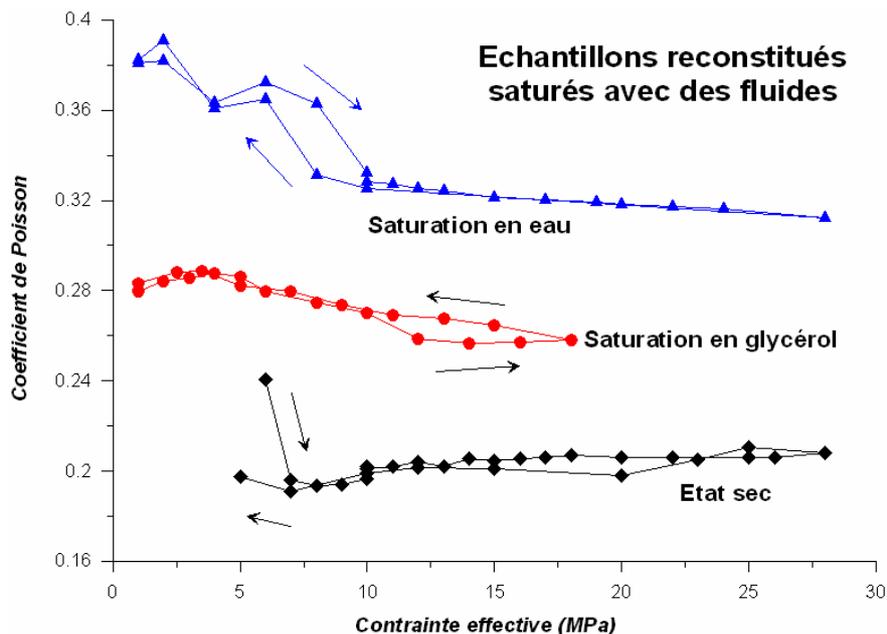


Figure V-28. Influence de différents fluides sur les coefficients de Poisson (à température ambiante). [Essais SSR7-PTA, SWR3-PTA et SGR6-PTA].

### b) Atténuations

La relation entre l'atténuation des ondes  $P$  et la contrainte effective dans un échantillon à différents états de saturation est présentée sur la Figure V-29. L'atténuation diminue lorsque les contraintes effectives augmentent, d'abord rapidement lorsque les contraintes effectives sont au-dessous de  $10 \text{ MPa}$ , puis plus lentement aux contraintes plus élevées. L'atténuation d'un échantillon sec est plus élevée que celle d'un échantillon saturé, quelque soit le type de fluide saturant (de l'eau ou du glycérol).

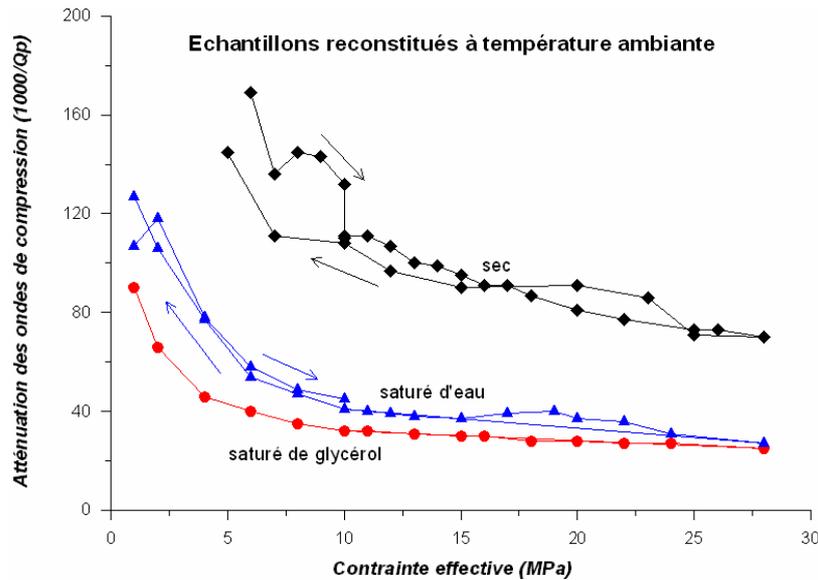


Figure V-29. Influence de différents fluides sur les atténuations (à température ambiante). [Essais SSR7-PTA, SWR3-PTA et SGR5-PTA].

## V.4. COMPARAISONS ET DISCUSSIONS

### V.4.1. Comparaisons des résultats

#### V.4.1.1. Comparaison des deux procédures de chargement

Les résultats expérimentaux des essais sur les sables bitumineux naturels suivant les deux procédures sont comparés sur la Figure V-30 (pour les vitesses de compression  $V_p$ ) et la Figure V-31 (pour les vitesses de cisaillement  $V_s$ ).

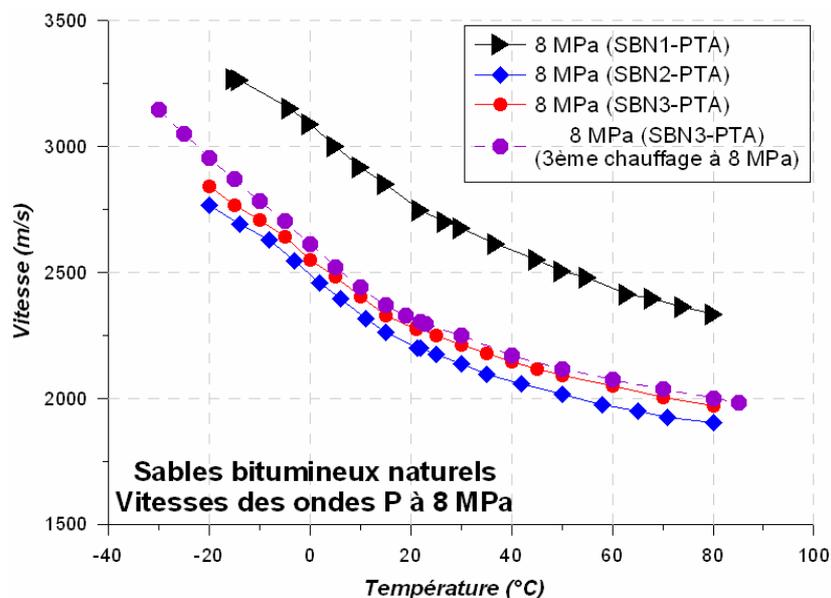
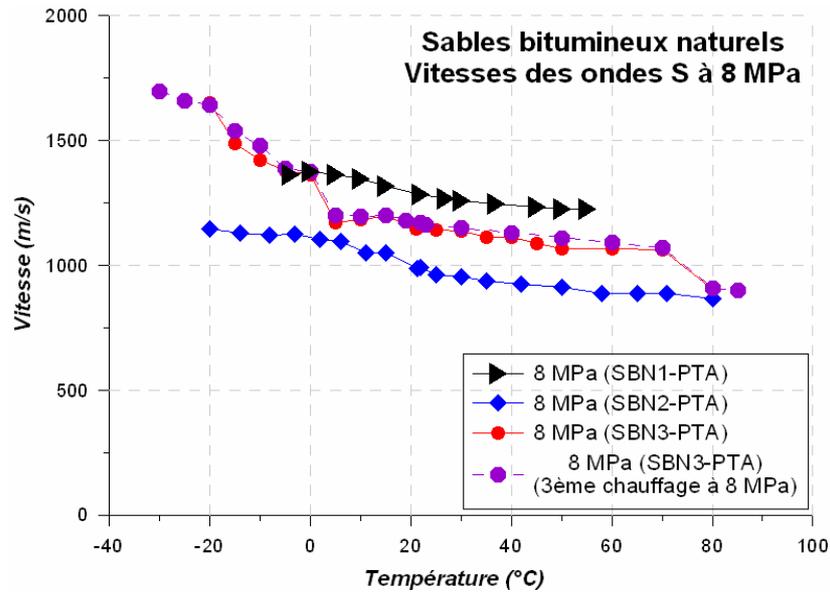


Figure V-30. Synthèse des vitesses de compression ( $V_p$ ) dans les sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte.



**Figure V-31. Synthèse des vitesses de cisaillement ( $V_s$ ) dans les sables bitumineux naturels en fonction de la température et de la contrainte.**

On observe une importante différence entre les deux types d'essais: les vitesses dans des échantillons suivant la procédure (1) de chargement cyclique mécanique (SBN1-PTA) sont supérieures à celles dans des échantillons suivant la procédure (2) de chargement cyclique thermique (SBN2-PTA et SBN3-PTA). On remarquera également que deux cycles de chauffage (i.e. l'échantillon SBN3-PTA) ne se traduisent que par une légère augmentation des vitesses.

Lorsqu'à chaque incrément de température on fait varier la contrainte effective entre 1,2 et 8 MPa, on compacte le matériau (SBN1-PTA) de façon cyclique. Le chargement mécanique cyclique est en quelque sorte accentué par la température qui l'accompagne. Cet écrouissage à la fois mécanique et thermique contribue à une densification du matériau qui augmente par conséquent les vitesses  $V_p$  et  $V_s$ . Par contre, lorsqu'on effectue le balayage en température à contrainte de confinement effective constante, on ne sollicite pas mécaniquement l'échantillon. De plus, pendant le chauffage à contrainte effective constante, le sol se dilate (comme montré le chapitre précédent), ce qui provoque des effets opposés à la densification, donc réduit les vitesses.

La procédure (2) de chargement thermique à contrainte effective constante correspond davantage à une situation réelle que la procédure (1), utilisée pour la recherche.

#### V.4.1.2. Comparaison des résultats avec les travaux bibliographiques

Seront comparés ci-dessous:

- les vitesses  $V_p$  et  $V_s$ ,
- le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson dynamique.

A ma connaissance, il n'existe pas de données d'atténuation aux fréquences ultrasonores sur les sables bitumineux Canadiens dans la bibliographie.

## a) Vitesses des ondes

La Figure V-32 compare nos résultats avec ceux obtenus par d'autres auteurs (Mochinaga et al., 2006; Han et Batzle, 2007; Kato et al., 2008) sur la même type de matériau.

- Mochinaga et al. ont réalisé des mesures de vitesses dans la gamme de 0°C à 100°C, sous une contrainte effective isotrope de 4 MPa sur un sable bitumineux d'Athabasca prélevé à une profondeur de 300 m. Les porosité et la densité déduites à partir des diagraphies sont respectivement de 35,6 % et 2,1 g/cm<sup>3</sup> ;
- L'échantillon de Han et Batzle, prélevé à une profondeur de 379 m (Alberta) présente une porosité de 37 %. Il a été soumis à une contrainte effective de 5,6 MPa pendant les mesures des vitesses en fonction de la température ;
- Les données de vitesse tirées des travaux de Kato et al. appartiennent à un échantillon venant du site d'Hangingsone possédant une densité d'environ 1,82 g/cm<sup>3</sup>.

Pour la comparaison, on a retenu les résultats des essais avec contrainte effective constante à 5 MPa (ce qui est relativement proche des contraintes appliquées par les autres travaux cités) et balayage en température de -20°C à 80°C [i.e. essai SBN2-PTA].

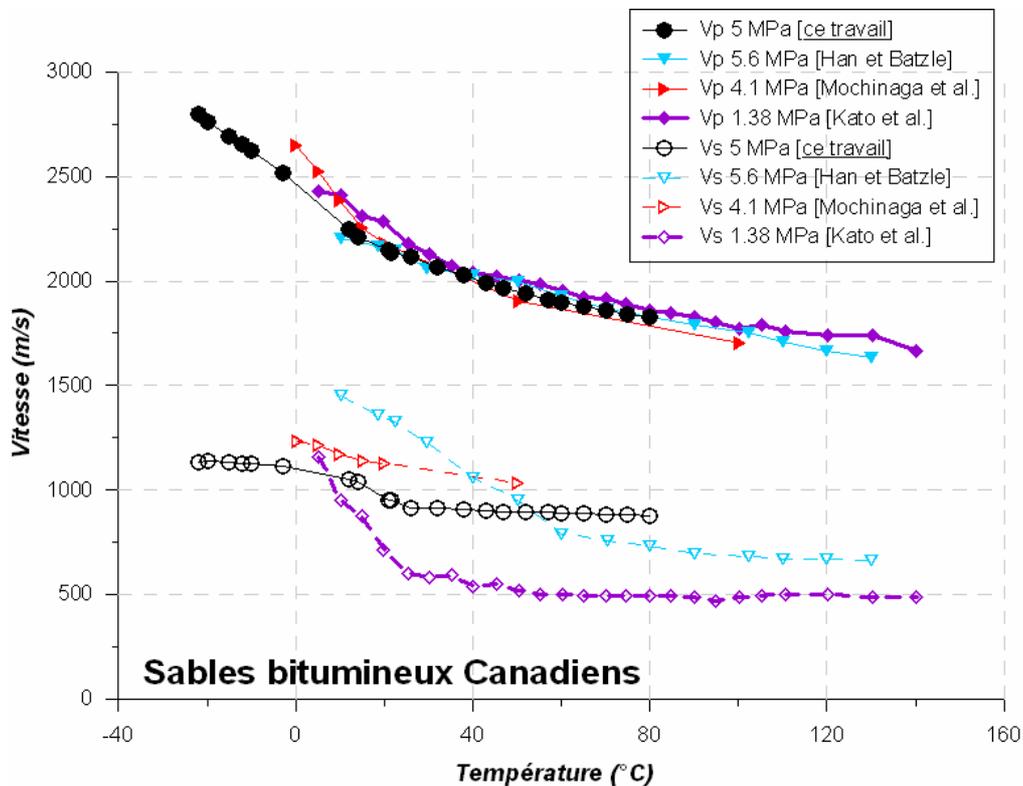


Figure V-32. Vitesses des ondes dans des sables bitumineux naturels d'Athabasca: comparaison avec les données bibliographiques.

En dépit de conditions expérimentales différentes et souvent de procédures de mesure différentes, on observe qualitativement un bon accord avec une réduction des vitesses  $V_p$  et  $V_s$  lorsque la température augmente. La dispersion est plus importante sur les ondes  $S$  que sur les ondes  $P$ . Plusieurs explications peuvent être données: remaniement des échantillons, différence des propriétés physiques, différence de pression de pore, etc. On remarque que la variation importante des vitesses autour de 30°C, notamment des vitesses de cisaillement ( $V_s$ ), identifiée par Kato et al. (2008) n'est pas confirmée par les autres travaux mentionnés, y

compris le notre. Une diminution plus progressive des vitesses est généralement enregistrée. On reviendra sur cet aspect plus loin.

*b) Rapport  $V_p/V_s$  et coefficient de Poisson dynamique*

Le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson dynamique dépendent de la température et de la contrainte (Figure V-33 et Figure V-34), cependant les résultats obtenus ne permettent pas de généraliser une tendance globale. Dans la gamme de température correspondant à la réalité (supérieure à 10°C) et de contrainte effective de 1,2 MPa à 8 MPa, le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson dynamique varient respectivement de 1,95 à 2,32 et de 0,32 – 0,38. Les valeurs de ces paramètres trouvées dans la bibliographie sont données dans le Tableau V-3. Le rapport  $V_p/V_s$  ainsi que le coefficient de Poisson dynamique trouvés dans cette étude sont du même ordre de grandeur que les données dans la bibliographie sur les sables bitumineux canadiens.

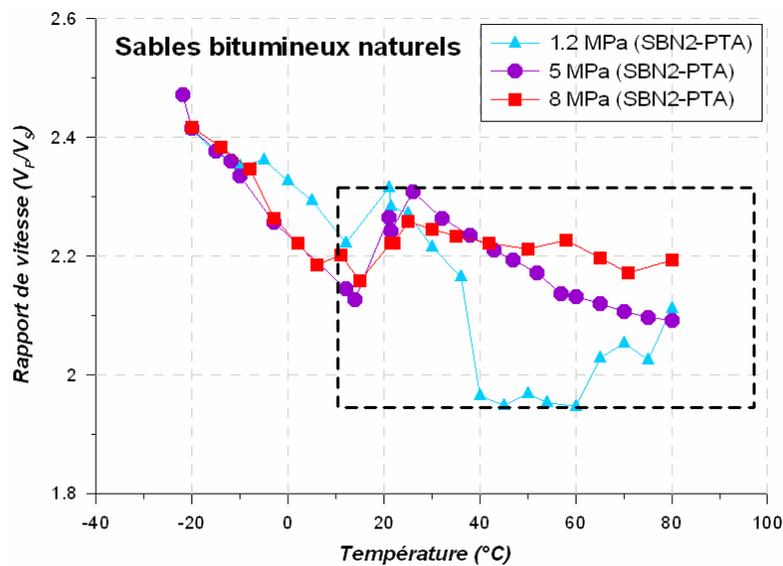


Figure V-33. Rapport des vitesses  $V_p/V_s$  dans des échantillons de sable bitumineux naturel.

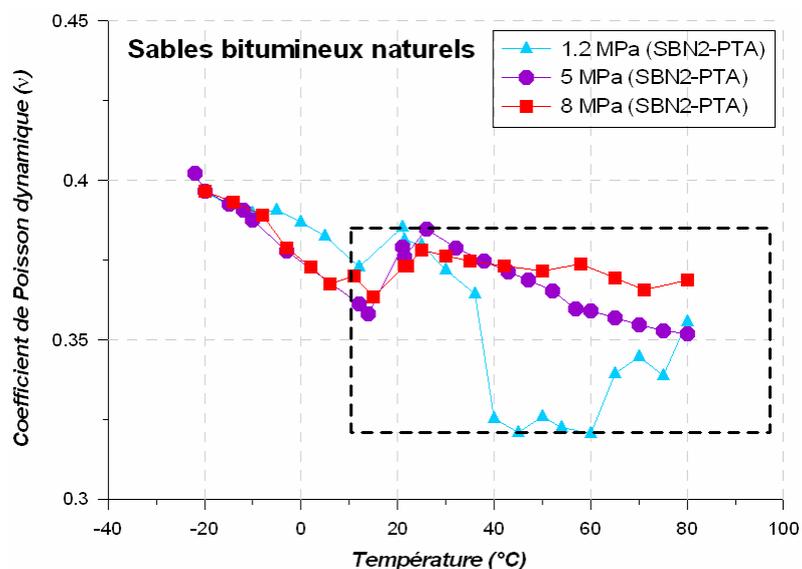


Figure V-34. Coefficient de Poisson dynamique dans des échantillons de sable bitumineux naturel.

Tableau V-3. Rapport  $V_p/V_s$  et coefficient de Poisson dynamique des sables bitumineux naturels.

Essai	$V_p/V_s$	Coefficient de Poisson dyn.	Commentaires
Ce travail	1,95 – 2,32	0,32 – 0,38	de 10°C à 80°C, de 1,2 à 8 MPa
Mochinaga et al., 2006	1,84 – 2,14	0,29 – 0,36	de 0°C à 50°C, à 4,1 MPa
Kato et al., 2008	2,2 – 3,8	0,38 – 0,4	de 5°C à 140°C, jusqu'à 6,2 MPa
Han et al., 2008c	1,8 – 2,8	0,276 – 0,427	de 10°C à 140°C

V.4.1.3. Comparaison entre sables bitumineux naturels et échantillons reconstitués

La comparaison des vitesses dans des échantillons de sable bitumineux et celles dans des échantillons reconstitués saturés de bitume est donnée sur la Figure V-35. Les données de vitesse sont tirées des essais de chauffage dans la cellule pétroacoustique à des contraintes effectives constantes variant dans la plage de 1,2 MPa à 10 MPa. On tient à rappeler que les deux matériaux sont des sables de composition minéralogique, porosité, et perméabilité absolue voisines.

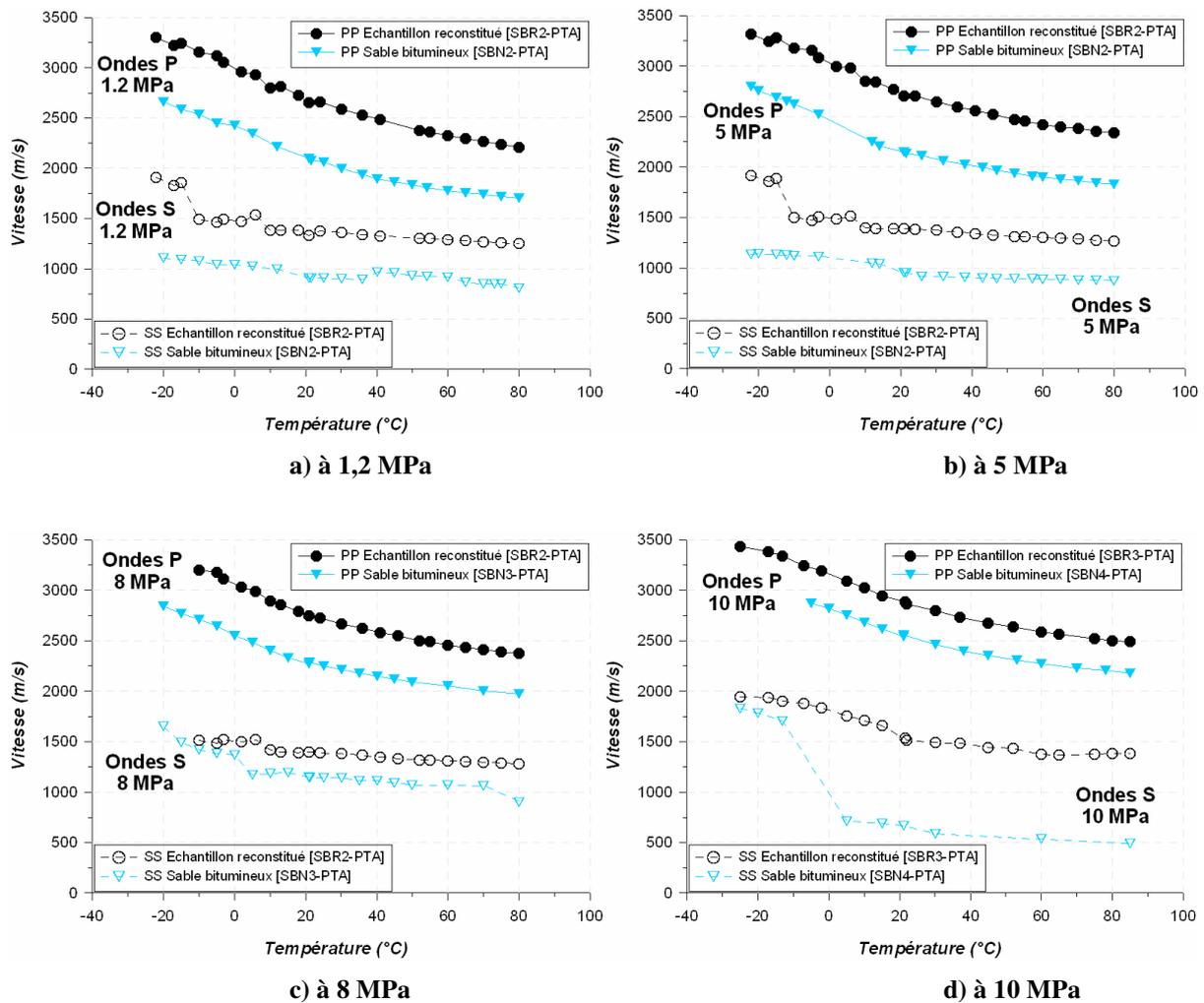


Figure V-35. Courbes vitesses des ondes – température à différentes contraintes effectives: comparaison des vitesses dans les échantillons de sables bitumineux et celles dans des échantillons reconstitués saturés de bitume.

Pour les mêmes conditions de température et de contrainte effective, les vitesses des ondes dans les échantillons reconstitués sont plus importantes que celles des échantillons de sable bitumineux naturel. Les courbes de vitesse des ondes en fonction de la température sont, dans la plupart des cas, parallèles et de tendance similaire.

L'écart constaté vient du fait que les sables bitumineux naturels sont non consolidés et non cimentés, et que les échantillons reconstitués sont faiblement cimentés et possèdent une cohésion non nulle. Une très faible cimentation peut provoquer une augmentation significative de la rigidité du matériau (Bernabe et al., 1992; Yin et al., 1992). Par ailleurs, la différence granulométrique peut également générer une différence de vitesse. Cet aspect a été également observé lors des essais géomécaniques (cf. le chapitre précédent). En effet, la granulométrie des deux matériaux est serrée, mais la taille des grains solides des échantillons reconstitués est beaucoup plus grande que celle des sables bitumineux naturels (i.e. environ respectivement  $250 \mu\text{m}$  et  $160 \mu\text{m}$ ). Plus les grains solides sont grossiers, plus les vitesses des ondes sont importantes (Han et al., 2007b). Une autre source d'écart possible peut provenir d'une faible quantité de gaz dans des sables bitumineux naturels (due au remaniement toujours rencontré de ce matériau).

La Figure V-36 illustre la diminution des modules élastiques (module d'incompressibilité  $K$  et de cisaillement  $\mu$ ) dans les deux sables avec la température. On retrouve l'influence de la cimentation du sable reconstitué.

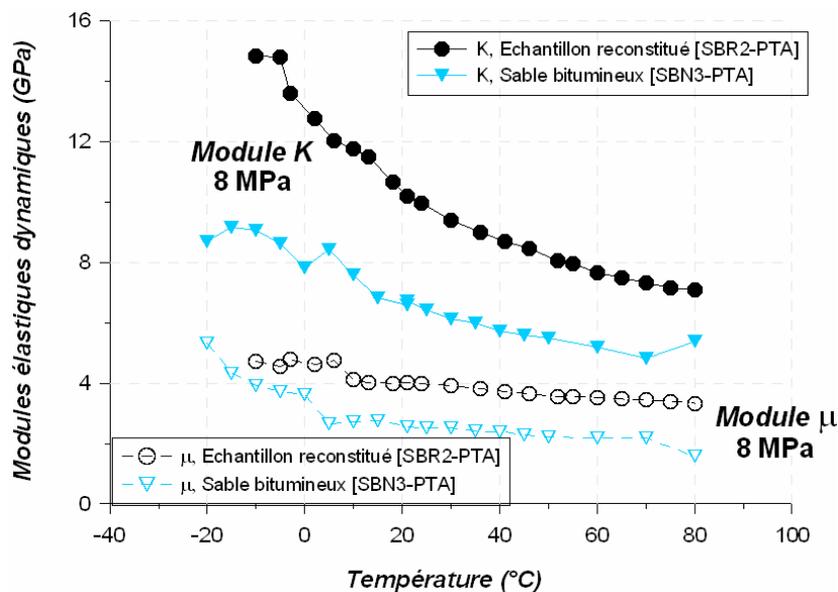


Figure V-36. Modules élastiques des échantillons de sables bitumineux et des échantillons reconstitués saturés de bitume. Les échantillons sont soumis à une contrainte effective de 8 MPa.

La Figure V-37 compare les atténuations des ondes  $P$  des échantillons de sables bitumineux et des échantillons reconstitués saturés de bitume. Les échantillons sont soumis à des contraintes effectives avoisinantes (1 et 1,2 MPa). Aux faibles températures ( $< 20^\circ\text{C}$ ), l'atténuation est plus importante dans les échantillons de sable bitumineux naturel que dans les échantillons reconstitués. La différence s'atténue après le pic d'atténuation situé autour de trentaine de  $^\circ\text{C}$ . Les pics d'atténuation des deux matériaux sont très proches l'un de l'autre.

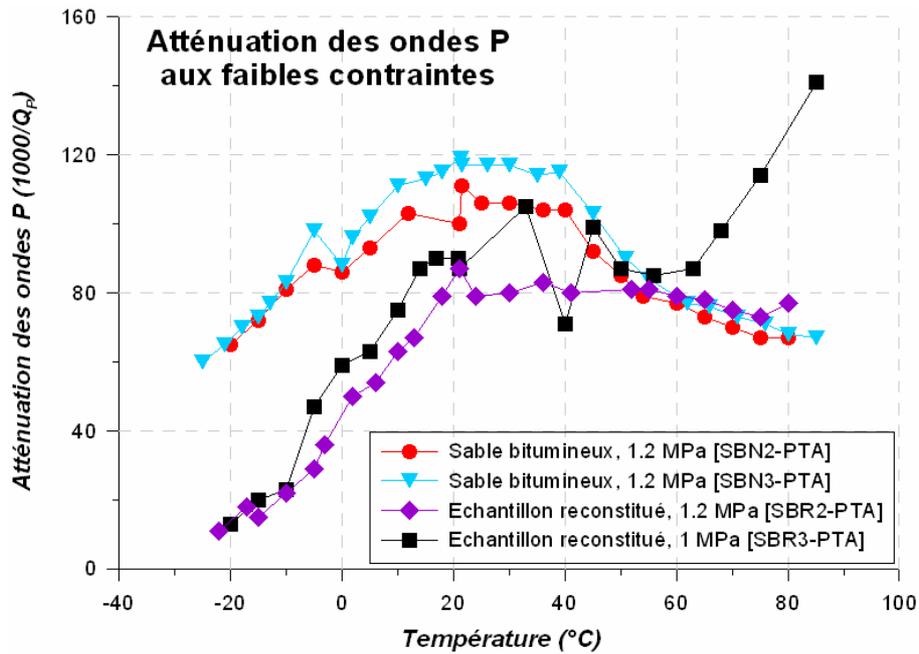


Figure V-37. Atténuation des ondes *P* des échantillons de sables bitumineux et des échantillons reconstitués saturés de bitume. Les échantillons sont soumis aux faibles contraintes effectives.

On a comparé les vitesses des sables bitumineux naturels ayant subi un chargement cyclique mécanique (i.e. la première procédure pour des sables bitumineux naturels) et celles des échantillons reconstitués saturés de bitume (Figure V-38). On obtient une bonne superposition des courbes vitesse de compression  $V_p$  – température, et une légère différence des courbes vitesse de cisaillement  $V_s$  – température. Les courbes vitesse de cisaillement  $V_s$  – température sont pratiquement parallèles.

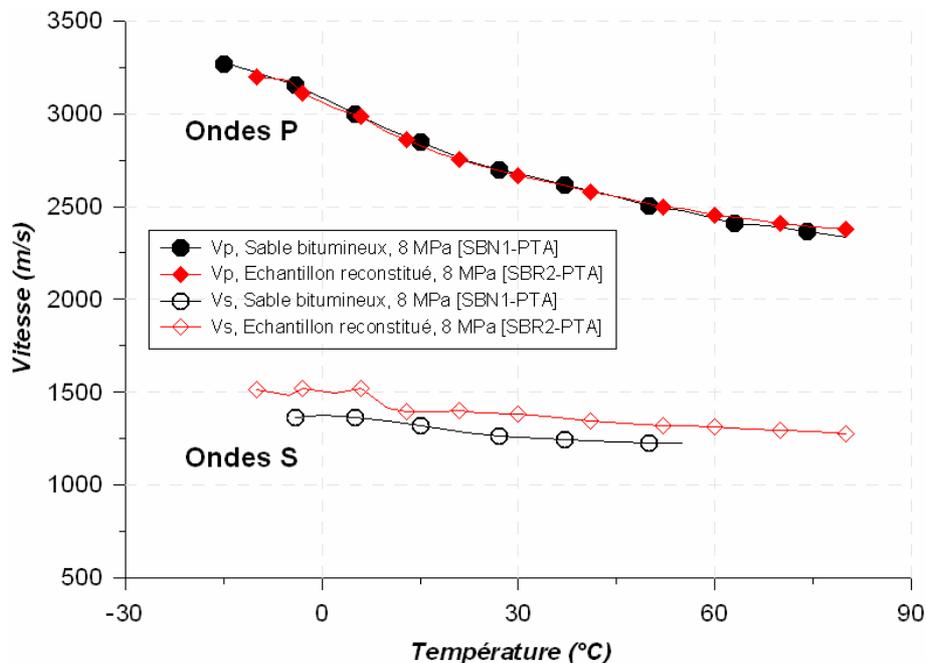


Figure V-38. Comparaison des vitesses des sables bitumineux naturels suivant la première procédure (essai SBN1-PTA) et celles des échantillons reconstitués (essai SBR2-PTA).

Si on considère que l'état du sable bitumineux naturel après plusieurs cycles de chargements mécaniques (i.e. la première procédure pour des sables bitumineux naturels) est identique à l'état "intact" in situ, alors les échantillons reconstitués pourraient servir d'analogie aux sables naturels. Cette considération est importante puisque l'obtention d'un échantillon intact de sable bitumineux est difficilement réalisable (Dusseault et Morgenstern, 1978), et l'utilisation d'un modèle représentatif de ce matériau est nécessaire.

#### V.4.2. Discussions sur l'influence des fluides saturants

##### a) Explication par la hypothèse d'un couplage visqueux

Quantitativement, l'augmentation des vitesses de cisaillement  $V_s$  observée dans l'échantillon saturé de glycérol par rapport à celles de l'échantillon saturé d'eau (Figure V-27, essais de substitution des fluides) peut être expliquée par un couplage visqueux intervenant à l'interface liquide-solide (Bourbié et al., 1987; Wang et al., 1990b). Une "profondeur de peau"  $d_s$  (*skin depth*) a été proposée pour caractériser ce couplage qui dépend à la fois de la viscosité du fluide interstitiel et de la fréquence du signal transmis. Cette profondeur est définie comme suit:

$$d_s = \sqrt{\frac{\eta}{\rho_f \times \pi \times f}} \quad (\text{V-2})$$

où  $\eta$ ,  $\rho_f$  et  $f$  sont respectivement la viscosité du fluide saturant, sa densité et la fréquence du signal.

La "profondeur de peau" est proportionnelle à la racine carrée de la viscosité et inversement proportionnelle à la racine carrée de la fréquence et de la densité du fluide interstitiel. En fait, en se propageant dans les échantillons saturés, les ondes de cisaillement font intervenir un couplage dans les microfissures et les pores ayant un diamètre inférieur à la profondeur  $d_s$ . Comme on l'a vu précédemment dans le chapitre concernant les propriétés des fluides saturants, la viscosité du glycérol est beaucoup plus élevée que celle de l'eau à n'importe quelle température. Cette différence de viscosité est beaucoup plus importante que la différence des autres facteurs tels que le module d'incompressibilité, ou la densité. Par conséquent, la profondeur de peau (donc le couplage visqueux) dans le système squelette sableux-glycérol est beaucoup plus élevée que dans le système squelette sableux-eau. Alors, les ondes de cisaillement peuvent se propager à travers un plus grand nombre de petits pores saturés de glycérol alors qu'elles ignorent les mêmes pores saturés d'eau. Il en résulte des vitesses de cisaillement plus élevées dans le système squelette sableux-glycérol que dans le système squelette sableux-eau.

##### b) Influence de la saturation des fluides sur les paramètres de la formule empirique de Somerton (1982)

On cherche à évaluer l'influence de la saturation des fluides sur les paramètres de la formule empirique  $V_{p,s} = A_{p,s} (\sigma)^{\frac{1}{x_{p,s}}}$  (pour  $V_p$  et  $V_s$ ) (Somerton, 1982) mentionnée précédemment (voir l'équation V-1). Les paramètres de calage sont présentés dans le Tableau V-4.

Tableau V-4. Paramètres de l'équation de Somerton (1982) (à 21°C).

Echantillon	$A_P$	$x_P$	$A_S$	$x_S$	$A_P/A_S$
Sec [SSR7-PTA]	1659	8,9	1047	10,2	1,58
Saturation avec de l'eau [SWR3-PTA]	1994	10,6	847	6,28	2,35
Saturation avec du glycérol [SGR5-PTA]	2686	28,9	1674	46,3	1,60

Lors de la saturation avec de l'eau (fluide non visqueux), le paramètre  $A_P$  et l'exposant  $x_P$  augmentent mais le paramètre  $A_S$  et l'exposant  $x_S$  diminuent par rapport à l'état sec. Cela conduit à un fort rapport  $A_P/A_S$ .

Lors de la saturation avec du glycérol (fluide visqueux), tous les paramètres  $A_P$ ,  $A_S$  et  $x_P$ ,  $x_S$  augmentent par rapport à l'état sec mais le rapport  $A_P/A_S$  reste inchangé. L'augmentation des exposants  $x_P$  et  $x_S$  dans ce cas traduit une faible sensibilité des vitesses des ondes aux variations de contrainte effective.

### V.4.3. Influence de la viscosité du fluide interstitiel

#### V.4.3.1. Influence de la viscosité avec du bitume

##### a) Allure des courbes vitesse-température des sables bitumineux naturels

Les résultats des vitesses des ondes  $P$  en fonction de la température sont présentés dans la Figure V-39. Les mesures ont été effectuées dans la cellule pétroacoustique et dans la cellule triaxiale, à faibles contraintes effectives (1,2 MPa, 1,5 MPa et 1,7 MPa).

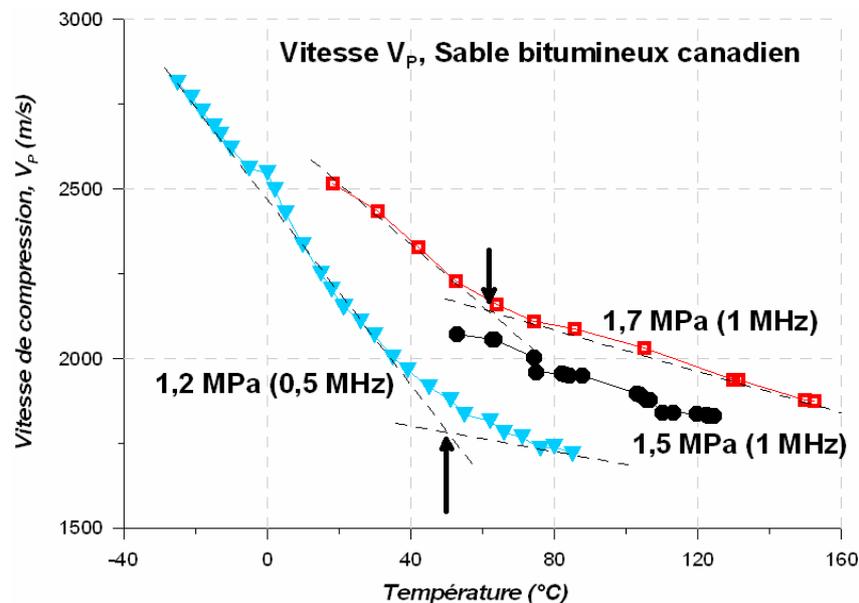


Figure V-39. Vitesses des ondes  $P$  en fonction de la température dans des sables bitumineux naturels [Essais OS1hpht, OS2hpht et SBN3-PTA].

On observe que la diminution des vitesses  $V_P$  avec la température est plus rapide aux faibles températures qu'aux fortes températures. Il semble que la transition de comportement de la vitesse s'effectue autour de 50°C - 60°C (ou de 2 500 à 10 000 cPo ou de 2,5 Pa.s à 10 Pa.s) (Figure V-39). Cette observation est compatible avec les résultats donnés par Han et Batzle

(2007) sur des échantillons de sable bitumineux Canadien, qui présentent également une zone de transition autour de 60°C. Compte tenu du changement progressif du comportement du bitume lui-même avec la température, ces résultats semblent plus raisonnables que le changement très brutal des courbes vitesse – température identifié par Kato et al. (2008) pour des températures autour de 30°C.

b) *Échantillons reconstitués saturés de bitume*

La Figure V-40 rassemble sur le même diagramme en fonction de la température les résultats de mesures de vitesses  $V_p$  dans les échantillons reconstitués sec et saturés de bitume (sous 8 MPa de contrainte effective) ainsi que des mesures de  $V_p$  dans le bitume lui même.

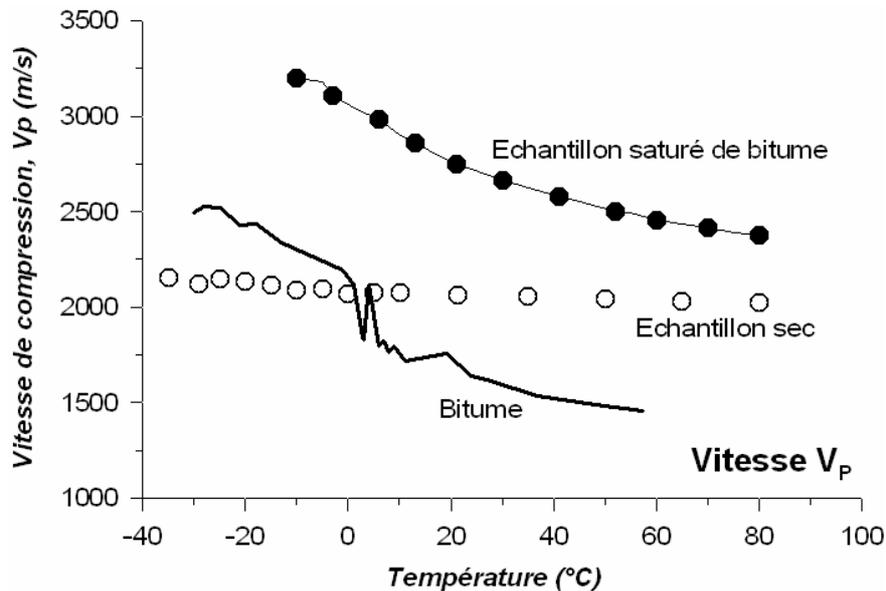


Figure V-40. Influence du bitume sur la dépendance de la vitesse en température [Essais SSR2-PTA et SBR2-PTA à 8 MPa].

On observe que les allures des courbes vitesse-température dans le bitume et dans les échantillons saturés de bitume sont quasiment parallèles. Comme les vitesses dans l'échantillon sec ne changent pas avec la température, cela montre l'impact du bitume lui-même.

L'augmentation de la vitesse  $V_p$  est due à l'augmentation du module d'incompressibilité global du système squelette – bitume, mais aussi due au module de cisaillement du bitume lié à sa viscosité.

La Figure V-41 compare les vitesses de compression  $V_p$  dans un échantillon saturé de bitume et dans un échantillon saturé d'eau. Les essais ont été effectués à la même contrainte effective (1,5 MPa) dans la même cellule. Les vitesses dans l'échantillon saturé d'eau ne changent pratiquement pas avec la température alors que la diminution est manifeste pour l'échantillon saturé de bitume. Au delà de 60°C, le comportement du sable bitumineux ressemble fortement à celui du sable saturé d'eau. La rigidité due à la viscosité du bitume disparaît progressivement.

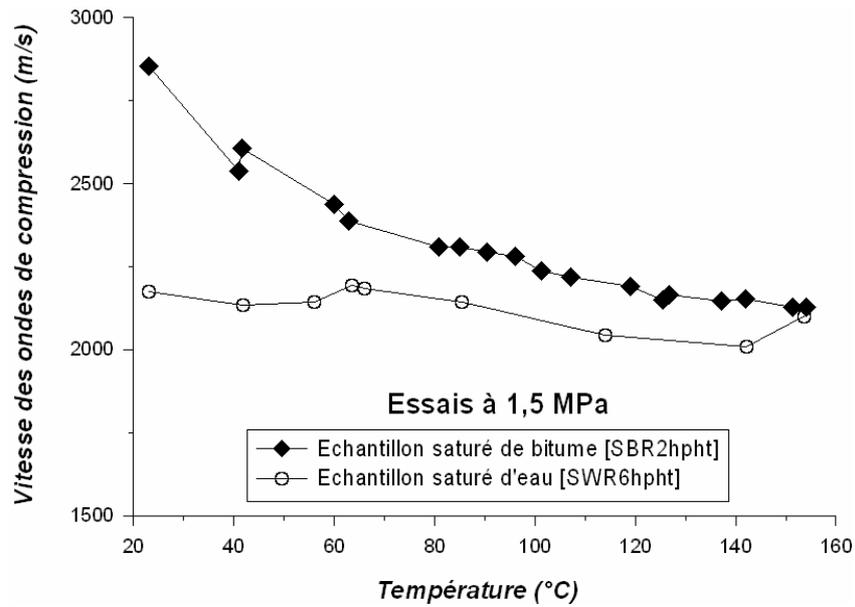


Figure V-41. Vitesses des ondes de compression: échantillon saturé de bitume et échantillon saturé d'eau [Essais d'échauffement à une contrainte effective isotrope de 1,5 MPa: SBR2hpht et SWR6hpht].

#### V.4.3.2. Influence de la viscosité avec du glycérol

La Figure V-42 présente les mesures de vitesse dans l'échantillon saturé de glycérol en fonction de la température et de la contrainte effective. Les mesures de vitesse dans cet échantillon à l'état sec sont également présentées pour la comparaison.

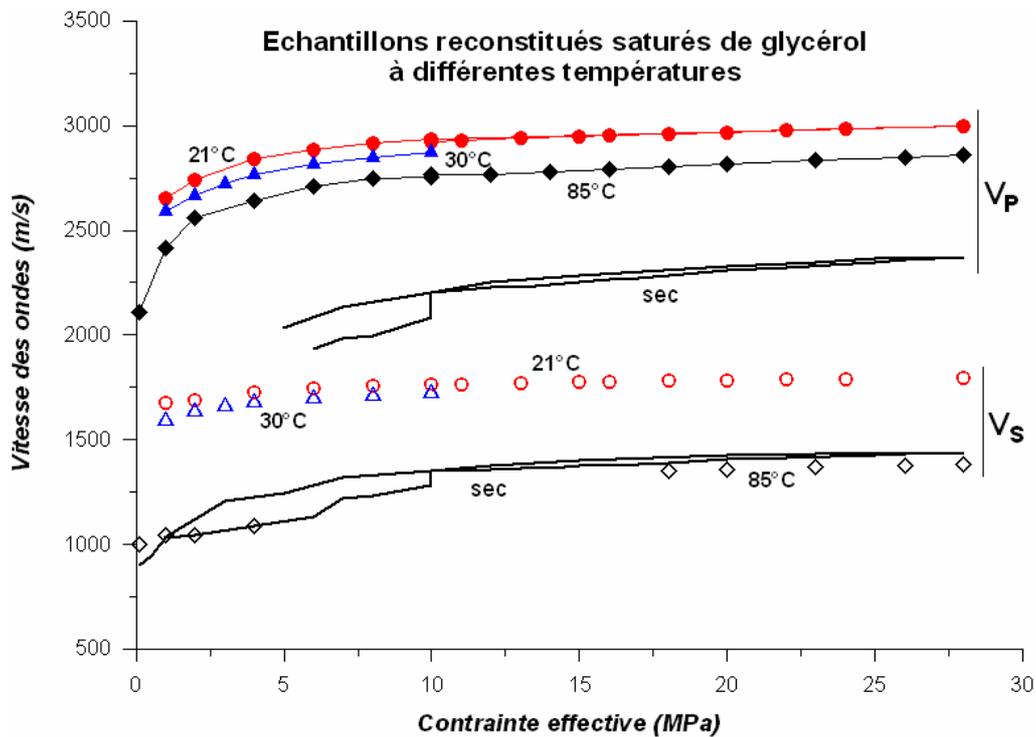


Figure V-42. Effet de la contrainte effective et de la température sur les vitesses des ondes dans des échantillons saturés de glycérol [Essais SSR7-PTA et SGR5-PTA].

Les courbes de vitesses - contrainte effective à différentes températures montrent pratiquement la même tendance. Les vitesses  $V_p$  sont plus élevées dans la roche saturée qu'à l'état sec, alors qu'à 85 °C, les vitesses  $V_s$  à l'état saturé sont légèrement plus faibles que celles à l'état sec. En effet, en passant de 21°C à 85°C, la réduction des vitesses de compression  $V_p$  (environ 6 %) est moins prononcée que celle des vitesses de cisaillement  $V_s$  (environ 30 %).

Les résultats montrent à nouveau l'impact de la viscosité du fluide interstitiel sur les vitesses. Aux faibles températures (21°C et 30°C), les fortes valeurs de vitesse  $V_s$  sont attribuées à la contribution de la viscosité du glycérol au module effectif de cisaillement. Lorsque la température augmente, la viscosité du glycérol diminue significativement, entraînant une diminution du module de cisaillement du glycérol. Dans cette étude, à 85°C, le module de cisaillement du glycérol est effectivement négligeable et ne contribue plus à la rigidité globale du système squelette rocheux - glycérol. Alors la faible réduction de la vitesse de cisaillement par rapport à son état sec est due à l'augmentation de la densité globale de l'échantillon. Et comme le module d'incompressibilité de l'échantillon saturé est quasi indépendant de la viscosité (Nur et Simmons, 1969) alors que le module effectif de cisaillement dépend fortement de la viscosité, la variation des vitesses des ondes  $S$  en fonction de la température est de toute évidence plus importante que celle des vitesses des ondes  $P$ .

Les figures V-43 et V-44 présentent des courbes vitesses – contrainte et des courbes atténuations – contraintes à différentes températures. Les vitesses des ondes  $P$  ont été normalisées par rapport aux mesures effectuées à 1 MPa en contrainte effective. Les courbes confirment que lorsque le matériau est saturé par le glycérol, qui est un fluide visqueux, les vitesses et les atténuations du matériau dépendent significativement de la température.

- Les propriétés acoustiques des ondes dans des échantillons saturés d'eau, qui est un fluide non visqueux, ne dépendent pas de la température.
- Par ailleurs, lors de la saturation par du glycérol, d'une part, l'augmentation de la vitesse avec la contrainte effective est plus prononcée à forte température (donc à faible viscosité) qu'à faible température (donc à forte viscosité); d'autre part, l'atténuation des ondes  $P$  est légèrement plus importante dans les échantillons chauffés que dans les échantillons non-chauffés.

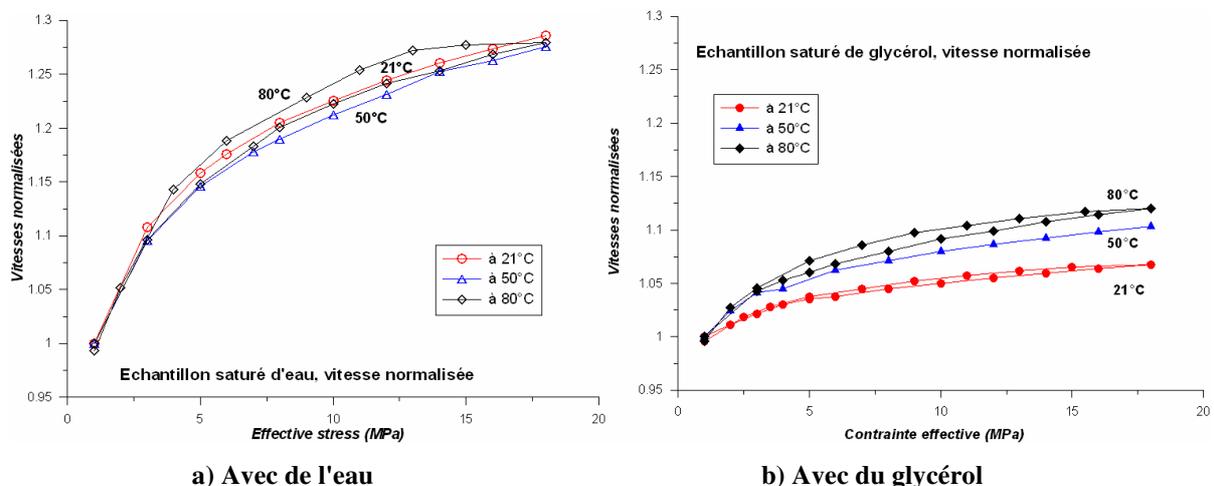


Figure V-43. Vitesses normalisées des ondes  $P$  en fonction de la contrainte effective à différentes températures dans les échantillons saturé d'eau (SWR4-PTA) ou de glycérol (SGR6-PTA).

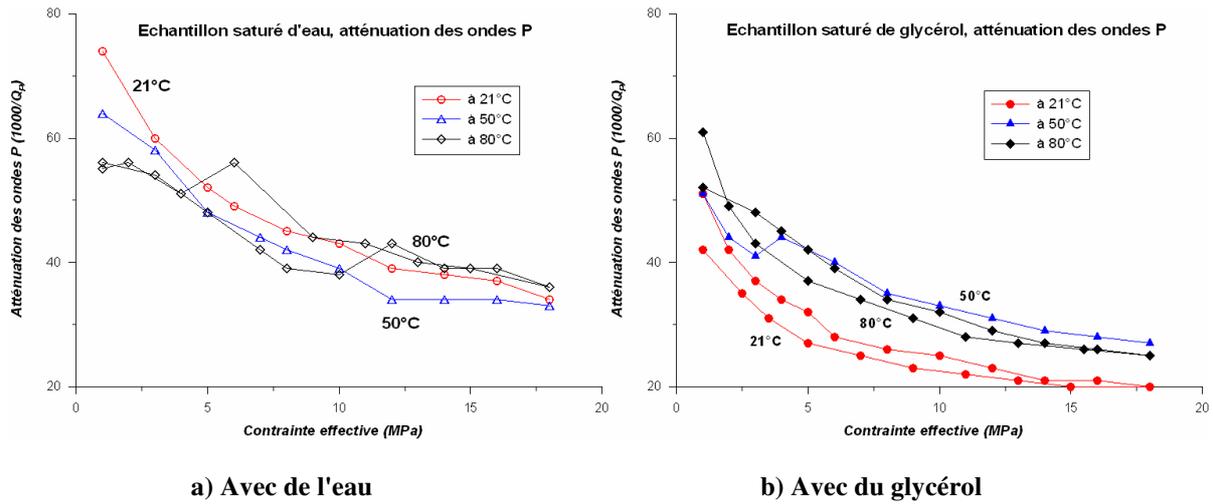


Figure V-44. Atténuation des ondes P en fonction de la contrainte effective à différentes températures dans les échantillons saturé d'eau (SWR4-PTA) ou de glycérol (SGR6-PTA).

### V.4.3.3. Influence comparative du bitume et du glycérol

La Figure V-45 représente l'évolution des vitesses en fonction de la viscosité des fluides interstitiels considérés (bitume, glycérol et eau).

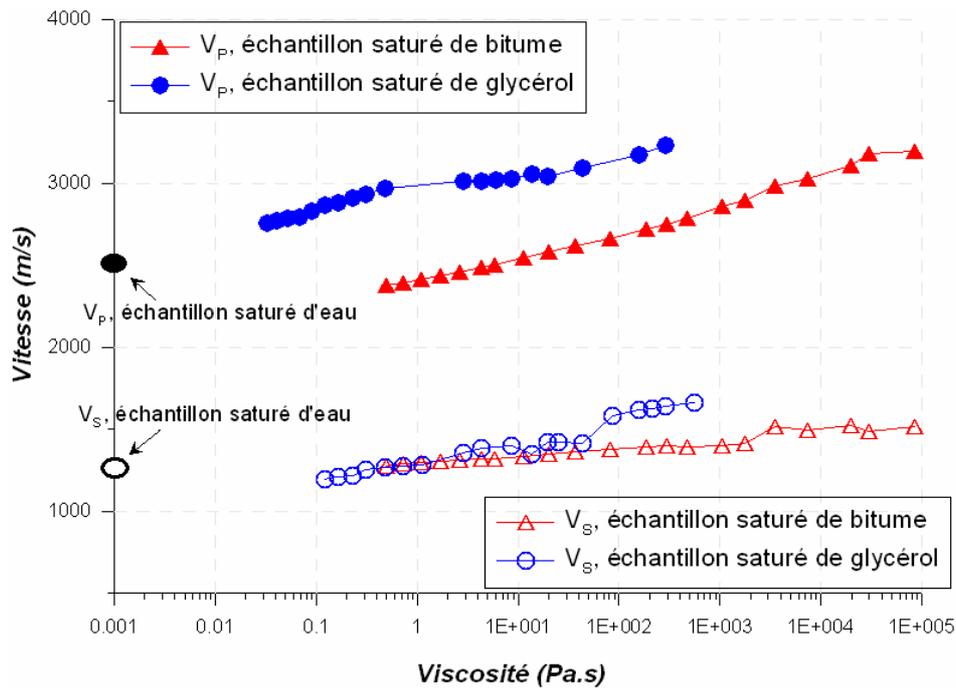


Figure V-45. Vitesses en fonction de la viscosité du fluide saturant (à une constante contrainte effective) [Essais SBR2-PTA et SGR3-PTA à 8 MPa].

Les courbes montrent la même tendance. Les vitesses de cisaillement  $V_s$  sont comparables à la même viscosité, sauf quelques dispersions aux très fortes viscosités (donc aux très faibles températures). Cela traduit l'impact dominant de la viscosité sur les vitesses de cisaillement. Par contre, à viscosité égale, les valeurs des vitesses de compression  $V_p$  sont différentes,

preuve que la viscosité du fluide interstitiel n'est pas le seul paramètre à jouer un rôle. D'autres aspects peuvent jouer (nature physique du fluide, sa densité, son interaction avec les grains sableux, etc.). Par exemple, le module d'incompressibilité du glycérol est plus important que celui du bitume (voir la partie des propriétés des fluides saturants) (cf. le chapitre 3).

Aux très faibles viscosités des fluides interstitiels (donc aux très fortes températures), les vitesses des ondes  $P$  et  $S$  dans des échantillons saturés avec des fluides visqueux sont relativement comparables avec celles dans des échantillons saturés d'eau. Les différences sont uniquement dues à la différence de densité et de module d'incompressibilité, non à la viscosité.

#### V.4.4. Mécanismes d'atténuation

##### V.4.4.1. Interaction entre le fluide et les grains solides dans le sable bitumineux

Comme on a déjà vu dans l'étude bibliographique, les sables bitumineux sont des milieux dispersifs où les vitesses dépendent de la fréquence du signal acoustique. Un fort changement de vitesse avec la fréquence se produit aux alentours du pic d'atténuation. Les fréquences correspondantes sont appelées fréquences caractéristiques (ou critiques) pour laquelle l'effet atténuant est maximum. Plusieurs mécanismes dispersifs peuvent intervenir: dispersion des vitesses du fluide saturant lui-même, interactions entre le fluide et les grains solides (mécanisme d'écoulement global, mécanismes d'écoulement local et de relaxation visqueuse). A leur tour, ils sont contrôlés par les propriétés du fluide saturant, principalement sa viscosité.

La fréquence caractéristique à laquelle le mécanisme de Biot devient opérant s'exprime:

$$f_{Biot} = \frac{\phi\eta}{2\pi\rho_f k} \quad (V-3)$$

où  $\eta$  et  $\rho_f$  sont la viscosité et la densité du fluide saturant;  $\phi$  et  $k$  sont respectivement la porosité et la perméabilité du matériau.

La fréquence caractéristique du mécanisme d'écoulement local s'écrit par:

$$f_{squirt} = \frac{K_s\alpha^3}{\eta} \quad (V-4)$$

où  $\alpha$  est le facteur de forme des pores (ou des microfissures),  $K_s$  le module d'incompressibilité du minéral des grains solides et  $\eta$  la viscosité du bitume.

La fréquence caractéristique à laquelle le mécanisme de la relaxation visqueuse du fluide devient opérant est donnée par:

$$f_{visc.crack} = \frac{G_s\alpha}{2\pi\eta} \quad (V-5)$$

où  $\alpha$  est un facteur de forme des pores (ou des fissures),  $G_s$  le module de cisaillement du minéral des grains solides, et  $\eta$  la viscosité du bitume.

La fréquence caractéristique (ou critique) du mécanisme de Biot est proportionnelle à la viscosité du fluide ( $\eta$ ); elle dépend également de sa densité et des propriétés physiques de la matrice (porosité et perméabilité). Quant aux mécanismes d'écoulement local et de relaxation visqueuse, les fréquences caractéristiques (ou critiques) sont proportionnelles à l'inverse de la viscosité du fluide ( $\eta$ ) et sont fortement dépendantes de la compressibilité des espaces poreux qui est introduite implicitement par le facteur de forme  $\alpha$ .

Les paramètres utilisés pour l'estimation des fréquences caractéristiques sont donnés dans le Tableau V-5. Les résultats sont montrés sur la Figure V-46 pour la cas où le facteur de forme prend une valeur de 0,03, d'après Florez-Nino et Vega (2009). Les fréquences correspondant aux mesures au laboratoire, aux diagraphies soniques ainsi qu'aux méthodes sismiques sont également présentées sur la figure.

Tableau V-5. Paramètres utilisés pour l'estimation des fréquences caractéristiques : sable bitumineux.

Paramètres	Valeur	Commentaires
Porosité $\phi$ (%)	38 (32)	Laboratoire (in-situ)
Perméabilité, $k$ (D)	5 (1)	Laboratoire (in-situ)
Phase solide (quartz)		
Facteur de forme des pores $\alpha$	0,03	Florez-Nino et Vega (2009)
Module d'incompressibilité $K_S$ (Pa)	$38 \times 10^9$	Quartz pur
Module de cisaillement $G_S$ (Pa)	$44 \times 10^9$	Quartz pur
Bitume		
Densité, $\rho_f$ (kg/m <sup>3</sup> )	$-0,65 \times T^\circ + 1014$	$T^\circ$ est la température en $^\circ\text{C}$
Viscosité, $\eta$ (cPo)	$1 - 7 \times 10^6$	Gamme de SAGD (8-280 $^\circ\text{C}$ )

les valeurs de porosité et perméabilité entre parenthèse correspondent aux valeurs in situ (intact).

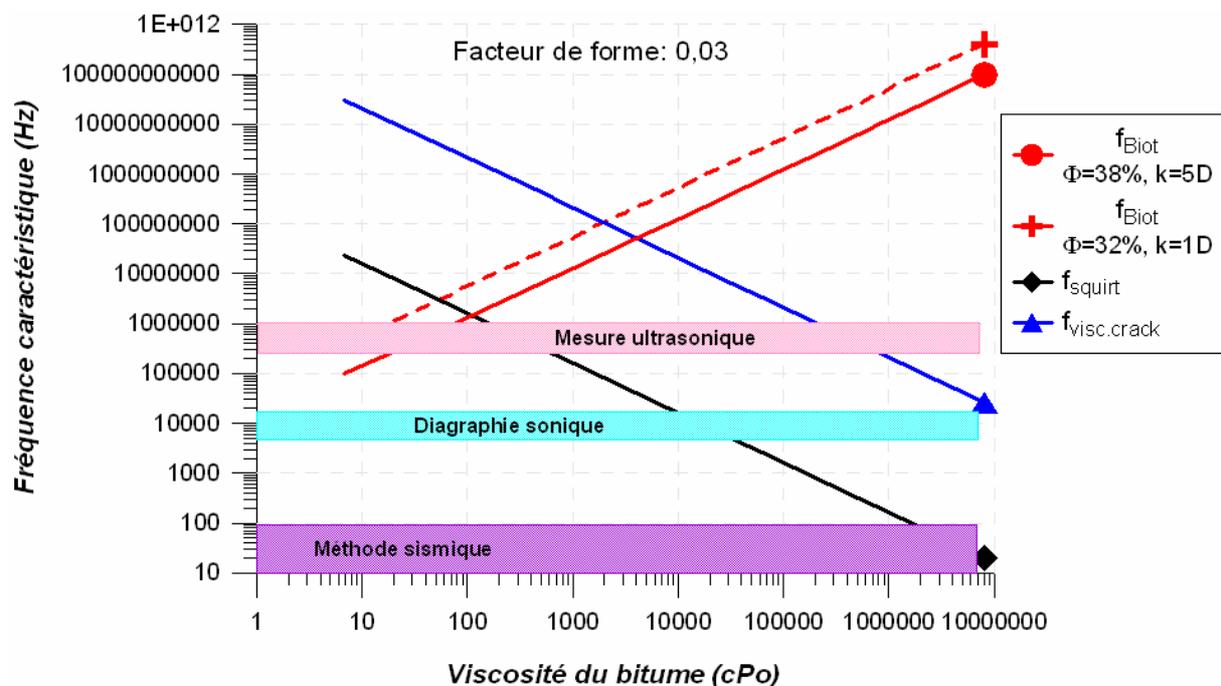


Figure V-46. Fréquences caractéristiques des mécanismes d'interaction bitume – grains solides. Le facteur de forme des pores  $\alpha = 0,03$ .

Le mécanisme de relaxation visqueuse (fréquences caractéristiques  $f_{visc.crack}$ ) peut contribuer à la dispersion des vitesses et à l'atténuation aux fréquences ultrasonores aux très fortes viscosités (de 200 000 cPo à 1 000 000 cPo) (correspondant aux températures entre 10°C et 22°C).

Le mécanisme de Biot (fréquences caractéristiques  $f_{Biot}$ ) se manifeste aux fréquences ultrasonores correspondant aux très faibles viscosités (de quelques cPo à 50 cPo) (correspondant aux températures plus importantes que 150°C). Le changement des paramètres de porosité et de perméabilité n'induit qu'un faible changement de la fréquence caractéristique.

Le mécanisme d'écoulement local (fréquences caractéristiques  $f_{s squirt}$ ) opère dans toute la gamme des fréquences, en fonction de la viscosité du bitume. Aux fréquences ultrasonores, le mécanisme d'écoulement local pourrait se produire pour une viscosité de 200 (cPo) et 600 (cPo) (correspondant aux températures entre 80°C et 100°C). Aux fréquences des diagraphies soniques, lorsque la viscosité est de l'ordre de 10 000 (cPo) à 40 000 (cPo) (températures de 30°C à 50°C), on pourra considérer que mécanisme d'écoulement local est opérant. Aux fréquences sismiques par contre, ce mécanisme ne devient opérant que si la viscosité du fluide est très élevée, environ quelques millions cPo correspondant aux conditions in situ à l'état naturel (d'environ 8 -10°C).

Les fréquences caractéristiques des mécanismes d'écoulement local et de relaxation visqueuse dépendent du facteur de forme des pores (i.e. le rapport épaisseur/diamètre des pores), qui reflète la forme des espaces poreux du matériau. Ce facteur est éventuellement lié à son tour à la compressibilité des espaces poreux sous l'action de la contrainte appliqué et à la mobilité des fluides saturants.

La Figure V-47 examine les effets de ce facteur. Les calculs ont été effectués avec des valeurs de facteur de forme variant de 0,07 à 0,3, suivant la suggestion de Das et Batzle (2010), ou bien de 0,99 (représentant le cas théorique non réaliste où quasiment tous les pores sont arrondis). La fréquence caractéristique du mécanisme de Biot, quant à elle, est indépendante de ce paramètre.

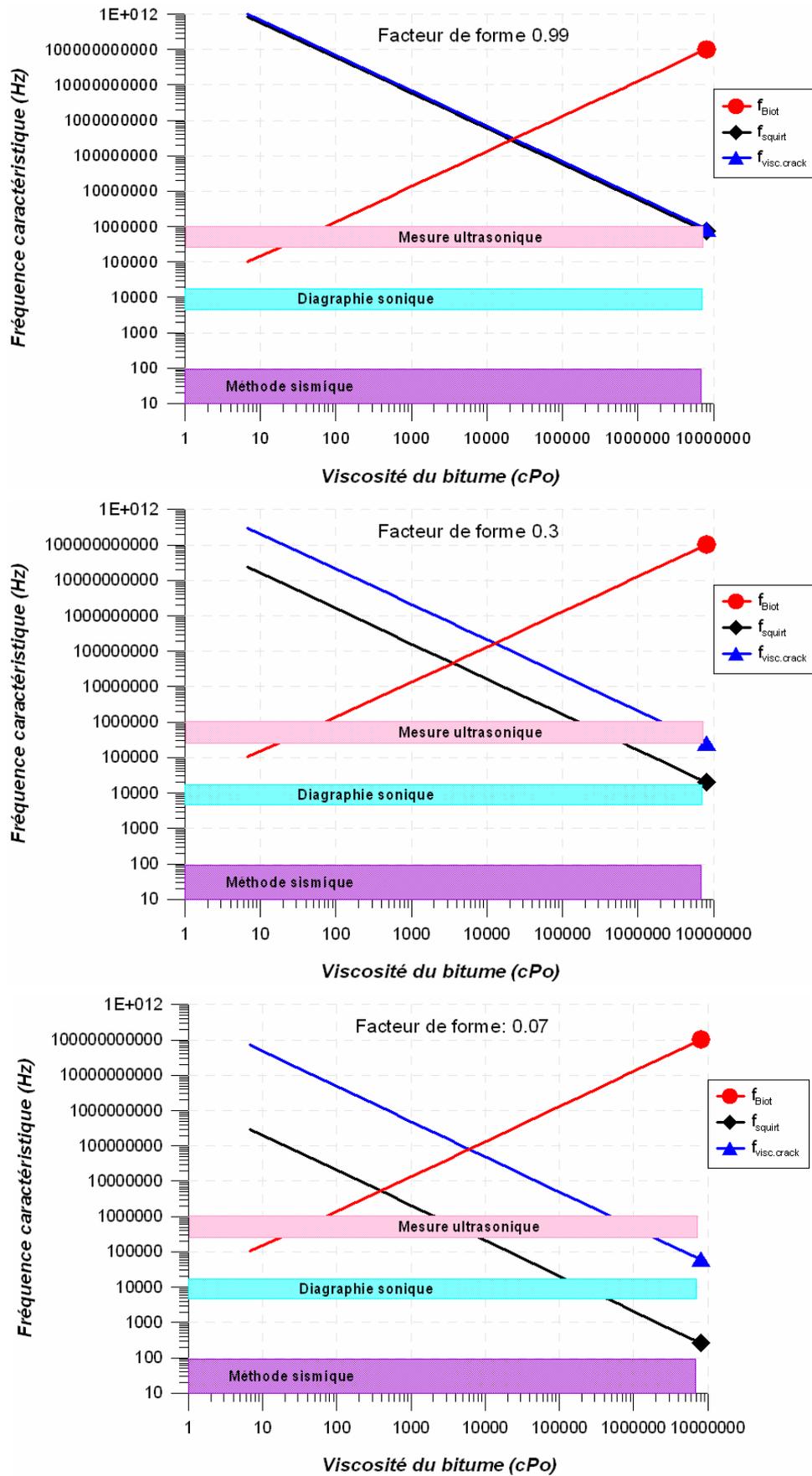


Figure V-47. Fréquences caractéristiques des mécanismes d'interaction bitume – grains solides: Impact du facteur de forme des pores:  $\alpha = 0,99$  (en haut),  $\alpha = 0,3$  (au milieu) et  $\alpha = 0,07$  (en bas).

Plus le facteur de forme des pores (ou des microfissures) est petit, plus les mécanismes d'écoulement local et de relaxation visqueuse deviennent actifs pour des viscosités plus faibles (i.e. aux températures plus fortes). Si l'on considère que plus la contrainte effective est importante, plus les pores deviennent aplatis, entraînant des facteurs de forme de plus en plus petits. On déduit par conséquent que plus les contraintes appliquées augmentent, plus l'impact des mécanismes d'atténuations se déplacera vers les faibles viscosités.

Attention lorsque le facteur de forme est plus grand que 0,3, aucun mécanisme d'interaction fluide – grains solides ne peut contribuer à l'atténuation des ondes aux fréquences soniques ou aux fréquences sismiques. Alors la dispersion des vitesses et l'atténuation des ondes dans le sable bitumineux seront uniquement attribuées au caractère dispersif et atténuant du bitume lui-même.

En conclusion, les résultats suggèrent que le mécanisme d'écoulement local (*squirt flow*) est opérant aux différentes conditions de viscosité et de fréquence. Les autres mécanismes d'interaction fluide – grains solides: mécanisme de Biot et mécanisme de relaxation visqueuse ne deviennent opérant qu'aux fréquences ultrasonores et dans des conditions extrêmes de viscosité. Le cas où le facteur de forme est plus grand que 0,3 (extrêmement rare dans la réalité d'avoir des pores arrondis), aucune mécanisme d'interaction n'est actif dans les gammes de fréquences des diagraphies soniques ou de sismique de surface.

On remarquera qu'il y aurait peut être d'autres mécanismes d'atténuation (frottement grain sur grain par exemple), cependant ils ne joueraient qu'un rôle secondaire lors de l'interprétation des données sismiques, d'après Bauer et al. (2011).

#### **V.4.4.2. Interprétation des résultats de l'atténuation dans les échantillons reconstitués saturés de glycérol**

La Figure V-48 montre l'évolution des atténuations des ondes de cisaillement dans des échantillons saturés de glycérol en fonction de la température et de la viscosité. La relation entre la viscosité et la température peut être consultée dans le chapitre 3 (cf. figure III-26).

Aux faibles contraintes effectives, un pic d'atténuation peut être observé autour de  $-25^{\circ}\text{C}$  malgré une certaine dispersion. Par contre aux fortes contraintes, le pic d'atténuation semble se déplacer vers  $10^{\circ}\text{C}$  à  $20^{\circ}\text{C}$ . Les viscosités correspondantes à ces températures sont respectivement 100 000 à 250 000 cPo et 1 000 à 3 000 cPo. Un autre pic d'atténuation pourrait apparaître à haute température (environ  $60^{\circ}\text{C}$  aux faibles contraintes et environ  $80^{\circ}\text{C}$  aux fortes contraintes), correspondant aux viscosités d'environ 30 - 80 cPo. Cependant les résultats obtenus sont à vérifier.

L'existence d'un ou de plusieurs pics d'atténuation en fonction de la viscosité du fluide saturant confirme les travaux de Nur et Simmons (1969) et VoThanh (1990).

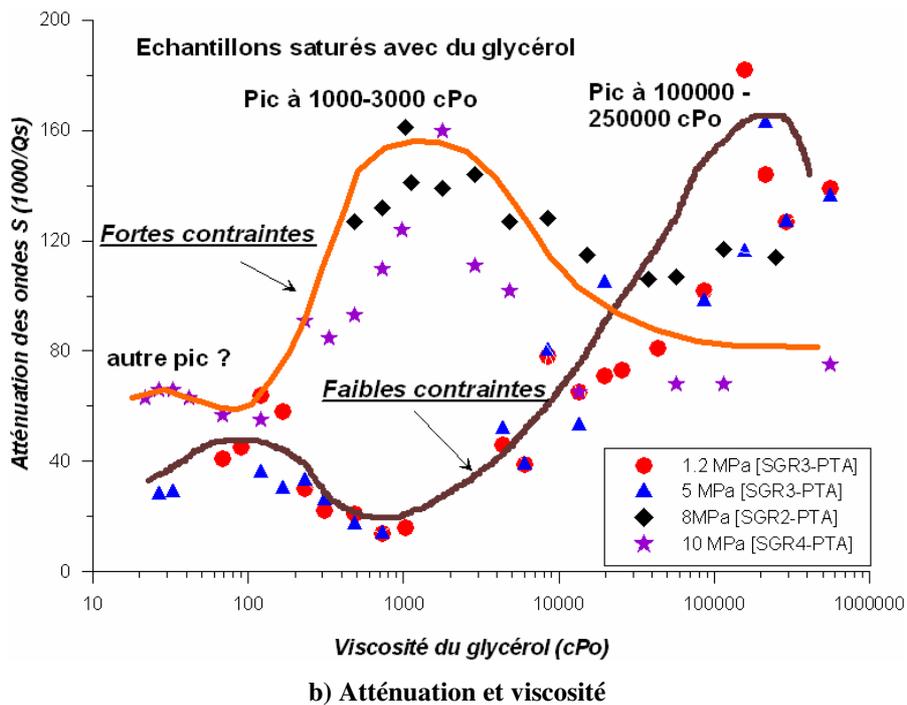
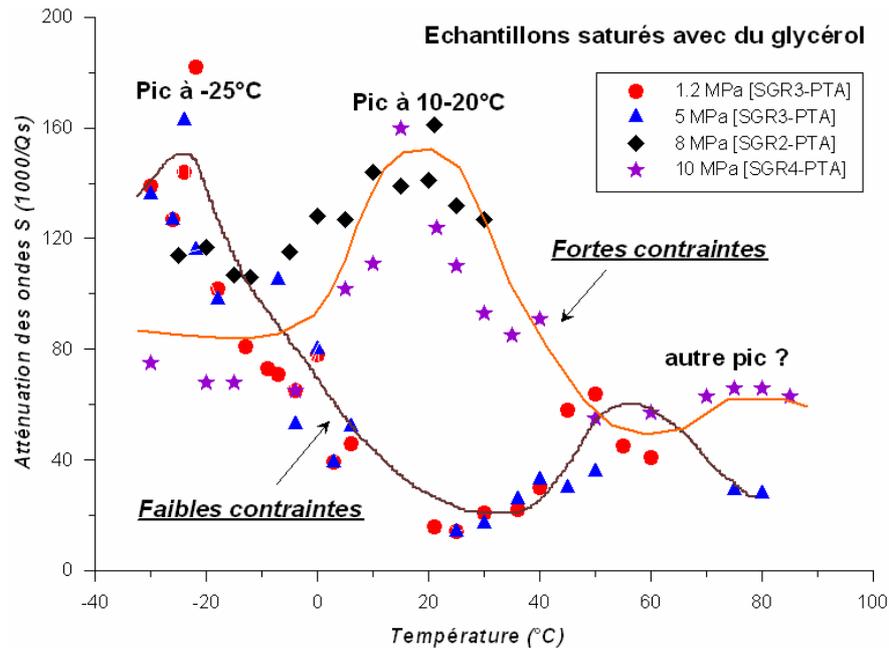


Figure V-48. Atténuations des ondes de cisaillement dans des échantillons saturés de glycérol.

Les résultats observés des pics d'atténuation sont interprétés en terme de mécanismes d'interaction fluide – grains solides. Les fréquences caractéristiques correspondant aux pics d'atténuation sont estimées en fonction de la viscosité du glycérol, comme montré la Figure V-49. Les paramètres sont présentés dans le Tableau V-6. On a choisi à priori des facteurs de formes de 0,3 aux faibles contraintes effectives et de 0,05 aux fortes contraintes effectives. On rappelle que les mesures ont été réalisées à une fréquence ultrasonore de 0,5 MHz.

Tableau V-6. Paramètres utilisés pour estimer les fréquences caractéristiques : échantillons reconstitués saturés de glycérol.

Paramètres	Valeur	Commentaires
Porosité $\phi$ (%)	38	
Perméabilité, $k$ (m <sup>2</sup> )	$3 \times 10^{-12}$	
Phase solide (quartz)		
Facteur de forme des pores $\alpha$	0,3	Aux faibles contraintes
	0,05	Aux fortes contraintes
Module d'incompressibilité $K_S$ (Pa)	$38 \times 10^9$	Quartz pur
Module de cisaillement $G_S$ (Pa)	$44 \times 10^9$	Quartz pur
Glycérol		
Densité, $\rho_f$ (kg/m <sup>3</sup> )	$-0,65 \times T^\circ + 1271,6$	$T^\circ$ est la température en °C
Viscosité, $\eta$ (cPo)	$1 - 0,6 \times 10^6$	De -30°C à 120°C

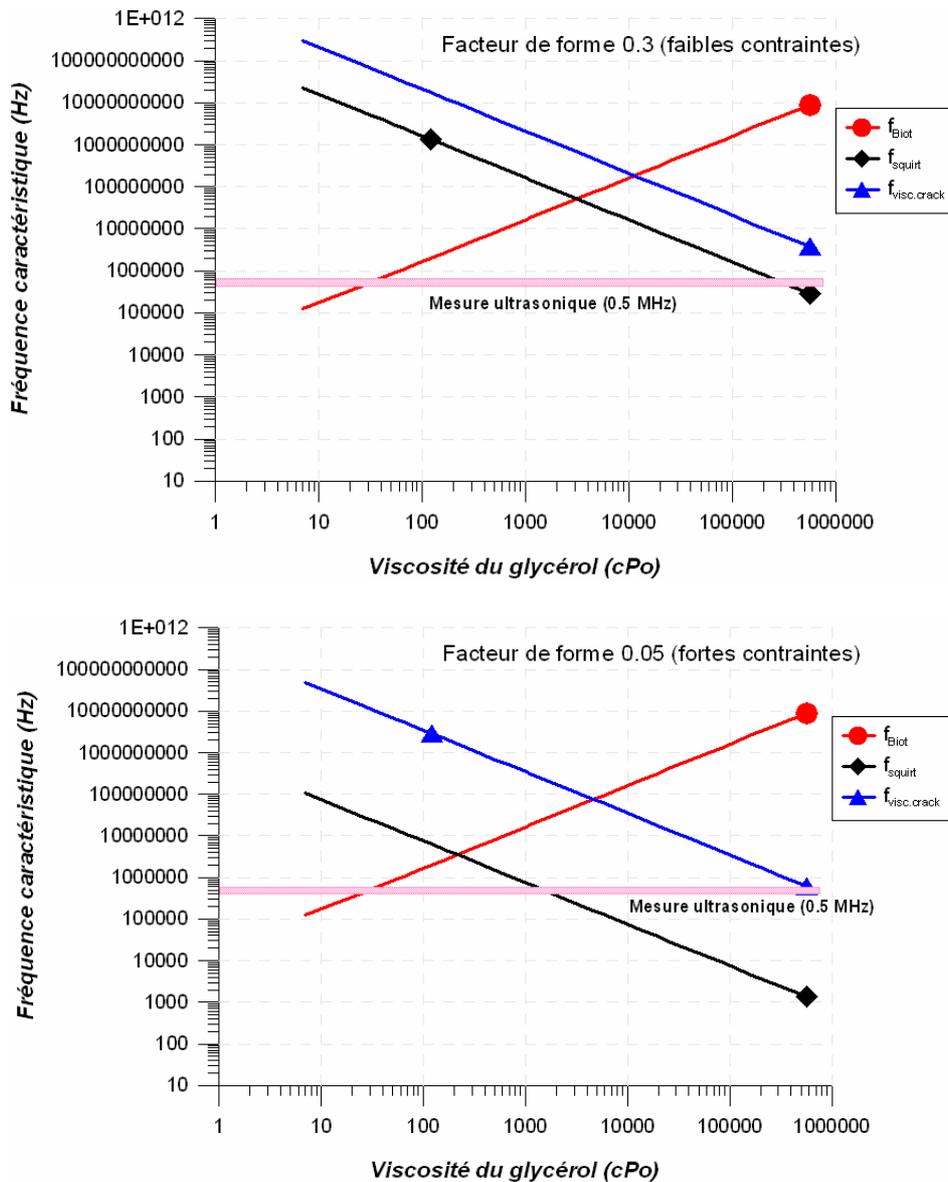


Figure V-49. Fréquences caractéristiques des mécanismes d'interaction bitume – grains solides: impact du facteur de forme des pores:  $\alpha = 0,3$  (en haut, sous l'action des faibles contraintes effectives) et  $\alpha = 0,05$  (en bas, sous l'action des fortes contraintes effectives).

D'après ces calculs, la fréquence caractéristique du mécanisme de relaxation visqueuse est plus importante que les fréquences ultrasonores, dans toutes les gammes de viscosité étudiée, donc ce mécanisme ne contribue pas à la dispersion des vitesses et l'atténuation des ondes étudiées.

Les mécanismes de Biot et d'écoulement local pourraient, tous les deux, contribuer à la dispersion des vitesses et l'atténuation des ondes (Figure V-49).

Sous des contraintes effectives faibles, l'atténuation aux fréquences ultrasonores due à l'écoulement global de Biot est maximale pour des viscosités de 20 à 40 cPo. L'atténuation due à l'écoulement local est maximale pour des viscosités de 300 000 à 400 000 cPo.

Sous de fortes contraintes, l'atténuation due à l'écoulement global de Biot ne change pas et est toujours maximale pour des viscosités de 20 à 40 cPo. Par contre, l'atténuation due à l'écoulement local devient active pour des viscosités de 1 000 cPo à 2 000 cPo plus faibles que précédemment. Nos résultats expérimentaux montrent des pics d'atténuation qui se traduisent lorsque les contraintes effectives changent et semblent en accord avec cet écoulement local.

#### V.4.4.3. Discussions

Dans le mécanisme de Biot, la fréquence caractéristique est proportionnelle à la viscosité du fluide ( $\eta$ ). Lorsque la viscosité diminue, la fréquence caractéristique diminue également, la courbe de dispersion se déplace vers la gauche (Figure V-50). Autrement dit, à une fréquence fixe, lorsque la viscosité diminue, les vitesses d'ondes devraient augmenter si l'on suppose que les autres paramètres restent constants.

Par contre, avec les deux autres mécanismes (écoulement local et relaxation visqueuse), les fréquences caractéristiques sont proportionnelles à l'inverse de la viscosité du fluide ( $\eta$ ). Lorsque la viscosité diminue, les fréquences caractéristiques augmentent. La courbe de dispersion se déplace vers la droite (Figure V-50). Autrement dit, à une fréquence fixe, lorsque la viscosité diminue, les vitesses d'ondes devraient diminuer si l'on suppose que les autres paramètres restent constants.

Nos résultats expérimentaux sur sables à fluides visqueux (bitume et glycérol) montrent toujours que les vitesses d'ondes diminuent lorsque la viscosité diminue (i.e. augmentation de la température). Cela démontre la présence prépondérante des mécanismes d'écoulement local et/ou de relaxation visqueuse.

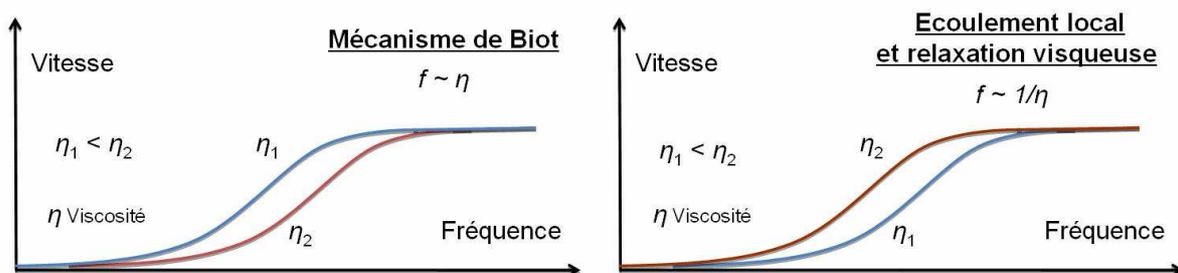


Figure V-50. Illustration de la dépendance des fréquences caractéristiques en viscosité du fluide saturant.

## V.5. MODELISATION DU COMPORTEMENT ACOUSTIQUE

Les modèles de comportement acoustique des sables bitumineux doivent prendre en compte les aspects suivants :

- module de cisaillement non négligeable du bitume lié à sa forte viscosité,
- dispersion des vitesses et atténuation liées au bitume et/ou liées au mécanisme d'écoulement local.

Comme on l'a vu dans le chapitre 2, quelques modèles ont été proposés pour tenir compte de ces aspects: Leurer-Dvorkin, Ciz et Shapiro pour ne citer que les plus importants.

On a choisi de privilégier le modèle de Ciz et Shapiro car c'est une extension de Biot Gassmann couramment utilisé en pétrophysique pour l'estimation des propriétés sismiques avec substitution de fluide.

Quant au modèle de Leurer-Dvorkin (2007), il a été utilisé pour estimer les propriétés d'une matrice équivalente composée de grains solides recouverts par une couche visqueuse de bitume. Les modules de cette matrice équivalente ont été ensuite intégrés dans le modèle de Ciz et Shapiro pour l'estimation des modules des sable bitumineux.

La modélisation du comportement acoustique du sable bitumineux sera présentée en deux étapes : la première étape consiste à évaluer la faisabilité du modèle choisi (Ciz et Shapiro) en le calant avec des essais en laboratoires réalisés uniquement aux fréquences ultrasonores. La deuxième étape de la modélisation consiste à prévoir l'évolution des paramètres acoustiques en fonction de la fréquence pour différentes conditions de température et de contrainte effective.

### V.5.1. Modèle de Ciz et Shapiro: Calage sur les essais sur sables reconstitués

On a utilisé le modèle de Ciz et Shapiro (2007) avec les mesures réalisées sur un échantillon reconstitué saturé de bitume à 10 MPa de pression effective parce qu'on dispose également de mesures sur des échantillons secs. Les données de vitesse sur échantillons de sable bitumineux naturel, par contre, ne sont en effet pas suffisantes pour caler le modèle.

Comme mentionné dans l'étude bibliographique, Ciz et Shapiro (2007) ont proposé un modèle prenant en compte un "matériau" de remplissage des pores possédant les propriétés élastiques d'un solide, voire d'un matériau viscoélastique (Ciz et al., 2009). Appliqué aux sables bitumineux, ce modèle permet de prendre en compte le module de cisaillement non négligeable du bitume aux faibles températures.

Dans le cas de matériaux isotropes homogènes, les modules d'incompressibilité et de cisaillement d'un système poreux rempli par un matériau solide sont donnés par les équations suivantes:

$$K_{sat}^{-1} = K_{dr}^{-1} - \frac{(K_{dr}^{-1} - K_s^{-1})^2}{\phi(K_{if}^{-1} - K_s^{-1}) + (K_{dr}^{-1} - K_s^{-1})} \quad (V-6)$$

$$\mu_{sat}^{-1} = \mu_{dr}^{-1} - \frac{(\mu_{dr}^{-1} - G_s^{-1})^2}{\phi(\mu_{if}^{-1} - G_s^{-1}) + (\mu_{dr}^{-1} - G_s^{-1})} \quad (V-7)$$

où  $\phi$  est la porosité,

$K_{sat}$ ,  $\mu_{sat}$  : modules effectifs du système saturé et non drainé,

$K_{dr}$ ,  $\mu_{dr}$  : modules du système en condition drainée, ou modules du système à l'état sec,

$K_s$ ,  $G_s$  : respectivement module d'incompressibilité et de cisaillement des grains solides,

$K_f$ ,  $\mu_f$  : modules du matériau de remplissage.

Pour appliquer cette théorie, on a donc besoin de connaître tous ces modules mentionnés ci dessus concernant le squelette drainé (ou à l'état sec), les grains solides et le matériau de remplissage, en l'occurrence le bitume. Les équations de Ciz et Shapiro permettent alors de calculer les modules effectifs  $K_{sat}$ ,  $\mu_{sat}$  des sables saturés de bitume. Ensuite, on peut déduire les vitesses de propagation des ondes  $P$  et  $S$  en utilisant les formules classiques:

$$V_p = \sqrt{\frac{K_{sat} + \frac{4}{3}\mu_{sat}}{\rho_{sat}}} \quad (V-8)$$

$$V_s = \sqrt{\frac{\mu_{sat}}{\rho_{sat}}} \quad (V-9)$$

A titre de comparaison, on a estimé également les vitesses selon les équations classiques de Biot-Gassmann. Lorsqu'on connaît les propriétés du matériau à l'état sec ( $K_{dr}$ ,  $\mu_{dr}$ ) et les propriétés des fluides, les modules effectifs du matériau saturé s'expriment:

$$K_{sat} = K_{dr} + \frac{\left(1 - \frac{K_{dr}}{K_s}\right)^2}{\frac{1 - \frac{K_{dr}}{K_s} - \phi}{K_s} + \frac{\phi}{K_f}} \quad (V-10)$$

$$\mu_{sat} = \mu_{dr} \quad (V-11)$$

A partir de ces modules, il est alors possible de calculer les vitesses selon les formules au dessus (i.e. les équations (V-8) et (V-9)).

### V.5.1.1. Paramètres liés aux grains solides et au squelette

Connaissant les vitesses de propagation des ondes ( $V_{pdry}$  et  $V_{sdry}$ ) dans un échantillon sec sous 10 MPa de pression ainsi que la densité du matériau à l'état sec ( $\rho_{dry}$ ), on a calculé les modules du matériau à l'état sec  $K_{dr}$  et  $\mu_{dr}$  en se basant sur les équations de propagation des ondes dans les solides élastiques:

$$\mu_{dr} = \rho_{dry} V_{sdry}^2 \quad (V-12)$$

$$K_{dr} = \left( \frac{V_{Pdry}^2}{V_{Sdry}^2} - \frac{4}{3} \right) \rho_{dry} V_{Sdry}^2 \quad (V-13)$$

La densité du squelette des échantillons reconstitués est en moyenne égale à  $1683 \text{ kg/m}^3$ . Le sable contient 99,8 % de quartz, donc les modules des grains solides sont approximativement ceux du quartz pur ( $K_s = K_{quartz}$ ,  $\mu_s = \mu_{quartz}$ ). Le volume de l'échantillon a été supposé constant.

Les paramètres et les propriétés physiques des minéraux solides et de la matrice rocheuse sont résumés dans le Tableau V-7.

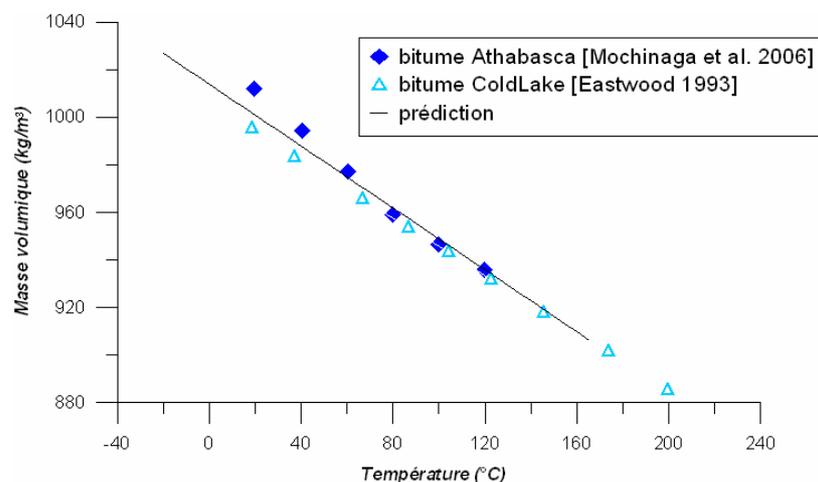
**Tableau V-7. Sables reconstitués: propriétés physiques des grains solides et du squelette**

	Symbole (unité)	Valeur
Porosité	$\phi$ (%)	38
Perméabilité	k (m <sup>2</sup> )	$3 \times 10^{-12}$
Phase solide		
Densité	$\rho_s$ (kg/m <sup>3</sup> )	2650
Module d'incompressibilité	$K_s$ (Pa)	$38 \times 10^9$
Module de cisaillement	$G_s$ (Pa)	$44 \times 10^9$
Squelette rocheux		
Module d'incompressibilité	$K_{dr}$ (Pa)	$(0,009 \times T^\circ + 4) \times 10^9$
Module de cisaillement	$\mu_{dr}$ (Pa)	$(0,0029 \times T^\circ + 3,8) \times 10^9$

### V.5.1.2. Paramètres liés au bitume

#### a) Densité du bitume

La température modifie la densité des fluides visqueux. Pour exprimer la variation de la densité du bitume avec la température, on a utilisé les données du bitume Cold Lake (Eastwood, 1993), pour une gamme de température de 20 à 285°C et de 3,5 à 7 MPa de pression, ainsi que les données du bitume d'Athabasca (Mochinaga et al., 2006). La loi retenue est illustrée sur la Figure V-51.



**Figure V-51. Modélisation de variation de la densité du bitume en fonction de la température.**

### b) Modules de rigidité du bitume

A partir des vitesses de propagation des ondes dans le bitume  $V_p$  et  $V_s$  obtenues dans cette étude, mais également de Han et Batzle (2007), Mochinaga et al. (2006), etc. (toutes déterminées avec des fréquences ultrasonores et sous pression atmosphérique), on a calculé les modules de rigidité du bitume  $K_{if}$ ,  $\mu_{if}$  en se basant sur les équations de propagation des ondes dans les solides élastiques:

$$\mu_{if} = \rho_f V_s^2 \quad (V-14)$$

$$K_{if} = \left( \frac{V_p^2}{V_s^2} - \frac{4}{3} \right) \rho_f V_s^2 \quad (V-15)$$

La Figure V-52 illustre la calibration retenue. Les données du bitume sous une pression de 10 MPa ne sont pas disponibles.

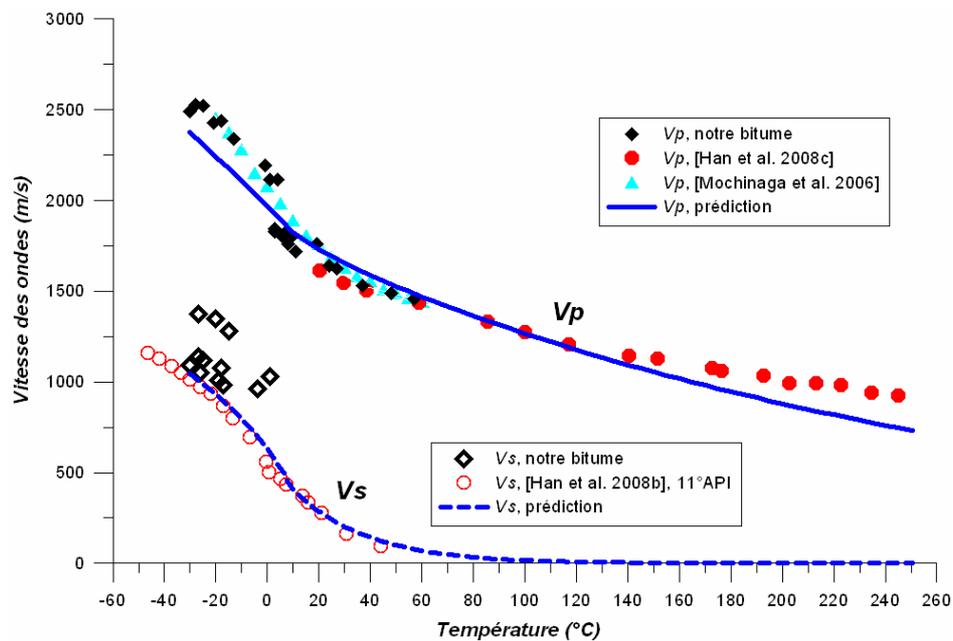
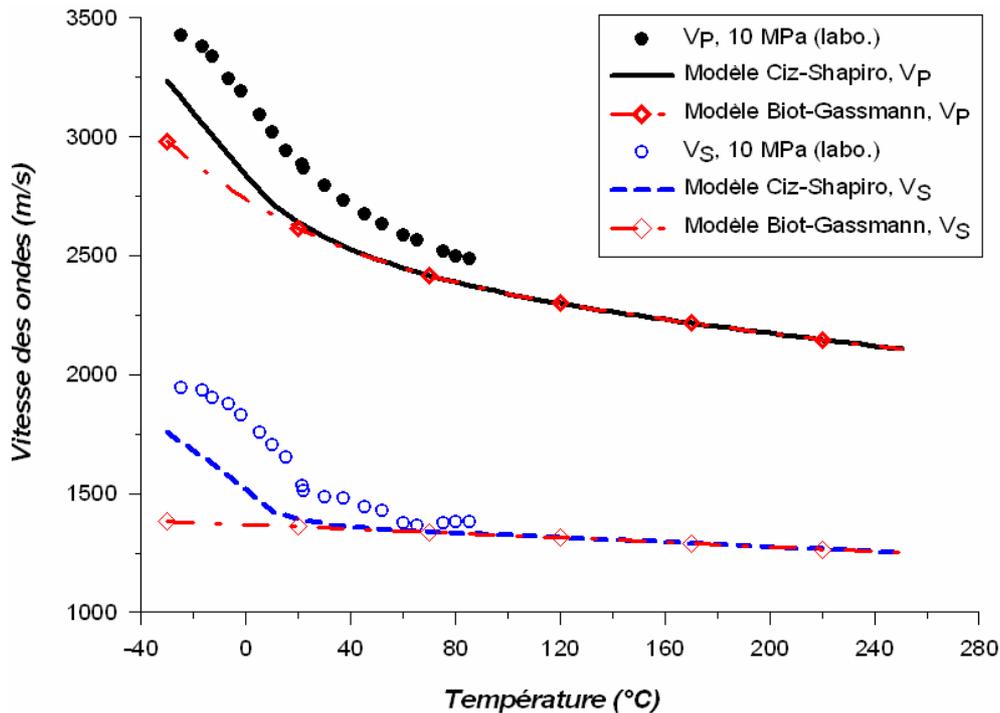


Figure V-52. Calage de l'évolution des vitesses d'onde dans le bitume en fonction de la température.

#### V.5.1.3. Comparaison des données expérimentales avec le modèle de Ciz et Shapiro

Les vitesses de propagation des ondes dans les échantillons reconstitués saturés de bitume ont été calculées à partir des modules effectifs et de la densité effective en utilisant les équations de Ciz et Shapiro mentionnées précédemment. La Figure V-53 montre les résultats modélisés, comparés avec les données expérimentales. Les résultats prédits par les équations de Biot-Gassmann sont également présentés.



**Figure V-53. Sables reconstitués saturés de bitume : comparaison entre résultats de modélisation (Ciz-Shapiro et Biot-Gassmann) et résultats expérimentaux des vitesses  $V_p$  et  $V_s$  (aux fréquences ultrasonores) en fonction de la température.**

On remarque que les vitesses prédites par le modèle de Ciz et Shapiro (2007) suivent la même tendance que les valeurs expérimentales, mais sont systématiquement plus faibles, même si la différence semble se réduire pour des températures supérieures à 60°C. Plusieurs raisons peuvent être évoquées pour expliquer cette différence:

- (1) l'échantillon reconstitué qui a été saturé de bitume n'est pas le même que celui sur lequel ont été effectuées les mesures à l'état sec, le squelette de l'échantillon saturé peut être plus raide,
- (2) le module de cisaillement du bitume à faible température peut avoir été sous estimé (Figure V-52),
- (3) on ne tient pas compte de l'influence possible de la pression sur les modules du bitume. Toutes les corrélations empiriques entre les vitesses dans les fluides et la température ont été établies sous pression atmosphérique.

La théorie de Biot-Gassmann ne permet pas de prédire les vitesses aux faibles températures car elle ne prend pas en compte l'effet de la viscosité du bitume sur le module de cisaillement. Elle pourrait cependant expliquer les résultats expérimentaux aux fortes températures. Qualitativement, des résultats similaires ont été reportés par d'autres études dans la bibliographie (Kato et al., 2008; Bauer et al., 2011). On remarque que nos résultats de modélisation par la théorie de Biot-Gassmann présentent une légère baisse des vitesses de cisaillement avec la température à cause de la prise en compte de la diminution du module de cisaillement du sable à l'état sec avec la température.

En conclusion, l'approche théorique de Ciz et Shapiro (2007) explique bien les variations observées des vitesses des ondes acoustiques dans les roches saturées des fluides très visqueux avec l'élévation de la température.

### V.5.2. Modélisation en fonction de la fréquence, de la température et de la contrainte

Les sables bitumineux sont des matériaux dispersifs avec des vitesses dépendant de la fréquence du signal. Une modélisation complète doit prendre en compte cet aspect. Les modules élastiques de l'approche de Ciz et Shapiro (2007) doivent dépendre de la fréquence.

Par ailleurs, Das et Batzle (2008) ont émis l'hypothèse qu'une partie du bitume adhère aux grains comme une colle et contribue à la raideur du squelette. On peut penser à l'analogie avec l'eau liée des argiles. On a donc considéré deux approches:

- (1) le bitume se comporte purement comme un matériau de remplissage dont le module de cisaillement est différent de zéro, et
- (2) une faible proportion du bitume fait partie de la matrice rocheuse, le reste se comporte comme un matériau de remplissage.

Pour l'estimation de l'évolution des vitesses par les équations de Ciz et Shapiro, on a donc besoin de connaître:

- pour la première approche:
  - les modules élastiques du sable sec constitué de grains de quartz,
  - les modules complexes du matériau de remplissage (bitume).
- pour la deuxième approche:
  - les modules élastiques de la matrice équivalente constituée de grains de quartz et d'une faible quantité de bitume,
  - les modules du matériau de remplissage (le bitume).

On présentera tout d'abord l'estimation des modules du bitume, communs aux deux approches, basée sur des modèles viscoélastiques. Puis on estimera les modules de la matrice des grains de quartz (pour la première approche) ou de la matrice équivalente (pour la deuxième approche). On terminera par l'utilisation des équations de Ciz et Shapiro avec l'estimation des vitesses dans les sables bitumineux.

#### V.5.2.1. Estimation des propriétés viscoélastiques du bitume

##### a) Choix du modèle

Les bruts lourds (y compris le bitume) présentent des propriétés viscoélastiques en fonction de la température et de la fréquence (Batzle et al., 2006b; Hinkle, 2008; Han et al., 2008a): ils sont atténuants et dispersifs. On rappelle que:

- aux très faibles températures et/ou aux très hautes fréquences, les bruts lourds se comportent comme un solide, et les vitesses ne dépendent pas de la fréquence;
- aux très fortes températures et/ou aux très basses fréquences, les bruts lourds de comportent comme des liquides Newtoniens, et les vitesses d'onde ne dépendent pas de la fréquence non plus;
- aux températures et/ou aux fréquences intermédiaires, qui comprennent les conditions in situ, les bruts lourds se comportent comme des quasi-solides, et les vitesses d'onde

dépendent fortement de la fréquence des ondes acoustiques. Autrement dit, soumis aux telles conditions, les bruts lourds sont dispersifs.

Les modules des bruts lourds sont des nombres complexes. Pour décrire le comportement viscoélastique, on s'appuie généralement sur des modèles analogues mécaniques de type combinaison de ressort (corps élastique pur) et de piston (corps visqueux pur) (Christensen, 1982).

Le modèle viscoélastique le plus simple est celui de Maxwell. Le module complexe de cisaillement ( $\mu_{if}$ ) est fonction de la température et de la fréquence, exprimé comme suit:

$$\mu_{if} = \frac{\mu_{\infty}}{\frac{1}{-i\omega\tau} + 1} \quad (\text{V-16})$$

où  $\omega$  est la pulsation ( $\omega = 2\pi f$  et  $f$  la fréquence),  $\mu_{\infty}$  est le module de cisaillement du brut lourd aux fréquences infinies (ou déformation rapide),  $\tau = \eta / \mu_{\infty}$  (V-17) est le temps de relaxation, et  $\eta$  la viscosité dynamique du brut lourd.

Ce modèle prédit une diminution du module de cisaillement du fluide et une augmentation de l'atténuation lorsque la viscosité diminue (Christensen, 1982). L'utilisation de ce modèle pour le brut lourd pose cependant quelques problèmes: la dépendance en fréquence décrite par le modèle est plus grande que celle observée expérimentalement (Gurevich et al., 2008), la courbe de dispersion des vitesses est trop raide (Batzle et al., 2006b).

Le modèle de Cole-Cole semble le plus adapté pour décrire le module complexe de cisaillement des bruts lourds (Batzle et al., 2006b; Behura et al., 2007; Das et Batzle, 2008). Le module complexe  $\mu_{if}$  s'exprime, selon Gurevich et al. (2008), sous la forme:

$$\mu_{if} = \mu_0 + \frac{\mu_{\infty} - \mu_0}{\frac{1}{(-i\omega\tau)^{\beta}} + 1} \quad (\text{V-18})$$

où  $\beta$  est un paramètre ajustable qui varie de 0 à 1;  $\mu_0$  est le module de cisaillement du brut lourd aux très basses fréquences (ou le module statique). Ce module peut être mesuré en utilisant les techniques contrainte - déformation (Batzle et al., 2006) ou à l'aide d'un rhéomètre de cisaillement (Hinkle, 2008; Behura et al., 2007). Les autres paramètres dans la formule sont identiques à ceux du modèle de Maxwell.

La dépendance du module en température se présente à travers le paramètre de viscosité du bitume ( $\eta$ ): la viscosité dépend fortement de la température. On utilise la relation empirique température-viscosité suggérée par Gurevich et al. (2008):

$$\ln\left(\frac{\tau}{\tau_{\infty}}\right) = A \cdot \exp\left(-\frac{T}{T_0}\right) \quad (\text{V-19})$$

où  $\tau = \eta\mu_{\infty}^{-1}$  (voir l'équation V-17) et  $\tau_{\infty} = \eta_{\infty}\mu_{\infty}^{-1}$  (V-20),

$T$  est la température (en °C),  
 $\eta_{\infty}$ ,  $A$ ,  $T_0$  sont des paramètres ajustables du modèle.

Le paramètre  $\eta_{\infty}$  représente en effet la viscosité minimum du fluide saturant (Gurevich et al. 2008). En extrapolant la courbe de la viscosité du bitume en fonction de la température (voir la figure III-26), on a adopté  $\eta_{\infty} = 10^{-3} Pa.s$  (1 cPo). Dans toute la gamme de température de SAGD, la viscosité du bitume est toujours supérieure de 1 cPo.

La variation de la viscosité du bitume en fonction de la température (l'équation (V-19)) a été calibrée avec les paramètres suivants (Figure V-54):

$$A = 15,2 + i0,2 \quad (V-21)$$

$$T_0 = 87,0 + i6,1 \quad (V-22)$$

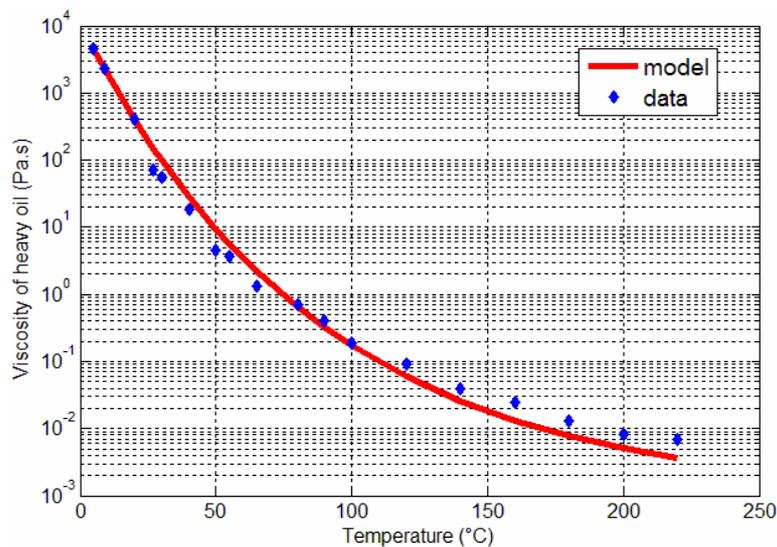


Figure V-54. Validation des paramètres ( $A$  et  $T_0$ ) en utilisant les données de viscosité du bitume en fonction de la température.

#### b) Application du modèle de Cole-Cole

A température ambiante, on dispose de quelques données de module de cisaillement à différentes fréquences, comme collecté dans le Tableau V-8. Les données de Hinkle (2008) ont été acquises avec des fréquences inférieures à 15 Hz et pour  $5 \times 10^5$  Hz. Les données de Han et al. (2008b) ont été acquises pour une fréquence ultrasonore de 1 MHz. On a extrapolé les mesures de Batzle et al. (2008b) pour les modules de cisaillement du bitume aux fréquences très élevées (à  $10^8$  Hz et à  $5 \times 10^9$  Hz, par exemple). Remarquons que Gurevich et al. (2008), Reveron Becerra (2009) adoptent une valeur  $\mu_{\infty} = 1,02$  GPa.

Tableau V-8. Module de cisaillement du bitume (à température ambiante).

de 0,01 Hz à 15 Hz	$5 \times 10^5$ Hz	$1 \times 10^6$ kHz	$1 \times 10^8$ Hz	$5 \times 10^9$ Hz
Hinkle (2008)		Han et al. (2008b)		Gurevich et al., 2008; Extrapolation de Batzle et al. (2008b)
de $5,8 \times 10^{-7}$ à $0,2 \times 10^{-3}$ (GPa)	0,072 GPa	0,1 GPa	2 GPa	2,12 GPa

La variation du module de cisaillement en fonction de la fréquence en utilisant le modèle de Cole-Cole (équation (V-18)), a été calibrée avec les paramètres suivants (Figure V-55):

$$\mu_{\infty} = 1,5 + i0,4(x10^9) Pa \quad (V-23)$$

$$\mu_0 = 0,00039(x10^9) Pa \quad (V-24)$$

$$\beta = 0,3 + i0,005 \quad (V-25)$$

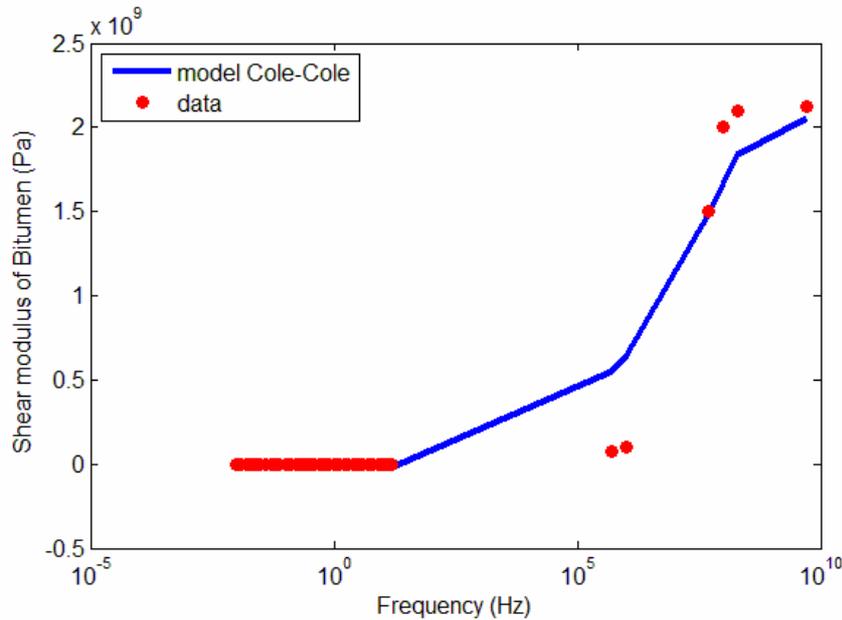


Figure V-55. Modèle de Cole-Cole pour le module de cisaillement du bitume (ligne continu) et comparaison avec les données expérimentales du Tableau V-8 (points rouges).

Le module d'incompressibilité est ensuite estimé par l'équation (Ciz et al., 2009):

$$K_{if} = K_f + \frac{5}{3} \times \mu_{if} \quad (V-26)$$

où  $K_f$  est le module d'incompressibilité d'un fluide non visqueux, et on a repris la valeur proposée par Ciz et al. (2009):  $K_f = 2,22$  GPa.

Les modules d'incompressibilité ( $K_{if}$ ) et de cisaillement ( $\mu_{if}$ ) du bitume sont à introduire dans les équations de Ciz et Shapiro (2007).

### c) Discussion: utilisation des modèles viscoélastiques pour le bitume

On notera un point très important pour la pratique expérimentale. Dans le modèle de dispersion de Cole-Cole (ou bien de Maxwell), les modules sont exprimés en fonction du produit  $\omega\tau$  qui est en effet un paramètre sans unité. Cela veut dire que les variations du temps de relaxation  $\tau$  (donc de la température) ou celles de la pulsation  $\omega$  (donc de la fréquence) sont équivalentes sur les modules (Nur et Simmons, 1969; Han et al., 2007a). Ceci permet d'utiliser de façon équivalente des données obtenues avec une fréquence fixe et une température variable et des données obtenues à une température fixe et une fréquence

variable, avantage théorique certain car acquérir des données dans une grande plage de fréquence n'est pas aisé.

Lors du suivi du procédé SAGD, on fait appel à des méthodes sismiques dont les fréquences sont situées autour de 100 Hz (sismique de surface) et de 10 kHz (diagraphies). Dans le même temps, la viscosité du bitume d'Athabasca chute d'environ 7 millions cPo à 1 cPo. Donc le produit  $\omega\tau$  varie globalement de 628 (Hz.cPo) à  $439 \times 10^9$  (Hz.cPo). Comme nos mesures au laboratoire sont centrées sur une fréquence de 500 kHz, on doit couvrir une plage de viscosité s'étendant de  $2 \times 10^{-4}$  cPo à  $140 \times 10^3$  cPo. La limite inférieure cette de gamme correspond à des températures très élevées (bien supérieure à 250°C d'après la figure III-26) pour lesquels les capteurs ultrasonores ne fonctionnent plus. La limite supérieure correspond à une température de 25°C. Cela veut dire que les seules mesures aux fréquences ultrasonores ne pourraient pas représenter toute la plage de variation du produit  $\omega\tau$  rencontré lors de l'injection du vapeur. Il faut malgré tout envisager de disposer de mesures à des fréquences plus basses.

### V.5.2.2. Estimation des modules de la matrice sableuse: le bitume ne contribuant pas à la raideur de la matrice

On cherche maintenant à estimer les modules élastiques (module d'incompressibilité et module de cisaillement) de la matrice sableuse de sable bitumineux canadien (i.e. le squelette sans bitume). Comme montré dans le chapitre bibliographique et dans notre étude expérimentale sur les sables reconstitués à l'état sec, les modules des échantillons de sable sec non consolidé ne dépendent ni de la fréquence (Winkler et Nur, 1982; Spencer et al., 1994; Gautam et al., 2003; Batzle et al., 2006a), ni de la température (Spencer, 1981; Hornby et Murphy, 1987; Eastwood, 1993; Batzle et al., 2006a), par contre ils sont très sensibles à la pression de confinement.

Les modèles de contact et leurs extensions sont largement utilisés pour décrire les propriétés élastiques des matériaux non consolidés (ou granulaires) (Dvorkin et Nur, 1996; Avseth et al., 2000; Bachrach et al., 2000; Zimmer et al., 2007; Avseth et al., 2010). Les propriétés élastiques du matériau dépendent des contacts entre les grains et de la porosité. On a testé les 4 modèles les plus cités dans la bibliographie :

- le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton,
- le modèle de contact "*friable sand*" (*uncemented sand model*),
- le modèle de contact du sable cimenté (*contact cement, cemented sand model*),
- le modèle composite "*constant cement model*" d'Avseth et al. (2000).

On donne ci après quelques détails sur chaque modèle avant de présenter leur utilisation.

#### a) Modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton

Le modèle de Hertz Mindlin-Walton considère le sable comme un empilement de grains sphériques identiques. Les modules élastiques effectifs s'expriment alors (Mavko et al., 1998):

$$K_{dr} = \frac{C(1-\phi)}{12\pi R_g} S_n \quad (V-27)$$

$$G_{dr} = \frac{C(1-\phi)}{20\pi R_g} (S_n + \frac{3}{2} S_t) \quad (V-28)$$

où  $C$  est le nombre de coordination ou le nombre moyen de contacts par grain ( $C$  vaut entre 4 et 13 suivant la porosité),

$R_g$  est le rayon des grains,

$\phi$  est la porosité,

$S_n$  et  $S_t$  sont les composantes normale et tangentielle de la raideur de deux sphères en contact.

Le nombre de coordination  $C$  a été estimé dans notre calcul en utilisant la relation citée par Avseth et al. (2010):

$$C = 20 - 34\phi + 14\phi^2 \quad (\text{V-29})$$

La composante normale de raideur ( $S_n$ ) et la composante tangentielle de raideur ( $S_t$ ) sont données comme suit (Mavko et al., 1998):

$$S_n = \frac{4aG_s}{1-\nu_s} \quad (\text{V-30})$$

$$\text{et } S_t = \frac{8aG_s}{2-\nu_s} \quad (\text{V-31})$$

où  $G_s$  et  $\nu_s$  sont respectivement le module de cisaillement et le coefficient de Poisson du minéral constitutif des grains,

$a$  est le rayon de la zone de contact entre les grains de rayons  $R_g$ .

Ce rayon  $a$  de la zone de contact circulaire formée par grains sous l'effet de la pression moyenne effective  $P$  est donné par la formule suivante (Bachrach et al., 2000):

$$a = \sqrt[3]{\frac{3FR_c(1-\nu_s)}{8G_s}} \quad (\text{V-32})$$

$$\text{où } F = \frac{4\pi R_g^2 P}{C(1-\phi)} \quad (\text{V-33})$$

où  $R_c$  est le rayon de courbure de contact (Figure V-56), qui est lié au rayons de courbure des deux grains.

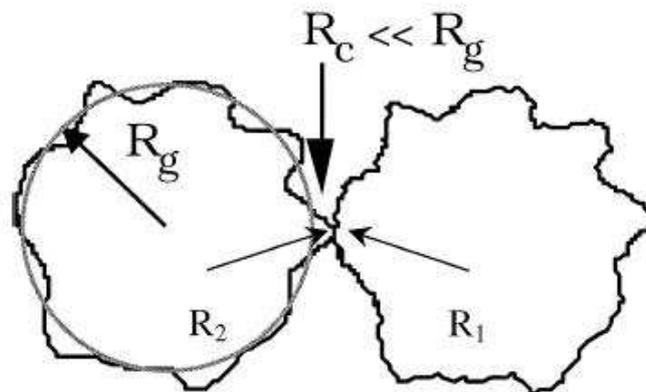


Figure V-56. Grains anguleux: comparaison entre la rayon  $R_c$  et le rayon  $R_g$  (Bachrach et al., 2000).

L'introduction du rayon  $R_c$  permet de tenir en compte de l'angularité des grains, ce qui est indispensable compte tenu de la morphologie de notre sable bitumineux observée par les analyses microstructurales. D'après Zimmer et al. (2007), les désaccords entre les résultats des modélisation et les données expérimentales observés dans la plupart des travaux bibliographique sont principalement dus à la non prise en compte de l'angularité des grains. Dans cette étude, on a supposé que  $R_c = 0,1 \times R_g$  (V-34).

D'après Walton (1987), il existe deux cas limites pour la composante tangentielle de raideur liée au glissement de la surface de contact entre deux sphères:

- si l'on suppose qu'il n'y a pas de glissement à la surface de contact entre deux sphères (un frottement fini), alors  $S_t \neq 0$ . Dans le cas de sphères identiques, l'expression du  $S_t$  se réduit aux formules proposées par Hertz-Mindlin.
- dans le cas contraire, si le glissement se produit à la surface de contact entre deux sphères (c'est à dire qu'il n'y a pas de frottement entre les sphères), ce qui équivaut à définir la composante tangentielle de raideur égale à zéro ( $S_t = 0$ ).

Lors d'études des vitesses de propagation des ondes dans les sables non consolidés, Zimmer et al. (2007) ont montré que le frottement de deux grains en contact n'est ni infini, ni nul. De plus, d'après Bachrach et Avseth (2008), la composante tangentielle de raideur dépend des conditions aux limites et du chemin de chargement mécanique. Suite à ces considérations, on a considéré trois cas:

- 50 % des contacts entre les grains sont glissants ( $S_t = 0$ ) et 50 % des contacts entre les grains ne sont pas glissants ( $S_t \neq 0$ ),
- 100 % des contacts entre les grains sont glissants,
- 100 % des contacts entre les grains ne sont pas glissants.

On considère en effet le sable comme un matériau composite avec deux composantes, l'une avec  $S_t = 0$  et l'autre avec  $S_t = \frac{8aG_s}{2 - \nu_s}$ . On utilise la moyenne de Hashin-Shtrikman pour estimer les modules élastiques effectifs de ce mélange.

### **b) Modèle de contact "*friable sand model*"**

Dvorkin et Nur (1996) ont introduit le modèle "*friable sand model*" pour les sables non consolidés ayant subi une certaine diagenèse qui diminue la porosité par rapport à un empilement de sphères (dépôt de matière solide loin des contacts entre grains) et augmente la rigidité.

On utilise tout d'abord les formules de Hertz-Mindlin pour calculer les modules d'incompressibilité et de cisaillement du système pour une porosité  $\phi_C$  ( $K_{\phi_C}$  et  $G_{\phi_C}$ ) correspondant à un empilement aléatoire des sphères identiques, appelée porosité critique (Leurer et Dvorkin, 2006). Puis on extrapole à une autre porosité plus faible en se déplaçant sur la limite inférieure de Hashin-Shtrikman. Alors les modules effectifs de l'empilement des grains ( $K_{dr}$  et  $\mu_{dr}$ ) à la porosité  $\phi$  s'expriment:

$$K_{dr} = \left[ \frac{\frac{\phi}{\phi_c}}{K_{\phi c} + \frac{4}{3}G_{\phi c}} + \frac{1 - \frac{\phi}{\phi_c}}{K_s + \frac{4}{3}G_{\phi c}} \right]^{-1} - \frac{4}{3}G_{\phi c} \quad (V-35)$$

$$\mu_{dr} = \left[ \frac{\frac{\phi}{\phi_c}}{G_{\phi c} + \frac{G_{\phi c}}{6} \left( \frac{9K_{\phi c} + 8G_{\phi c}}{K_{\phi c} + 2G_{\phi c}} \right)} + \frac{1 - \frac{\phi}{\phi_c}}{G_s + \frac{G_{\phi c}}{6} \left( \frac{9K_{\phi c} + 8G_{\phi c}}{K_{\phi c} + 2G_{\phi c}} \right)} \right]^{-1} - \frac{G_{\phi c}}{6} \left( \frac{9K_{\phi c} + 8G_{\phi c}}{K_{\phi c} + 2G_{\phi c}} \right) \quad (V-36)$$

$$\text{où } K_{\phi c} = \left[ \frac{C^2(1 - \phi_c)^2 G_s^2}{18\pi^2(1 - \nu_s)^2} P \right]^{\frac{1}{3}} \quad (V-37)$$

$$\text{et } G_{\phi c} = \frac{5 - 4\nu_s}{5(2 - \nu_s)} \left[ \frac{3C^2(1 - \phi_c)^2 G_s^2}{2\pi^2(1 - \nu_s)^2} P \right]^{\frac{1}{3}} \quad (V-38)$$

où  $C$  est le nombre de coordination ou le nombre moyen de contacts par grain,

$P$  est la pression effective appliquée,

$G_s$  et  $\nu_s$  sont respectivement le module de cisaillement et le coefficient de Poisson du minéral constitutif des grains.

### c) Modèle de contact du sable cimenté (*contact cement model*)

Au cours de l'enfouissement et de la diagenèse, les sables deviennent cimentés. La cimentation augmente la raideur car les contacts entre les grains sont "collés" ensemble (Avseth et al., 2000; 2010).

Le modèle "*contact cement model*" suppose que la porosité initiale diminue à cause des couches de ciment qui se déposent sur la surface des grains. Le modèle suppose que le ciment recouvre uniformément les grains. Les modules effectifs de l'ensemble des grains cimentés sont les suivants:

$$K_{dr} = \frac{1}{6} C(1 - \phi_c) M_c S_{n-c} \quad (V-39)$$

$$\text{où } M_c = K_c + \frac{4\mu_c}{3} \quad (V-40)$$

$$\mu_{dr} = \frac{3}{5} K_{dr} + \frac{3}{20} C(1 - \phi_c) \mu_c S_{\tau-c} \quad (V-41)$$

où  $\phi_c$  est la porosité critique,

$K_c$  et  $\mu_c$  sont respectivement les modules d'incompressibilité et de cisaillement du ciment,

$S_{n-c}$  et  $S_{\tau-c}$  sont respectivement des paramètres proportionnels à la rigidité en compression et en cisaillement de la combinaison de deux grains cimentés.

$$M_c = \rho_c V_{Pc}^2 \quad (V-42)$$

$$\mu_c = \rho_c V_{Sc}^2 \quad (V-43)$$

$$S_{n-c} = A_n(\Lambda_n)\alpha^2 + B_n(\Lambda_n)\alpha + C_n(\Lambda_n) \quad (\text{V-44})$$

$$A_n(\Lambda_n) = -0.024153\Lambda_n^{-1.3646} \quad (\text{V-45})$$

$$B_n(\Lambda_n) = 0.20405\Lambda_n^{-0.89008} \quad (\text{V-46})$$

$$C_n(\Lambda_n) = 0.00024649\Lambda_n^{-1.9864} \quad (\text{V-47})$$

$$S_{\tau-c} = A_\tau(\Lambda_\tau, v_s)\alpha^2 + B_\tau(\Lambda_\tau, v_s)\alpha + C_\tau(\Lambda_\tau, v_s) \quad (\text{V-48})$$

$$A_\tau(\Lambda_\tau, v_s) = -10^{-2}(2.26v_s^2 + 2.07v_s + 2.3)\Lambda_\tau^{0.079v_s^2 + 0.1754v_s - 1.342} \quad (\text{V-49})$$

$$B_\tau(\Lambda_\tau, v_s) = (0.0573v_s^2 + 0.0937v_s + 0.202)\Lambda_\tau^{0.0274v_s^2 + 0.0529v_s - 0.8765} \quad (\text{V-50})$$

$$C_\tau(\Lambda_\tau, v_s) = 10^{-4}(9.654v_s^2 + 4.945v_s + 3.1)\Lambda_\tau^{0.01867v_s^2 + 0.4011v_s - 1.8186} \quad (\text{V-51})$$

$$\Lambda_n = \frac{2\mu_c(1-v_s)(1-v_c)}{\pi G_s(1-2v_c)} \quad (\text{V-52})$$

$$\Lambda_\tau = \frac{\mu_c}{\pi G_s} \quad (\text{V-53})$$

$$\alpha = \left[ \frac{\frac{2}{3}(\phi_c - \phi)}{1 - \phi_c} \right]^{0.5} \quad (\text{V-54})$$

$$v_c = 0.5 \frac{\left( \frac{K_c}{\mu_c} - \frac{2}{3} \right)}{\left( \frac{K_c}{\mu_c} + \frac{1}{3} \right)} \quad (\text{V-55})$$

$$v_s = 0.5 \frac{\left( \frac{K_s}{G_s} - \frac{2}{3} \right)}{\left( \frac{K_s}{G_s} + \frac{1}{3} \right)} \quad (\text{V-56})$$

où  $\phi$  est la porosité,

$K_s$  et  $G_s$  sont respectivement les modules d'incompressibilité et de cisaillement du minéral constitutif des grains,

$\rho_c$  est la densité du ciment,

$v_c$  est le coefficient de Poisson du ciment,

$V_{pc}$  et  $V_{sc}$  sont respectivement les vitesses de compression et de cisaillement du ciment.

Les sables avec lesquels on travaille sont formés de grains de quartz. Sous l'effet de la diagenèse, ces sables ont subi des dissolution et reprécipitation de silice qui a cristallisé autour des grains sous forme de quartz en continuité cristalline avec ceux-ci. Les propriétés élastiques du ciment sont identiques celles du quartz pur.

#### d) Modèle "composite" d'Avseth et al. (*constant cement model*)

Avseth et al. (2000) ont introduit un modèle combinant les deux derniers modèles cités. La configuration initiale du système est un empilement de grains solides de porosité initiale dite critique ( $\phi_c$ ). La diminution de la porosité est due premièrement à de faibles couches de

ciment recouvrant les grains solides, et deuxièmement à la présence de dépôts loin des zones de contact. Avseth et al. (2010) supposent même que ces dépôts loin des zones de contact peuvent se faire sous forme de petits grains dans l'espace poreux sans forcément de lien avec les grains, ce qui étalerait la granulométrie du sable. Ce n'est apparemment pas le cas des sables canadiens et la remarque d'Avseth et al. concernant des sables de Mer du Nord ne peut pas être étendue à tous les sables. Le terme "*constant cement*" vient du fait qu'à volume de ciment constant, on peut avoir des rigidités différentes suivant la répartition de ce ciment.

Tout d'abord, on utilise les formules de Hertz-Mindlin pour calculer les modules d'incompressibilité et de cisaillement du système des grains à la porosité critique  $\phi_c$ . Cette porosité est ensuite réduite à la porosité "cimentée"  $\phi_b$  (après le dépôt de couches de ciment sur la surface totale des grains). La modification des modules liée à cette réduction de porosité est régie par le modèle de contact de sable cimenté (*contact cement model*). Enfin, on utilise le modèle "*friable sand model*" pour estimer les modules élastiques du système à la porosité  $\phi$ .

La Figure V-57 illustre les changements dans l'espace porosité-modules élastiques. On part d'une configuration initiale possédant une porosité dite critique  $\phi_c$ , puis on suit le modèle "*contact cement*" pour atteindre une porosité "cimentée"  $\phi_b$  puis on suit le modèle "*friable sand*" pour atteindre la configuration finale du système avec une porosité  $\phi$ .

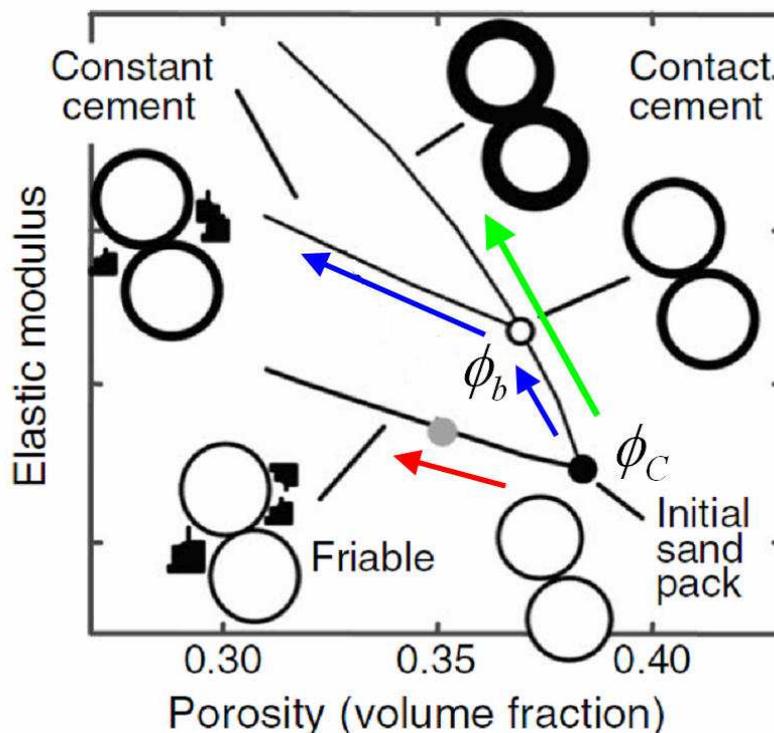


Figure V-57. Explication schématique des modèles pour les roches non consolidées faiblement cimentées (modifié d'après Avseth et al., 2010). On passe de la porosité critique  $\phi_c$  à la porosité  $\phi$ .

### V.5.2.3. Estimation des modules de la matrice sableuse lorsque le bitume contribue à la raideur de la matrice.

La première approche d'estimation des modules de la matrice sableuse par des modèles de contact considère que le bitume ne contribue pas à la raideur de la matrice, il se comporte uniquement comme un fluide de remplissage.

Cependant Das et Batzle (2008) ont émis l'hypothèse qu'une partie du bitume adhère aux grains comme une colle et contribue à la raideur du squelette. La rigidité de la matrice équivalente est moins importante que celle de la matrice composée de grains de quartz purs.

Cette matrice équivalente se compose de grains solides recouverts par une couche visqueuse de bitume. Pour estimer les propriétés de cette matrice équivalente, on applique la théorie proposée par Leurer et Dvorkin (2000; 2006). Les détails de la théorie ainsi que les formulations sont données dans le chapitre bibliographique. Remarquons que comme le bitume est viscoélastique, les propriétés de la matrice équivalente sont également viscoélastiques et les modules d'incompressibilité et de cisaillement de cette matrice équivalente sont alors des paramètres complexes.

Afin de calculer les propriétés viscoélastiques de la matrice équivalente, quelques hypothèses ont été prises :

- Il y a 2 % de bitume contribuant à la matrice et 98 % agissant comme matériau remplissage des espaces poreux.
- Ces 2 % équivalent à une réduction de 1 % de la porosité initiale. Autrement dit, la porosité de la matrice équivalente est égale à  $0,99 \times \phi$  au lieu de  $\phi$ .
- Le bitume couvre entièrement la surface des grains.
- L'épaisseur  $d$  de l'anneau de ciment visqueux (bitume) au niveau du contact entre grains est égal à 10 % du rayon extérieur de l'anneau de ciment visqueux  $d = 0,1 b$ .

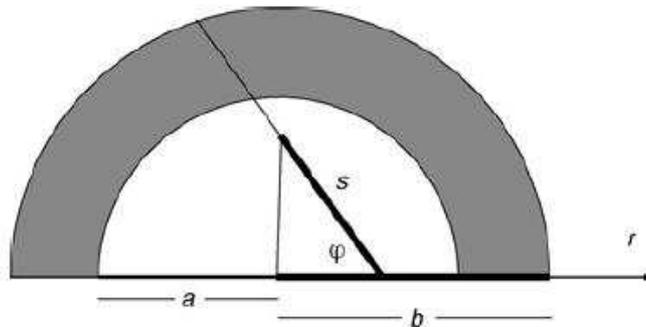


Figure V-58. Explication schématique de l'épaisseur  $d$  de la couche de ciment visqueux au niveau du contact entre grains et du rayon extérieur de l'anneau de ciment visqueux (Leurer et Dvorkin, 2006).

Les propriétés physiques de la couche de ciment visqueux (i.e. le bitume) en fonction de la température sont:

- viscosité et température:  $\ln\left(\frac{\tau}{\tau_{\infty}}\right) = A \cdot \exp\left(-\frac{T}{T_0}\right)$  (voir l'équation V-19)
- densité et température:  $\rho_f = 1014 - 0,65T(^{\circ}C)$  (voir la Figure V-51)
- vitesse et température:  $c_0 = \sqrt{\frac{K_{if} + \frac{4}{3}\mu_{if}}{\rho_f}}$  (V-57)

où  $K_{if}$ ,  $\mu_{if}$  et  $\rho_f$  sont respectivement les modules d'incompressibilité, de cisaillement et la densité du bitume.

Remarquons que les relations entre la densité et la vitesse du bitume avec la température sont déduites à partir des données expérimentales.

#### V.5.2.4. Résultats de la modélisation viscoélastique des sable bitumineux

Le processus de la modélisation du comportement viscoélastique des sables bitumineux consiste à considérer :

- la matrice sableuse sèche et ajouter le bitume comme fluide saturant viscoélastique ou,
- la matrice équivalente constituée d'une matrice sableuse sèche avec une partie de bitume lié aux grains, puis à ajouter le bitume comme fluide saturant viscoélastique.

Ce processus est illustré sur la Figure V-59.

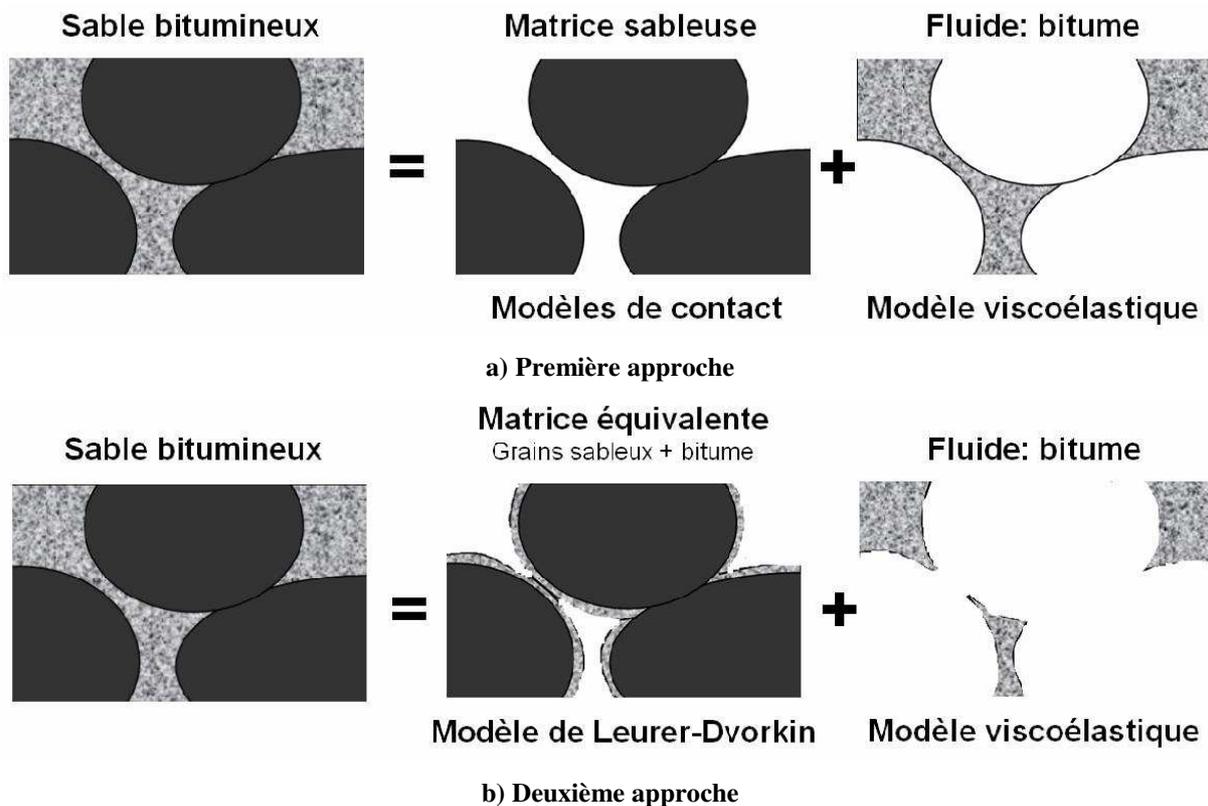


Figure V-59. Procédure de la modélisation du comportement viscoélastique de sable bitumineux.

La porosité in situ des sables bitumineux est en moyenne autour de 32 % ( $\phi = 32\%$ ). La porosité initiale au moment du dépôt (critique au sens des modèles de contact) est de l'ordre de 40 %. La cimentation diagénétique est supposée très faible car le matériau reste fondamentalement sans cohésion. La porosité après cimentation a donc été choisie égale à 39 % ( $\phi_c = 40\%$  et  $\phi_b = 39\%$ ). Les modules élastiques d'incompressibilité et de cisaillement des quartz purs sont respectivement  $K_s = 38GPa$  et  $G_s = 44GPa$ . La densité des grains solides est égale à  $2,65 Mg/m^3$ .

On présentera les courbes de dispersion des vitesses en comparaison avec des mesures réelles provenant :

- d'une part de nos essais sur des sables bitumineux naturels à la fois à 0,5 MHz et à 1 MHz,
- d'autre part de mesures de diagraphie sonique in situ (*sonic-log*) (fréquence centrale autour de 10 kHz) :  $V_p = 2160$  m/s,  $V_s = 555$  m/s.

On tient à rappeler les conditions in situ: température de 10 °C et 1,35 MPa en contrainte effective.

### a) Première approche: Le bitume ne contribue pas à la raideur de la matrice

Les courbes de dispersion des vitesses à 10°C et 1,35 MPa obtenues en utilisant différents modèles de contact pour les modules élastiques de la matrice (l'état sec) sont montrées sur la Figure V-60.

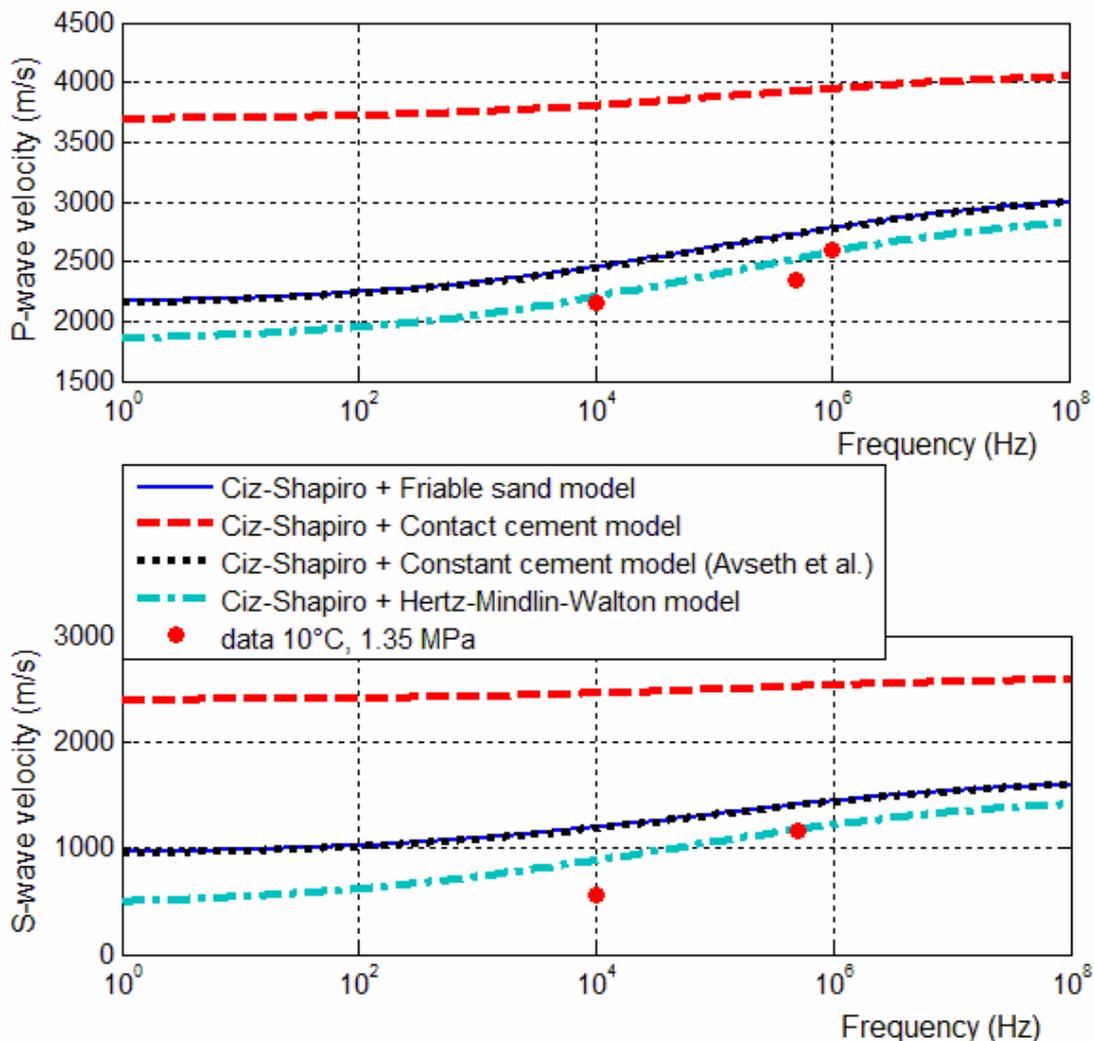


Figure V-60. Dispersion des vitesses à 10°C et 1,35 MPa obtenue en utilisant différents modèles de contact pour les modules élastiques de la matrice (l'état sec). Le bitume ne participant pas à la raideur de la matrice. Les points rouge sont les données de vitesses disponibles à 10°C et à 1,35 MPa.

Quelques observations peuvent être faites:

- Le modèle de contact de sable cimenté "*contact cement*" pour la matrice surestime les vitesses de propagation des ondes.
- Les modèles "*friable sand model*" et composite d'Avseth et al. donnent des résultats quasi identiques et qui semblent proches des valeurs mesurées. Les résultats quasi identiques sont dus probablement à la faible différence entre la porosité légèrement cimentée ( $\phi_b = 39\%$ ) et la porosité critique initiale ( $\phi_C = 40\%$ ).
- Les résultats de modélisation utilisant le modèle de contact Hertz-Mindlin-Walton avec des modifications pour la matrice sableuse semblent en assez bon accord avec les données mesurées.

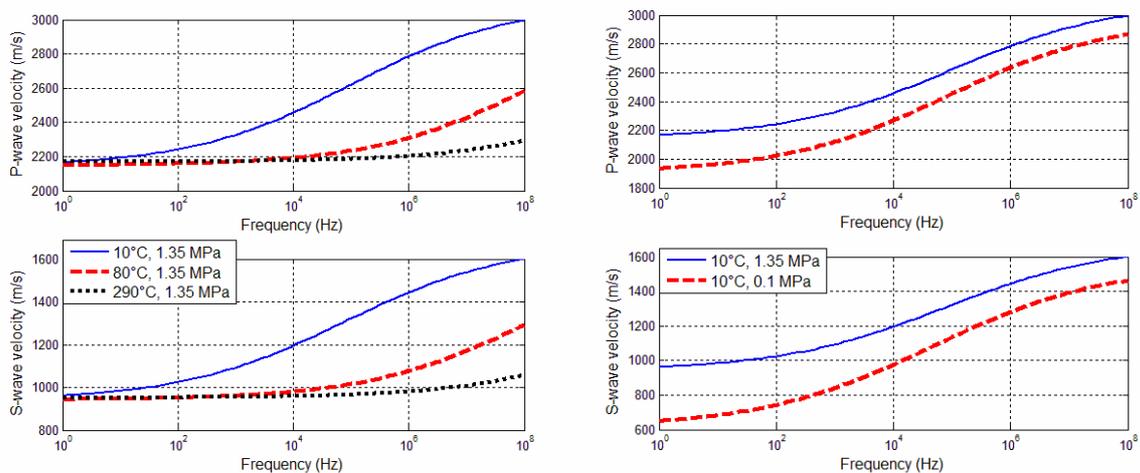
On va étudier en détail les deux cas qui semblent les plus satisfaisants pour la matrice sableuse: à savoir le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton et le modèle de contact "*friable sand model*". Le choix du modèle "*friable sand model*" pour la matrice au lieu du modèle composite d'Avseth et al. permet d'éviter l'ambiguïté d'une porosité légèrement cimentée.

### Modèle de contact "*friable sand model*" pour la matrice sableuse

Une étude plus approfondie pour évaluer la faisabilité du modèle de contact "*friable sand model*" pour la prédiction des vitesses d'onde des sables secs (matrice sableuse) a été faite. On a étudié séparément l'impact de la température et de la contrainte sur les courbes de dispersion des vitesses:

- On garde la contrainte effective constante à 1,35 MPa et on étudie l'effet de la température entre 10°C à 290°C (Figure V-61a),
- On garde la température constante à 10°C et on étudie l'effet de la contrainte effective entre 0,1 MPa et 1,35 MPa (Figure V-61b),

On constate que la contrainte effective joue un rôle non négligeable sur les vitesses de propagation des ondes. L'effet de la température est plus prononcé en haute fréquence qu'en basse fréquence.

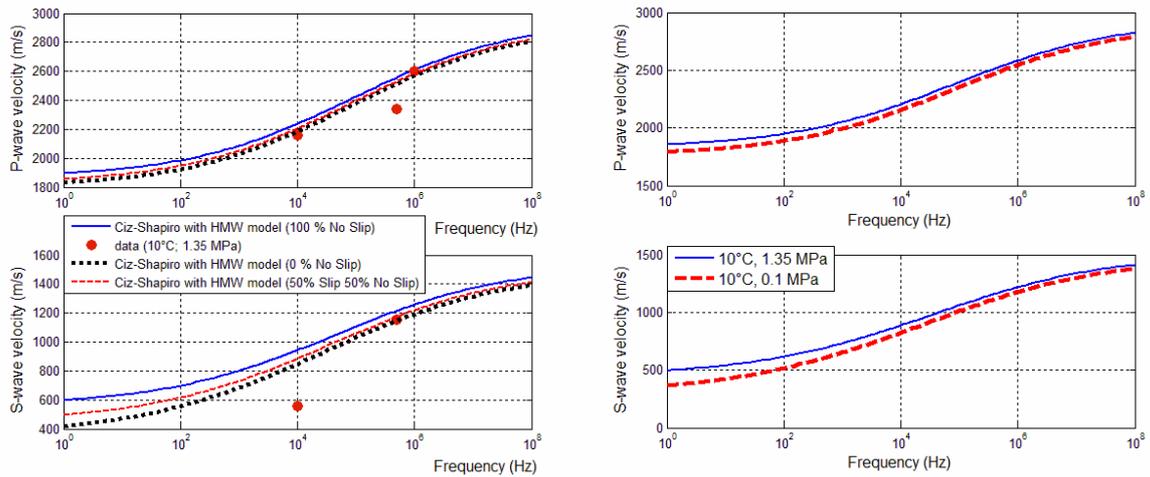


a) Influence de la température à pression constante      b) Influence de la pression à température constante

Figure V-61. Dispersion des vitesses d'onde dans le sable bitumineux: modèle de contact "*Friable sand model*" pour les modules élastiques de la matrice; le bitume ne participant pas à la raideur de la matrice.

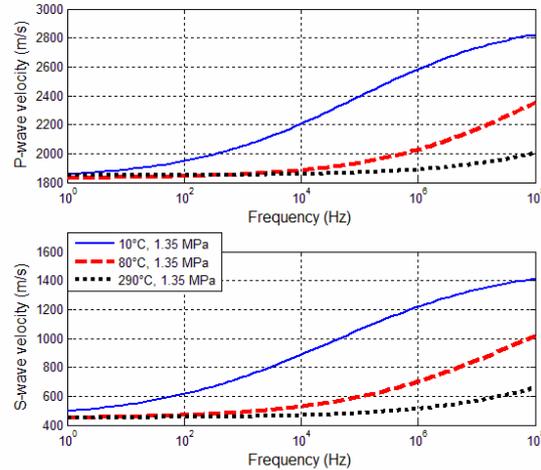
## Modèle de contact Hertz-Mindlin-Walton (HMW) avec des modifications pour la matrice sableuse

De façon similaire, on a examiné les résultats de modélisation en utilisant le modèle de contact Hertz-Mindlin-Walton pour la matrice sableuse (Figure V-62). On précise qu'ici, on a tenu compte de l'angularité des grains ainsi que de la présence totale et partielle du glissement à la surface de contact entre deux grains solides. Les courbes de dispersion des vitesses sont données sur la Figure V-62.



a) Influence du glissement entre grains

b) Influence de la contrainte à température constante



c) Influence de la température à pression constante

**Figure V-62. Dispersion des vitesses obtenue en utilisant le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton pour les modules élastiques de la matrice. Le bitume ne participant pas à la raideur de la matrice. Les points sont les données expérimentales de vitesses.**

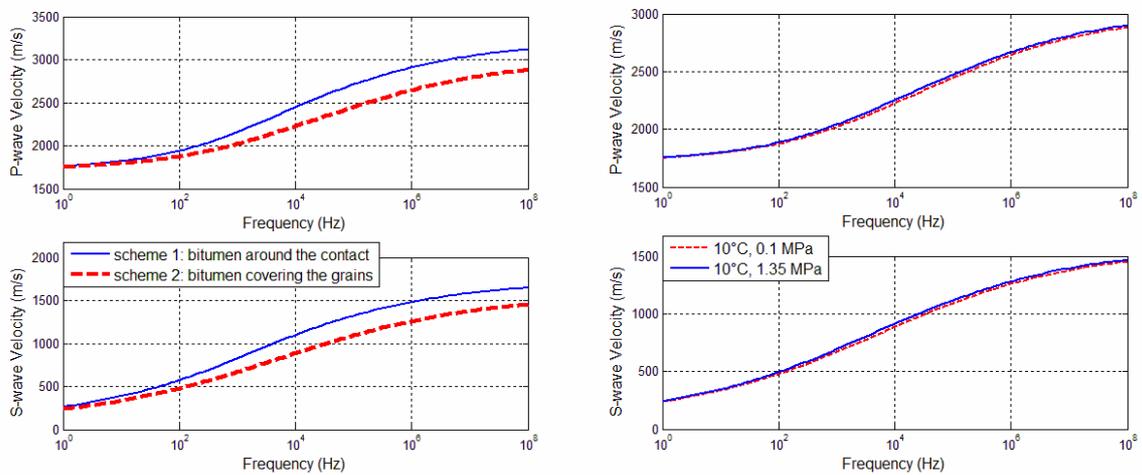
On peut tirer les observations suivantes :

- La présence totale ou partielle du glissement à la surface de contact entre les grains solides affecte relativement peu les vitesses d'onde et surtout en basse fréquence (Figure V-62a). Par la suite, on ne retiendra donc que le cas où 50 % des contacts entre les grains sont glissants et 50 % des contacts entre les grains ne sont pas glissants;

- La contrainte joue un rôle plus important sur la dispersion des vitesses aux basses fréquences qu'aux hautes fréquences (Figure V-62b);
- La température est le facteur le plus important pour la dispersion des vitesses (Figure V-62c), ce qui est similaire aux résultats du modèle de contact "*Friable sand model*";

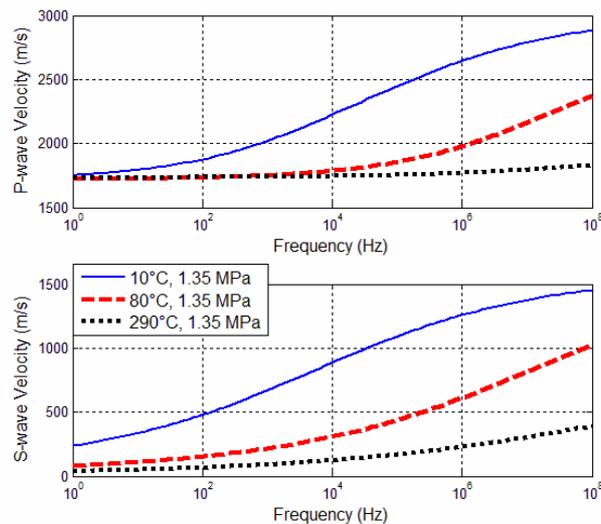
### b) Deuxième approche: Le bitume contribue à la raideur de la matrice

Lorsque le bitume contribue à la rigidité de la matrice, les résultats de modélisation du comportement viscoélastique de sable bitumineux sont présentés sur la Figure V-63. Rappelons qu'on a utilisé le modèle Cole-Cole pour les modules du bitume et le modèle visqueux Leurer-Dvorkin pour les modules de la matrice équivalente. Ces modules ont été ensuite introduits dans le modèle de Ciz et Shapiro (2007) pour estimer les modules viscoélastiques de sable bitumineux. Finalement, les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  ont été déduites.



(a) Influence de la distribution du bitume

(b) Influence de la contrainte à température constante



(c) Influence de la température à pression constante

Figure V-63. Dispersion des vitesses lors de l'utilisation du modèle visqueux Leurer-Dvorkin (le bitume contribue à la raideur de la matrice) avec le modèle Ciz-Shapiro.

La Figure V-63 montre l'impact des différents paramètres sur les courbes de dispersion. On constate que:

- la dispersion de vitesse est légèrement plus importante dans le cas où le bitume est concentré autour de la zone de contact que dans le cas où le bitume recouvre uniformément la surface des grains (Figure V-63a). Cependant on ne dispose pas d'éléments permettant de trancher entre ces deux hypothèses. Pour les calculs suivants on a simplement supposé que le bitume recouvre uniformément la surface des grains.
- la dispersion de vitesse est peu sensible à l'influence de la pression effective appliquée (Figure V-63b)
- la dispersion de vitesses est très sensible à la température, surtout pour les faibles températures (inférieures à 80°C) (Figure V-63c).

### c) Choix du modèle le plus adapté

Les trois modèles examinés précédemment pour la matrice:

- modèle de contact "Friable sand model",
- modèle de contact Hertz-Mindlin-Walton et,
- modèle de ciment visqueux de Leurer-Dvorkin,

donnent des résultats assez proches quant aux tendances générales.

On a étudié les courbes de dispersion des vitesses dans des sables bitumineux pour trois cas correspondant à différentes conditions de température et de contrainte effective appliquée:

- Cas 1 correspondant aux conditions in situ initiales vierges du réservoir avant SAGD (température de 10°C et pression effective de 1,35 MPa);
- Cas 2 (80°C et 0,8 MPa);
- Cas 3 (150°C et 0,4 MPa).

Les cas 2 et 3 représentent des configurations possibles lors de l'injection de vapeur en SAGD avec augmentation de température et augmentation de pression de pore.

Les résultats de modélisation sont comparés avec des mesures en laboratoire et in situ correspondant aux conditions de température et de pression (Figure V-64, Figure V-65 et Figure V-66).

L'approche "Friable sand model" + Ciz et Shapiro (Figure V-64) reflète de façon satisfaisante la tendance des courbes de dispersion des vitesses observée expérimentalement. Cependant, les prévisions données par le modèle sont systématiquement plus élevées que les mesures expérimentales.

Les deux autres approches (Hertz-Mindlin-Walton + Ciz-Shapiro et Leurer-Dvorkin + Ciz-Shapiro) donnent des résultats en bon accord avec les données expérimentales disponibles, les vitesses de compression  $V_p$  essentiellement (Figure V-65 et Figure V-66). Le manque de mesure de vitesse de cisaillement  $V_s$  in situ se fait cruellement sentir.

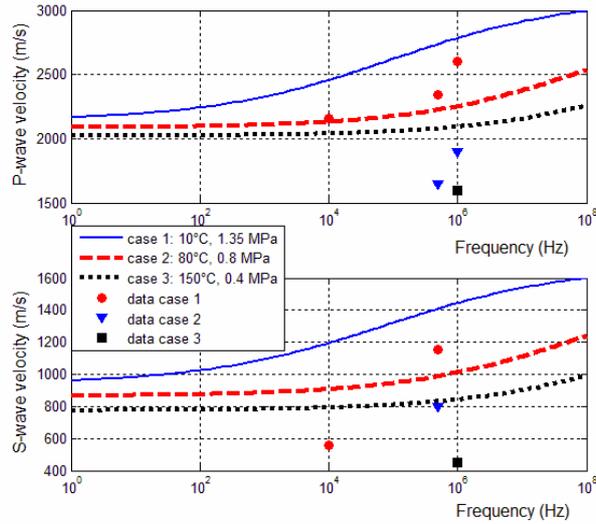


Figure V-64. Dispersion des vitesses: modèle de contact "Friable sand model" + Ciz-Shapiro.

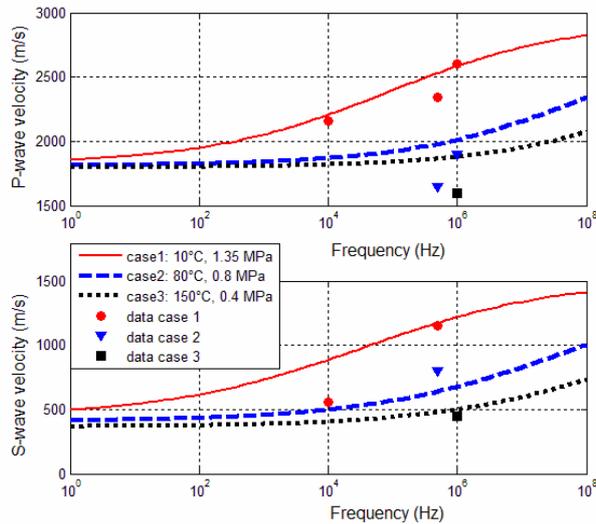


Figure V-65. Dispersion des vitesses: modèle de contact "Hertz-Mindlin-Walton model" + Ciz-Shapiro.

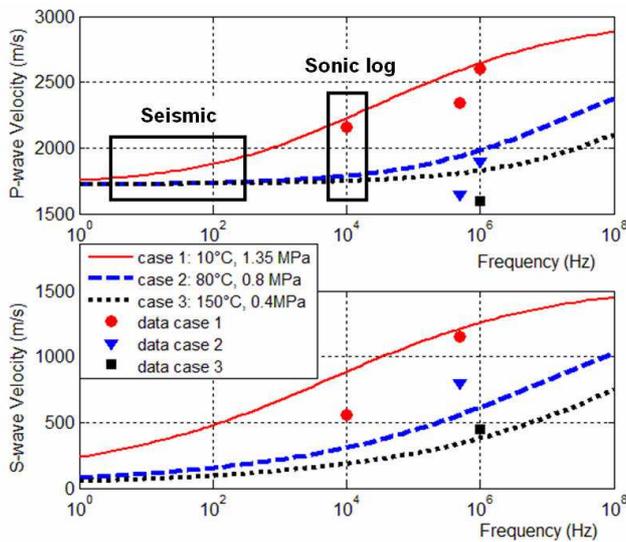


Figure V-66. Dispersion des vitesses: modèle visqueux Leurer-Dvorkin + Ciz-Shapiro.

Deux modèles restent donc possibles: Hertz-Mindlin-Walton (HMW) + Ciz-Shapiro et Leur-Dvorkin + Ciz-Shapiro. Ils présentent des points communs:

- la dispersion des vitesses est observée pour tous les trois cas étudiés. Elle diminue lorsque la température augmente,
- la courbe de dispersion se déplace vers la droite lorsque la température augmente. Autrement dit, les fréquences caractéristiques des mécanismes d'atténuation sont proportionnelles à l'inverse de la viscosité du bitume.

Lorsque l'on passe du cas 1 au cas 3 (température croissant de 10 à 150°C), les vitesses à une fréquence donnée diminuent. Le Tableau V-9 présentent les résultats des prévisions pour les fréquences sismiques d'environ 100 Hz et les fréquences des diagraphies autour de 10<sup>4</sup> Hz.

**Tableau V-9. Evolution des vitesses (en %) à une fréquence donnée lors de l'injection de vapeur (i.e. du cas 1 au cas 3): résultats de modélisation.**

	<i>HMW + Ciz-Shapiro</i>	<i>Leurer-Dvorkin + Ciz-Shapiro</i>
à 100 Hz		
$V_p$	- 10 %	- 10 %
$V_s$	- 30 %	- 80 %
à 10 <sup>4</sup> Hz		
$V_p$	- 18 %	- 23 %
$V_s$	- 44 %	- 75 %

Les résultats de modélisation des vitesses de compression  $V_p$  sont assez proches dans les deux approches. Cependant ce n'est pas le cas pour les ondes de cisaillement  $V_s$ , notamment aux basses fréquences. En effet, en utilisant le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton pour la matrice, la vitesse  $V_s$  à 150°C est estimée autour de 400 m/s aux fréquences sismiques (Figure V-65); alors qu'elle est seulement de 100 m/s avec le modèle de Leur-Dvorkin (Figure V-66). Cette valeur semble très faible et douteuse même pour un matériau non cimenté. Alors on serai tenté de dire que l'approche avec le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton pour la matrice est plus convenable. Cependant, il est nécessaire de disposer des mesures expérimentales de vitesses, particulièrement de vitesses  $V_s$  à basse fréquence pour pouvoir donner une conclusion finale.

On notera que dans tous les deux modèles, les changements des vitesses sont la conséquence directe du changement de la température; la contrainte ne joue qu'un rôle marginal, d'après les analyses précédentes sur Figure V-62 et Figure V-63. Le lien très fort entre température et vitesses aux différentes fréquences confirme que des anomalies de température dans les réservoirs peuvent être identifiées par les méthodes sismiques.

### V.5.3. Suggestions pour la modélisation acoustique du sable bitumineux

On pourrait bien évidemment améliorer nos résultats de modélisation en prenant en compte des aspects suivants:

- 1) impact de la pression sur le module de cisaillement.

Les paramètres du modèle de Cole-Cole ont été calibrés sur des mesures sur le bitume effectuées à la pression atmosphérique. On ne dispose pas actuellement de mesures sous confinement.

### 2) module d'incompressibilité du bitume.

La formule de module d'incompressibilité du bitume utilisée dans cette thèse est grossière en raison du manque des données de ce module en fonction de la fréquence. On tient à rappeler que la plupart des travaux jusqu'à maintenant ne prennent pas en compte la variation du module d'incompressibilité avec la fréquence (Das et Batzle, 2009).

Nos résultats expérimentaux ont montré l'influence dominante des caractéristiques du bitume sur le comportement acoustique de sable bitumineux, donc plus on maîtrise de paramètres concernant le bitume, plus le modèle devient fiable.

### 3) surface rugueuse des grains solides.

La rigidité des grains solide ne seraient pas la même que celle du quartz pur à cause de la rugosité des grains, mise en évidence par l'observation microstructurale. Il existerait une petite porosité intra-granulaire qui diminuerait légèrement les modules des grains solides.

Par ailleurs, d'autres modèles capables de prendre en compte le phénomène d'écoulement local pourraient être suggérés. Le modèle de Mavko et Jizba (1991) considère que les structures contiennent deux types de pores (i.e. double porosité): pores rigides et pores compressibles. Il estime que l'effet de la fermeture des pores les plus compressibles sous l'action de la pression est à peu près équivalent à l'effet de rigidification engendré par le blocage du fluide incompressible au niveau de ces mêmes pores lors de mesures à haute fréquence. Le modèle permet en effet d'estimer les modules "modifiés" du squelette rocheux à hautes fréquences en prenant en compte le phénomène d'écoulement local. Dvorkin et al. (1995), Pride et al. (2004) ont ensuite élargi ce modèle à toutes les fréquences en considérant que les pores inter-granulaires sont rigides et les micropores intra-granulaires sont compressibles. A l'échelle microstructurale, on pourrait penser au modèle de O'Connell et Budiansky (1977) dans lequel la géométrie des fissures joue un rôle dominant, et qui semble bien expliquer les résultats expérimentaux (VoThanh, 1990).

## V.6. APPLICATION A L'INTERPRETATION DE LA SISMIQUE REPETEE (4D) OU CONTINUE

Le procédé SAGD se traduit par des modifications de trois paramètres au sein de la roche réservoir : pression, température, et saturation des fluides (Figure V-67).

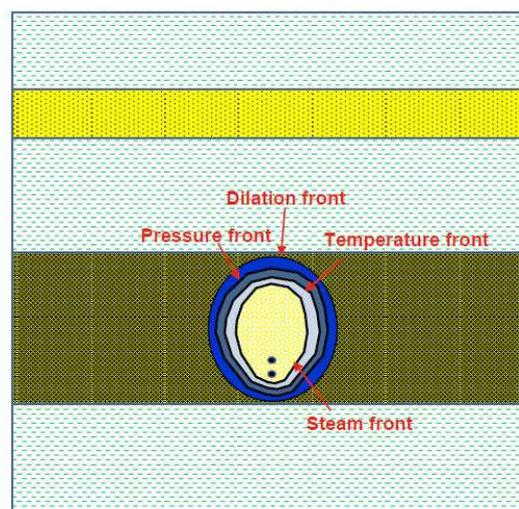


Figure V-67: Évolution des fronts aux bords de la chambre de vapeur (données sur le site [www.ercb.ca](http://www.ercb.ca)).

Des travaux de modélisation récents effectués à l'IFPEN sur le couplage réservoir géomécanique ont montré comment ces différents paramètres évoluent au cours du temps (Lerat et al., 2010, Zandi, 2011).

Quelque soit l'endroit où on se situe dans le réservoir, le front de pression est le premier à arriver, puis le front de température, suivi de très près par des modifications de saturation qui interviennent dès que la température dépasse 60°, d'abord par un remplacement du bitume par de l'eau, puis par de la vapeur lorsque la température atteint 250°C. Une illustration est donnée sur la Figure V-68 relative à un réservoir situé à 250 m de profondeur.

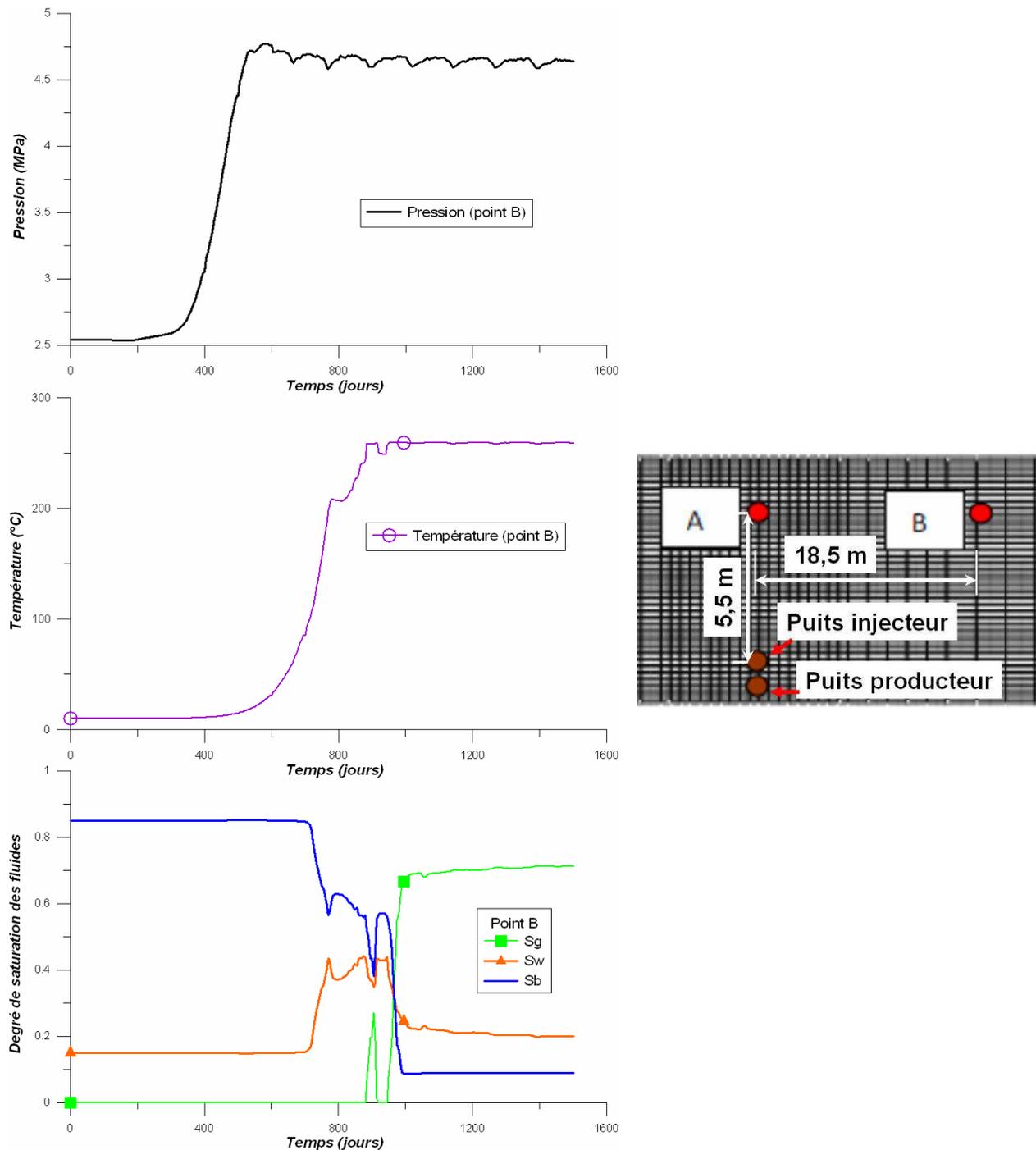


Figure V-68: Évolution des paramètres géomécaniques en point B situé latéralement par rapport aux puits de SAGD (document de N.Guy, IFPEN).  $S_g$ ,  $S_w$ ,  $S_b$ : degrés de saturation en gaz, eau et bitume.

Le changement de la pression provoque bien évidemment des changements des contraintes in situ. Les chemins de contraintes dans le plan  $p'$ - $q$  (contrainte moyenne effective– déviateur), obtenus lors de simulations par Chalaturnyk (1996), ou par Zandi (2011) dépendent apparemment de la profondeur du réservoir et sont inclinés vers la gauche (en réservoir superficiel) ou quasi verticaux (en réservoir profond). La contrainte effective moyenne semble diminuer dans les réservoirs peu profonds et rester plus ou moins constante dans les réservoirs profonds.

Des campagnes de sismique réalisées à différents intervalle de temps, voire du monitoring avec auscultation en continu (Seismovie) sur un champ exploité en SAGD permettent de suivre les modifications des caractéristiques acoustiques du réservoir de sables bitumineux.

D'après les résultats de la modélisation, les vitesses de propagation des ondes acoustiques dans le sable bitumineux dépendent significativement de la fréquence de sollicitation. Cette nature dispersive des vitesses est liée à la nature dispersive du bitume et/ou aux différents mécanismes d'interaction grains solides – fluide. Donc il faut donc se méfier d'extrapoler sans discernement les résultats obtenus en laboratoire aux fréquences ultrasonores aux applications de sismique de surface avec des fréquences autour de 100 Hz.

### **a) Vitesses des ondes**

En fonction de nos résultats expérimentaux et de modélisation, on a résumé sur le Tableau V-10 l'évolution probable des vitesses de propagation des ondes à 100 Hz en fonction de l'arrivée des différents fronts correspondant à la chambre de vapeur.

**Tableau V-10. Évolution probable des vitesses d'ondes à 100 Hz.**

Arrivée des fronts	Vitesses $V_p$	Vitesses $V_s$
<i>Pression</i>	dépend de la profondeur du réservoir	dépend de la profondeur du réservoir
<i>Température</i>	diminue de 10 % maximum	diminue de 30 %
<i>Saturation en vapeur</i>	diminue	reste constant

Les considérations prises en compte sont les suivantes :

- 1) les vitesses de propagation  $V_p$  et  $V_s$ , lors de l'arrivée du front de pression, diminuent vraisemblablement pour les réservoirs peu profonds et reste constante voire augmentent légèrement pour les réservoirs profonds, mais cela demande confirmation sur des cas réels.
- 2) les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  diminuent avec le passage de la chambre de vapeur. Les pourcentages estimés (10 % pour  $V_p$  et 30 % pour  $V_s$ ) sont déduits du Tableau V-9. Les variations sont faibles mais peuvent être identifiées.
- 3) le remplacement du bitume et de l'eau par de la vapeur va diminuer les vitesses  $V_p$  sans affecter les vitesses  $V_s$ .

Les prévisions de diminution des vitesses  $V_p$  sont en accord avec les données disponibles dans la bibliographie. Remarquons que c'est sur les ondes  $S$  que l'évolution est le plus marquée donc cela incite à recommander l'usage des ondes de cisaillement.

Il faut également remarquer qu'aux fréquences sismiques (jusqu'à 100 Hz), la plupart des modifications des propriétés acoustiques se produisent aux faibles températures (< 60 °C). Peu de changement des vitesses est observé au-delà de cette température. Autrement dit, on pourrait localiser les zones chaudes du réservoir mais on ne peut pas déduire la température exacte de chaque zone.

## **b) Atténuations**

De la même façon qu'on l'a fait pour les vitesses, on a résumé sur Tableau V-11 l'évolution probable des atténuations des ondes à 100 Hz en fonction de l'arrivée des différents fronts correspondant à la chambre de vapeur.

**Tableau V-11. Évolution probable des atténuations à 100 Hz.**

Arrivée des fronts	atténuation ondes <i>P</i>	atténuation ondes <i>S</i>
<i>Pression</i>	dépend de la profondeur du réservoir	dépend de la profondeur du réservoir
<i>Température</i>	diminue	diminue
<i>Saturation en vapeur</i>	augmente	---

Les considérations prises en compte sont les suivantes :

- 1) A l'arrivée du front de pression, l'atténuation peut augmenter ou diminuer suivant le chemin de contrainte suivi, qui dépend de la profondeur du réservoir. L'atténuation va dépendre de l'évolution de la contrainte moyenne. Elle augmente vraisemblablement dans les réservoirs peu profonds.
- 2) Quant à l'impact de la température, deux éléments permettent de penser à une diminution de l'atténuation avec la température aux fréquences sismiques. D'abord, les résultats de modélisation montrent que les courbes de dispersion se déplacent vers la droite avec la température. Cela implique que les pics d'atténuation se déplacent également de gauche à droite et qu'aux fréquences sismiques, on obtient une diminution de l'atténuation (Figure V-69 ci dessous). Pour notre sable bitumineux naturel, on observe expérimentalement aux fréquences ultrasonores une diminution de l'atténuation des ondes *P* (exprimée en  $1000/Q_p$ ) d'environ 30 – 40 % lorsque la température augmente de 10°C à 85°C (cf. Figure V-8).
- 3) Quant à l'arrivée du front de saturation en vapeur, le remplacement du bitume et de l'eau par de la vapeur se traduit par une augmentation de l'atténuation. De manière générale, le géomatériau est fortement atténuant (*Q* petit) à l'état sec.

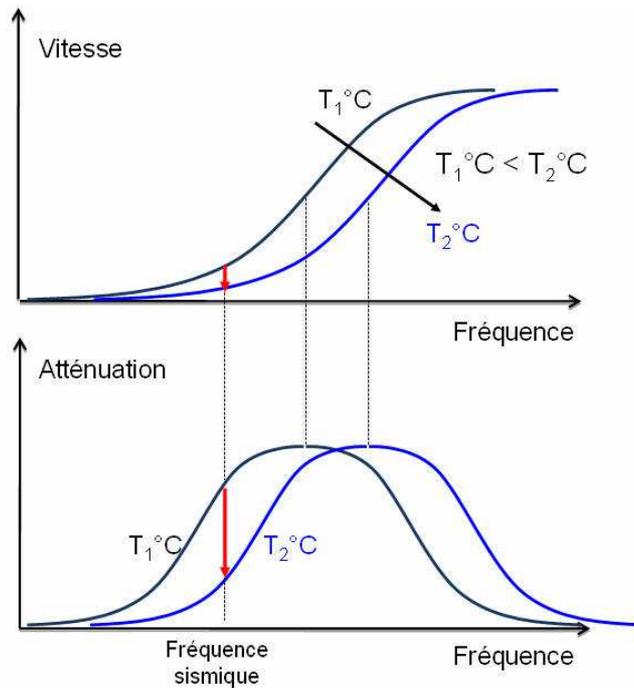


Figure V-69: Illustration de l'impact de la température.

En résumé, on pourrait s'attendre à la fois à une éventuelle phase initiale de diminution (surtout en réservoir profond) puis une augmentation de l'atténuation des ondes aux fréquences sismiques lors de l'injection de vapeur. Cependant on manque de confirmation expérimentale bien détaillée.

Hedlin et al. (2002) par exemple ont montré, à partir de données *VSP* enregistrées aux fréquences autour de centaine de Hz, une augmentation de l'atténuation (i.e.  $1000/Qp$ ) avec l'injection de vapeur. L'auteur n'a malheureusement pas précisé à quel moment a été effectuée cette mesure et à quelle température.

Des expériences sont nécessaires pour identifier la tendance globale de l'atténuation.

## V.7. CONCLUSIONS

Les essais avec des mesures de vitesse et d'atténuation par transmission ont été effectués à la fois sur la cellule pétroacoustique équipée de transducteurs de 0,5 MHz et sur la cellule triaxiale équipée de transducteurs de 1 MHz. Le traitement a été effectué par la méthode de rapport de spectre qui permet d'avoir accès aux vitesses de phase et à l'atténuation.

Ces essais ont été réalisés dans différentes conditions de température et de contrainte effective sur deux types de matériau: des sables bitumineux naturels et des sables reconstitués saturés avec différents fluides saturants (air, eau, glycérol et bitume).

Les résultats ont montré que les propriétés acoustiques des sables bitumineux dépendent de la température. Les vitesses dans la matrice sableuse (propre) ne varient pratiquement pas avec la température. L'influence de la température est liée essentiellement à la présence des fluides saturants: la température fait varier les propriétés physiques des fluides. La viscosité du fluide saturant est le paramètre le plus influant sur les vitesses de propagation des ondes sismiques

dans des roches saturées de fluide visqueux. Cependant la viscosité du fluide n'est pas le seul paramètre à jouer un rôle. D'autres aspects (nature physique du fluide, densité, interaction avec les grains sableux, etc.) contribuent à un moindre niveau à modifier les propriétés sismiques de ces matériaux avec la température.

Les mesures des vitesses  $V_p$  et  $V_s$  dans des échantillons de sable bitumineux Canadien dans cette étude sont comparables avec les données dans la bibliographie. On observe que la diminution des vitesses  $V_p$  avec la température est plus rapide aux faibles températures qu'aux fortes température. Il semble que la transition de comportement de la vitesse s'effectue autour de  $50^\circ\text{C}$  -  $60^\circ\text{C}$ . Le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson dynamique varient respectivement de 1,95 à 2,32 et de 0,32 – 0,38. Quant à l'atténuation, de  $10^\circ\text{C}$  (température in situ) jusqu'à  $85^\circ\text{C}$ , une diminution de ce paramètre (exprimé en  $1000/Q$ ) aux fréquences ultrasonores a été observé expérimentalement.

La comparaison entre les vitesses dans les sables bitumineux et les vitesses dans les échantillons reconstitués saturés de bitume montre l'influence importante de la cimentation des grains solides: plus les grains sont cimentés, plus les vitesses sont élevées. Elle montre de plus que l'allure des courbes vitesses-température dans les sables bitumineux est la conséquence directe de l'allure de la courbe vitesse-température dans le bitume lui-même.

La dispersion des vitesses et l'atténuation d'ondes dans les sables bitumineux sont due au bitume lui-même et aux différents mécanismes d'interaction grains solides – fluide : mécanisme de Biot, d'écoulement local et de relaxation visqueuse. On notera que les mécanismes de Biot et de relaxation visqueuse n'opèrent qu'aux fréquences ultrasonores et aux conditions extrêmes de viscosité.

Le modèle de Ciz et Shapiro peut être utilisé pour estimer l'évolution des vitesses sismiques dans les sables bitumineux. Les propriétés viscoélastiques du bitume sont modélisées à l'aide du modèle de Cole-Cole et les propriétés de la matrice sableuse sont calculées avec le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton avec la prise en compte de l'angularité des grains. Les équations classiques Biot-Gassmann ne peuvent pas décrire l'évolution des vitesses aux faibles températures à cause de la forte viscosité du bitume.

Les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  diminuent avec le passage de la chambre de vapeur. Les variations sont faibles mais peuvent être identifiées. Remarquons que c'est sur les ondes  $S$  que l'évolution est la plus marquée donc cela incite à recommander l'usage des ondes de cisaillement. Il faut remarquer qu'aux fréquence sismiques (jusqu'à 100 Hz), la plupart des modifications des propriétés acoustiques se produisent aux faibles températures ( $< 60^\circ\text{C}$ ). Peu de changement des vitesses est observé au-delà de cette température. Autrement dit, on pourrait localiser les zones chaudes du réservoir mais on ne peut pas déduire la température exacte de chaque zone.

Quant à l'atténuation, elle demeure un paramètre important et des études supplémentaires à la fois expérimentale et de modélisation sont nécessaires pour améliorer les prévisions.

# CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

## CONCLUSIONS GENERALES

Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse concernent les sables bitumineux Canadiens, en relation avec le procédé SAGD (*Steam Assisted Gravity Drainage*) de récupération des huiles lourdes par injection de vapeur. Dans ce procédé, deux puits horizontaux parallèles sont forés en partie basse du réservoir afin d'injecter la vapeur (à une température pouvant atteindre 280°C) par le puits supérieur et de récupérer les huiles lourdes chauffées et fluidifiées par écoulement gravitaire dans le puits inférieur. La vapeur chaude remplace l'huile déplacée avec création d'une chambre de vapeur qui croît verticalement et horizontalement au cours de l'exploitation. L'apport de fluide chaud augmente la pression de pore, dilate le squelette rocheux et le fluide interstitiel et modifie les propriétés mécaniques des constituants avec des effets combinés complexes. Le champ des contraintes in situ est modifié, ce qui peut entraîner des ruptures en cisaillement ou des fracturations hydrauliques dans le réservoir ou la couverture, en particulier dans les champs peu profonds. Des campagnes de sismique réalisées à différents intervalles de temps ou en continu (Seismovie) sur un champ exploité en SAGD permettent de suivre les modifications des caractéristiques acoustiques du réservoir de sables bitumineux.

L'objectif de cette thèse essentiellement expérimentale est de mieux comprendre les comportements thermo-hydro-mécanique et acoustique des sables bitumineux afin :

- d'améliorer les simulations intégrant les aspects écoulement et géomécanique ;
- d'améliorer l'interprétation des données de sismiques répétées (ou continues) enregistrées sur le champ pour le suivi de l'exploitation.

Pour cela, on a employé diverses approches : caractérisation physique et microstructurale des sables bitumineux naturels, essais sur éprouvettes soumises à des chargements thermiques et mécaniques avec, dans certains cas, mesure simultanée des vitesses et atténuations des ondes ultrasonores, modélisation du comportement pétroacoustique pour en tirer des conclusions pratiques pour la sismique de surface.

Les travaux ont été effectués sur des échantillons de sables bitumineux Canadiens fournis par TOTAL et également sur un matériau modèle constitué d'un sable reconstitué artificiellement cimenté, pour plusieurs raisons : (1) les échantillons de sable bitumineux naturel ne sont pas disponibles en grande quantité ; (2) ils présentent un remaniement significatif et une variabilité naturelle inévitables ; (3) on ne peut en extraire le bitume sans recourir à des manipulations complexes et perturbatrices. Les sables bitumineux ne se prêtent donc pas aisément à une étude systématique. On a donc recherché à disposer d'échantillons analogues et reproductibles de faible cohésion (pour être facilement manipulables) et pouvant être saturés dans des conditions contrôlées par n'importe quel fluide. On a donc réalisé des éprouvettes de sable quartzeux faiblement cimentées, poreuses et perméables, selon un procédé développé à IFPEN par E. Bemer.

Plusieurs techniques expérimentales de caractérisation avancées ont été mises en œuvre : tomographie et microtomographie aux rayons X, cryomicroscopie électronique à balayage et résonance magnétique nucléaire. La caractérisation de la matrice sableuse est complexe et

longue et requiert l'utilisation de systèmes de nettoyage à l'appareil de Soxhlet ou par l'usage de solvants ( $\text{CH}_2\text{Cl}_2$ ).

Le sable bitumineux naturel est constitué majoritairement de grains de quartz (jusqu'à 85 % en masse) de granulométrie assez serrée autour d'un diamètre de 160  $\mu\text{m}$ . La porosité des échantillons extraits des carottes est comprise entre 36 et 40 %. Ces valeurs significativement plus fortes que la porosité intacte, estimée entre 31 et 35% d'après les mesures de diagraphies de densité, confirment l'état de remaniement important engendré par la relaxation des contraintes et l'expansion gazeuse qui intervient lors du carottage.

Les images microtomographiques montrent d'une part des zones denses, supposées intactes (porosité de l'ordre de 32 % - 33 %) qui sont caractérisées par des amas très denses de grains enchevêtrés avec un grand nombre de contacts concavo-convexes. Cette structure spéciale est le résultat de dissolution-recristallisation du quartz au cours des temps géologiques, sous des conditions de température et de pression beaucoup plus importantes que les conditions actuelles. Elles montrent d'autre part des zones perturbées avec des fissures et des bulles d'air isolées.

Les observations cryoMEB effectuées dans les zones denses intactes montrent que le bitume est présent aux contacts inter-grains, sans toutefois avoir d'effet significatif sur la cohésion macroscopique.

Les échantillons reconstitués à partir de sable de Fontainebleau de granulométrie serrée autour de 250  $\mu\text{m}$  présentent une structure plus ou moins enchevêtrée avec des contacts interpénétrants et des amas de grains solides (dus à la cimentation artificielle) en quelques endroits, d'après les observations microtomographiques. Ils possèdent une forte porosité (entre 36 et 40 %) et une forte perméabilité (de l'ordre de quelques Darcies). Ils ont été saturés avec du bitume ou du glycérol en utilisant des techniques spécialement mises au point.

Les propriétés physiques (densité, viscosité) et élastiques (vitesse d'ondes) des fluides saturants (bitume et glycérol) ont été étudiées en fonction de la température.

Le comportement thermo-hydro-mécanique des sables bitumineux naturels et artificiels a été étudié avec trois dispositifs différents :

- une cellule oedométrique sur bâti haute pression, pour déterminer les paramètres de compressibilité jusqu'à 66 MPa de contrainte verticale ;
- une cellule triaxiale haute température pour déterminer les paramètres géomécaniques et acoustiques en balayant une large gamme de température (de température ambiante à 160°C) et de pression effective (de 0,2 MPa à 6 MPa) ;
- une cellule pétroacoustique pour déterminer les paramètres acoustiques ultrasonores sous contrainte isotrope (avec la température variant de -35°C à 85°C et la pression effective jusqu'à 30 MPa).

De nombreux essais ont été réalisés avec des procédures spécialement mises au point pour le carottage des échantillons, le montage sur les cellules et l'application des chargements mécaniques et thermiques pour minimiser tout remaniement supplémentaire. Les mesures acoustiques ont été effectuées par transmission d'une impulsion de fréquence ultrasonore (0,5 et 1MHz). Le traitement a été effectué par la méthode de rapport de spectre qui permet d'avoir accès aux vitesses de phase et à l'atténuation.

Les divers types d'essai thermo-hydrromécaniques menés ont permis de mettre en évidence un certain nombre de phénomènes déjà observés dans la bibliographie ainsi que des aspects nouveaux du comportement.

1. Les courbes de compression oedométriques des sables bitumineux naturels sont fortement affectées par le remaniement résultant de l'expansion des gaz lors du prélèvement. Dans un premier temps, on assiste à la recompression des pores de perturbation. Il n'est donc pas pertinent de chercher à déduire de ces courbes une contrainte qui serait représentative de la plus forte contrainte supportée par le matériau, alors que les sédiments étaient recouverts d'une couche de glace comprise entre 3 000 et 4 000 m. L'expérience montre qu'il est nécessaire d'appliquer des niveaux de contrainte oedométriques aussi élevées que 30 MPa pour atteindre l'indice des vides à l'état intact supposé. Bien évidemment, on ne retrouve jamais la microstructure initiale. La compression aux fortes contraintes engendre un écrasement des grains. La question de l'existence de ce phénomène au cours de l'histoire géologique, avec un chargement infiniment plus lent, se pose, car il est évident que la brutalité du chargement instantané joue un rôle important dans l'écrasement des contacts intergranulaires. L'angularité des grains pourrait être un indice d'écrasement, mais la réponse n'est pas évidente. Le fluage intervenant à l'échelle de temps géologiques sous forte contrainte (estimée entre 28 et 37 MPa lors de l'existence des 3 000 - 4 000 m de glace) est probablement un élément important pour expliquer la forte densité in-situ des sables bitumineux.

2. La réponse volumique élastique obtenue lors des cycles de décharge-recharge est relativement indépendante de la contrainte appliquée et proche de celle obtenue sous une contrainte maximale de 30 MPa dans la gamme de porosité proche de la porosité in-situ. L'essai oedométrique semble donc une méthode simple pour fixer l'ordre de grandeur des paramètres de compressibilité des sables bitumineux, de l'ordre de  $0,3$  à  $0,56 \times 10^{-6}$  ( $\text{kPa}^{-1}$ ).

3. Des essais de compressibilité isotrope ont été réalisés. Après quelques cycles de chargement/déchargement (jusqu'à 6 MPa en contrainte effective) les modules de compressibilité isotrope varient de  $1,02 \times 10^{-6}$  à  $2,29 \times 10^{-6}$  ( $\text{kPa}^{-1}$ ). Ces valeurs sont comparables à celles de la bibliographie, elles sont vraisemblablement plus importantes que celles obtenues sur des échantillons de bonne qualité.

4. Des essais de chauffage sous une contrainte effective isotrope de 1,5 MPa ont confirmé que les sables bitumineux se dilatent quasiment linéairement en fonction de la température avec un coefficient de dilatation thermique compris entre  $33 \times 10^{-6}$  ( $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ) et  $90 \times 10^{-6}$  ( $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ) et comparable au coefficient du quartz. Ces résultats sont analogues à ceux de la bibliographie. La dilatation volumique thermique des sables quartzeux reconstitués peu cimentés est comparable à celle des sables bitumineux naturels.

5. Les essais de cisaillement réalisés sur les sables bitumineux d'Athabasca montrent, dans la gamme de pressions de confinement considérée, un comportement ductile sans présence de pic de rupture. Le matériau présente au début une légère contraction suivie d'une forte dilatance. Le comportement déviatorique des échantillons reconstitués saturés de bitume (ou d'eau) est généralement de type fragile avec la présence d'un pic de déviateur aux faibles déformations axiales ; cette réponse est compatible avec l'existence de liens de cimentation entre les grains. L'utilisation des échantillons de sables reconstitués peu cimentés comme analogue de sable bitumineux naturel présente des avantages (disponibilité, contrôle des paramètres, etc.) mais des limites (effet de la cimentation, porosité plus forte, etc.).

6. Classiquement, on observe une augmentation de la résistance au cisaillement liée à l'augmentation de la contrainte effective appliquée ; le comportement très dilatant aux faibles contraintes devient progressivement contractant lorsque le niveau de contrainte augmente.

7. La température n'a pas d'impact significatif sur le comportement déviatorique des échantillons de sable bitumineux et de sable reconstitués saturé de bitume. Ces résultats sont en accord avec ceux de la bibliographie.

Les différentes mesures des propriétés acoustiques (vitesses, atténuations, et modules dynamiques) effectuées sur les sables bitumineux d'Athabasca et sur les sables reconstitués avec divers fluides ont permis d'enrichir les connaissances sur le comportement acoustique des sables saturés de fluides visqueux dissipatifs et d'aider potentiellement à l'interprétation des mesures sismiques répétées (ou continues) enregistrées sur le champ pour le suivi de l'exploitation par SAGD.

1. Les vitesses dans la matrice sableuse ne varient pratiquement pas avec la température. L'influence de la température est liée essentiellement aux fluides visqueux saturants dont elle influence les propriétés physiques, en particulier la viscosité qui est le paramètre le plus influent sur les vitesses de propagation des ondes sismiques. D'autres paramètres (nature physique du fluide, densité, interaction avec les grains sableux, etc.) contribuent à un moindre niveau à modifier les propriétés sismiques de ces matériaux avec la température.

2. Les mesures des vitesses aux fréquences ultrasonores dans des échantillons de sable bitumineux Canadien obtenues dans cette étude sont comparables avec les données de la bibliographie. Par exemple, la vitesse d'onde  $P$  à 152°C est d'environ 77 % de celle à température ambiante. On observe que la diminution des vitesses  $V_p$  avec la température est plus rapide aux faibles températures qu'aux fortes températures avec une transition autour de 50°C - 60°C. Le rapport  $V_p/V_s$  et le coefficient de Poisson dynamique varient de 1,95 à 2,32 et de 0,32 à 0,38, respectivement. Une diminution de l'atténuation (exprimée en  $1000/Q$ ) aux fréquences ultrasonores a été observé expérimentalement entre 10°C (température in situ) et 85°C.

3. La comparaison entre les vitesses dans les sables bitumineux et dans les échantillons reconstitués saturés de bitume montre l'influence importante de la cimentation des grains solides: plus les grains sont cimentés, plus les vitesses sont élevées. Elle montre de plus que l'allure des courbes vitesses-température dans les sables bitumineux est la conséquence directe de l'allure de la courbe vitesses-température dans le bitume lui-même.

4. Les vitesses de propagation des ondes acoustiques dépendent significativement de la fréquences des signaux. Cette nature dispersive des vitesses est liée essentiellement à la nature dispersive du bitume lui-même et aux différents mécanismes d'interaction grains solides – fluide : mécanisme de Biot, d'écoulement local et relaxation visqueuse. Les mécanismes de Biot et de relaxation visqueuse n'opèrent qu'aux fréquences ultrasoniques et en conditions extrêmes de viscosité. Il faut donc se méfier d'extrapoler directement les résultats obtenus en laboratoire avec des fréquences ultrasonores aux applications de sismique de surface avec des fréquences autour de 100 Hz.

5. Le modèle de Ciz et Shapiro (2007) peut être utilisé pour estimer l'évolution des vitesses sismiques dans les sables bitumineux sous les différents effets dus à l'injection de la

vapeur. Les propriétés du bitume sont modélisées à l'aide du modèle de Cole-Cole et les propriétés de la matrice sableuse sont calculées avec le modèle de contact de Hertz-Mindlin-Walton avec la prise en compte de l'angularité des grains. Les équations classiques de Biot-Gassmann ne peuvent pas décrire l'évolution des vitesses aux faibles températures à cause de la forte viscosité du bitume.

6. D'après les résultats de nos modélisations, les vitesses  $V_p$  et  $V_s$  diminuent dans la chambre de vapeur. Les variations sont faibles mais peuvent être identifiées. Remarquons que c'est sur les ondes  $S$  que l'évolution est la plus marquée, ce qui incite à recommander l'usage des ondes de cisaillement. Aux fréquences sismiques (jusqu'à 100 Hz), la plupart des modifications des propriétés acoustiques se produisent aux faibles températures ( $< 60$  °C) avec peu de changement des vitesses au-delà de cette température. Autrement dit, on pourrait localiser les zones chaudes du réservoir mais on ne peut pas déduire la température exacte de chaque zone.

7. L'atténuation demeure un paramètre important et des études expérimentale et de modélisation supplémentaires paraissent nécessaires pour améliorer les prévisions.

## PERSPECTIVES

Les travaux présentés dans cette thèse pourraient être poursuivis sur un certain nombre d'aspects.

En ce qui concerne le comportement thermo-hydro-mécanique des sables bitumineux :

- l'utilisation de fortes contraintes isotropes (une trentaine de MPa) pour ramener les sables bitumineux à leur porosité in situ afin de mieux caractériser leurs paramètres géomécaniques ;
- l'étude des propriétés thermiques du bitume et des sable bitumineux (conductivité, chaleur massique, etc.) dans une gamme de pression allant jusqu'à 10 MPa et de température jusqu'à 280°C ;
- l'étude du comportement thermo-hydro-mécanique des sables jusqu'à 250°C, avec des essais drainés et non drainés sur des chemins de contrainte isotropes et déviatoriques, avec une attention particulière à porter aux chemins de contrainte représentatifs des chemins attendus in situ.

Les études à poursuivre sur le comportement acoustique viseront à acquérir des données pour améliorer l'interprétation de la sismique continue ou répétée 4D. Les travaux à faire sont :

- la mesure des vitesses d'onde et des atténuations jusqu'à 250°C ;
- l'étude de l'influence de la pression sur les vitesses et sur les atténuations dans des échantillons à l'état sec ;
- la quantification des changements de vitesses suivant différents chemins de contraintes ;
- l'étude des propriétés acoustiques en effectuant des substitutions de fluide sur le même échantillon de sable bitumineux naturel ;
- la quantification des mécanismes d'atténuation, (effets dus au bitume lui-même et des effets dus à l'interaction grains solides – bitume).

Il va de soi que l'acquisition et le traitement de mesures sismiques de tout type (diagraphies soniques, sismique de surface, VSP, monitoring continu) tant en ondes  $P$  qu'en ondes  $S$  est à

recommander pour le suivi des développements des chambres de vapeur. Les données permettront le calage des modèles.

Des comparaisons entre les paramètres statiques et les paramètres dynamiques seraient également intéressantes pour améliorer le choix des paramètres d'entrée des modélisations géomécaniques simples ou couplées avec de la modélisation réservoir, voire de la sismique synthétique.

On pourrait bien évidemment améliorer les résultats de nos modélisations en prenant en compte les aspects suivants:

- l'impact de la pression sur les modules de cisaillement et d'incompressibilité du bitume ;
- l'influence de la fréquence sur le module d'incompressibilité du bitume ;
- la prise en compte de modèles plus sophistiqués pour la matrice sableuse, comme par exemple les modèles de Mavko et Jizba (1991) de Dvorkin et al. (1995), de Pride et al. (2004) et de O'Connell et Budiansky (1977).

## REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Adachi, T. and Oka, F. 1995. An elasto-plastic constitutive model for soft rock with strain softening. *Int. J. Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **19**, 233-247.
- Agar, J.G. 1984. *Behaviour of oil sands at elevated temperatures*. Ph.D. Thesis, University of Alberta, Canada.
- Agar, J.G., Morgenstern, N.R., and Scott, J.D. 1986. Thermal expansion and pore pressure generation in oil sands. *Can. Geotech. J.*, **23**: 327-333.
- Agar, J.G., Morgenstern, N.R., and Scott, J.D. 1987. Shear strength and stress - strain behaviour of Athabasca oil sand at elevated temperatures and pressures. *Can. Geotech. J.*, **24**(1): 1-10.
- Ahmed, K., Khan, K., and Mohamad-Hussein, M.A. 2009. Prediction of Wellbore Stability Using 3D Finite Element Model in a Shallow Unconsolidated Heavy-Oil Sand in a Kuwait Field. *SPE 120219, SPE Middle East Oil and Gas Show and Conference, Bahrain, 15-18 March*.
- Al-Bahlani, A.M. and Babadagli, T. 2009. SAGD Laboratory Experimental and Numerical Simulation Studies: A Review of Current Status and Future Issues. *J. Petr. Sci. and Eng.*, **68**(3-4), 135-150.
- Aubertin M., Li L., Simon R., and Bussi re B. 2003. Un critère de plasticité et de rupture pour les géomatériaux   porosité variable. *56th Annual Canadian Geotechnical Conference and 4th Joint IAH-CNC and CGS Groundwater Specialty Conference, C d rom*.
- Avseth P., Dvorkin, J., Mavko, G. and Rykkje, J. 2000. Rock physics diagnostic of North Sea sands: Link between microstructure and seismic properties. *Geophys. Res. Lett.*, **27**, 2761-2764.
- Avseth P., Mukerji, T., Mavko, G., and Dvorkin, J. 2010. Rock-physics diagnostics of depositional texture, diagenetic alterations, and reservoir heterogeneity in high-porosity siliciclastic sediments and rocks — A review of selected models and suggested work flows. *Geophysics*, **75**(5): 75A31–75A47.
- Bacaud, B. and David, F. 2008. La chaîne des huiles lourdes: un nouveau modèle de business pour une nouvelle ressource. *Technoscoop*, **34**: 11-18.
- Bachrach, R., Dvorkin, J., and Nur, A.M. 2000. Seismic velocities and Poisson's ratio of shallow unconsolidated sands. *Geophysics*, **65**, 559–564.
- Bachrach, R., and Avseth, P. 2008, Rock physics modeling of unconsolidated sands: Accounting for nonuniform contacts and heterogeneous stress fields in the effective media approximation with applications to hydrocarbon exploration. *Geophysics*, **73**(6), E197–E209.
- Batzle, M.L., Han, D.H., and Hofmann R., 2006a. Fluid mobility and frequency-dependent seismic velocity - Direct measurements. *Geophysics*, **71**: N1–N9.
- Batzle, M.L, Hofmann, R., and Han, D.H., 2006b. Heavy oils-seismic properties. *The Leading Edge*, **25**: 750–756.
- Bauer, A., Korndorffer, F., and van der Linden, A. 2011. Thermal Rock Physics of Heavy-Oil Saturated Sands. *Paper in 45th U.S. Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, San Francisco, USA, June 26-29*.

- Bayrock, L.A. and Root, J.D. 1972. *Geology of the Peace-Athabasca River Delta Region, Alberta*. Alberta Research Council. Open file report, 72-01, 59p.
- Beggs, H.D. and Robinson, J.R., 1975. Estimating the viscosity of crude oil systems. *J. Petrol. Technol.*, **27**, 1140–1141.
- Behura, J., Batzle, M.L., Hofmann, R., and Dorgan, J., 2007. Heavy oils: Their shear story. *Geophysics*, **72**(5): E175–E183.
- Bell, J.S., and Babcock, E.A. 1986. The stress regime of the western Canadian basin and implications for hydrocarbon production. *Bulletin of Canadian Petroleum Geologists*, **34**, 364-378.
- Bernabe, Y., Fryer, D.T. and Hayes, J.A. 1992. The effect of cement on the strength of granular rocks. *Geophys, Res, Let.*, **19**, 1511-1514.
- Berryman, J.G., and Milton, G.W. 1991. Exact results for generalized Gassmann's equation in composite porous media with two constituents. *Geophysics*, **56**, 1950-1960.
- Bhuiyan, M.H., Kolstø, M.I., and Holt, R.M. 2010. Mechanical And Acoustical Properties of Sand - Clay Mixtures Under Stress. *44th US Rock Mechanics Symposium and 5th U.S.-Canada Rock Mechanics Sym.*, 27-30 June, Salt Lake, USA.
- Biot, M.A., 1941. General theory of three-dimensional consolidation. *J. Applied Phys.*, **12**: 155-164.
- Biot, M.A., 1956. Theory of propagation of elastic wave in saturated porous solid. *J. Acoust. Soc. Am.*, **28**: 168-191.
- Birrell, G. 2001. Heat transfer ahead of a SAGD steam chamber: a study of thermocouple data from Phase B of the Underground Test Facility (Dover Project). *Paper 2001-88, Pet. Soc. of CIM's Can. Int. Pet. Conf.*, June 12-14, Calgary, Alberta.
- Blaizot, M. 2008. Les huiles lourdes: quelles perspective? *Technoscoop*, **34**: 4-10.
- Blazhnov, I.V., Malomuzh, N.P. and Lishchuk, S.V. 2004. Temperature dependence of density, thermal expansion coefficient and shear viscosity of supercooled glycerol as a reflection of its structure. *J. Chem. Phys.*, **121**: 6435-6441.
- Bourbié, T., Coussy, O. and Zinszner, B. 1987. *Acoustics of porous media*. Editions Technip.
- Brown, R. and Korrington, J., 1975. On the dependence of the elastic properties of a porous rock on the compressibility of the pore fluid. *Geophysics*, **40**: 608–616.
- Burridge R. and Keller, J.B. 1981. Poroelasticity equations derived from microstructure. *J. Acoust. Soc. Amer.* **70**(4), 1140–1146.
- Butler, R.M., 1997. *Thermal Recovery of oil and bitumen*. GravDrain Inc., Alberta, Canada.
- Byrne P.M., Cheung H. and Yan L. 1987. Soil parameters for deformation analysis of sand masses. *Can. Geotech. Journal*, **24**(3), 366-376.
- Cadoret, T., 1993. *Effet de la saturation eau/gaz sur les propriétés acoustiques des roches*. PhD dissertation, Paris VII.
- Campanella, R.G., and Mitchell, J.K. 1968. Influence of temperature variations on soil behavior. *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Engineering Division, ASCE*, **94**(SM3): 709–734.
- Cervenán, M.R., Vermeulen, F.E., and Chute, F.S., 1981. Thermal Conductivity and Specific Heat of Oil Sand Samples. *Canadian Journal of Earth Sciences*, **18**, 926-931.

- Chalaturnyk, R.J., 1996. *Geomechanics of SAGD in Heavy Oil Reservoirs*. PhD dissertation, Department of Civil Engineering, University of Alberta, Canada.
- Chalaturnyk, R. and Li, P. 2001. When Is It Important to Consider Geomechanics in SAGD Operations? *Paper 2001-046, presented at the Petroleum Society's Canadian International Petroleum Conference, Calgary, AB, June 12 – 14.*
- Chapman, D.E. 2008. *Hydrogeologic characterization of a newly constructed saline sodic clay overburden hill*. Master's thesis, University of Saskatchewan, Saskatoon, Canada.
- Christensen, R. M., 1982. *Theory of viscoelasticity: An introduction*. Academic Press Inc.
- Ciz, R. and Shapiro, S.A., 2007. Generalization of Gassmann equations for porous media saturated with a solid material. *Geophysics*, **72**: A75-A79.
- Ciz, R., Saenger, E.H., Gurevich, B. and Shapiro, S.A. 2009. Temperature-dependent poroelastic and viscoelastic effects on microscale—modelling of seismic reflections in heavy oil reservoirs. *Geophysical Journal International*, **176**(3): 822–832.
- Clark, K.A. 1944. Hot water separation of Alberta bituminous sand. *Trans. Can. Inst. Min. Metall.*, **47**: 257–274.
- Clark, S.P. 1966. *Handbook of Physical Constants*. Geol. Soc. Am., Memoir 97.
- Colliat-Dangus, J.L. 1986. *Comportement des matériaux granulaires sous fortes contraintes. Influence de la nature minéralogique du matériau étudié*. PhD dissertation, INPG, France.
- Collins, I.F. and Kelly, P.A. 2002. A thermomechanical analysis of a family of soil models. *Géotechnique*, **52**(7): 507–518.
- Collins, I.F. and Muhunthan, B. 2003. On the relationship between stress–dilatancy, anisotropy, and plastic dissipation for granular materials. *Géotechnique*, **53**(7): 611–618.
- Collins, P.M. 2005. Geomechanical effects on the SAGD process. *SPE 97905, International Thermal Operations and Heavy Oil Sym., 1-3 November, Calgary, Canada.*
- Collins, P.M. 2006. Consideration of Geomechanical Parameters in the Optimization of the SAGD Process. *SPE ATW Technologies for Thermal Heavy Oil and Bitumen Recovery and Production, Calgary, Alberta, March 14-15.*
- Collins, P.M., Carlson, M.R., Walters, D.A. and Settari, A. 2002. Geomechanical and Thermal Reservoir Simulation Demonstrates SAGD Enhancement Due to Shear Dilation. *Proc. SPE/ISRM Rock Mechanics Conf., Irving TX, SPE/ISRM #78237.*
- Conly, F.M., Crosley, R.W. and Headley, J.V. 2002. Characterizing sediment sources and natural hydrocarbon inputs in the lower Athabasca River, Canada. *J. Environ. Eng. Sci.*, **1**: 187-199.
- Czarnecki, J., Radoe, B., Schramm, L.L. and Slavchev, R. 2005. On the nature of Athabasca Oil Sands. *Advances in Colloid and Interface Science*, **114–115**: 53–60.
- Dautriat, J. 2009. *Comportement Hydromecanique de roches reservoirs sous contraintes : Relations entre évolution de perméabilité et échelles des mécanismes d'endommagement*. PhD dissertation, Ecole Polytechnique.
- Das, A., and Batzle, M. 2008. Modeling studies of heavy oil in between solid and fluid properties. *The Leading Edge*, **27**, 1116–1123.

- Das, A. and Batzle, M. 2009. A combined effective medium approach for modeling the viscoelastic properties of heavy oil reservoirs. *79th Annual International Meeting, Expanded Abstracts*, 1589–1593.
- Das, A. and Batzle, M. 2010. Frequency dependent elastic properties and attenuation in heavy-oil sands: comparison between measured and modeled data. *SEG Expanded Abstracts*, 29, 2547.
- De la Cruz, V. and Spanos T.J.T. 1989. Thermomechanical Coupling during Seismic Wave Propagation in a Porous Medium. *J. Geophysical Research*, **94**, 637–642.
- Delage, P., Tessier, D. and Marcel-Audiguier, M. 1982. Use of the Cryoscan apparatus for observation of freeze-fractured planes of a sensitive Quebec clay in scanning electron microscopy. *Canadian Geotechnical Journal*, **19**(1): 111-114.
- Delage, P. and Pellerin, F.M. 1984. Influence de la lyophilisation sur la structure d'une argile sensible du Québec. *Clay Minerals*, **19**: 151-160.
- Delage, P., Sultan, N. and Cui, Y. J. 2000. On the thermal consolidation of boom clay. *Canadian Geotechnical Journal*, **37**(2), 343-354.
- Desai, C.S. 1987. *Further on unified hierarchical models based on alternative correction of damage approach*. Department of Civil Engineering and Engineering Mechanics, University of Arizona, Tucson, Ariz., Report.
- Dilay, A., and Eastwood, J. 1995. Spectral analysis applied to seismic monitoring of thermal recovery. *The Leading Edge*, **14**(11), 1117-1122
- DiMaggio, F.L., and Sandler, I.S. 1971. Material model for granular soils. *ASCE, J. Eng. Mech. Div.*, **97**(EM3): 935-950.
- Domenico, S.N. 1977. Elastic properties of unconsolidated porous sand reservoirs. *Geophysics*, **42**, 1339–1368.
- Duncan, J.M., Byrne, P., Wong, K.S., and Mabrt, P. 1980. *Strength, stress-strain and bulk modulus parameters for finite element analyses of stresses and movements in soil masses*. Department of Civil Engineering, University of California, Berkely, Calif., Report No. UCB/GT/80.01.
- Dusseault, M.B. 1977. *The geotechnical characteristics of the Athabasca oil sands*. PhD dissertation, Department of Civil Engineering, University of Alberta.
- Dusseault, M.B. 1979. Stress and Volume Changes in Gas Saturated Very Dense Sands. *The Future of Heavy Crude and Tar Sands*, Meyer, R.F. and Steele, C.T. (ed.) 312-319.
- Dusseault, M.B. 1980. Sample disturbance in Athabasca oil sand. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, **19**(4): 85–92.
- Dusseault, M.B. 2008. Coupling geomechanics and transport in petroleum engineering. *Proc. SHIRMS Int. Conf on Geomechanics, Perth, Australia, 16 – 19 September*.
- Dusseault, M.B. 2011. Geomechanical Challenges in Petroleum Reservoir Exploitation. *KSCCE Journal of Civil Engineering*, **15**(4):669-678.
- Dusseault, M.B. and Morgenstern, N. 1978. Shear Strength of Athabasca Oil Sands. *Canadian Geotechnical Journal*, **15**: 216-238.
- Dusseault, M.B. and van Domselaar, H.R. 1982. Unconsolidated sand sampling in Canadian and Venezuelan waters. *Revista Technica Intevep*, **2**(2): 165-174.

- Dusseault, M.B., Yin, S., Rothenburg, L., and Han, H., 2007. Seismic monitoring and geomechanics simulation. *The Leading Edge*, **26**(5): 610–620.
- Dusseault, M.B. and Collins, P.M. 2008. Geomechanics Effects in Thermal Processes for Heavy Oil Exploitation. *CSEG RECORDER June*, 20-23.
- Dvorkin, J. and Nur, A. 1993. Dynamic poroelasticity: A unified model with the squirt and the Biot mechanisms. *Geophysics*, **58**, 524-533.
- Dvorkin, J., Nolen-Hoeksema, R. and Nur, A. 1994. The squirt-flow mechanism: Macroscopic description. *Geophysics*, **59**, 428–438.
- Dvorkin, J., Mavko, G. and Nur, A. 1995. Squirt flow in fully saturated rocks. *Geophysics*, **60**, 97–107.
- Dvorkin, J. and Nur, A., 1996. Elasticity of high-porosity sandstones: Theory for two North Sea data sets. *Geophysics*, **61**, 1363-1370.
- Eastwood, J., 1993. Temperature-dependent propagation of P- and S-waves in Cold Lake oil sands: Comparison of theory and experiment. *Geophysics*, **58**: 863–872.
- Fitzgerald, J.J. 1978. *Black Gold with Grit*. Evergreen Press Limited, Vancouver B.C.
- Fleury, M. 1998. Caractérisation de structures poreuses par relaxométrie RMN. *Oil & Gas Sci. Technol. Rev. IFP*, **53**(4): 489–493.
- Fleury, M., Deflandre, F., Salze, C., and Cheruvier, E. 2002. Comparison of NMR laboratory and log measurements in a bitumen sand. *Proceedings of the International Symposium of the Society of Core Analysts, 22-25 September 2002, Monterey, USA*.
- Florez-Nino, J.M. and Vega, V., 2009. Rock Physics for 4D Modeling of Heavy Oil Sands in Petromonagas Field. *World Heavy Oil Congress 2009 Proceedings, Venezuela, 3 – 5 November*.
- Forgues, E., Meunier, J., Gresillon, F.X., Hubans, C. and Druesne, D. 2006. Continuous High-Resolution Seismic Monitoring of SAGD. *SEG 2006 Expanded Abstracts*, 3165-3169.
- Gassmann, F., 1951. Elastic waves through a packing of spheres. *Geophysics*, **16**: 673-685.
- Gautam, K., Batzle, M. and Hofmann, R. 2003. Effect of fluids on attenuation of elastic waves. *73rd Annual International Meeting, Expanded Abstracts*, 1592-1595.
- Gillott, J.E. 1973. Methods of sample preparation for microstructural analysis of soil. In *Soil Microscopy, Proceedings of the 4<sup>th</sup> International Working-Meeting on Soil Micromorphology*, ed. G.K Rutherford, Kingston, 143-164.
- Graham, J., Alfaro, M.C. and Ferris, G. 2004. Compression and strength of dense sand at high pressures and elevated temperatures. *Can. Geotech. J.*, **41**(6), 1206-1212.
- Grills, T.L. 2007. Monitoring Thermal Heavy Oil Reservoirs From Outside the Well bore. *CHOA Technical Luncheon, 17th April*.
- Gurevich, B., 2002. Effect of fluid viscosity on elastic wave attenuation in porous rocks. *Geophysics*, **67**, 264–270.
- Gurevich, B., and Ciz, R. 2006. Shear wave dispersion and attenuation in periodic systems of alternating solid and viscous fluid layers. *International Journal of Solids and Structures*, **43**, 7673–7683.

- Gurevich, B., Osypov, K., Ciz, R., and Makarynska, D., 2008. Modeling elastic wave velocities and attenuation in rocks saturated with heavy oil. *Geophysics*, **73**: E115–E122.
- Han, D., Liu, J., and Batzle, M., 2006. Acoustic property of heavy oil - measured data. *SEG/New Orleans 2006 Annual Meeting, 1903-1907*.
- Han, D. and Batzle, M., 2007. Velocity of heavy oil sand. *SEG/ San Antonio 2007 Annual Meeting, 1619-1623*.
- Han, D., Liu, J., and Batzle, M., 2007a. Shear velocity as the function of frequency in heavy oils. *SEG/ San Antonio 2007 Annual Meeting, 1716-1719*.
- Han, D., Yao, Q., and Zhao, H., 2007b. Complex properties of heavy oil sand. *SEG/ San Antonio 2007 Annual Meeting, 1609-1613*.
- Han, D., Liu, J., and Batzle, M., 2008a. Seismic property of heavy oils: Measured data. *The Leading Edge*, **27**, 1108–1115.
- Han, D., Liu, J., and Batzle, M., 2008b. Velocity and dispersion of heavy oils. *Back to Exploration – 2008 CSPG CSEG CWLS Convention, 493-497*.
- Han, D., Zhao, H. and Yao, Q., 2008c. Measured Velocity Data on Heavy Oil Sands. *Back to Exploration – 2008 CSPG CSEG CWLS Convention, 498-502*.
- He, T. and Schmitt, D.R. 2004. Measurement of Elastic Frame Properties on Weakly Consolidated Sandstone in Support of Fluid Substitution Studies. *Expanded Abstract, Technical Program, CSEG Annual Meeting*.
- Hedlin, K., Mewhort, L., and Margrave, G., 2002. Delineation of steam flood using seismic attenuation. *CSEG expanded abstracts*.
- Hein, F.J. and Marsh, R.A., 2008. Regional geologic framework, depositional models and resource estimates of the oil sands of Alberta, Canada. *Proceedings World Heavy Oil Congress, Edmonton, 10 – 12 March*.
- Henaut, I., L. Barre, J. F. Argillier, F. Brucy, and R. Bouchard. 2001. Rheological and Structural Properties of Heavy Crude Oils in Relation with Their Asphaltenes Content. *SPE International Symposium on Oilfield Chemistry, SPE 65020*.
- Hickey, C., Eastwood, J., and Spanos, T.J.T., 1991. Seismic wave propagation in oil sands. *Alberta Oil Sands Technology and Research Authority J. Res.*, **7**, 67-81.
- Hinkle, A., 2007. *Relating chemical and physical properties of heavy oils*. Master's thesis, Colorado School of Mines.
- Hornby, B.E. and Murphy, W.F. 1987. Vp/Vs in unconsolidated oil sands: shear from Stoneley. *Geophysics*, **52**(4), 502-513.
- Hornby, B.E., Schwartz, L.M. and Hudson, J.A. 1994. Anisotropic effective medium modeling of the elastic properties of shales. *Geophysics*, **59**, 1570–1583.
- Ivory, J., Bjorndalen, N., Chang, J., London, M., Akinlade, O. and Chen, J. 2007. *Handbook of Canadian heavy oil and oil sand properties for reservoir simulation*. Edmonton: AERI/ARC Core Industry Research Program, March, Report #0607-24.
- Jakobsen K.P., and Lade, P.V. 2002. Implementation Algorithm for a Single Hardening Constitutive Model for Frictional Materials. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **26**: 661-681.

- Kato, A., Onozuka, S., and Nakayama, T., 2008. Elastic property changes in a heavy oil reservoir during steam injection. *The Leading Edge*, 1124-1131.
- Kim, M.K. and Lade, P.V., 1988. Single hardening constitutive model for frictional materials - I. Plastic Potential Function. *Computers and Geotechnics*, **5**(4): 307–324.
- Kosar, K.M. 1983. *The Effect of Heated Foundations on Oil Sand*. Master's thesis, University of Alberta, Canada.
- Kosar, K.M., 1989. *Geotechnical Properties of Oil Sands and Related Strata*. PhD dissertation, Department of Civil Engineering, University of Alberta.
- Küster, G.T. and Töksöz, M.N. 1974. Velocity and attenuation of seismic waves in two phase media—Part I: Theoretical formulations. *Geophysics*, **39**, 587–606.
- Lade, P.V. and Kim, M.K. 1988a. Single hardening constitutive model for frictional materials, II. Yield criterion and plastic work contours. *Computers and Geotechnics*, **6**(1), 13-29.
- Lade, P.V. and Kim, M.K. 1988b. Single hardening constitutive model for frictional materials, III. Comparisons with experimental data. *Computers and Geotechnics*, **6**(1), 31-47.
- Landrø, M. 2001. Discrimination between pressure and fluid saturation changes from time-lapse seismic data. *Geophysics*, **66**, 836-844.
- Lerat, O., Adjemian, F., Baroni, A., Etienne, G., Renard, G., Bathellier, E., Forgues, E., Aubin, F., and Euzen, T. 2010. Modelling of 4D Seismic Data for the Monitoring of Steam Chamber Growth During the SAGD Process. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, **49**(6): 21-30.
- Leurer, K.C., and Dvorkin, J., 2000. Intergranular squirt flow in sand: Grains with viscous cement. *International Journal of Solids and Structures*, **37**, 1133–1144.
- Leurer, K.C. and Dvorkin, J., 2006. Viscoelasticity of precompact unconsolidated sand with viscous cement. *Geophysics*, **71**, T31–T40.
- Li, P., Chalaturnyk, R.J., and Polikar, M. 2004. Issues With Reservoir Geomechanical Simulations of the SAGD Process. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, **43**(5): 30-40.
- Lumley, D.E. 1995. 4-D seismic monitoring of an active steamflood. *65th Ann. Internat. Mtg., Soc. Expl. Geophys., Expanded Abstracts*, 203–206.
- Mainguy, M. 2008. Géomécanique des huiles lourdes en injection de vapeur. *Technoscoop*, **34**: p57.
- Makarynska, D., Gurevich, B., Behura, J., and Batzle, M. 2010. Fluid substitution in rocks saturated with viscoelastic fluids. *Geophysics*, **75**(2): E115-E122.
- Marcial, D., Delage, P. and Cui, Y.J. 2002. On the high stress compression of bentonites. *Can. Geotech. J.*, **39**, 812–820.
- Mathieu, X. 2008. Géologie de l'Athabasca et de l'Orénoque. *Technoscoop*, **34**: 35-41.
- Matsuoka H., and Nakai T. 1982. A new failure criterion for soils in three dimensional stresses. *IUTAM Conference on Deformation and Failure of Granular Materials, Delft*, 253–263.
- Mauduit, D. 2008. Les procédés de récupération (in situ) avancés. *Technoscoop*, **34**: 47-58.

- Mavko, G. and Nur, A., 1975. Melt squirt in aesthenosphere. *J. Geophys. Res.*, **80**: 1444–1448.
- Mavko, G., et Jizba, D. 1991. Estimating grain-scale fluid effects on velocity dispersion in rocks. *Geophysics*, **56**(12): 1940-1949.
- Mavko, G., Mukerji, T., and Dvorkin, J., 1998. *The rock physics handbook – Tools for Seismic analysis in porous media*. Cambridge University Press.
- Mehrotra, A.K., and Svrcek, W.Y., 1986. Viscosity for Compressed Athabasca Bitumen. *Canadian Journal of Chemical Engineering*, **64**, 844-847.
- Mochinaga, H., Onozuka, S., Kono, F., Ogawa, T., Takahashi, A., and Torigoe, T., 2006. Properties of oil sands and heavy oil in Athabasca. *Back to Exploration - 2006 CSPG CSEG CWLS Convention*, 39-44.
- Morgenstern N.R., 1981. Geotechnical Engineering and Frontier Resource Development. *Twenty-first ranking lecture, Géotechnique*, **31**: 303-365.
- Mossop, G.D., 1980. Geology of the Athabasca oil sands. *Science*, **207**, 145-152.
- Mraz, T.J., Rajeshwar, K. and DuBow, J.B. 1982. Thermophysical characterization of oil sands. 2. Acoustic properties. *Fuel*, **61**(3): 240-244.
- Muhunthan, B. and Olcott, D. 2002. Elastic energy and shear work. *Géotechnique*, **52**(7), 541–544.
- Nakayama, T., Takahashi, A., Skinner, L., and Kato, A. 2008. Monitoring an oil-sands reservoir in northwest Alberta using time-lapse 3D seismic and 3D P-SV converted-wave data. *The Leading Edge*, **27**(9): 1158-1175.
- Nasr, T.N. and Ayodele, O.R., 2005. Thermal techniques for the recovery oh heavy oil bitumen. *Technical paper SPE 97488 presented at the SPE International Improved Oil Recovery Conference in Asia Pacific, Kuala Lumpur, Malaysia, 5 - 6 December*.
- National Energy Board (NEB). 2000. *Canada's Oil Sands: A Supply and Market Outlook to 2015*. Calgary, Alberta: October 2000.
- Nauroy, J.F. 2011. *Geomechanics applied to the petroleum industry*. Editions Technip.
- Nur, A. and Simmons, G. 1969. The effect of viscosity of a fluid phase on velocity in low porosity rocks. *Earth Planet. Sci. Lett.*, **7**: 99-108.
- Nur, A., Tosaya, C. and Vo-Thanh, D. 1984. Seismic monitoring of thermal enhanced oil recovery oil recovery processes. *Paper in 54th Ann. Internat. Mtg. Soc. Explor. Geophys.*, pp. 337-340, Atlanta.
- O'Connell, R.J. and Budiansky, B., 1977. Viscoelastic properties of fluid-saturated cracked solids. *J. Geophys. Res.*, **82**: 5719-5736.
- Oka, F. and Adachi, T. 1985. A constitutive equation of geologic materials with memory. *Proc. of Int. Conf. on Numerical Methods in Geomechanics*, **1**, 293-300.
- Oldakowvski, K., 1994. *Stress induced permeability changes of Athabasca oils sands*. PhD dissertation, Department of Civil Engineering, University of Alberta.
- Omotoso, O. and Mikula, R.J., 2004. High surface area caused by smectitic interstratification of kaolinite and illite in Athabasca oil sands. *Applied Clay Science*, **25**: 37–47.
- Ortigao, J.A.R. 1995. *Soil mechanics in the light of critical state*. Balkema, Rotterdam.

- Ortiz-Osornio, M., and Schmitt, D. 2008. Q Inversion in a Heavy Oil Sand. *Back to Exploration – 2008 CSPG CSEG CWLS Convention*, 489-492.
- Pestana, J.M. and Whittle, A.J. 1995. Compression model for cohesionless soils. *Géotechnique*, **45**(4), 611-631.
- Plewes, H.D. 1987. *Undrained Strength of Athabasca Oil Sands*; M.Sc. Thesis, University of Alberta.
- Prasad, M. 2002. Acoustic measurements in sands at low effective pressure and overpressure detection. *Geophysics*, **67**, 405–412.
- Prasad, M., and Meissner, R. 1992. Attenuation mechanisms in sands: Laboratory versus theoretical (Biot) data. *Geophysics*, **57**(5), 710–719.
- Pride, S.R., Berryman, J.G. and Harris, J.M. 2004. Seismic attenuation due to wave induced flow. *Journal of Geophysical Research*, **109**(B1), B01201.
- Priol, G. 2005. *Comportement mécanique différencié et mouillabilité d'une craie pétrolière*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France.
- Prowse, D.R. ed., Wallace, E.D., et al., 1983. *Some Physical Properties of Bitumen and Oil Sand, Revision 2*. Edmonton: Alberta Research Council, September.
- Rasolofosaon, P. and Zinszner, B., 2003. Petroacoustic characterization of reservoir rocks for seismic monitoring studies. *Oil Gas Sci Technol Rev IFP*, **58**(6): 615–635.
- Rasolofosaon, P. and Zinszner, B., 2009. La Théorie Poroélastique passée au crible d'Expériences Ultrasonores au Laboratoire. *Les 9èmes Journées d'Etude sur les Milieux Poreux, Orsay, 21-22 Octobre*.
- Renard, G., Nauroy, J.F., Deruyter, Ch. et al., 2000. Production froide des huiles visqueuses. *Oil and Gas Science and Technology – Rev. IFP*, **55**(1).
- Reveron Becerra, J.L. 2009. *Discrimination des fluides à partir de la sismique en réservoir gréseux à huile lourde peu consolidé par des techniques statistiques : applications à la caractérisation de réservoir et au monitoring sismique*. PhD dissertation, Ecole des Mines ParisTech.
- Roscoe, K.H. and Burland, J.B. 1968. On the generalized stress-strain behaviour of “wet clay”. In: *Heyman J, Leckie FA, editors. Engineering plasticity*. Cambridge: Cambridge University Press, 535–609.
- Rowe, P.W. 1962. The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contacts. *Proceedings, Royal Society of London*. 269:500-527.
- Sabbag, J.N. and Thiery, G. 2008. L’upgrading. *Technoscoop*, **34**: 73-84.
- Samieh, A.M. 1995. *Behavioural characteristics and constitutive modelling of Athabasca tar sand at low effective stresses*. Ph.D. thesis, Department of Civil Engineering, University of Calgary, Calgary.
- Samieh, A.M. and Wong, R.C.K., 1997. Deformation of Athabasca oil sand at low effective stresses under varying boundary conditions. *Can. Geotech. J.*, **34**(6): 985-990.
- Samieh, A.M. and Wong, R.C.K. 1998. Modelling the responses of Athabasca oil sand in triaxial compression tests at low pressure. *Can. Geotech. J.*, **35**, 395-406.

- Santos, E.S.R. and Ferreira, F.H. 2010. Mechanical Behavior of a Brazilian Off-Shore Carbonate Reservoir. *44th US Rock Mechanics Symposium and 5th U.S.-Canada Rock Mechanics Sym.*, 27-30 June, Salt Lake, USA.
- Schanz, T. and Vermeer, P.A. 1996. Angles of friction and dilatancy of sand. *Géotechnique*, **46**(1), 145-151.
- Schanz, T., Vermeer, P.A., and Bonnier, P.G., 1999. Formulation and verification of the Hardening Soil Model. In *R.B.J Brinkgreve, Beyond 2000 in Computational Geotechnics. Balkema, Rotterdam*, 281-290.
- Schmitt, D.R., 1999. Seismic attributes for monitoring of a shallow heated heavy oil reservoir: A case study. *Geophysics*, **64**, 368–377.
- Schmitt, D.R., 2004. Oil Sands and Geophysics. *CSEG Recorder*, Nov., 5-11.
- Schmitt, D.R., 2005. Rock Physics and Time-Lapse Monitoring of Heavy-Oil Reservoirs. *SPE International Thermal Operations and Heavy Oil Symposium, Calgary, AB, Canada, November 1-3*.
- Schofield, A.N. and Wroth, C.P. 1968. *Critical state soil mechanics*. New York: McGraw-Hill.
- Scott, J.D., Proskin, S.A., and Adhikary, D.P. 1991. The Relationship Between Absolute Permeability and Stress State for Heavy Oil Sand. *Eastern Oil Shale Symposium, Lexington, Kentucky, November 14*.
- Shapiro, S.A., and Kaselow, A. 2005. Porosity and elastic anisotropy of rocks under tectonic stress and pore-pressure changes. *Geophysics*, **70**(5): N27–N38.
- Sheng, P. 1990. Effective medium theory of sedimentary rocks. *Physical Review B*, **41**, 4507–4512.
- Sheng, P. 1991. Consistent modeling of the electrical and elastic properties of sedimentary rocks. *Geophysics*, **56**, 1236–1243
- Smith-Magowan, D., Skauge, A., and Hepler, L., 1982. Specific Heats of Athabasca Oil Sands and Components. *JCPT*, **21**, 28-32.
- Solano, G., and Schmitt, D.R., 2004. VSP study of attenuation in oil sands. *CSEG expanded abstracts*.
- Somerton, W.H., Keese, J.A., and Chu, S.L., 1974. Thermal Behaviour of Unconsolidated Oil Sands. *SPE*, **14**, 513-521.
- Somerton, W.H., 1982. Porous rock-fluid systems at elevated temperatures and pressures. *Geological Society of America*, **189**: 183-197.
- Spencer, J.W., 1981. Stress relaxations at low frequencies in fluid-saturated rocks: Attenuation and modulus dispersion. *J. Geophys. Res.*, **86**, 1803-1812.
- Spencer, J.W., Cates, M.E. and Thompson, D.D., 1994. Frame moduli of unconsolidated sands and sandstones. *Geophysics*, **59**, 1352-1361
- Sulem J., Vardoulakis I., Papamichos E., Oulahna A., and Tronvoll, J. 1999. Elasto-plastic modelling of Red Wildmoor sandstone. *Mechanics of Cohesive-Frictional Materials*, **4**: 215-245.
- Takamura, K., 1982. Microscopic structure of Athabasca oil sand. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, **60**: 538–545.

- Tanaka, M., Endo, K., and Onozulka, S. 2009. Estimation of Steam-Chamber Extent Using 4D Seismic. *Canadian International Petroleum Conference, Calgary, Alberta, Jun 16 – 18*.
- Tarif, P., 1986. *Mesure de l'atténuation des ondes compressionnelles ultrasoniques dans les roches: application à la mesure de l'anisotropie d'atténuation*. PhD dissertation, Paris VII.
- Theune, U., 2004. *Seismic monitoring of heavy oil reservoirs: rock physics and finite element modelling*. PhD dissertation, University of Alberta, Canada.
- Toksöz, M.N., Johnson, D.H. and Timur, A. 1979. Attenuation of seismic waves in dry and saturated rocks. I. Laboratory measurements. *Geophysics*, **44**: 681–690.
- Tosaya, C., Nur, A., Vo-Thanh, D., and Da Prat, G., 1987. Laboratory seismic methods for remote monitoring of thermal EOR. *SPE Res. Eng.*, **2**: 235-242.
- Touhidi-Baghini, A., 1998. *Absolute permeability of McMurray Formation Oil Sands at Low Confining Stresses*. PhD dissertation, Department of Civil Engineering, University of Alberta.
- Tovey, N.K. and Wong, K.Y. 1973. The preparation of soils and other geological materials for the scanning electron microscope. *Proceedings of the International Symposium on Soil Structure, Gothenburg, Sweden, 176-183*.
- Tremblay, B., Oldakowski, K., and Settari, A. 1997. Geomechanical properties of oil sands at low effective stress. *48th Annual Technical Meeting of the Petroleum Society, Calgary, June 8-11, Paper 97-07*.
- Tsiklauri, D., and Beresnev, I. 2003. Properties of elastic waves in a non-Newtonian Maxwell fluid-saturated porous medium. *Transport in Porous Media*, **53**, 39–50.
- Tutuncu, A., Podio, A., and Sharma, M., 1994. An experimental investigation of factors influencing compressional- and shear- wave velocities and attenuations in tight gas sandstones. *Geophysics*, **59**, 77-86.
- Vasquez, A.R., Sanchez, M.S., Consultores, C.A., McLennan, J., Guo, Q., Portillo, F., Poquioma, W., Blundun, M., and Mendoza, H., 1999. Mechanical and thermal properties of unconsolidated sands and its applications to the heavy oil SAGD project in the Tia Juana Field, Venezuela. *Paper SPE 540009 presented at the Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference, Caracas, Venezuela, 21 - 23 April*.
- Vaziri, H. 1986. *Non-linear temperature and consolidation analysis of gassy soils*. Ph.D. thesis, Department of Civil Engineering, The University of British Columbia, Vancouver, B.C.
- Vaziri, H. 1989. A new constitutive stress strain model for describing the geomechanical behavior of oil sands. *40th Annual Technical Meeting of the Petroleum Society of CIM, Paper #89-40-67, Banff, May, Paper #89-40-67*.
- Vermeer P.A. 1978. A double hardening model for sand. *Géotechnique*, **28**(4), 413–433.
- Vo-Thanh, D., 1990. Effect of fluid viscosity on shear-wave attenuation in saturated sandstones. *Geophysics*, **55**: 712–722.
- Walsh, J.B. 1969. New analysis of attenuation in partially melted rock. *J. Geophys. Res.*, **74**, 4333–4337.

- Walters, D.A. and Wong, R.C.K. 1999. The hydraulic and mechanical response of an oil sand fracture under varying confining pressure. *Can. Geotech. J.*, **36**(2): 262–271.
- Walton, K., 1987. The effective elastic moduli of a random packing of spheres. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **35**(2), 213–226,
- Wan, R.G., Chan, D.H., and Kosar, K.M. 1991. A constitutive model for the effective stress-strain behaviour of oil sands. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, **30**: 89-98.
- Wang, Z. and A. Nur. 1988. Effect of temperature on wave velocities in sands and sandstone with heavy hydrocarbons. *SPE Res. Eng.*, **3**: 158-164.
- Wang, Z. and Nur, A., 1990. Wave velocities in hydrocarbon-saturated rocks: Experimental results. *Geophysics*, **55**: 723-733.
- Wang, Z., Nur, A., and Batzle, M.L., 1990a. Acoustic velocities in petroleum oils. *J. Petr. Tech.*, **42**: 192-200.
- Wang, Z., Batzle, M.L., and Nur, A., 1990b. Effect of different pore fluids on seismic velocities in rocks. *Can. J. Explor. Geophys.*, **26**: 104-112.
- Winkler, K.W. and Nur, A. 1982. Seismic attenuation: Effects of pore fluids and frictional-sliding. *Geophysics*, **47**, 1–15.
- Winkler, K.W. and Murphy, W.F. 1995. Acoustic velocity and attenuation in porous rocks. In *Rock Physics and Phase Relations, A Handbook of Physical Constants*. American Geophysical Union.
- Wolf, K. 2010. *Laboratory measurements and reservoir monitoring of bitumen sand reservoirs*. Ph.D. Thesis, Stanford university, USA.
- Wolf, K., Vanorio, T. and Mavko, G. 2008. Measuring and monitoring heavy-oil reservoir properties. *The Leading Edge*, **27**, 1138–1147.
- Wong, R.C.K., 2000. Shear Deformation of locked Sand in Triaxial Compression. *Geotechnical Testing Journal*, **23**(2), 158–170.
- Wong, R.C.K. 2001. Residual strength of two natural structured soils (oil sand and shale) in triaxial compression. *International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, **23**(1): 413–422.
- Wong, R.C.K. 2003. Strain-induced anisotropy in fabric and hydraulic parameters of oil sand in triaxial compression. *Can. Geotech. J.*, **40**: 489-500.
- Wong, R.C.K., 2004. Effect of Sample Disturbance Induced by Gas Exsolution on Geotechnical and Hydraulic Properties Measurements in Oil Sands. *Canadian International Petroleum Conference, Calgary, Alberta, Jun 8 – 10*.
- Wong, R.C.K., Barr, W.E., and Kry, P.R., 1993. Stress–strain response of Cold Lake oil sands. *Can. Geotech. J.*, **30**: 220–235.
- Wong, R.C.K., Ko, L.G. and Movassagh, R. 2004. A study of tortuosity in locked oil sand. *Journal of Canadian Petroleum Technology*, **43**(1): 35-40.
- Xu, Y. and Chopra, S., 2008. Deterministic mapping of reservoir heterogeneity in Athabasca oil sands using surface seismic data. *The Leading Edge*, **27**(9): 1186-1191.

- Yale, D.P., Mayer T. and Wang J. 2010. Geomechanics of oil sands under injection. *44th US Rock Mechanics Symposium and 5th U.S.-Canada Rock Mechanics Sym.*, 27-30 June, Salt Lake, USA.
- Yin, H., Dvorkin, J. and Nur, A., 1992. Intergranular cementation: experimental study. *Abstract, AGU Annual Meeting, San Francisco.*
- Zandi, S. 2011. *Modélisation des effets géomécaniques de l'injection de vapeur dans les réservoirs de bruts lourds*. PhD dissertation, Ecole des Mines ParisTech.
- Zajic, J.E., Cooper, D.G., Marshall, J.A. and Gerson, D.F. 1981. Microstructure of Athabasca bituminous sand by freeze-fracture preparation and transmission electron microscopy. *Fuel*, **60**(7): 619-623.
- Zhang, W., Youn, S., and Doan, Q., 2005. Understanding reservoir architectures and steam chamber growth at Christina Lake, Alberta, by using 4D seismic and crosswell seismic imaging. *Paper SPE 97808 presented at the SPE/PS-CIM/CHOA International Thermal Operations and Heavy Oil Symposium, Calgary, Alberta, Canada, 1 - 3 November.*
- Zhou, Q.C., Li, H.B., Yang, C.H., and Luo, C.W., 2006. Experimental Study on Mechanical Property of Thermo-Mechanical and Hydro-Mechanical Coupling Condition for a Sandstone. *Key Engineering Materials*, **326-328**, 1797-1800.
- Zinszner, B. and Pellerin, F.M. 2007. *A Geoscientist's Guide to Petrophysics*. Editions Technip, 384p.
- Zimmer, M., Prasad, M., and Mavko, G., 2002. Pressure and porosity influences on Vp-Vs ratio in unconsolidated sands. *The Leading Edge*, 178-183
- Zimmer, M.A., Prasad, M., Mavko, G. and Nur, A. 2007. Seismic velocities of unconsolidated sands: Part 1 - Pressure trends from 0.1 to 20 MPa. *Geophysics*, **72**(2): E1-E13.



**ANNEXE 1:****CARACTERISTIQUES DES ECHANTILLONS****Essai OS1hpht 75,8 m**

$$\phi_{den.} = 33\% ; \phi_{neu.} = 37\%$$

( $\phi_{den.}$ ) est la porosité de densité  $\gamma\gamma$  (diagraphie in situ),

( $\phi_{neu.}$ ) est la porosité neutron (diagraphie in situ).

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,90	74,50	161,16	84,05	1,917	0,625	38,4
Consolidation 0,2 – 3 – 1,7 MPa à 18°C	37,76	74,25	116,16	82,88	1,945	0,603	37,6
Compression triaxiale 18°C	37,74	74,09	116,16	82,80	1,946	0,601	37,5
Chauffage 18 – 74°C	37,77	74,13	116,16	83,01	1,941	0,605	37,7
Compression triaxiale 74°C	37,30	73,97	116,16	82,94	1,943	0,604	37,6
Chauffage 74 – 152°C	37,36	74,05	116,16	83,34	1,934	0,612	37,9
Cisaillement 152°C	37,83	72,15	116,16	83,68	1,926	0,618	38,2

**Essai OS2hpht 74m**

$$\phi_{den.} = 32\% ; \phi_{neu.} = 35\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,70	75,50	165,21	84,28	1,960	0,590	37,1
Consolidation 0,2 – 3 – 1,5 MPa à 25°C	37,73	75,14	165,21	83,01	1,990	0,566	36,1
Compression triaxiale 25°C	37,73	74,85	165,21	82,92	1,992	0,564	36,0
Chauffage 25 – 53°C	37,76	74,90	165,21	83,11	1,988	0,568	36,2
Compression triaxiale 53°C	37,80	74,70	165,21	83,05	1,989	0,567	36,1
Chauffage 53 – 124°C	37,84	74,82	165,21	83,33	1,983	0,572	36,3
Cisaillement 124°C	38,27	72,06	165,21	84,36	1,959	0,592	37,1

**Essai OS3hpht 77,1m**

$$\phi_{den.} = 33,5\% ; \phi_{neu.} = 39\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,75	72,87	154,77	81,56	1,898	0,643	39,1
Consolidation 0,2–3 –1,5-3- 1,5 MPa à 28°C	37,68	72,09	154,77	79,92	1,937	0,610	37,8
Cisaillement 28°C	39,60	67,84	154,77	80,51	1,922	0,622	38,3

**Essai OS4hpht 76,6m**

$$\phi_{den.} = 34\% ; \phi_{neu.} = 37\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,75	75,35	155,40	84,33	1,843	0,691	40,8
Consolidation 0,2–6–3-6-3 MPa à 28°C	37,48	74,34	155,40	81,36	1,910	0,632	38,7
Cisaillement 28°C	38,93	70,77	155,40	80,94	1,920	0,623	38,4

**Essai OS5hpht 77,3m**

$$\phi_{den.} = 31\% ; \phi_{neu.} = 38\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,60	74,54	160,67	82,77	1,941	0,606	37,7
Consolidation 0,2–6–4-6-4 MPa à 27°C	37,42	73,73	160,67	80,25	2,002	0,557	35,7
Cisaillement 27°C	38,60	70,44	160,67	80,12	2,005	0,554	35,6

**Essai OS6hpht 76,8m**

$$\phi_{den.} = 34,5\% ; \phi_{neu.} = 39\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,80	75,00	161,45	84,17	1,918	0,625	38,4
Consolidation 0,2–6–1,5-6- 1,5 MPa à 27°C	37,39	74,31	161,45	81,80	1,974	0,579	36,6
Cisaillement 27°C	38,50	71,38	161,45	82,53	1,956	0,593	37,2

**Essai OS7hpht 77,2m**

$$\phi_{den.} = 31,5\% ; \phi_{neu.} = 39\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,60	74,75	159,33	83,00	1,920	0,624	38,4
Consolidation 0,2–6–1,5-6-1,5 MPa à 31°C	37,59	73,81	159,33	80,42	1,981	0,573	36,4
Chauffage 31 - 73°C	37,64	73,86	159,33	80,67	1,975	0,578	36,6
Cisaillement 73°C	38,36	70,61	159,33	81,62	1,952	0,597	37,3

**Essai OS8hpht 78m**

$$\phi_{den.} = 32,5\% ; \phi_{neu.} = 35\%$$

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,60	73,60	156,98	81,72	1,921	0,623	38,3
Consolidation 0,2–6–1,5-6-1,5 MPa à 25°C	37,44	73,12	156,98	80,15	1,959	0,591	37,1
Chauffage 25 - 151°C	37,71	73,23	156,98	81,05	1,937	0,609	37,8
Cisaillement 151°C	39,47	70,31	156,98	81,82	1,919	0,624	38,4

**Essai SBR1hpht**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	37,20	74,90	157,07	81,406	1,930	0,612	38
Consolidation 0,2-1,5 MPa	37,10	74,79	157,07	80,782	1,944	0,600	37,5
Chauffage 23 – 155°C	37,28	74,87	157,07	81,333	1,931	0,611	37,9
Cisaillement à 155°C	38,09	72,38	157,07	82,041	1,915	0,625	38,4

**Essai SBR2hpht**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	$\rho$ g/cm <sup>3</sup>	e	$\phi$ %
Avant montage	36,50	74,45	154,42	77,901	1,982	0,587	37
Consolidation 0,2-1,5 MPa	36,37	74,39	154,42	77,103	2,002	0,571	36,3
Chauffage 23 - 154°C	36,76	74,48	154,42	77,666	1,988	0,582	36,8

Consolidation 1,5-3-1,5 MPa à 154°C	36,75	74,45	154,42	77,604	1,989	0,581	36,7
Cisaillement 154°C	37,77	72,35	154,42	78,210	1,974	0,593	37,2

**Essai SBR3hpht**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	ρ g/cm <sup>3</sup>	e	φ %
Avant montage	37,00	73,70	151,78	79,243	1,915	0,587	37
Consolidation 0,2 – 1,5 MPa	36,63	73,57	151,78	77,894	1,949	0,560	35,9
Chauffage 23 - 160°C	37,00	73,70	151,78	78,451	1,935	0,571	36,3
Refroidissement 84°C	37,05	73,56	151,78	77,997	1,946	0,562	35,9
Consolidation 1,5-3-1,5 MPa à 84°C	37,03	73,56	151,78	77,980	1,946	0,562	35,9
Cisaillement 84°C	37,36	71,81	151,78	78,503	1,933	0,572	36,4

**Essai SBR4hpht**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	ρ g/cm <sup>3</sup>	e	φ %
Avant montage	37,70	72,38	158,65	80,796	1,964	0,562	36
Consolidation 0,2-3-1,5 MPa	37,33	72,25	158,65	79,721	1,990	0,541	35,1
Cisaillement 26°C	37,81	70,33	158,65	79,869	1,986	0,544	35,2

**Essai SBR5Mhpht**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	ρ g/cm <sup>3</sup>	e	φ %
Avant montage	37,30	73,65	153,76	80,479	1,911	0,612	38
Consolidation 0,2-3-1,5 MPa	37,10	73,44	153,76	79,176	1,942	0,586	36,9
Cisaillement 27°C	37,76	72,16	153,76	79,217	1,941	0,587	37,0

**Essai SBR6Chpht**

État d'essai	d (mm)	h (mm)	m (g)	V cm <sup>3</sup>	ρ g/cm <sup>3</sup>	e	φ %
Avant montage	37,45	73,05	154,69	80,466	1,922	0,587	37
Consolidation 0,2-3-1,5 MPa	37,22	72,59	154,69	79,006	1,958	0,558	35,8
Cisaillement 25°C	37,59	70,37	154,69	79,401	1,948	0,566	36,1

## ANNEXE 2:

# PUBLICATIONS

### Publications

1. Doan, D.H., Delage P., Nauroy J.F., Tang A.M., and Youssef, S. 2011. **Microstructural characterization of a Canadian oil sand**. *Canadian Geotechnical Journal* (under review).
2. Delage P., Doan, D.H., Nauroy J.F., and Tang A.M. 2011. **The compression behaviour of Canadian oil sands**. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* (under review).

### Communications

3. Doan, D.H., Nauroy J.F., Delage P., Baroni A., and Mainguy M., 2010. **Effect of temperature on ultrasonic velocities of unconsolidated sandstones reservoirs during the SAGD recovery process**. Paper in *44<sup>th</sup> US & 5<sup>th</sup> U.S.-Canada Rock Mechanics Symposium, Salt Lake City, USA, June 27-30*.
4. Doan, D.H., Delage P., Nauroy J.F., Tang A.M., and Mainguy M., 2011. **On the high stress compression of Canadian oil sand**. Paper in *73<sup>rd</sup> EAGE Conference & Exhibition incorporating SPE EUROPEC 2011, Vienna, Austria, May 23-26*.
5. Doan, D.H., Nauroy J.F., Delage P., Tang A.M., and Mainguy M., 2011. **Acoustic properties of poorly cemented sandstones under temperature and stress**. Paper in *45<sup>th</sup> U.S. Rock Mechanics / Geomechanics Symposium, San Francisco, USA, June 26-29*.
6. Doan, D.H., Delage P., Nauroy J.F., et al. 2011. **Microstructure characterisation of Canadian Oil sands**. *ALERT workshop. Aussois, France, October 3-5*.

### EN PREPARATION

- Evolution of acoustic properties of heavy oil sand during the SAGD process
- Compressional- and shear-wave velocities and attenuations in oil sand reservoirs during the SAGD process: laboratory studies and viscoelastic modelling.