



HAL
open science

Prédiction des déformations permanentes des matériaux bitumineux

Juliette Sohm

► **To cite this version:**

Juliette Sohm. Prédiction des déformations permanentes des matériaux bitumineux. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. Ecole Centrale de Nantes (ECN), 2011. Français. NNT : 498-177 . tel-00777561

HAL Id: tel-00777561

<https://theses.hal.science/tel-00777561>

Submitted on 17 Jan 2013

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.

Ecole Centrale de Nantes

ÉCOLE DOCTORALE

SPIGA

Année 2011

N° B.U. :

Thèse de DOCTORAT

Spécialité : GENIE CIVIL

Présentée et soutenue publiquement par :

JULIETTE SOHM

le 17 mars 2011
au LCPC de NANTES

TITRE

PREDICTION DES DEFORMATIONS PERMANENTES DES MATERIAUX BITUMINEUX

JURY

Président :	Christophe PETIT	Professeur, UNILIM, Limoges
Rapporteurs :	Daniel PERRATON André-Gilles DUMONT	Professeur ETS, Montréal Professeur EPFL, Lausanne
Examineurs :	Pierre HORNYCH Hervé DI BENEDETTO Pierre Yves HICHER	Responsable UR Structures, LCPC, Nantes Professeur, LGM, ENTPE, Lyon Professeur, ECN, Nantes
Membre invité :	Thomas GABET	Chercheur, LCPC, Nantes

Directeur de thèse : Pierre HORNYCH
Co-Directeur de thèse : Hervé DI BENEDETTO
Co-encadrant : Thomas GABET
Laboratoire : UR Structures, Département IM, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Nantes

N° ED : 498-177

Prédiction des déformations permanentes des matériaux bitumineux

Pour étudier les déformations permanentes des enrobés bitumineux, la division SMIT du LCPC a mis au point un essai triaxial thermorégulé à pression de confinement constante. Un important travail de mise au point de l'essai et de vérification des mesures a été réalisé. Une première campagne expérimentale, portant sur des essais de fluage à contrainte imposée, a permis d'étudier l'influence des paramètres pression de confinement, déviateur de contraintes et température sur le comportement des enrobés bitumineux sous chargement statique. Ces essais ont, de plus, permis de valider le principe d'équivalence temps température en grandes déformations, avec confinement. Un modèle élasto-viscoplastique, permettant de prendre en compte l'application d'une pression de confinement, a été développé pour simuler les essais de fluage. Son principe est basé sur les observations expérimentales. Les applications visées sont l'étude de structures bitumineuses telles que les plates-formes industrielles ou aires de stationnement. Une deuxième campagne d'essais de compression cyclique sinusoïdale a ensuite été menée. Lors de ces essais, on mesure : les déformations cycliques, de l'ordre de 10^{-4} m/m, qui nous permettent d'obtenir des informations sur l'évolution de la rigidité du matériau (module complexe et coefficient de Poisson) et les déformations permanentes, de l'ordre de 10^{-2} m/m, qui donnent des informations sur la résistance à l'orniérage. L'influence des paramètres pression de confinement, température et fréquence a été étudiée. Des différences importantes de comportement ont été mises en évidence entre les essais statiques et cycliques, liées à la variation cyclique des contraintes.

Prediction of permanent strains of bituminous mixtures

In order to study permanent strains in bituminous mixtures, the division SMIT of LCPC has developed a thermo-controlled triaxial testing device at constant confining pressure. An important work of testing development and verification on measurement has been carried out.

The first experimental testing programme, consisting in creep tests at constant stress, has allowed to study the respective influences of the confining pressure, the deviatoric stress and the temperature on the behaviour of our bituminous mixture. These tests have also allowed to validate partially the time-temperature superposition principle in the non-linear field, under triaxial stress. An elasto-visco-plastic model has been developed in order to simulate creep tests under confining pressure. This model aims at reproducing our experimental observations. These results may be applicable for aeronautic and storage bituminous platforms.

A second experimental testing programme, consisting in cyclic sinusoidal compression tests has been performed. During these tests, two scales of strains have been measured: strains about 10^{-4} m/m, related to the viscoelastic behaviour of asphalt concretes, and strains about 10^{-2} m/m related to the appearance of permanent strains in asphalt concretes. The respective influences of the confining pressure, the temperature and the frequency have also been studied in this programme. Noteworthy differences in the behaviour of our asphalt concrete during creep tests and cyclic tests have been observed.

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier Christophe Petit d'avoir présidé le jury de soutenance de thèse, Daniel Perraton et André-Gilles Dumont pour tout l'intérêt qu'ils ont porté à ce travail en acceptant de rapporter mon mémoire, ainsi que Pierre-Yves Hicher pour avoir accepté de faire partie du jury.

Je souhaite aussi remercier Pierre Hornych, mon directeur de thèse et Thomas Gabet, mon tuteur. Je les remercie de m'avoir encadré, de m'avoir fait confiance, d'avoir pris le temps de m'écouter et de me conseiller, je les remercie pour leur gentillesse et leur soutien. Je tiens de tout coeur à remercier Jean-Michel Piau, dont le nom ne figure pas sur la couverture de mon rapport, mais qui a énormément participé à cette thèse. Merci pour ton aide au moment où j'en avais le plus besoin. Pierre, Thomas et Jean-Michel, cela a été un vrai plaisir de travailler avec vous. Je remercie Hervé Di Benedetto, mon co-directeur de thèse, pour m'avoir donné l'opportunité de faire ce travail et pour la rigueur scientifique qu'il a apporté.

J'aimerais remercier toute l'équipe de l'ancienne division SMIT, grâce à qui j'ai été heureuse de venir travailler tous les jours pendant ma thèse. Merci pour votre aide, pour toutes les fabrications de plaques, pour m'avoir appris à coller des jauges, pour les essais que vous avez faits pour moi, pour votre sens pratique, pour toutes les réparations et les améliorations que vous avez pu apporter à mon dispositif expérimental, pour tous vos conseils et toutes les discussions enrichissantes que l'on a pu avoir. De près ou de loin, vous avez tous participé à la réussite de ce travail. Un grand merci à Jean-Luc pour son aide durant ces trois ans. Merci à Didier pour le temps qu'il a passé avec moi au début de ma thèse. Merci à tous les thésards et post-docs, mes "compagnons d'aventure". Merci à Isabelle pour son sens de l'organisation et son efficacité lors de la préparation de la soutenance. Merci à Anny, qui est bien plus qu'une collègue...

J'aimerais aussi remercier les personnes de l'ancienne division Métrologie et Instrumentation : Jean-Luc pour sa gentillesse, sa disponibilité, pour tout le temps qu'il a passé à m'aider et pour tous ses précieux conseils. Christophe et Alain, pour toutes les pièces qu'ils m'ont fabriquées, pour tout ce qu'ils ont réparé durant ma thèse... Fabrice, pour avoir réussi à faire des plans à partir de quelques vagues idées. Patrick et Frédéric, pour l'étalonnage de tous mes capteurs.

Enfin, je souhaite remercier ma famille, mes parents Philippe et Marie-Christine, mon frère Antoine et ma soeur Amélie, pour leur soutien inconditionnel.

Et pour finir, merci à Matthieu, pour tout...

Résumé

Pour étudier les déformations permanentes des enrobés bitumineux, la division SMIT du LCPC a mis au point un essai triaxial thermorégulé à pression de confinement constante. Un important travail de mise au point de l'essai et de vérification des mesures a été réalisé. Une première campagne expérimentale, portant sur des essais de fluage à contrainte imposée, a permis d'étudier l'influence des paramètres pression de confinement, déviateur de contraintes et température sur le comportement des enrobés bitumineux sous chargement statique. Ces essais ont, de plus, permis de valider le principe d'équivalence temps température en grandes déformations, avec confinement. Un modèle élasto-viscoplastique, permettant de prendre en compte l'application d'une pression de confinement, a été développé pour simuler les essais de fluage. Son principe est basé sur les observations expérimentales. Les applications visées sont l'étude de structures bitumineuses telles que les plates-formes industrielles ou aires de stationnement. Une deuxième campagne d'essais de compression cyclique sinusoïdale a ensuite été menée. Lors de ces essais, on mesure : les déformations cycliques, de l'ordre de 10^{-4} m/m, qui nous permettent d'obtenir des informations sur l'évolution de la rigidité du matériau (module complexe et coefficient de Poisson) et les déformations permanentes, de l'ordre de 10^{-2} m/m, qui donnent des informations sur la résistance à l'orniérage. L'influence des paramètres pression de confinement, température et fréquence a été étudiée. Des différences importantes de comportement ont été mises en évidence entre les essais statiques et cycliques, liées à la variation cyclique des contraintes.

Mots clés : Enrobés bitumineux - Essais triaxiaux - Orniérage - Fluage - Module complexe - Chargements cycliques - Modèle visco-élastique visco-plastique - Equivalence temps-température

Abstract

In order to study permanent strains in bituminous mixtures, the division SMIT of LCPC has developed a thermo-controlled triaxial testing device at constant confining pressure. An important work of testing development and verification on measurement has been carried out. The first experimental testing programme, consisting in creep tests at constant stress, has allowed to study the respective influences of the confining pressure, the deviatoric stress and the temperature on the behaviour of our bituminous mixture. These tests have also allowed to validate partially the time-temperature superposition principle in the non-linear field, under triaxial stress. An elasto-visco-plastic model has been developed in order to simulate creep tests under confining pressure. This model aims at reproducing our experimental observations. These results may be applicable for aeronautic and storage bituminous platforms. A second experimental testing programme, consisting in cyclic sinusoidal compression tests has been performed. During these tests, two scales of strains have been measured : strains about 10^{-4} m/m, related to the viscoelastic behaviour of asphalt concretes, and strains about 10^{-2} m/m related to the appearance of permanent strains in asphalt concretes. The respective influences of the confining pressure, the temperature and the frequency have also been studied in this programme. Noteworthy differences in the behaviour of our asphalt concrete during creep tests and cyclic tests have been observed.

Keywords : Bituminous mixtures - Triaxial tests - Rutting - Creep - Complex modulus - Cyclic loading - Visco-elastic visco-plastic model - Time-temperature superposition

Table des matières

Remerciements	iii
Résumé	v
Abstract	vii
Table des matières	xiii
Table des figures	xxii
Liste des tableaux	xxiv
Conventions	xxv
Introduction	xxix
1 Étude bibliographique	1
1.1 Généralités sur les enrobés bitumineux	1
1.1.1 Constitution des enrobés bitumineux	1
1.1.2 Composants minéraux	2
1.1.3 Liants hydrocarbonés	2
1.2 Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux	4
1.2.1 Sollicitations des couches en enrobés bitumineux	4
1.2.2 Grandes classes de comportement	5
1.2.3 Application au dimensionnement des structures routières	6
1.3 Comportements en petites déformations - viscoélasticité linéaire des enrobés bitumineux	8
1.3.1 Introduction	8
1.3.2 Sollicitation en contrainte - Fonction de fluage (ou de retard)	8
1.3.3 Sollicitation en déformation - Fonction de relaxation	10
1.3.4 Hypothèse du comportement en petites déformations	10
1.3.5 Mesures sous chargement sinusoïdal : module complexe	12
1.3.6 Principe d'équivalence temps-température (PETT)	16
1.3.7 Essais de traction-compression sur éprouvette cylindrique	17
1.3.8 Comportement tridimensionnel : coefficient de Poisson	18
1.3.9 Quelques exemples	18
1.3.10 Modélisation du comportement des enrobés dans le domaine VEL	22
1.4 Orniérage des chaussées	28

1.4.1	Définition de l'orniérage	28
1.4.2	Facteurs déterminants de la formation des ornières dans les couches bitumineuses	29
1.5	Essais pour l'étude de l'orniérage	39
1.5.1	Les essais non homogènes	39
1.5.2	Les essais homogènes	42
1.5.3	Conclusion	49
1.6	Les modèles pour la prédiction de l'orniérage	51
1.6.1	Modèles monodimensionnels	51
1.6.2	Modèle tridimensionnel	53
2	Étude des sollicitations sous charges roulantes	61
2.1	Principe de modélisation de la structure de chaussée	61
2.2	Examen des chemins de contraintes au passage d'un véhicule : cas d'une couche d'enrobé homogène	62
2.2.1	Structure de chaussée	62
2.2.2	États de contraintes dans la couche bitumineuse	62
2.2.3	Effet de la distance au centre de la charge	64
2.2.4	Effet de la profondeur	66
2.2.5	États de contraintes générés dans la chaussée au passage d'une charge roulante	67
2.2.6	Effet de la température	68
2.2.7	Effet roue simple / jumelage	69
2.3	Conclusions : simplification du problème pour l'étude du comportement des enrobés bitumineux sous chargements répétés avec l'essai triaxial à pression constante	72
2.3.1	Les hypothèses choisies pour les calculs	72
2.3.2	Forme des chemins de contraintes	72
2.3.3	Les essais de fluage triaxial	72
2.3.4	Les essais de compression cyclique sinusoïdale	73
3	Présentation, mise au point de l'appareil triaxial et matériau étudié	75
3.1	Dispositif expérimental	76
3.1.1	La presse	76
3.1.2	Le système de pilotage de l'essai et d'acquisition des données	76
3.1.3	La cellule triaxiale	77
3.1.4	Le système de régulation de la température	77
3.1.5	Instrumentation	78
3.2	Incertitudes de mesure des capteurs de la cellule triaxiale	81
3.2.1	Incertitudes des chaînes de mesure	82
3.2.2	Incertitudes sur la mesure de la déformation	83
3.3	Vérification des performances de la cellule triaxiale	84
3.3.1	Principe des essais	84
3.3.2	L'essai de module complexe sur éprouvette trapézoïdale	84
3.3.3	Les essais sur éprouvette cylindrique	85
3.3.4	Conclusion	87
3.4	Vérification de l'homogénéité de la température	88

3.5	Description du matériau utilisé	94
3.5.1	Caractéristiques de l'enrobé	94
3.5.2	Malaxage et mode de compactage	95
3.5.3	Essai d'orniérage	97
3.5.4	Essai de module complexe	97
3.6	Conclusions	101
4	Résultats et analyse des essais de fluage	103
4.1	Présentation des essais de fluage	103
4.1.1	Présentation des essais de fluage	103
4.1.2	Mesure des déformations	104
4.2	Les différents essais réalisés	105
4.3	Choix des conditions expérimentales	106
4.4	Un exemple de résultat : l'essai à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et 20° C	107
4.5	Répétabilité des essais de fluage	109
4.5.1	Répétabilité avec des éprouvettes provenant de la même plaque	109
4.5.2	Répétabilité avec des éprouvettes ne provenant pas de la même plaque	109
4.6	Comparaison charge-décharge	113
4.7	Influence de la température sur le comportement du matériau	114
4.8	Influence du déviateur de contraintes q	118
4.9	Influence de la pression de confinement σ_r	121
4.10	Influence de la contrainte axiale σ_a	124
4.11	Validation du principe d'équivalence temps-température (PETT) en grandes déformations	124
4.11.1	Essais sans pression de confinement	124
4.11.2	Essais avec pression de confinement	126
4.12	Conclusion	129
5	Modélisation et simulation du comportement des enrobés en fluage	131
5.1	Modèle DBN	131
5.1.1	Présentation du modèle DBN	131
5.1.2	Calibration du modèle de Kelvin-Voigt	133
5.1.3	Calibration du modèle à l'écoulement viscoplastique	135
5.1.4	Modélisation des essais de fluage à contrainte imposée à 10° C	139
5.1.5	Conclusion	139
5.2	Proposition d'un modèle "visco-élastique, visco-plastique"	140
5.2.1	Conditions que doit remplir le modèle	140
5.2.2	Comportement visco-élastique	140
5.2.3	Modélisation de la composante visco-plastique	146
5.2.4	Simulation numérique des essais de fluage	153
5.2.5	Conclusion	157
6	Résultats et analyse des essais de compression cyclique sinusoïdale	159
6.1	Présentation des essais de compression cyclique sinusoïdale	159
6.1.1	Principe des essais de compression cyclique sinusoïdale	159

6.1.2	Description des essais	160
6.1.3	Traitement des données de contraintes et de déformations	160
6.1.4	La méthode de traitement des données et le calcul de l'intervalle de confiance des paramètres	163
6.1.5	Calculs des différents paramètres	163
6.2	Les différents essais réalisés	164
6.3	Choix des conditions expérimentales	164
6.4	Un exemple de résultat : l'essai 2 : $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C .	165
6.4.1	Évolution générale	165
6.4.2	Influence de l'histoire de chargement	167
6.4.3	Amplitudes de déformations axiales et tangentielles	168
6.4.4	Influence de l'histoire de chargement sur l'évolution des caractéristiques visco-élastiques	169
6.4.5	Représentation dans les axes contrainte-déformation	171
6.4.6	Déformations des jauges tangentielles	172
6.5	Répétabilité des essais de compression cyclique sinusoïdale	175
6.5.1	Répétabilité des essais avec des éprouvettes provenant de la même plaque . . .	175
6.5.2	Répétabilité des essais avec des éprouvettes ne provenant pas de la même plaque	178
6.6	Influence de la pression de confinement	181
6.6.1	Déformations permanentes	181
6.6.2	Module complexe et coefficient de Poisson	181
6.7	Influence de la fréquence	185
6.7.1	Déformations permanentes	185
6.7.2	Module complexe et coefficient de Poisson	186
6.8	Principe d'équivalence temps-température	188
6.8.1	Déformations permanentes	188
6.8.2	Module complexe et coefficient de Poisson	189
6.9	Comparaisons cyclique-statique	193
6.10	Conclusion	195
Conclusion et perspectives		202
Bibliographie		203
A Rapport d'orniérage		211
B Carottage des éprouvettes		215
C Pourcentage de vides des différentes éprouvettes		217
D Courbes d'étalonnage des capteurs de déplacement		221
E Courbes d'étalonnage du capteur de force 25 kN		225
F Courbes d'étalonnage du capteur de pression 1000 kPa		227

G	Incertitudes sur les mesures des capteurs LVDT	229
H	Les jauges comme système de mesure de déplacements	235
	H.1 Théorie des jauges d'extensométrie	235
	H.2 La procédure de collage des jauges	236
I	Procédure pour la réalisation de l'essai triaxial	241
J	Résultats des essais de fluage	247
K	Essais de fluage à différentes températures sans correction des valeurs	275
L	Charge et décharge des essais de fluage	277
M	Le traitement des données des essais cycliques sinusoïdaux	281
	M.1 Principe du traitement des données	281
	M.2 Algorithme de Levenberg Marquardt	283
N	Résultats des essais de compression cyclique sinusoïdale	287

Table des figures

1	Définitions des sollicitations appliquées sur l'échantillon lors d'un essai triaxial	xxv
1.1	Coupe et aspect de surface d'un enrobé de type béton bitumineux semi-grenu 0/14 (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)	2
1.2	Schématisation des sollicitations induites par le trafic (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)	4
1.3	Schématisation des sollicitations induites par la température (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)	5
1.4	Comportements "types" des enrobés bitumineux à température fixée, (ϵ) déformation - (N) nombre de chargement (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)	6
1.5	Expérience d'effacement : créneau de déformation et réponse du matériau en contrainte	8
1.6	Essai de fluage d'un matériau viscoélastique linéaire	9
1.7	Sollicitation à contrainte variable dans le temps	9
1.8	Essai de relaxation d'un matériau viscoélastique linéaire	10
1.9	Récapitulatifs des principaux essais "homogènes" de module complexe existants sur enrobés bitumineux (DI BENEDETTO <i>et al.</i> , 2001)	13
1.10	Récapitulatifs des principaux essais "non homogènes" de module complexe existants sur enrobés bitumineux (DI BENEDETTO <i>et al.</i> , 2001)	14
1.11	Exemple de la représentation du module complexe dans les plans de Cole-Cole et de Black pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale	15
1.12	Isothermes et courbe maîtresse du module complexe, du BBSG 0/10 choisi pour la campagne expérimentale, à la température de référence de 10° C	16
1.13	Mesure de module complexe sur une éprouvette cylindrique	18
1.14	Exemple d'un résultat d'essai de module complexe (POUGET (2007) et DI BENEDETTO <i>et al.</i> (2008))	20
1.15	Evolution des déformations et de la contrainte lors de l'essai réalisé avec pression de confinement	21
1.16	Evolution de E^* et ν en fonction de la fréquence pour différents niveaux de déformations à 20° C et 200 kPa	21
1.17	Représentation des modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés	22
1.18	Représentation des modèles de Huet et Huet-Sayegh	23
1.19	Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet, pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale	24

1.20	Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet-Sayegh, pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale	25
1.21	Représentation du modèle général 2S2P1D	26
1.22	Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle 2S2P1D, pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale	27
1.23	Photographie d'une ornière sur la chaussée	28
1.24	Schéma des deux types d'orniérage (d'après M. Meunier)	29
1.25	Influence du liant	30
1.26	Influence de la teneur en liant sur l'orniérage d'un 0/14 entièrement concassé (1) ou contenant 10% de sable éolien (3) (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)	30
1.27	Influence de la granulométrie sur l'orniérage (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)	31
1.28	Influence de la quantité de sable de concassage (résultats d'essais de fluage dynamique en compression triaxiale réalisés au CRR) (VANELSTRAETE et FRANCKEN, 1995)	32
1.29	Essai triaxial à chargements répétés sur matériaux granulaires non liés	33
1.30	Influence de la compacité sur les ornières produites sur une grave bitume lors d'un essai à l'orniéreur (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)	34
1.31	Influence de la compacité sur l'orniérage de deux graves-bitume (essai à l'orniéreur) (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)	34
1.32	Influence de la température sur la profondeur d'ornière pour une formule donnée dans les mêmes conditions de charge et de pression lors d'un essai à l'orniéreur (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)	34
1.33	Profils des températures dans la chaussée aux différentes heures de la journée la plus chaude de l'été 1969 à Nancy (AUSSEDAT, 1977)	35
1.34	Profils des températures dans la chaussée, à différentes profondeurs, du 19 juillet au 12 août (WILLIAMS et PROWELL, 1999)	36
1.35	Influence de la charge et de la pression de gonflage sur la profondeur d'ornière pour une formule donnée à la même température d'essai lors d'un essai à l'orniéreur (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)	37
1.36	Influence de la vitesse du trafic sur l'orniérage d'une couche de base en grave bitume ◦ et en béton bitumineux ● (AUSSEDAT, 1977)	38
1.37	Orniéreur MLPC	40
1.38	Plaques d'enrobé après l'essai à l'orniéreur	40
1.39	Le manège de fatigue	42
1.40	Déformations axiales en fonction du temps pour trois essais de fluage uniaxiaux avec trois phases d'évolution (TAHERKHANI et COLLOP, 2006)	43
1.41	Photos du dispositif expérimental utilisé par NEIFAR et DI BENEDETTO (2000), DONGMO-ENGELAND (2005) et NGUYEN (2010)	44
1.42	Principaux résultats de DONGMO-ENGELAND (2005)	45
1.43	Chemins de contraintes suivis lors des essais triaxiaux à confinement constant (segment AB) (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)	46
1.44	Chemins de contraintes suivis lors des essais triaxiaux à confinement variable (segment OB) (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)	48
1.45	Système de mesure de la déformation adopté par BROWN (1977)	48

1.46	Schémas de la cellule triaxiale développée par CLEC'H <i>et al.</i> (2009)	49
1.47	Exemple de courbe obtenue lors d'un essai de fluage dynamique	52
1.48	Ecrouissage isotrope (LEMAITRE et CHABOCHE, 1996)	55
1.49	Ecrouissage cinématique (LEMAITRE et CHABOCHE, 1996)	55
1.50	Surfaces de charge initiales dans le plan (p, q)	57
1.51	Surface de charge initiale dans le plan (p, q)	58
2.1	Roue isolée	62
2.2	Maillage utilisé pour les calculs avec la roue isolée	63
2.3	Structure de chaussée	63
2.4	Calculs de p, q et θ en fonction de la distance au centre de la charge Y à différentes profondeurs Z à $T=15^\circ\text{C}$	64
2.5	Chemins de contraintes à différentes abscisses et à la profondeur $Z=3\text{ cm}$	65
2.6	Chemins de contraintes à différentes profondeurs à l'abscisse $X = 0$ (sous le passage de la charge roulante)	66
2.7	États de contraintes générés dans les couches de la chaussée sous le passage d'une charge roulante	67
2.8	Chemins de contrainte à la profondeur $Z=3\text{ cm}$, sous le passage de la charge roulante, à différentes températures	68
2.9	Jumelage standard français	69
2.10	Maillage utilisé pour les calculs avec le jumelage	69
2.11	Chemins de contraintes à différentes abscisses et aux profondeurs $Z=3\text{ cm}$ et $Z=6\text{ cm}$ sous l'action d'une charge circulaire jumelée se déplaçant suivant l'axe Y à $T=15^\circ\text{C}$	70
2.12	Chemins de contraintes à différentes profondeurs aux abscisses $X=18.5\text{ cm}$ et $X=0\text{ cm}$ à $T=15^\circ\text{C}$	71
2.13	Chemins de contraintes à différentes profondeur Z sous le centre de la roue et charge-ments des essais de fluage à 20°C	73
2.14	Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le centre de la roue et trajets de chargement des essais de compression cyclique sinusoïdale à 20°C	73
3.1	Photo du dispositif expérimental	76
3.2	Photo et plan de la cellule triaxiale	77
3.3	Dispositif de régulation de la température	78
3.4	Schéma illustrant le dispositif de support des capteurs LVDT axiaux et radiaux	79
3.5	Collier de déformation et capteur LVDT radial	80
3.6	Photo d'une jauge et d'une cosse relais	81
3.7	Éprouvette de <i>Delrin</i> [®] instrumentée de 2 LVDT axiaux, 1 LVDT radial et 2 jauges axiales	84
3.8	Norme du module complexe d'un échantillon cylindrique de <i>Delrin</i> [®] (essai de compression cyclique sinusoïdale, réalisé à 20°C)	85
3.9	Déphasage du module complexe d'un échantillon cylindrique de <i>Delrin</i> [®] (essai de compression cyclique sinusoïdale, réalisé à 20°C)	86
3.10	Disposition des sondes de température sur et dans l'éprouvette d'enrobé	88

3.11	Disposition des sondes de température sur et dans l'éprouvette d'enrobé pour le test réalisé dans l'air	89
3.12	Disposition des sondes de température sur et dans l'éprouvette d'enrobé pour le test réalisé dans l'eau	89
3.13	Tests de température dans l'air et dans l'eau à 10, 40 et 60° C	90
3.14	Tests de température réalisés à 10, 20, 30 et 40° C	92
3.15	Recomposition granulométrique	96
3.16	Matériels des Laboratoires des Ponts et Chaussées	96
3.17	Isothermes du module complexe	98
3.18	Module complexe dans les plans de Cole-Cole et de Black	98
3.19	Coefficient a_T à la température de référence de 10° C	99
3.20	Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10° C	100
4.1	Description d'un essai de fluage	103
4.2	Historique de chargement pour un essai de fluage	104
4.3	Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante et points expérimentaux (p, q) des essais de fluage à 20° C	106
4.4	Résultats de trois essais de fluage à $T=20^\circ\text{C}$	107
4.5	Résultats de l'essai 11 : fluage à $q=400\text{ kPa}$, $\sigma_r=100\text{ kPa}$ et $T=20^\circ\text{C}$	108
4.6	Répétabilité : essais de fluage à $q=400\text{ kPa}$ $\sigma_r=0\text{ kPa}$ et $T=20^\circ\text{C}$	110
4.7	Essais de fluage à $q=400\text{ kPa}$ $\sigma_r=0\text{ kPa}$ et $T \simeq 20^\circ\text{C}$	111
4.8	Principe d'équivalence temps-température appliqué aux essais de fluage à $q=400\text{ kPa}$ $\sigma_r=0\text{ kPa}$ et $T \simeq 20^\circ\text{C}$ à la température de référence de 20° C	112
4.9	Charge et décharge de l'essai 22 : fluage à $q=500\text{ kPa}$ $\sigma_r=100\text{ kPa}$ $T=20^\circ\text{C}$	113
4.10	Charge et décharge de l'essai 25 : fluage à $q=400\text{ kPa}$ $\sigma_r=100\text{ kPa}$ $T=10^\circ\text{C}$	113
4.11	Charge et décharge lors d'un essai de fluage : définition des appellations	114
4.12	Influence de la température sur les essais de fluage sans pression de confinement	116
4.13	Influence de la température sur les essais de fluage avec pression de confinement	117
4.14	Essais de fluage à $\sigma_r=0\text{ kPa}$ et $T=20^\circ\text{C}$ avec des déviateurs de contraintes q différents, sans confinement	119
4.15	Déformations axiales et radiales divisées par q des essais de fluage à $\sigma_r=0\text{ kPa}$ et $T=20^\circ\text{C}$ avec des déviateurs de contraintes q différents, sans confinement	119
4.16	Essais de fluage à $\sigma_r=100$ et 200 kPa et $T=20^\circ\text{C}$ avec des déviateurs de contraintes q différents	120
4.17	Essais de fluage à $q=400\text{ kPa}$ et $T=20^\circ\text{C}$: influence de la pression de confinement	122
4.18	Essais de fluage : influence de la pression de confinement	123
4.19	Essais de fluage à $\sigma_a=600\text{ kPa}$ et $T=20^\circ\text{C}$	124
4.20	Principe d'équivalence temps-température appliqué aux essais de fluage sans pression de confinement, à la température de référence de 20° C	125
4.21	Principe d'équivalence temps température appliqué aux essais de fluage avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C	127
5.1	Modèle DBN	132

5.2	Caractérisation du comportement du corps EP_j : courbe vierge et exemple de séquence de cyclage	133
5.3	Forme analogique asymptotique du modèle discret DBN dans le domaine viscoélastique linéaire pour $n = 15$	134
5.4	Module complexe dans le plan de Cole-Cole obtenu avec le modèle DBN avec différents nombres d'éléments	135
5.5	Module complexe expérimental et comparaison avec les modèles DBN à 15 éléments et 2S2P1D	135
5.6	Essais de fluage à vitesse de déformation imposée à 20° C	136
5.7	Vitesses de déformations obtenues pour le critère de Di Benedetto, en fonction de la contrainte, à 20° C , et points expérimentaux des essais de cisaillement	137
5.8	Essais de fluage : valeurs expérimentales et modélisation avec le modèle DBN (SOHM <i>et al.</i> , 2010)	139
5.9	Comparaison des déformations axiales obtenues avec les fonctions de fluage de Huet et Huet-Sayegh avec $E_0 = 0$, pour $q=400 \text{ kPa}$, $\sigma_R=0 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	143
5.10	Déformations axiales obtenues grâce à la fonction de fluage de Huet-Sayegh avec différentes valeurs de E_0 , pour $q=400 \text{ kPa}$, $\sigma_R=100 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	143
5.11	Composante visco-élastique de déformation axiale, obtenue expérimentalement grâce à un essai de fluage et une phase de décharge, et avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=400 \text{ MPa}$, pour un essai avec $q=400 \text{ kPa}$, $\sigma_R=50 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	144
5.12	Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=27$ et 400 MPa	145
5.13	Surface de charge de type Cam-Clay modifié	147
5.14	Surface de charge de type parabolique	148
5.15	Evolution des paramètres d'écrouissage p_c et x_M pour l'essai $q=400 \text{ kPa}$, $\sigma_R=100 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	151
5.16	Evolution de la surface de charge pour $q=400 \text{ kPa}$, $\sigma_R=100 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	152
5.17	Influence du pas de temps (en secondes) sur les déformations axiales, obtenues avec le modèle visco-plastique	152
5.18	Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à $q=400 \text{ kPa}$, $T=20^\circ \text{ C}$ et $\sigma_R=100$ et 50 kPa , obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation	153
5.19	Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à $q=400 \text{ kPa}$, $T=20^\circ \text{ C}$ et différentes pressions de confinement, obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation	154
5.20	Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différentes températures obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation	155
5.21	Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différents déviateurs de contraintes obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation	156
6.1	Description d'un essai de compression cyclique sinusoïdale	159
6.2	Éprouvette d'enrobé instrumentée de 2 LVDT axiaux, 1 LVDT radial, 2 jauges axiales et 2 jauges tangentielles lors d'un essai de compression cyclique sinusoïdale	160
6.3	Sollicitations appliquées lors d'un essai de compression cyclique sinusoïdale	161
6.4	Approximation d'un signal de déformation sur deux cycles consécutifs	162

6.5	Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante et trajets de chargement des essais de compression cyclique sinusoïdale à 20° C	165
6.6	Déformation axiale, radiale et volumique de l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	166
6.7	Photo d'une jauge de déformation après l'essai 2 : compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	167
6.8	Influence de l'histoire de chargement pour l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	168
6.9	Amplitude des déformations axiales et tangentielles de l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	169
6.10	Evolution du module complexe et du coefficient de Poisson lors de l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	170
6.11	Représentation des cycles 250 à 254, de la phase 3, de l'essai 2, dans les axes contrainte-déformation (axiale)	171
6.12	Maillage du quart de l'éprouvette utilisé pour les calculs aux éléments finis et répartitions des contraintes dans l'éprouvette durant un essai	173
6.13	Photographie et schéma de l'éprouvette après l'essai de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=0 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	174
6.14	Répétabilité : déformations moyennes des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	176
6.15	Répétabilité : module et coefficient de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	177
6.16	Répétabilité : déformations moyennes des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	179
6.17	Répétabilité : module et coefficient de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_r=100 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	180
6.18	Influence de la pression de confinement sur les déformations des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	182
6.19	Influence de la pression de confinement sur les modules et les coefficients de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $f=1 \text{ Hz}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	183
6.20	Influence de la fréquence sur les déformations des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_R=100 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	185
6.21	Influence de la fréquence sur les modules et les coefficients de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$, $\sigma_R=100 \text{ kPa}$ et $T=20^\circ \text{ C}$	187
6.22	Déformations axiales et radiales des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=100 \text{ kPa}$, en fonction du temps de sollicitation	189
6.23	Equivalence temps-température à la température de référence de 20° C pour les déformations des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=100 \text{ kPa}$	190
6.24	Equivalence temps-température à la température de référence de 20° C pour les déformations de tous les essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=100 \text{ kPa}$	191
6.25	Equivalence temps-température (à la température de référence de 20° C) pour les modules et les coefficients de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=100 \text{ kPa}$	192

6.26 Comparaisons des déformations axiales et volumiques des essais cycliques ($f=1$ Hz et $T=20^{\circ}$ C) et statiques	194
A.1 Emplacement des points de mesure	211
A.2 Pourcentage d'ornièrre de la plaque gauche et de la plaque droite	213
B.1 Plan de carottage des éprouvettes	215
D.1 Étalonnage et écart de linéarité des capteurs LVDT	223
D.2 Décalage du zéro des capteurs LVDT avec la température	224
E.1 Étalonnage et écart de linéarité du capteur de force	226
E.2 Décalage du zéro de capteur de force avec la température	226
F.1 Étalonnage et écart de linéarité du capteur de force	228
G.1 Schéma de l'éprouvette avant et après déformation (AUVRAY, 2009)	229
G.2 Géométrie et maillage de l'éprouvette cylindrique	231
G.3 Hauteur et rayon de l'éprouvette après déplacement imposé de 5 mm	232
G.4 Détail de la position d'un capteur LVDT après déformation de l'éprouvette (AUVRAY, 2009)	233
H.1 Pont de Wheatstone	236
H.2 Traçage des traits sur l'éprouvette d'enrobé	237
H.3 Préparation des jauges avant le collage	238
H.4 Collage de la jauge	238
H.5 Dispositif pour tendre la membrane et pompe à vide	239
H.6 Mise sous pression des jauges	239
H.7 Soudure de deux fils entre la jauge et la cosse relais	239
I.1 Collage des casques	241
I.2 Photographie du dispositif de mise en place des plots et d'une éprouvette d'enrobé collée sur les casques, avec les plots de fixation des capteurs LVDT	242
I.3 Fixation des LVDT axiaux sur l'éprouvette	243
J.1 Résultats de l'essai 1 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	249
J.2 Résultats de l'essai 2 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	250
J.3 Résultats de l'essai 3 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	251
J.4 Résultats de l'essai 4 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	252
J.5 Résultats de l'essai 5 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	253
J.6 Résultats de l'essai 6 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	254
J.7 Résultats de l'essai 8 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	255
J.8 Résultats de l'essai 9 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	256
J.9 Résultats de l'essai 10 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	257
J.10 Résultats de l'essai 11 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	258
J.11 Résultats de l'essai 12 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=20^{\circ}$ C	259
J.12 Résultats de l'essai 13 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=30^{\circ}$ C	260

J.13	Résultats de l'essai 19 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=50$ kPa et $T=20^\circ$ C	261
J.14	Résultats de l'essai 20 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C	262
J.15	Résultats de l'essai 22 : fluage à $q=500$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^\circ$ C	263
J.16	Résultats de l'essai 24 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=25$ kPa et $T=20^\circ$ C	264
J.17	Résultats de l'essai 25 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=10^\circ$ C	265
J.18	Résultats de l'essai 26 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=30^\circ$ C	266
J.19	Résultats de l'essai 28 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=10^\circ$ C	267
J.20	Résultats de l'essai 29 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=30^\circ$ C	268
J.21	Résultats de l'essai 31 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C	269
J.22	Résultats de l'essai 32 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C	270
J.23	Résultats de l'essai 33 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C	271
J.24	Résultats de l'essai 35 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=20^\circ$ C	272
J.25	Résultats de l'essai 36 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=40^\circ$ C	273
K.1	Essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa sans correction des valeurs	275
K.2	Essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa sans correction des valeurs	276
L.1	Charge et décharge de l'essai 19 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=50$ kPa $T=20^\circ$ C	277
L.2	Charge et décharge de l'essai 20 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=0$ kPa $T=20^\circ$ C	277
L.3	Charge et décharge de l'essai 24 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=25$ kPa $T=20^\circ$ C	278
L.4	Charge et décharge de l'essai 28 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=200$ kPa $T=10^\circ$ C	278
L.5	Charge et décharge de l'essai 29 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=200$ kPa $T=30^\circ$ C	278
L.6	Charge et décharge de l'essai 35 : fluage à $q=200$ kPa $\sigma_r=200$ kPa $T=20^\circ$ C	279
N.1	Résultats de l'essai 1 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	288
N.2	Résultats de l'essai 1 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	289
N.3	Résultats de l'essai 2 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	290
N.4	Résultats de l'essai 2 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	291
N.5	Résultats de l'essai 3 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	292
N.6	Résultats de l'essai 3 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	293
N.7	Résultats de l'essai 4 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	294
N.8	Résultats de l'essai 4 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	295
N.9	Résultats de l'essai 5 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	296
N.10	Résultats de l'essai 5 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C	297
N.11	Résultats de l'essai 6 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=10$ Hz et $T=20^\circ$ C	298
N.12	Résultats de l'essai 6 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=10$ Hz et $T=20^\circ$ C	299
N.13	Résultats de l'essai 7 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=10$ Hz et $T=28^\circ$ C	300
N.14	Résultats de l'essai 7 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=28^\circ$ C	301

Liste des tableaux

1.1	Principe de superposition de Boltzmann	8
1.2	Paramètres du modèle de Huet à la température de référence de 20° C	23
1.3	Paramètres du modèle de Huet-Sayegh à la température de référence de 20° C	25
1.4	Paramètres du modèle 2S2P1D à la température de référence de 20° C	26
1.5	Quelques essais triaxiaux recensés dans la bibliographie	46
3.1	Incertitudes de mesure des différents capteurs	82
3.2	Résultats de l'essai de module complexe réalisé à 20° C sur une éprouvette trapézoïdale de <i>Delrin</i> [®] (solicitations cycliques sinusoïdales)	85
3.3	Résultats de l'essai de compression cyclique sinusoïdale sur éprouvette cylindrique de <i>Delrin</i> [®]	87
3.4	Analyses granulométriques	95
3.5	Masses volumiques réelles (MVR) des différentes fractions granulométriques	95
4.1	Récapitulatif des essais de fluage à contrainte imposée	105
4.2	Caractéristiques des deux essais de répétabilité	109
4.3	Valeurs, moyennes et écarts type des déformations des deux essais de répétabilité	110
4.4	Caractéristiques des cinq essais avec les mêmes conditions expérimentales	111
4.5	Moyennes et écarts type des déformations des cinq essais de répétabilité, à la température de référence de 20° C	112
4.6	Valeurs des déformations axiales de relaxation, sans déviateur des contraintes mais avec pression de confinement ($\varepsilon_{ax(q)}$) puis sans pression de confinement ($\varepsilon_{ax(\sigma r)}$)	114
4.7	Comparaison des essais à différentes températures	115
4.8	Comparaison des essais à différents déviateurs des contraintes	118
4.9	Comparaison des essais à différentes pressions de confinement	121
4.10	Moyennes et écarts type du PETT des essais de fluage sans pression de confinement, à la température de référence de 20° C	126
4.11	Moyennes et écarts type du PETT des essais de fluage avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C	128
5.1	Valeur des trois constantes pour le BBSG 0/10 utilisé lors de la campagne expérimentale	136
5.2	Paramètres du modèle DBN à 15 éléments à la température de référence de 20° C	138
5.3	Paramètres du modèle visco-plastique	150

6.1	Temps de sollicitation et de repos adoptés pour les essais de compression cyclique sinusoïdale	161
6.2	Récapitulatif des essais de compression cyclique sinusoïdale	164
6.3	Caractéristiques des deux essais de répétabilité	175
6.4	Moyennes des écarts types relatifs des essais de répétabilité	175
6.5	Caractéristiques des trois essais de répétabilité avec des éprouvettes ne provenant pas des mêmes plaques	178
6.6	Moyennes des écarts types relatifs des essais de répétabilité	180
6.7	Comparaison des essais à différentes pressions de confinement	181
6.8	Moyennes durant tout un essai des valeurs des modules et des coefficients de Poisson, et de leurs angles de déphasage, pour les essais à différentes pression de confinement	184
6.9	Comparaison des essais à différentes fréquences	185
6.10	Comparaison des essais à différentes fréquences	188
6.11	Temps de sollicitation et de repos adoptés pour les essais de CCS pour vérifier le PETT	188
6.12	Moyennes et écarts type du PETT des essais de CCS avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C	189
6.13	Valeurs des modules et des coefficients de Poisson, et de leurs angles de déphasage, des deux essais réalisés pour vérifier le PETT	190
A.1	Evolution de l'ornièrre (plaque droite)	212
A.2	Evolution de l'ornièrre (plaque gauche)	212
C.1	Pourcentage de vides et masse volumique apparente des différentes éprouvettes	218
C.2	Pourcentage de vides et masse volumique apparente des différentes éprouvettes	219
C.3	Pourcentages de vides mesurés avec le banc gamma et avec la méthode PV des éprouvettes de la plaque 12	220
D.1	Etalonnage du capteur LVDT Axial Marron	221
D.2	Etalonnage du capteur LVDT Axial Rouge	222
D.3	Etalonnage du capteur LVDT Radial Orange	222
E.1	Étalonnage du capteur force 25 kN	225
F.1	Étalonnage du capteur de pression 1000 kPa	227
G.1	Valeurs des longueurs théoriques et mesurées pour différents écartements des plots axiaux et écart sur la déformation	233
J.1	Récapitulatif des essais de fluage à contrainte imposée	248
M.1	Notations	284

Conventions

Conventions de signes

Nous nous plaçons dans le cadre de la mécanique des sols, les signes sont alors :

- Positifs en compression (et contraction)
- Négatifs en traction (et extension)

Remarques :

Les déformations axiales positives correspondent à un écrasement du matériau. Les déformations radiales négatives correspondent à une augmentation du diamètre de l'éprouvette.

Les variations de volume positives correspondent à un comportement volumique contractant (le volume diminue). Les variations de volume négatives correspondent à un comportement volumique dilatant (le volume augmente).

Définition des appellations pour l'essai triaxial

Lors de l'essai triaxial, la pression de confinement, appelée contrainte radiale, σ_r , est appliquée sur toute la surface de l'éprouvette (sur les côtés et sur le dessus).

Le capteur force (qui mesure une force F) est compensé en pression. Soit S la surface supérieure de l'éprouvette. On a alors, $q = \frac{F}{S}$.

La contrainte axiale σ_a (contrainte totale appliquée sur la surface supérieure de l'éprouvette) est alors $\sigma_a = \sigma_r + q$.

Ces conventions sont schématisées sur la figure 1.

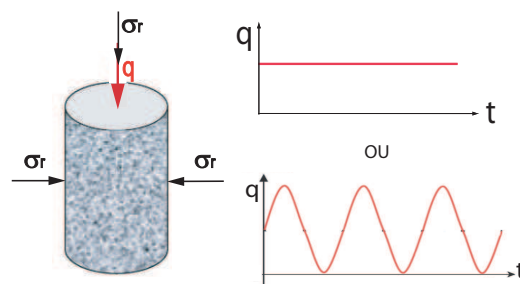


Fig 1 – Définitions des sollicitations appliquées sur l'échantillon lors d'un essai triaxial

Définition des invariants de contraintes p et q

Soit $R = (0, x, y, z)$ un repère orthonormé de l'espace et $\Sigma(M) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$

la matrice symétrique, associée dans ce repère, au tenseur Σ , en un point M d'une structure donnée (ex : chaussée, éprouvette,...).

On suppose, suivant la convention de la mécanique des sols, les composantes σ_{ii} pour $i \in \{x, y, z\}$ négatives en traction, positives en compression. On note par ailleurs, I , la matrice identité de l'espace \mathfrak{R}^3 .

p et q désignent alors traditionnellement les quantités suivantes :

$$p = \text{pression moyenne} = \frac{\text{trace}(\Sigma)}{3} = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3}$$

$$q = \text{déviateur des contraintes} = \sqrt{\frac{3}{2} \text{trace}(S^2)}$$

où S est le déviateur de Σ , défini par

$$S = \Sigma - \frac{1}{3} \text{trace}(\Sigma) I, \text{ où } S^2 \text{ représente le produit de la matrice } S \text{ par elle même.}$$

En termes de composantes, q s'exprime sous la forme :

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2) + \frac{3}{2}(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2)}$$

Propriétés :

Par construction, p et q sont les premier et deuxième invariants des contraintes, indépendants du repère R choisi pour exprimer les composantes de Σ .

Par convention de signe, p est positif pour des états de contrainte moyenne en compression (dans le cas par exemple d'un élément de matière soumis à la pression isotrope, exercée par un fluide).

p et q sont deux invariants particulièrement appropriés à l'interprétation des essais triaxiaux de révolution, où les états de contraintes exprimés dans un repère naturel lié à l'essai, sont de la forme :

$$\Sigma(M) = \begin{bmatrix} \sigma_r & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_r & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_a \end{bmatrix}$$

On a alors la correspondance :

$$p = \frac{2\sigma_r + \sigma_a}{3} \text{ et } q = |\sigma_a - \sigma_r|$$

ou encore

$$p = \sigma_r + \frac{q}{3} \text{ et } q = q$$

Remarques

Dans ce rapport de thèse, Les "petites déformations " correspondent à des déformations inférieures à 10^{-4} m/m. Les déformations appelées "grandes déformations" correspondent à des déformations supérieures à 10^{-4} m/m. Cette appellation n'a rien a voir avec la "théorie des grandes transformations". L'hypothèse des "petites" transformations est conservée.

Introduction

L'orniérage des couches bitumineuses représente, aux côtés de l'endommagement et de la fissuration par fatigue, l'un des principaux modes de dégradation potentiel des chaussées. Sur les routes à circulation rapide, il ne peut être toléré en trop forte intensité pour des causes d'inconfort au roulement et de sécurité (risques accrus d'aquaplanage notamment). On cherche donc à limiter ce phénomène par la recherche de formulation d'enrobés pour couches de base et couches de roulement, résistants aux déformations permanentes. Bien entendu, ces formulations doivent également rester performantes vis-à-vis de la fissuration par fatigue, ce qui rend la tâche difficile, compte tenu des exigences contradictoires, en termes de dureté de bitume ou de teneur en liant par exemple. La limitation du fluage est aussi un enjeu très important : par exemple, pour les plates-formes de stockage ou les zones de stationnement des aéronefs et des poids lourds.

Le LCPC conduit depuis plusieurs années des travaux de recherche sur cette thématique, qui ont permis des progrès importants dans la compréhension des mécanismes en jeu, tant au niveau du comportement des enrobés bitumineux que de celui des structures de chaussées.

Si la méthode française actuelle de dimensionnement des chaussées intègre un critère de prédiction de la durée de vie en fatigue, il n'en est pas de même pour l'orniérage. La seule approche pour l'évaluation de la résistance à l'orniérage repose sur la définition des valeurs seuil de profondeur d'ornière, à l'essai à l'ornièreur. Cet essai, réalisé pour des conditions fixées de chargement, et à température élevée (60° C) est fiable pour classer les matériaux, et limiter le risque d'orniérage pour des conditions d'utilisation courantes sur chaussée routière. Cependant, il s'agit d'un essai de structure, qui se prête mal à la détermination de modèles de comportement du matériau. Pour cette raison, le LCPC a décidé de mettre au point un essai homogène, permettant de caractériser de manière plus intrinsèque le comportement au fluage statique des enrobés, et leur comportement à l'orniérage sous chargement cyclique, et de développer des modèles de prédiction de comportements.

Le premier chapitre de la thèse est essentiellement consacré à l'étude bibliographique du comportement des matériaux bitumineux et à leur résistance à l'orniérage. Différents types d'essais utilisés pour étudier les déformations permanentes, ainsi que les principaux résultats, sont présentés.

Le deuxième chapitre est consacré à l'étude des sollicitations sous charges roulantes. A l'aide du logiciel Alizé, nous avons calculé les contraintes apparaissant dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante. Nous avons pu ainsi étudier la forme des chemins de contraintes à différentes profondeurs dans la chaussée et avoir un ordre de grandeur des valeurs des contraintes créées. Ces calculs nous ont permis de fixer les valeurs des déviateurs de contraintes et des pressions de confinement qui seront appliqués lors des essais triaxiaux réalisés durant la campagne expérimentale.

Le troisième chapitre présente le dispositif expérimental utilisé pour la réalisation des essais triaxiaux thermorégulés, à pression de confinement constante. Toute l'instrumentation utilisée est présentée en détail, ainsi que les tests de faisabilité et les essais de vérification des mesures. Les incertitudes de mesures dues au dispositif expérimental sont aussi calculées. Le matériau utilisé lors de la campagne expérimentale est un béton bitumineux semi-grenu (BBSG) 0/10, généralement utilisé en couche de roulement sur des chaussées à faible trafic. Les tests de caractérisation du matériau : ornièreur et module complexe sont présentés.

Le quatrième chapitre est consacré à la première partie de la campagne expérimentale : les essais de fluage à contrainte imposée, avec pression de confinement. Nous étudions l'influence de différents paramètres tels que la température, le déviateur de contraintes et la pression de confinement sur la réponse en fluage du matériau. Un des résultats majeurs de cette étude est la validation du principe de superposition temps température, pour la réponse en fluage, en grandes déformations, avec et sans application d'une pression de confinement.

Le cinquième chapitre présente un modèle élasto-visco-plastique développé pour simuler les essais de fluage. La déformation est séparée en deux composantes. La composante visco-élastique est calculée en utilisant la fonction de fluage de Huet-Sayegh avec une adaptation de la valeur du module statique E_0 . La composante visco-plastique est calculée à partir d'un modèle de type Perzyna. La surface de charge est parabolique. Les paramètres d'écrouissage sont deux fonctions affines dépendant chacune des déformations visco-plastique volumiques et déviatoriques. Ce modèle simule assez bien nos essais de fluage.

Le dernier chapitre est consacré à la deuxième partie de la campagne expérimentale : les essais de compression cyclique sinusoïdale. Lors de ces essais, deux types de déformations sont mesurées : les déformations à l'échelle du cycle, de l'ordre de 10^{-4} m/m, qui nous permettent d'avoir des renseignements sur les caractéristiques du matériau (module complexe et coefficient de Poisson), et les déformations de l'ordre de 10^{-2} m/m, qui nous donnent des informations sur les déformations permanentes des enrobés. Nous étudions l'influence de la fréquence et de la pression de confinement sur la réponse du matériau.

Chapitre 1

Étude bibliographique

Les matériaux bitumineux sont des mélanges complexes dont les caractéristiques et les propriétés mécaniques varient suivant leur composition volumétrique. Dans les structures routières, les matériaux bitumineux subissent des sollicitations de trafic et de température qui sont à l'origine de modifications de leur comportement d'une part, et de différents types de dégradations d'autre part.

Parmi ces derniers, l'accumulation des déformations permanentes est un facteur de détérioration majeur, produit par les sollicitations répétées du trafic lourd couplées à une température élevée. L'impact de cet orniérage des couches de surface sur les caractéristiques de confort et de sécurité de la chaussée est très important. En effet, l'orniérage est souvent très courant sous trafic lourd et canalisé (voies de transport en commun, plates formes industrielles,...). De plus, l'orniérage pourrait être de plus en plus important avec le réchauffement climatique.

Ce premier chapitre bibliographique aborde les points suivants :

- Une introduction générale sur les enrobés bitumineux
- Les caractéristiques des propriétés mécaniques des enrobés bitumineux
- Les caractéristiques du comportement en petites déformations
- Les facteurs essentiels de la formation des ornières
- Les essais mis en oeuvre pour prévoir l'orniérage
- Les modèles utilisés pour prévoir l'orniérage

Cette étude bibliographique nous permet d'identifier les facteurs à prendre en compte lors de la réalisation de nos essais et lors de la modélisation.

1.1 Généralités sur les enrobés bitumineux

1.1.1 Constitution des enrobés bitumineux

Les matériaux bitumineux (Fig. 1.1) utilisés dans les structures routières sont des matériaux composites complexes dont les composants principaux sont les composants minéraux (granulats, sable, filler...) et le liant hydrocarboné (bitume).

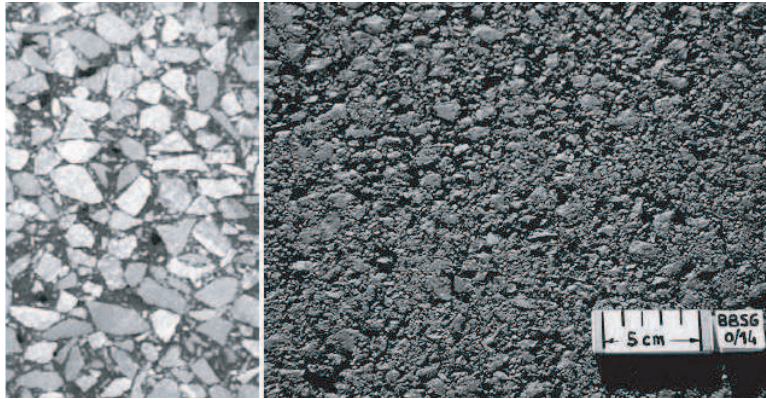


Fig 1.1 – Coupe et aspect de surface d'un enrobé de type béton bitumineux semi-grenu 0/14 (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)

1.1.2 Composants minéraux

Les composants minéraux constituent environ 95% de la masse d'un enrobé bitumineux (80-85% du volume). Cette importance quantitative des matériaux granulaires va directement affecter les caractéristiques mécaniques et les performances du mélange bitumineux.

Les "granulats" sont l'ensemble des sables, gravillons ou pierres concassées. Ils peuvent provenir d'un gisement (gravière, alluvions fluviales,...) ou être extrait à partir d'une roche mère compacte (carrière), le granulat possède alors, respectivement, un aspect roulé ou concassé. Il peut être utilisé comme matériau en vrac ou après transformation (criblage, concassage, tamisage, dépoussiérage, lavage). Il constitue une classe granulaire spécifique. Par addition et mélange de plusieurs classes granulaires homogènes, il constitue le squelette granulaire d'un mélange bitumineux (CORTE et DI BENEDETTO, 2004).

Le squelette minéral constitué par le contact des grains doit transmettre et redistribuer les charges dans les couches inférieures de la chaussée et sur le sol d'infrastructure. Pour ce faire, on considère la forme, l'angularité et l'état de surface du granulat et, également, l'état de la dureté de ses arêtes. Ces éléments contribuent à réduire les déplacements ou rotations des granulats dans l'enrobé et à augmenter l'angle de frottement interne du mélange bitumineux. La résistance à la rupture de la roche doit être élevée pour que ces caractéristiques ne soient pas altérées sous l'effet des charges du trafic.

Le filler est constitué d'éléments très fins dont le diamètre supérieur est conventionnellement admis inférieur à 63 microns. Le filler provient soit du dépoussiérage de granulats soit d'une production industrielle par mouture de roche. De par sa grande surface spécifique, il absorbe une part importante du liant avec lequel il constitue le mastic. Le pouvoir rigidifiant du filler associé au liant donne sa stabilité au mélange et participe à sa résistance à l'orniérage (CORTE et DI BENEDETTO, 2004).

1.1.3 Liants hydrocarbonés

Le bitume de pétrole est obtenu par raffinage des pétroles bruts. Il s'agit de la fraction la plus lourde obtenue après distillation.

Le bitume sert de liant dans le cas des enrobés bitumineux et il n'est jamais utilisé à l'état pur en tant que matériau de construction. Il doit présenter une cohésion suffisante pour résister aux sollicitations thermiques et mécaniques imposées par les conditions atmosphériques et de circulation (CORTE et DI BENEDETTO, 2004).

Sa caractéristique principale est la très large et progressive plage de variation de la consistance avec la température ; on conviendra d'appeler "susceptibilité thermique" cette variation. Le bitume, qui se présente sous la forme d'un liquide newtonien peu visqueux au dessus de 80° C, devient un solide vitreux élastique et fragile dans le domaine des températures négatives, en passant par des états intermédiaires qui appartiennent aux domaines dits viscoélastiques (linéaire et non linéaire).

Son autre caractéristique est la "susceptibilité cinétique" (ou dynamique). Elle est liée aux variations des propriétés avec le temps d'application des charges. En pratique ces durées d'application varient de plusieurs heures à quelques fractions de seconde sous les véhicules en mouvement.

Les grandeurs mécaniques caractérisant les bitumes sont des fonctions des deux paramètres physiques que sont la température et la durée d'application des charges.

Les changements d'états provoqués par les susceptibilités thermique et cinétique s'accompagnent de risques de dégradations qui se manifestent dans l'enrobé sous diverses formes : déformations permanentes aux températures élevées ou durées de sollicitations longues, endommagement ou fatigue aux températures intermédiaires, fissuration thermique et rupture fragile aux basses températures et courtes durées d'application des charges. D'autre part, des évolutions chimiques internes des bitumes, appelées vieillissement, conduisent à un durcissement, accompagné d'une fragilisation, lors de la mise en oeuvre (température élevée) et pendant la durée de service, à cause essentiellement des variations climatiques : températures, pluies,... La susceptibilité thermique et cinétique du bitume conduit au même type de comportement dans l'enrobé, mais avec des niveaux de rigidité bien plus élevés.

1.2 Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux

1.2.1 Sollicitations des couches en enrobés bitumineux

1.2.1.1 Effet du trafic

Chaque couche de chaussée subit des compressions et des tractions sous l'effet du trafic (Fig. 1.2).

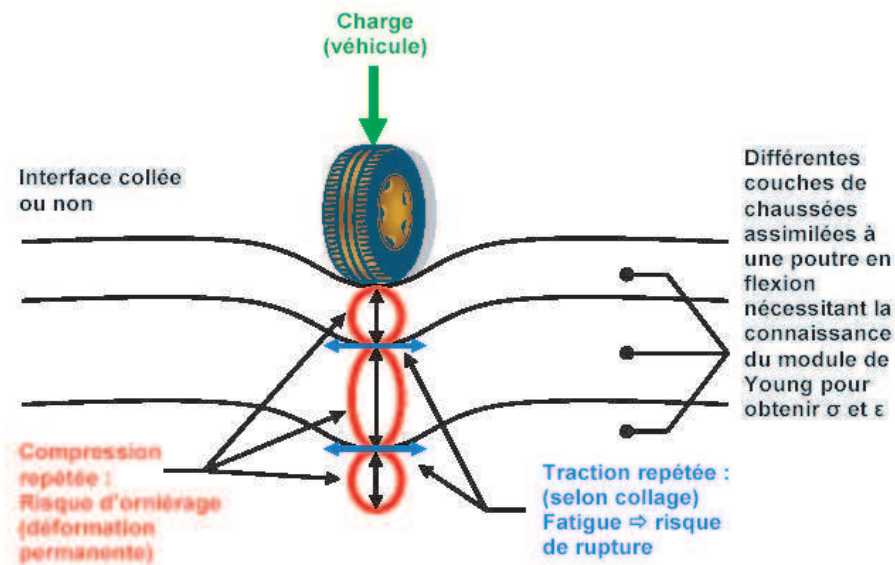


Fig 1.2 – Schématisation des sollicitations induites par le trafic (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)

Pour les applications de dimensionnement des chaussées, le calcul des efforts et des déformations s'effectue généralement en considérant un modèle multicouche élastique linéaire isotrope, ce qui nécessite la détermination des valeurs du module d'Young et du coefficient de Poisson de chaque couche de chaussée.

Soulignons qu'en raison des propriétés particulières apportées par le bitume, les enrobés bitumineux ont un comportement (donc un module) fortement dépendant de la vitesse de chargement et également de la température. Il est clair que l'hypothèse d'un comportement élastique correspond à une approximation parfois non justifiée. En particulier, les effets des non-linéarités et des irréversibilités s'accumulent avec le nombre de cycles, qui peut atteindre plusieurs millions dans la vie d'une chaussée.

En outre, les "petites" tractions répétées à la base des couches, sous l'effet du passage des véhicules, créent des "microdégradations" qui s'accumulent et peuvent entraîner la ruine du matériau. C'est un phénomène de fatigue qui s'observe pour de nombreux autres matériaux. Ceci conduit généralement à la formation de fissures se propageant au travers de la chaussée.

1.2.1.2 Effet de la température

La température a deux effets mécaniques principaux :

- le changement de la rigidité (module) du matériau. Un enrobé bitumineux que l'on chauffe devient "mou".
- La création de contraintes et de déformations au sein du matériau en raison des dilatations - contractions thermiques plus ou moins empêchées lors des changements de température (Fig. 1.3).

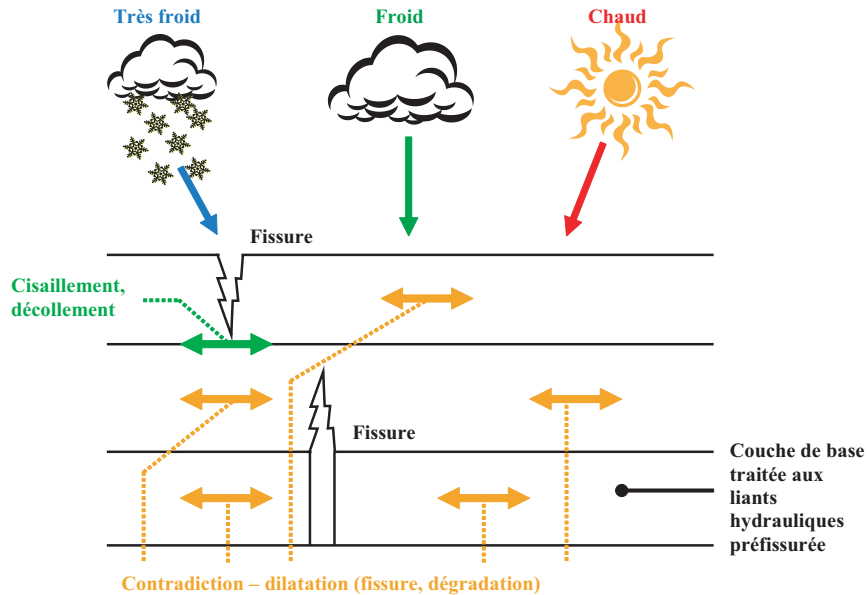


Fig 1.3 – Schématisation des sollicitations induites par la température (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)

Le premier effet, en général, est caractérisé par la dépendance du module de rigidité vis à vis de la température (thermo-susceptibilité).

Le deuxième effet est particulièrement néfaste :

- Lorsque des températures très basses sont appliquées, l'enrobé devient fragile et des fissures peuvent apparaître et se propager avec les cycles thermiques (journaliers ou autres).
- Lorsqu'une couche de base traitée aux liants hydrauliques existe dans la chaussée (structures semi-rigides), cette couche est sujette au retrait thermique. Le retrait empêché par le frottement à l'interface peut provoquer une fissure dans le revêtement en enrobé bitumineux. Cette fissure évolue avec les cycles thermiques et peut traverser la couche. Ce phénomène est connu sous le nom de remontée de fissure.

1.2.2 Grandes classes de comportement

Les enrobés bitumineux ont un comportement complexe. Il est toutefois possible d'identifier quatre types de comportements principaux en considérant l'amplitude de la déformation ($|\varepsilon|$) et le nombre de cycles de chargement appliqué (N) (DI BENEDETTO et CORTE, 2005) :

- Pour un faible nombre de chargements et des déformations de quelques pour cents, le comportement observé est fortement non linéaire.
- Pour des chargements comprenant quelques centaines de cycles et des déformations "faibles" ($< 10^{-4}$) le comportement est considéré, en première approximation, viscoélastique linéaire.

- Lors de chargements de plusieurs dizaines de milliers de cycles et des déformations "faibles" un endommagement se développe, c'est le phénomène de "fatigue".

En outre, lorsque des cycles déviatoires en contrainte sont appliqués à partir d'une contrainte nulle (ou lors de cycles non centrés sur zéro), des déformations irréversibles non négligeables se produisent pour des amplitudes de déformations "proches" de la rupture. Leur accumulation crée de l'orniérage. C'est le quatrième type de comportement qu'il convient d'identifier.

La figure 1.4 fournit un ordre de grandeur des différents domaines de comportements types pour une température fixée. Les frontières indiquées, pour les différents comportements, sont, bien sûr, des ordres de grandeurs qui peuvent varier sensiblement selon le matériau, la température et la direction du chemin de sollicitation (compression, cisaillement, etc.).

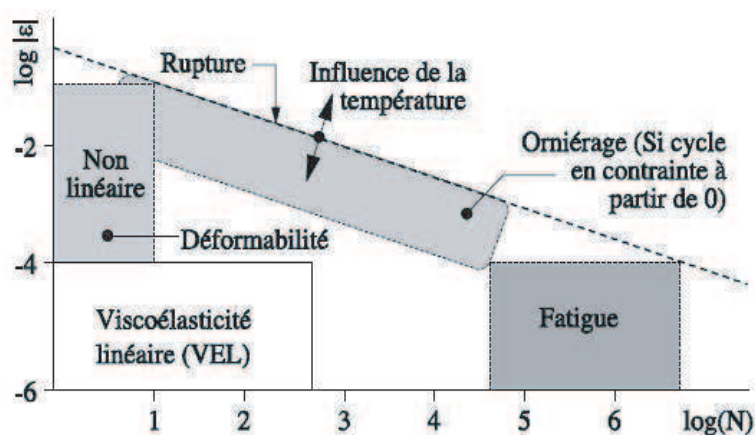


Fig 1.4 – Comportements "types" des enrobés bitumineux à température fixée, (ε) déformation - (N) nombre de chargement (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)

Dans la suite, nous nous intéresserons seulement au comportement viscoélastique et à l'orniérage.

1.2.3 Application au dimensionnement des structures routières

Si l'on fait exception des couches de roulement très minces (épaisseur < 3 cm) qui sont sollicitées surtout en compression et en cisaillement, les autres couches de chaussées ont un effet structural. Compte tenu des sollicitations de trafic et climatiques ainsi que du comportement spécifique des matériaux bitumineux, il convient principalement de prendre en compte et de caractériser quatre propriétés thermomécaniques (DI BENEDETTO et CORTE, 2005) :

- La dépendance du module de rigidité vis à vis de la température et du mode de chargement.
- La caractérisation de la fatigue ; c'est à dire la dégradation du matériau lorsqu'il est soumis à un grand nombre de "petits" chargements.
- La vérification de la résistance à l'orniérage, qui est créé par l'évolution des déformations permanentes accumulées avec le nombre de chargements.
- La propagation des fissures notamment à basse température, liée au retrait thermique ; malgré son importance, cette classe de comportement n'est généralement pas introduite dans l'approche

traditionnelle de dimensionnement.

1.3 Comportements en petites déformations - viscoélasticité linéaire des enrobés bitumineux

1.3.1 Introduction

Un matériau non vieillissant (dont les propriétés mécaniques restent inchangées si le matériau ne subit aucune sollicitation) est dit *viscoélastique* (par opposition à *viscoplastique*) si l'effacement des contraintes est total lors d'une expérience d'effacement (MANDEL, 1955). Cette expérience illustrée figure 1.5 consiste à appliquer un créneau de déformation à un matériau. Le matériau est viscoélastique si la contrainte à l'infini σ_∞ est égale à 0 (dans le cas contraire, pour un matériau viscoplastique, la contrainte à l'infini σ_∞ est non nulle).

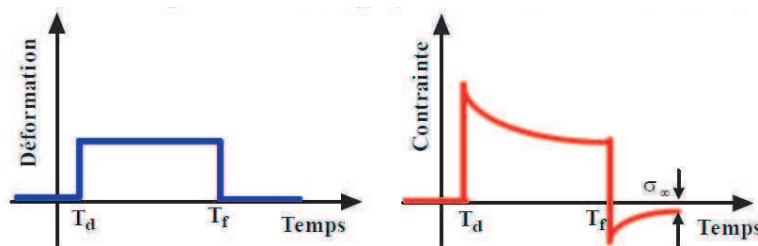


Fig 1.5 – Expérience d'effacement : créneau de déformation et réponse du matériau en contrainte

L'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire se traduit par le fait que la réponse d'un matériau à une sollicitation composée d'une somme de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations élémentaires. On dit alors que le comportement du matériau obéit au principe de superposition de Boltzmann illustré dans le tableau 1.1.

Sollicitation		Réponse
$\varepsilon_1(t)$	→	$\sigma_1(t)$
$\varepsilon_2(t)$	→	$\sigma_2(t)$
$\lambda\varepsilon_1(t) + \mu\varepsilon_2(t)$	→	$\lambda\sigma_1(t) + \mu\sigma_2(t)$

Tab 1.1 – Principe de superposition de Boltzmann

1.3.2 Sollicitation en contrainte - Fonction de fluage (ou de retard)

Le fluage est l'accroissement de la déformation d'un matériau en fonction du temps sous l'action d'une sollicitation à contrainte constante. On détermine la fonction du fluage d'un matériau viscoélastique en imposant, à température constante, une contrainte σ_0 à partir d'un instant t_0 (Fig. 1.6).

La sollicitation en contrainte est notée :

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t - t_0) \quad (1.1)$$

Où H est la fonction de Heaviside :

$$H(t - t_0) = 0 \text{ si } t - t_0 < 0$$



Fig 1.6 – Essai de fluage d'un matériau viscoélastique linéaire

$$H(t - t_0) = 1 \text{ si } t - t_0 \geq 0$$

Pour un matériau viscoélastique linéaire, la réponse en déformation est alors :

$$\text{Pour } t - t_0 < 0, \varepsilon(t) = 0 \quad (1.2)$$

$$\text{Pour } t - t_0 \geq 0, \varepsilon(t) = \sigma_0 F(t_0, t) \quad (1.3)$$

Où $F(t_0, t)$ est la fonction de fluage ou de retard (fonction croissante dans le temps).

Pour une contrainte qui varie dans le temps (Fig. 1.7), on utilise la notation incrémentale. A l'instant t , la réponse à l'incrément de contrainte $d\sigma_t$ effectué à l'instant τ vaut :

$$d\varepsilon(t) = d\sigma_\tau F(\tau, t) \quad (1.4)$$

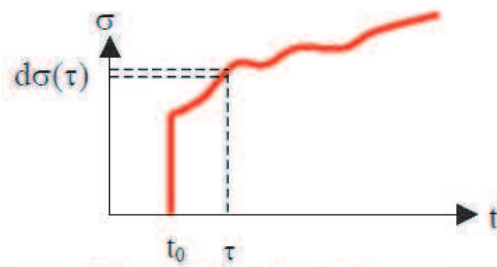


Fig 1.7 – Sollicitation à contrainte variable dans le temps

En appliquant le principe de superposition de Boltzmann (cas des matériaux viscoélastiques linéaires), pour un matériau non vieillissant, la déformation $\varepsilon(t)$ est calculée selon l'équation :

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t F(\tau, t) d\sigma_\tau \quad (1.5)$$

Lorsque σ est dérivable, sauf en 0 : $d\sigma_\tau = \dot{\sigma} d\tau$

Pour un solide, la fonction de fluage tend vers une limite finie lorsque $t \rightarrow \infty$. Pour un liquide, elle croît sans limite.

1.3.3 Sollicitation en déformation - Fonction de relaxation

La relaxation est la diminution des contraintes en fonction du temps d'un matériau soumis à une déformation maintenue constante dans le temps (Fig. 1.8).

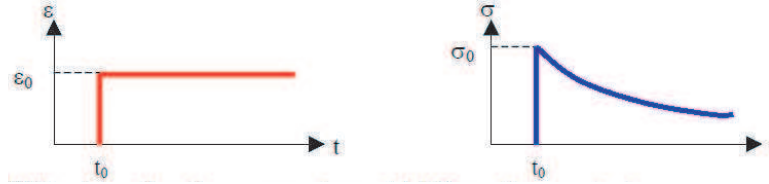


Fig 1.8 – Essai de relaxation d'un matériau viscoélastique linéaire

A une température fixée, on impose une déformation échelon à partir de l'instant t_0 selon l'équation :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 H(t - t_0) \quad (1.6)$$

La réponse en contrainte est alors :

$$\text{Pour } t - t_0 < 0, \sigma(t) = 0 \quad (1.7)$$

$$\text{Pour } t - t_0 \geq 0, \sigma(t) = \varepsilon_0 R(t_0, t) \quad (1.8)$$

Où $R(t_0, t)$ est la fonction de relaxation (fonction décroissante selon le temps).

Pour un matériau non vieillissant et une déformation qui varie dans le temps, à température constante, la contrainte peut s'écrire :

$$\sigma(t) = \int_{t_0}^t R(\tau, t) d\varepsilon_\tau \quad (1.9)$$

Lorsque ε est dérivable, sauf en 0 : $d\varepsilon_\tau = \dot{\varepsilon} d\tau$

1.3.4 Hypothèse du comportement en petites déformations

Dans la littérature, les enrobés bitumineux sont souvent considérés comme des milieux continus, isotropes, viscoélastiques linéaires et thermosensibles (DI BENEDETTO et CORTE, 2005).

1.3.4.1 Milieux continus

Bien que leur structure composite grenue confère aux enrobés bitumineux un caractère hétérogène, on peut faire l'hypothèse de milieu continu à l'échelle d'une couche de chaussée (sauf dans le cas de couches très minces). Pour les éprouvettes de laboratoire, on considère généralement qu'un rapport de 5 entre la taille du plus gros granulat et celle de l'éprouvette est au moins nécessaire pour considérer cette hypothèse de milieu continu.

1.3.4.2 Isotropie

Le mode de mise en oeuvre de l'enrobé sur chaussée (répandage du matériau foisonné par couches et compactage par passages successifs de compacteurs à la surface) confère au matériau une certaine anisotropie due à une orientation privilégiée des grains par le compactage. En outre, un gradient de densité peut apparaître dans le sens de l'épaisseur de la couche. Pour s'affranchir des effets de cette anisotropie, on réalise souvent les essais sur des échantillons prélevés à coeur du matériau. Le sens de prélèvement et la direction des sollicitations en laboratoire correspondent également à la direction de la plus grande déformation. Pour simplifier, l'hypothèse d'isotropie du matériau est postulée pour les calculs de dimensionnement routier.

Remarque : L'anisotropie des enrobés bitumineux, due à leur mode de fabrication et de mise en oeuvre, que ce soit sur chaussée ou en laboratoire, peut être mise en évidence par des mesures de module en laboratoire. Des mesures de module complexe en traction-compression réalisées sur des échantillons cylindriques prélevés suivant trois axes de carottage par DOUBBANEH (1995), dans des plaques d'enrobés fabriquées en laboratoire, ont montré des variations pouvant atteindre 20%.

1.3.4.3 Viscoélasticité et linéarité

L'enrobé bitumineux hérite des caractéristiques viscoélastiques du liant qu'il contient. C'est un matériau viscoélastique thermosensible (ou thermosusceptible).

Lorsque les charges sont appliquées très rapidement, il présente un comportement pratiquement élastique. Lorsqu'elles sont appliquées très lentement, son comportement a une forte prédominance visqueuse. Entre ces deux états extrêmes, il présente un comportement viscoélastique dont la linéarité dépend du niveau de déformations. On considère que les enrobés bitumineux présentent un domaine de sollicitation pour lequel leur comportement est linéaire. C'est dans le domaine de linéarité que sont réalisées les mesures de module des matériaux bitumineux. Ceci nécessite donc d'appliquer des "petites" déformations. Les résultats expérimentaux montrent que la linéarité du comportement peut être considérée jusqu'à des amplitudes de déformation de l'ordre de 10^{-4} m/m ((AIREY *et al.*, 2003) et (AIREY *et al.*, 2004)). L'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux suppose la validité du principe de superposition de Boltzmann : la réponse d'un matériau à une sollicitation composée d'un certain nombre de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations élémentaires. Dans certains cas, on se contente de l'hypothèse d'élasticité linéaire pour décrire le comportement du matériau. Cette hypothèse est utilisée pour le calcul des contraintes et déformations dans les couches bitumineuses, dans le cadre de la méthode de dimensionnement utilisée en France (CORTE *et al.*, 1994). Il faut cependant préciser que le caractère viscoélastique du matériau est pris en compte à travers le choix des valeurs de module pour un couple (fréquence, température) représentatif des conditions moyennes.

1.3.4.4 Influence de la température

Comme le liant qui entre dans sa composition, l'enrobé bitumineux est thermosusceptible, c'est à dire que ses propriétés dépendent fortement de sa température. A basse température, l'enrobé possède sous sollicitation usuelle (trafic routier) une rigidité élevée et il peut se montrer fragile du fait de la fragilité du liant à basse température. A température élevée, il présente un module faible et une

déformabilité importante.

1.3.5 Mesures sous chargement sinusoïdal : module complexe

1.3.5.1 Définition du module complexe

Si on applique au matériau viscoélastique linéaire une contrainte sinusoïdale $\sigma(t)$ de la forme $\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t)$, alors la déformation résultante $\varepsilon(t)$ est sinusoïdale en régime établi. Elle est en retard par rapport à la contrainte : $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t - \varphi)$.

En posant :

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 e^{i\omega t}$$

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)}$$

On peut écrire $\sigma(t) = \text{Im}[\sigma^*(t)]$ et $\varepsilon(t) = \text{Im}[\varepsilon^*(t)]$, où Im désigne la partie imaginaire de la variable complexe.

On montre que $\sigma^*(t) = \tilde{R}(i\omega)\varepsilon^*(t)$:

$$\tilde{R}(i\omega) = \frac{\sigma^*(t)}{\varepsilon^*(t)} = E^*(\omega) \quad (\text{module complexe}) \quad (1.10)$$

Le module complexe E^* peut également s'exprimer sous la forme :

$$E^* = \frac{\sigma_0 e^{i\omega t}}{\varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)}} = |E^*| e^{i\varphi} \quad (1.11)$$

$|E^*|$ est la norme (ou module) du module complexe, souvent appelé module de rigidité (en anglais, *stiffness modulus*). φ est appelé angle de déphasage (ou angle de phase) du matériau. Il intervient, en particulier, pour la quantification de l'énergie dissipée dans la matière à chaque cycle de chargement. On utilise également les notations suivantes : $E^* = E_1 + i E_2$. E_1 est parfois appelé module d'élasticité dynamique, E_2 est appelé module de perte.

Le module complexe permet d'obtenir un même formalisme pour les corps viscoélastiques linéaires et élastiques linéaires.

1.3.5.2 Les différents types d'essais de module complexe

Pour chaque essai on peut déterminer le module complexe à l'aide de deux facteurs :

- un facteur de forme γ , dépendant des dimensions de l'éprouvette
- un facteur de masse μ prenant en compte (si nécessaire) les effets d'inertie liés à la masse M de l'éprouvette en mouvement et à la masse m de l'équipage mobile

Les parties réelles E_1 et imaginaires E_2 du module complexe sont alors données par :

$$\begin{cases} E_1 = \gamma \left(\frac{F}{D} \cos \varphi + \mu \omega^2 \right) \\ E_2 = \gamma \left(\frac{F}{D} \sin \varphi \right) \end{cases} \quad (1.12)$$

où ω est la pulsation, F la force et D le déplacement.

Les figures 1.9 et 1.10 représentent les différents essais existants avec leurs schémas de principe, leurs facteurs de "forme" et de "masse".

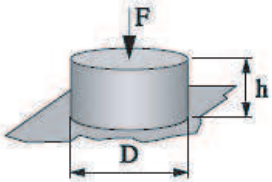
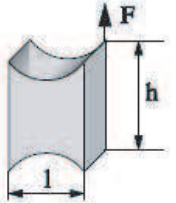
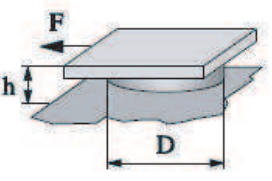
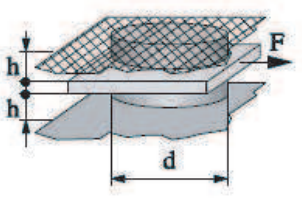
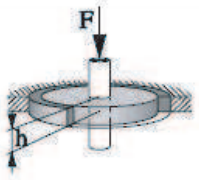
	Schéma de principe	Facteur de forme γ
Traction compression (avec ou sans confinement)		$\frac{4h}{\pi D^2}$
Essai de scission LCPC		$\frac{1}{he}$
Essai de cisaillement à hauteur constante		$\frac{4h}{\pi D^2}$
Shearing test machine		$\frac{4h}{\pi D^2}$
Co-axial shear test		$\frac{\ln\left(\frac{d}{D}\right)}{2\pi h}$

Fig 1.9 – Récapitulatifs des principaux essais "homogènes" de module complexe existants sur enrobés bitumineux (DI BENEDETTO *et al.*, 2001)

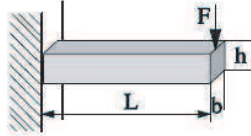
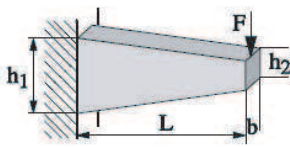
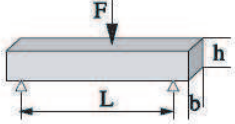
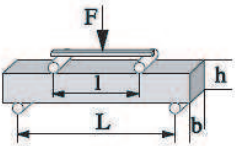
	Schéma de principe	Facteur de forme γ	Facteur de masse
Flexion 2 points		$\frac{4L^3}{bh^3}$	$\frac{M}{4} + m$
		$\frac{12L^3}{b(h_1 - h_2)^3} \times \left[\left(2 - \frac{h_2}{2h_1} \right) \frac{h_2}{h_1} - \frac{3}{2} - \ln \frac{h_2}{h_1} \right]$	$0,135 M + m$
Flexion 3 points		$\frac{24L^3}{\pi^4 bh^3}$	$0,5 M + m$
Flexion 4 points		$\frac{2L^3 - 3Ll^2 + l^3}{8bh^3}$	$0,5M + m$

Fig 1.10 – Récapitulatifs des principaux essais "non homogènes" de module complexe existants sur enrobés bitumineux (DI BENEDETTO *et al.*, 2001)

1.3.5.3 Présentation des résultats des essais de module complexe

Le module complexe (et donc ses différentes composantes) varie avec la température et la fréquence de sollicitation. Les résultats expérimentaux $|E^*|$, φ , E_1 et E_2 sont usuellement exprimés à l'aide des représentations suivantes (CORTE et DI BENEDETTO, 2004) :

- Les courbes isothermes : elles sont obtenues en traçant la norme du module complexe $|E^*|$ en fonction de la fréquence pour chacune des températures d'essai T , généralement en coordonnées bilogarithmiques. La pente des isothermes permet d'estimer la susceptibilité cinétique du matériau (c'est à dire la variation de module avec la fréquence de sollicitation).
- Les courbes isochrones : elles sont obtenues en traçant la norme du module en fonction de la température pour chaque fréquence d'essai en coordonnées semi logarithmiques. A l'instar des courbes isothermes, cette représentation permet d'estimer la susceptibilité thermique du matériau (variation du module pour une variation de température).
- Représentation dans le plan de Cole-Cole (ou plan complexe) (Fig. 1.11(a)) : elle consiste à porter la partie réelle du module complexe E_1 en abscisse et la partie imaginaire E_2 en ordonnée. Lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence temps-température, les points expérimentaux aux différentes fréquences et températures permettent de définir une courbe unique. Cette courbe est caractéristique du matériau étudié. Elle peut être utilisée pour caler un modèle de comportement rhéologique.
- Représentation dans l'espace de Black (Fig. 1.11(b)) : elle consiste à tracer le logarithme de la norme du module complexe $|E^*|$ en fonction de l'angle de phase correspondant. Lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence temps-température, les points expérimentaux aux différentes fréquences et températures permettent de définir une courbe unique, caractéristique du matériau testé.

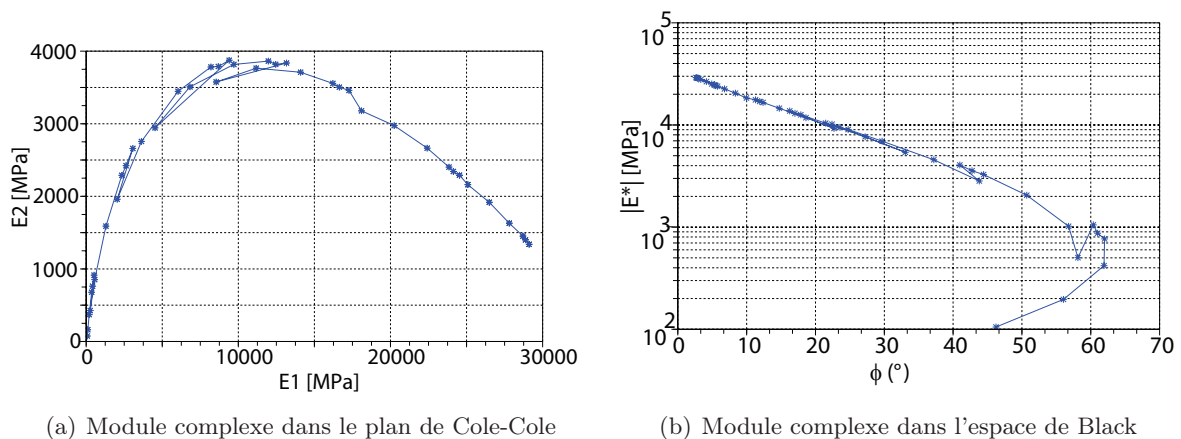


Fig 1.11 – Exemple de la représentation du module complexe dans les plans de Cole-Cole et de Black pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale

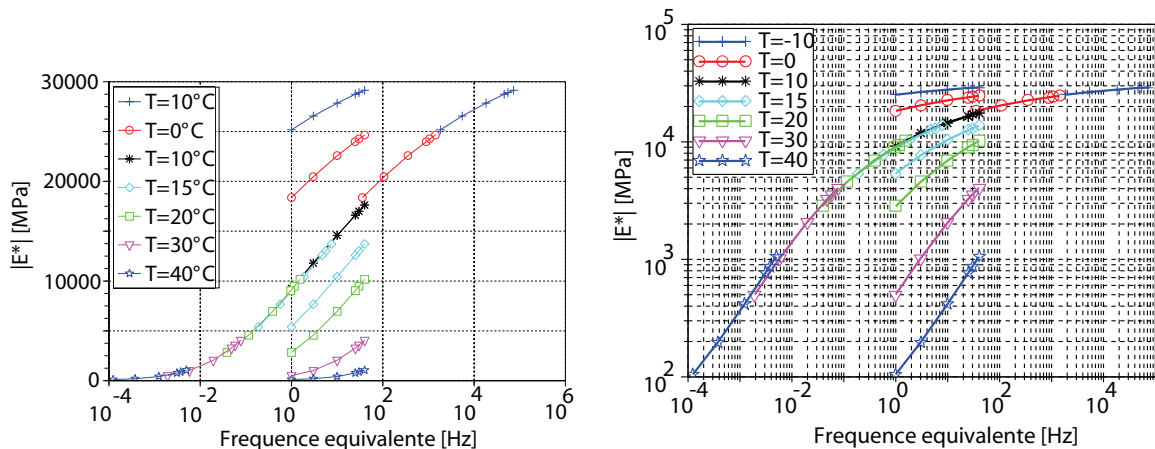
1.3.6 Principe d'équivalence temps-température (PETT)

Le module est, dans le cas général, une fonction de deux variables indépendantes (fréquence ou pulsation (ou temps) et température) : $E^*(\omega, T)$. La propriété d'équivalence fréquence (ou temps) température suppose que l'on peut introduire une seule variable réduite pour décrire la variation du module avec la fréquence (ou le temps) et la température : $E^*(\omega, f(T))$. Les matériaux possédant cette propriétés sont appelés thermorhéologiquement simples.

Cette propriété implique également les relations particulières suivantes entre les fonctions de fluage (définie dans le paragraphe 1.3.2) (resp. relaxation, définie dans le paragraphe 1.3.3) obtenues à différentes températures :

$$F_T(t) = F_{T_R}\left(\frac{t}{a_T}\right) \text{ et } R_T(t) = R_{T_R}\left(\frac{t}{a_T}\right)$$

où T_R est une température arbitraire de référence et a_T , une fonction qui dépend de T_R et de T , appelée coefficient de translation entre les températures T et T_R . Pour les valeurs de module complexe, cette propriété se traduit en particulier par l'existence d'une courbe unique dans les représentations de Cole-Cole et de Black. Une même valeur de module du matériau peut donc être obtenue pour différents couples (fréquence ou pulsation ω , température T) : $E^*(\omega_1, T_1) = E^*(\omega_2, T_2)$ avec $\omega_1 f(T_1) = \omega_2 f(T_2)$. Il est possible, en utilisant cette propriété d'équivalence, de construire une courbe unique ($\log |E^*|, \log(f_R) = \log(\frac{2\pi}{\omega})$) pour une température de référence (T_R) choisie arbitrairement. Cette courbe est obtenue par translation parallèle à l'axe des fréquences (en logarithme), de chaque isotherme par rapport à l'isotherme correspondant à la température de référence jusqu'à superposition des points de mêmes ordonnées. En abscisse logarithmique, le coefficient de translation de l'isotherme T par rapport à l'isotherme T_R de référence choisie est $\log(a_T)$ tel que $E^*(\omega, T) = E^*(\omega * a_{T_R}, T_R)$ avec $a_{T_R} = 1$ et $a_T = \frac{f(T)}{f(T_R)}$. Le courbe ainsi obtenue est appelée courbe maîtresse. Elle permet d'obtenir des valeurs de module pour des fréquences inaccessibles par l'expérimentation. Un exemple de courbe maîtresse du BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale est présenté sur la figure 1.12.



(a) Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C

(b) Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C en échelle logarithmique

Fig 1.12 – Isothermes et courbe maîtresse du module complexe, du BBSG 0/10 choisi pour la campagne expérimentale, à la température de référence de 10°C

Plusieurs formules analytiques sont proposées pour représenter $\log(a_T)$. Les plus utilisées sont :

- La formule dite "de WLF" obtenue par William, Landel et Ferry (WILLIAM *et al.*, 1955) :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_R)}{(T - T_R) + C_2} \quad (1.13)$$

Avec T_R , la température de référence et C_1 et C_2 des constantes dépendant du matériau et de la température T .

- une équation de type Arrhénius :

$$\log(a_T) = \frac{\delta H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_R} \right) \quad (1.14)$$

Avec δH l'énergie apparente d'activation caractérisant le matériau, R la constante des gaz parfaits ($8.314 \text{ J.mol}^{-1}.\text{K}^{-1}$) et T et T_R les températures exprimées en K.

Nous définissons la variable de temps $\tau(T)$, qui permet de donner une écriture simple du module complexe des amortisseurs paraboliques dans les modèles rhéologiques. Dans le cadre de l'hypothèse du principe d'équivalence temps-température on a alors $\tau(T) = \tau_R a_T$ avec $\tau_R = \tau(T_R)$. Dans la suite, si $T=20^\circ \text{ C}$, nous prenons $\tau_R = \tau_0$.

Remarques : DI BENEDETTO *et al.* (2008) ont montré, grâce à des essais de compression cyclique sinusoïdale, que le principe d'équivalence temps-température était aussi valide dans le domaine non linéaire, sans pression de confinement.

SOHM (2007) et DI BENEDETTO *et al.* (2009) ont montré, grâce à des essais de propagation d'ondes, que le principe d'équivalence temps-température était valide dans le domaine des très hautes fréquences (30 kHz).

1.3.7 Essais de traction-compression sur éprouvette cylindrique

Avec l'essai de traction-compression sur éprouvette cylindrique, on peut mesurer non seulement le module complexe du matériau testé mais aussi le coefficient de Poisson complexe et d'autres caractéristiques mécaniques.

Si on applique sur une éprouvette cylindrique d'enrobé une contrainte sinusoïdale dans la direction axiale (Fig. 1.13) $\sigma_1(t) = \sigma_{01} \sin \omega t$, alors la réponse en déformation axiale dans cette direction est sinusoïdale en régime établi de la forme $\varepsilon_1(t) = \varepsilon_{01} \sin(\omega t - \varphi_E)$.

La réponse en déformation radiale est de la forme $\varepsilon_2(t) = \varepsilon_{02} \sin(\omega t - \varphi_E + \varphi_V)$. φ_E est l'angle de phase (déphasage) entre la contrainte et la déformation dans la direction axiale, φ_V est le déphasage entre la déformation axiale et la déformation radiale.

En notation complexe, nous avons, $\sigma_1^* = \sigma_{01} e^{i\omega t}$, $\varepsilon_1^* = \varepsilon_{01} e^{i(\omega t - \varphi_E)}$ et $\varepsilon_2^* = \varepsilon_{02} e^{i(\omega t - \varphi_E + \varphi_V)}$. Si le matériau est considéré comme isotrope, le module complexe E^* et le coefficient de Poisson complexe

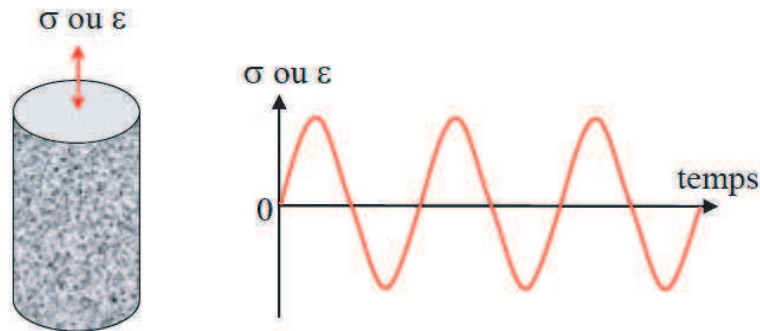


Fig 1.13 – Mesure de module complexe sur une éprouvette cylindrique

ν^* peuvent être obtenus selon les équations :

$$E^* = \frac{\sigma_1^*}{\varepsilon_1^*} = \frac{\sigma_{01} e^{i(\omega t + \varphi_E)}}{\varepsilon_{01} e^{i\omega t}} = \frac{\sigma_{01}}{\varepsilon_{01}} e^{i\varphi_E} = |E^*| e^{i\varphi_E} \quad (1.15)$$

$$\nu^* = -\frac{\varepsilon_2^*}{\varepsilon_1^*} = -\frac{\varepsilon_{02} e^{i(\omega t - \varphi_E + \varphi_V)}}{\varepsilon_{01} e^{i(\omega t - \varphi_E)}} = |\nu^*| e^{i\varphi_V} \quad (1.16)$$

1.3.8 Comportement tridimensionnel : coefficient de Poisson

L'utilisation des caractéristiques mécaniques des enrobés bitumineux dans le calcul des structures routières nécessite d'évaluer leur comportement tridimensionnel. L'hypothèse de viscoélasticité linéaire implique un coefficient de Poisson *a priori* complexe pour les enrobés bitumineux. Cependant, des mesures de ν à partir des mesures de déformations volumiques sur des essais de module complexe en traction-compression avec ou sans pression de confinement tendent à montrer que sa partie imaginaire est très petite (DI BENEDETTO et CORTE, 2005). Pour les matériaux bitumineux testés, on peut donc le considérer comme réel.

La valeur de ν varie avec la fréquence et la température de la façon suivante :

- ν diminue lorsque la fréquence augmente
- ν augmente lorsque la température augmente

Les valeurs mesurées de ν varient globalement entre 0.2 et 0.5 selon la fréquence et la température. Cependant, ν est souvent considéré comme constant pour les calculs de structure et sa valeur est prise égale à 0.35.

1.3.9 Quelques exemples

1.3.9.1 Exemples de résultats d'essais de module complexe

Les résultats présentés ci dessous sont extraits de (POUGET, 2007) et (DI BENEDETTO *et al.*, 2008). L'essai de module complexe est un essai type traction-compression et l'enrobé testé est un Béton Bitumineux Semi Grenu 0/10.

L'évolution du coefficient de translation a_T avec la température (à la température de référence de 10° C) est présenté sur la figure 1.14(a). Les valeurs expérimentales du module complexe (et de l'angle de déphasage) et des courbes maîtresses à la température de référence de 10° C sont présentées sur la figure 1.14(b). Les valeurs expérimentales du coefficient de Poisson (et de l'angle de déphasage) et des courbes maîtresses à la température de référence de 10° C sont présentées sur la figure 1.14(c).

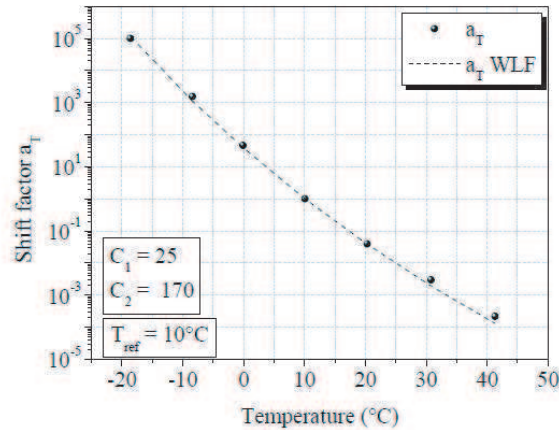
1.3.9.2 Essais de module complexe à différents niveaux de chargement

CLEC'H *et al.* (2009) ont réalisé différents essais : sollicitation d'une éprouvette d'enrobé bitumineux, à vitesse de déformation axiale constante, sous une pression de confinement constante, à température constante. Pendant l'essai, pour différents niveaux de déformations axiales donnés, des essais de module complexe sont effectués après stabilisation de la contrainte axiale (relaxation) (Fig. 1.15). Le but de l'essai est de quantifier l'influence de l'histoire des contraintes et des déformations sur les valeurs de module complexe et de coefficient de Poisson complexe. Le dispositif expérimental est présenté dans le paragraphe 1.5.2.2. Seuls les résultats de l'essai avec pression de confinement sont présentés.

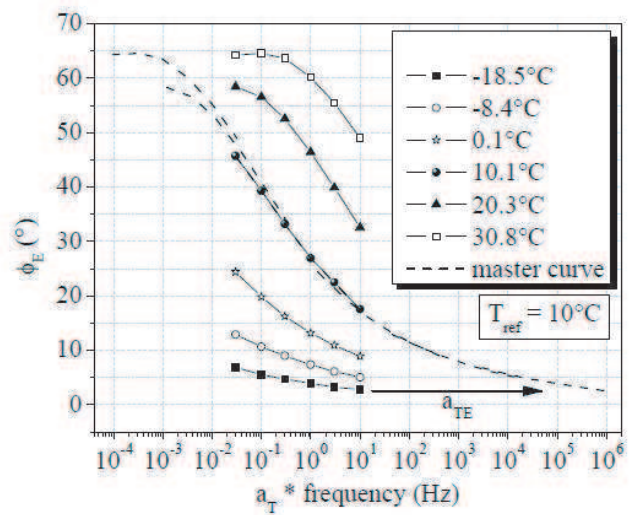
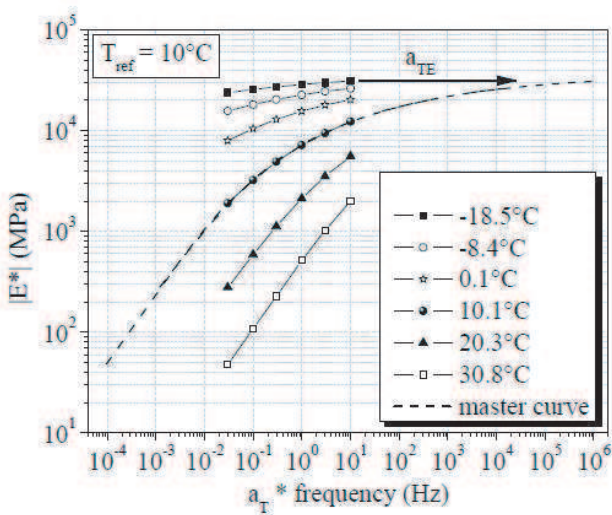
Au début de l'essai, alors que la déformation axiale et la pression de confinement sont nulles (Point 0, $\sigma_R=0$, $\varepsilon_0=0$), un essai de module complexe avec obtention du coefficient de Poisson est effectué pour des fréquences de sollicitations allant de 0.03 Hz à 10 Hz, à des amplitudes de déformation axiale d'environ 60 $\mu\text{m}/\text{m}$. La pression de confinement est ensuite appliquée alors que la contrainte axiale σ_Z est maintenue à zéro. La déformation axiale est alors ramenée à zéro et un autre essai de module complexe est effectué après relaxation (Point 0P, $\sigma_R=200$ kPa, $\varepsilon_{0P}=0$). L'éprouvette est ensuite sollicitée en compression à la vitesse de déformation axiale constante de 0.25%/min, jusqu'au niveau de déformation axiale ε_1 . La déformation axiale est maintenue constante jusqu'à la stabilisation de la contrainte axiale. Un essai de module complexe est effectué à ce niveau de déformation (Point1). La même procédure est répétée pour d'autres niveaux de déformation axiale (Point i). Le module complexe (respectivement coefficient de Poisson) obtenu pour le niveau de déformation ε_i est noté E_i^* (resp. ν_i^*).

La figure 1.16(a) montre l'évolution de la norme du module complexe $|E^*|$ à 20° C en fonction de la fréquence aux différents niveaux de déformation axiale pour lesquels les essais de module sont réalisés. Pendant la phase de chargement en compression, $|E_i^*|$ augmente avec le niveau de déformation axiale quelle que soit la fréquence. D'après CLEC'H *et al.* (2009), l'application d'une pression de confinement de 200 kPa induit très peu de changement au niveau de la norme du module complexe (les valeurs de $|E_{0P}^*|$ sont très proches des valeurs de $|E_0^*|$).

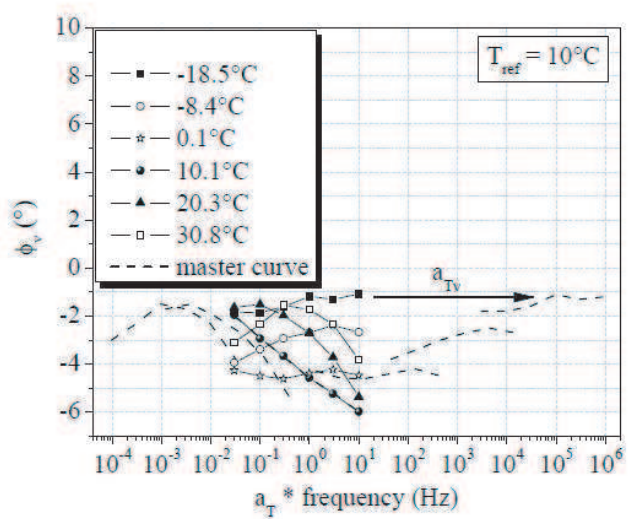
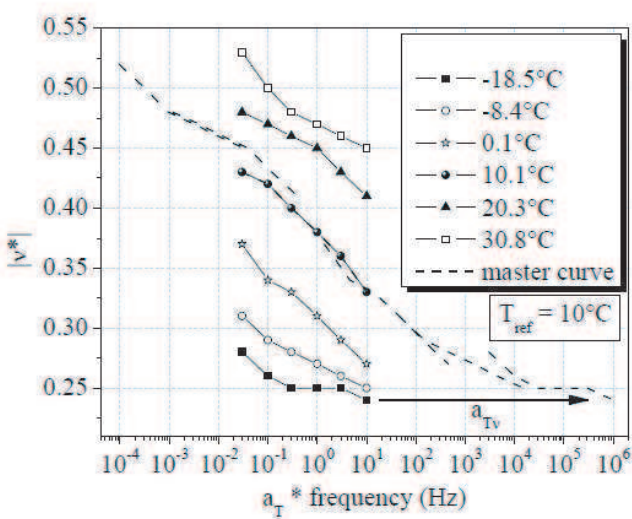
La figure 1.16(b) montre l'évolution du coefficient de Poisson $|\nu^*|$ à 20° C en fonction de la fréquence aux différents niveaux de déformation axiale. Pendant la phase de compression, $|\nu_i^*|$ augmente avec le niveau de déformation axiale quelle que soit la fréquence. La réduction de $|\nu_i^*|$ avec la fréquence est plus importante quand le niveau de déformation axiale est élevé. Comme pour le module complexe, d'après CLEC'H *et al.* (2009), l'application d'une pression de confinement de 200 kPa induit très peu de changement au niveau de la norme du coefficient de Poisson ($|\nu_0^*|$ et $|\nu_{0P}^*|$ sont très proches).



(a) Coefficient de translation du module complexe et du coefficient de Poisson a_T , comparaison avec la loi WLF

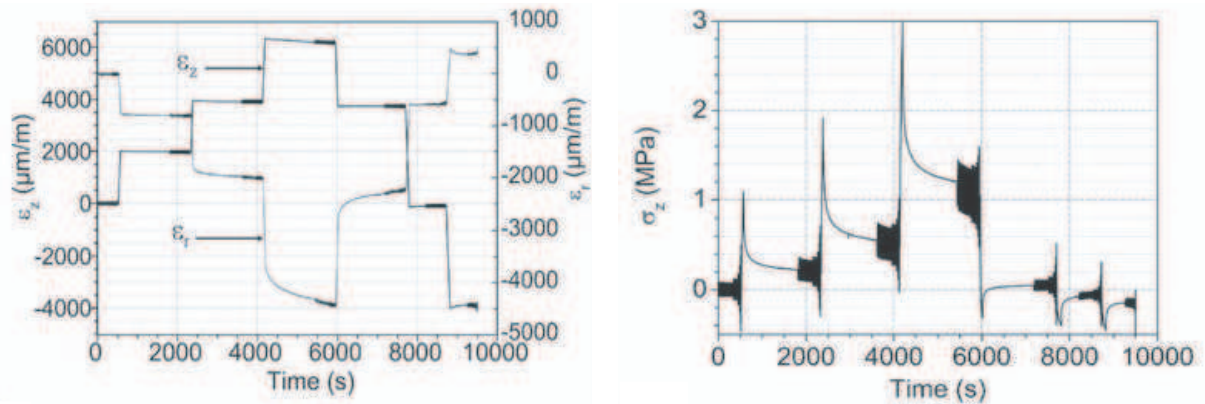


(b) Valeurs expérimentales du module complexe (et de l'angle de déphasage) et courbe maîtresse à la température de référence de 10° C



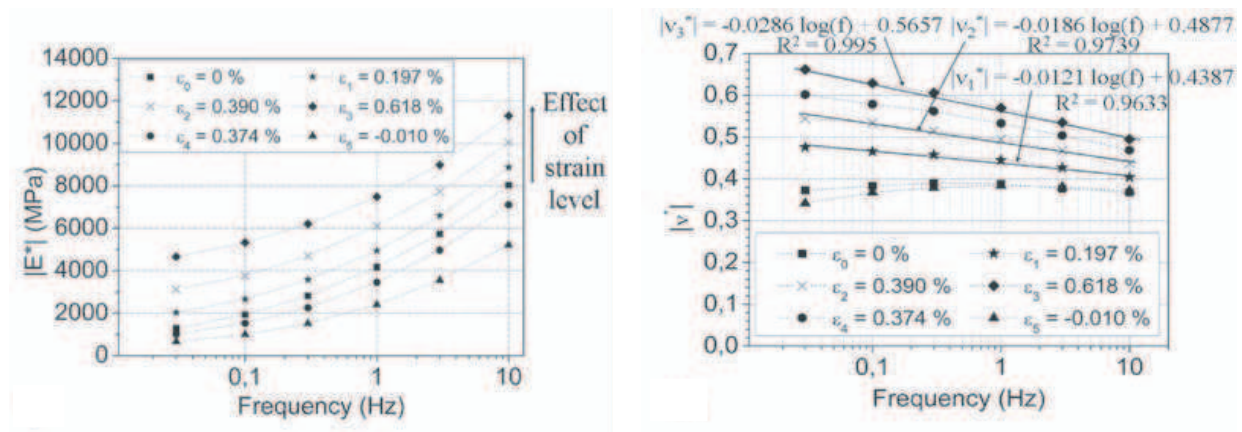
(c) Valeurs expérimentales du coefficient de Poisson (et de l'angle de déphasage) et courbe maîtresse à la température de référence de 10° C

Fig 1.14 – Exemple d'un résultat d'essai de module complexe (POUGET (2007) et DI BENEDETTO *et al.* (2008))



(a) Evolution des déformations axiales et radiales en fonction du temps (b) Evolution de la contrainte en fonction du temps

Fig 1.15 – Evolution des déformations et de la contrainte lors de l’essai réalisé avec pression de confinement



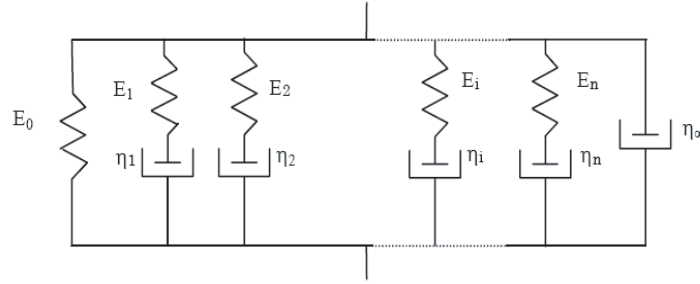
(a) Evolution de la norme du module complexe (b) Evolution de la norme du coefficient de Poisson

Fig 1.16 – Evolution de E^* et ν en fonction de la fréquence pour différents niveaux de déformations à 20° C et 200 kPa

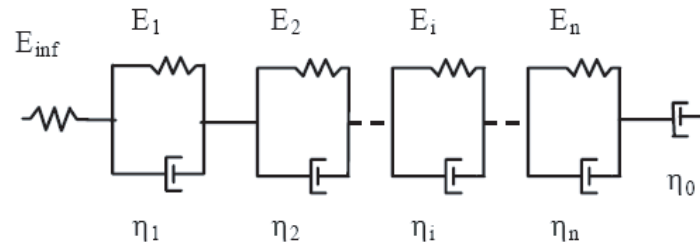
1.3.10 Modélisation du comportement des enrobés dans le domaine VEL

1.3.10.1 Modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés

Les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés sont constitués d'un nombre fini n de modèles de Maxwell ou de Kelvin-Voigt en parallèle ou en série. Ils permettent de décrire tout type de comportement viscoélastique linéaire lorsque n tend vers l'infini. Les modèles de Maxwell (Fig. 1.17(a)) et de Kelvin-Voigt (Fig. 1.17(b)) généralisés permettent de décrire de façon satisfaisante le comportement des enrobés bitumineux pourvu qu'un nombre satisfaisant de paramètres soit utilisé.



(a) Représentation du modèle de Maxwell généralisé



(b) Représentation du modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Fig 1.17 – Représentation des modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés

1.3.10.2 Modèles de Huet et Huet-Sayegh

Le modèle de Huet (HUET, 1963) est un modèle analogique qui associe en série un ressort de raideur E_{inf} et deux amortisseurs à lois de fluage paraboliques de paramètres h et k de la forme $E_h^*(\omega) = (i\omega\tau)^h$ et $E_k^*(\omega) = (i\omega\tau)^k$ ou encore $F(t) = at^h = \frac{(t/\tau)^h}{\Gamma(1+h)}$ et $F(t) = bt^k \frac{(t/\tau)^k}{\Gamma(1+k)}$ avec Γ fonction d'Euler de deuxième espèce et τ paramètre ayant la dimension d'un temps (Fig. 1.18(a)). Ce modèle est à spectre continu, c'est à dire que sa représentation par un modèle de Maxwell généralisé ou un modèle de Kelvin-Voigt généralisé nécessite une infinité de corps élémentaires.

Le module complexe du modèle de Huet s'exprime à partir des paramètres du modèle sous la forme suivante :

$$E^*(\omega) = \frac{E_{inf}}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (1.17)$$

avec

- ω : pulsation
- τ : paramètre ayant la dimension d'un temps et qui s'apparente à un temps de retard, $\tau = \tau_0 \cdot a_T$
- h et k : paramètres des éléments paraboliques du modèle vérifiant $0 < k < h < 1$
- δ : est une constante sans dimension

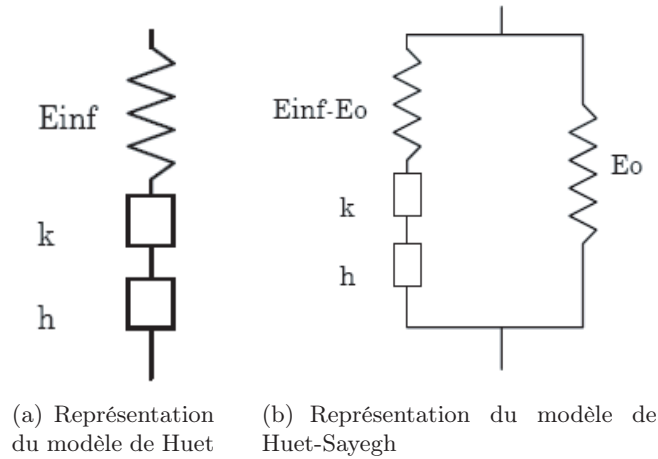


Fig 1.18 – Représentation des modèles de Huet et Huet-Sayegh

- E_{inf} : module instantané du modèle, obtenu lorsque $\omega\tau$ tend vers l’infini, soit pour les fréquences élevées ou les températures basses

Le modèle de Huet permet d’intégrer aisément le principe d’équivalence temps-température (PETT) en faisant varier le paramètre τ en fonction de la température T et en prenant celui-ci égal à la fonction $\tau(T)$ du PETT.

Fonction de fluage du modèle de Huet :

$$F(t) = \frac{1}{E_{inf}} \left(1 + \delta \frac{(\frac{t}{\tau})^k}{\Gamma(k+1)} + \delta \frac{(\frac{t}{\tau})^h}{\Gamma(h+1)} \right) \quad (1.18)$$

avec Γ : fonction d’Euler de deuxième espèce.

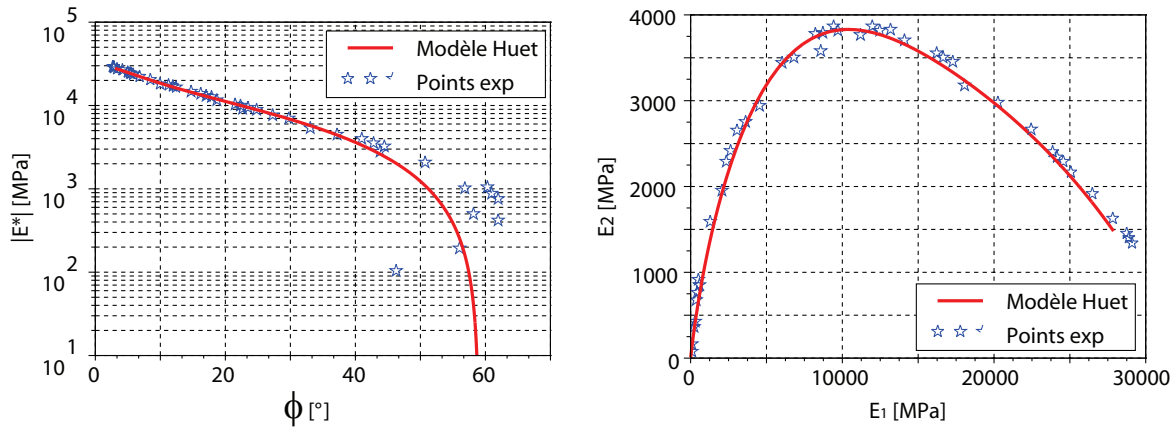
On ne dispose pas d’expression analytique simple de la fonction de relaxation $R(t)$.

A titre d’exemple, nous présentons une comparaison entre les valeurs de module complexe obtenues expérimentalement, avec l’enrobé choisi pour la campagne expérimentale, et avec le modèle de Huet (Fig. 1.19). Les paramètres du modèle de Huet, présentés dans le tableau 1.2, ont été déterminés à l’aide du logiciel Viscoanalyse (CHAILLEUX *et al.*, 2006). Cet outil permet de visualiser les mesures de module complexe, d’interpréter les données en termes de températures, d’isomodule et d’isoangle, de construire les courbes maîtresses et finalement de calibrer les modèles analogiques (Huet, Huet-Sayegh et 2S2P1D). Il s’applique aussi bien aux liants bitumineux qu’aux enrobés.

δ	k	h	E_{∞} (MPa)	τ_0	C_1	C_2
1.88	0.22	0.66	32829	0.007	30.704	225.511

Tab 1.2 – Paramètres du modèle de Huet à la température de référence de 20° C

Le calage du module complexe n’étant pas satisfaisant aux basses fréquences et hautes températures pour lesquelles les enrobés bitumineux possèdent un module statique, le modèle d’Huet a été adapté par Sayegh (SAYEGH, 1965) par l’ajout d’un ressort en parallèle E_0 de très faible rigidité comparé à



(a) Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet dans l'espace de Black (b) Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet dans le plan de Cole-Cole

Fig 1.19 – Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet, pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale

E_{inf} .

Le module complexe du modèle de Huet-Sayegh (Fig. 1.18(b)) prend la forme suivante :

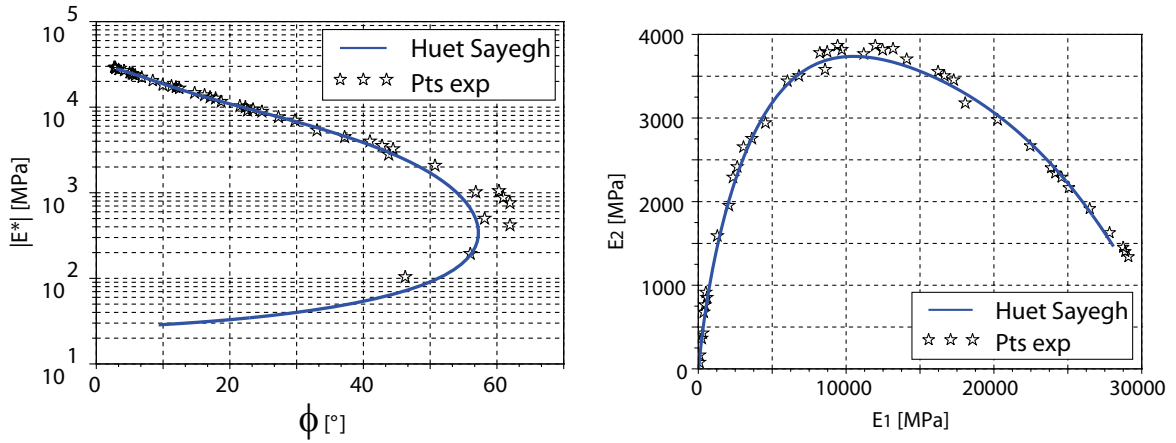
$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_{inf} - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (1.19)$$

avec les mêmes notations que précédemment et où E_0 est le module statique, lorsque $\omega\tau$ tend vers zéro, comme pour une sollicitation transitoire lente. Pour $E_0=0$, le modèle est celui initialement proposé par Huet.

Il est à noter que le modèle de Huet-Sayegh est un modèle analogique qui permet de représenter correctement le comportement des enrobés bitumineux sur toute la gamme de fréquence et de température. Cependant, le modèle de Huet-Sayegh, qui permet un meilleur ajustement avec les résultats expérimentaux que le modèle d'Huet, dans le domaine des très basses fréquences ou des très hautes températures, ne possède pas d'expression analytique de la fonction de fluage dans le domaine temporel. Pour une modélisation dans le domaine temporel, sous sollicitation rapide, on lui préfère donc, en général, le modèle d'Huet. On verra toutefois, que le module E_0 est nécessaire à l'interprétation de nos essais de fluage, qui mettent en oeuvre des temps de charge ou de décharge relativement élevés, par rapport à la période des sollicitations à variation cyclique qui sont, elles, de l'ordre du hertz.

A titre d'exemple, nous présentons une comparaison entre les valeurs de module complexe obtenues expérimentalement, avec l'enrobé choisi pour la campagne expérimentale, et avec le modèle de Huet-Sayegh (Fig. 1.20). Nous remarquons que le module complexe obtenu avec le modèle de Huet-Sayegh est très proche du module complexe obtenu expérimentalement. Les paramètres du modèle de Huet-Sayegh, présentés dans dans le tableau 1.3, ont été déterminés à l'aide du logiciel Viscoanalyse (CHAILLEUX *et al.*, 2006).

Remarque : Note sur la définition des fonctions puissances étendues au domaine ω complexe Les



(a) Module complexe obtenu expérimentalement et (b) Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet-Sayegh dans l'espace de Black avec le modèle de Huet-Sayegh dans le plan de Cole-Cole

Fig 1.20 – Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet-Sayegh, pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale

δ	k	h	E_0 (MPa)	E_∞ (MPa)	τ_0	C_1	C_2
2.26	0.24	0.71	26.7	32509	0.01	30.704	225.511

Tab 1.3 – Paramètres du modèle de Huet-Sayegh à la température de référence de 20° C

fonctions puissances de la variable complexe $z = i\omega$, intervenant dans l'expression de module complexe de Huet-Sayegh, sont considérées définies sur le plan complexe, privé de la demie-droite $z = -x$, pour $x < 0$, correspondant à la détermination d'angles compris entre $-\pi$ et π .

Le choix de ce domaine de définition permet en effet d'assurer la condition nécessaire que doit vérifier toute expression du module complexe, à savoir : $E^*(-\omega) = \overline{E^*(\omega)}$.

Vérifions le sur l'expression du module complexe $E^*(\omega) = (i\omega)^\alpha$ d'un amortisseur parabolique.

Pour $\omega > 0$, $E^*(\omega) = (e^{i\pi/2}\omega)^\alpha = e^{i\pi\alpha/2}\omega^\alpha$

Pour $\omega < 0$, $E^*(-\omega) = (e^{-i\pi/2}\omega)^\alpha = e^{-i\pi\alpha/2}\omega^\alpha = \overline{E^*(\omega)}$

1.3.10.3 Modèle 2S2P1D

OLARD (2003) proposent une amélioration du modèle de Huet-Sayegh en y introduisant un amortisseur linéaire. Le modèle 2S2P1D (2 Springs, 2 Parabolic elements and 1 Dashpot) donne de meilleures simulations, pour les bitumes, aux faibles fréquences et/ou aux hautes températures.

Tout comme le modèle de Huet Sayegh, le modèle introduit possède un spectre continu (c'est à dire pouvant être représenté par une infinité d'éléments de Kelvin Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle).

A une température donnée, ce modèle possède sept constantes et son module complexe est donné par l'expression suivante :

$$E^* = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad (1.20)$$

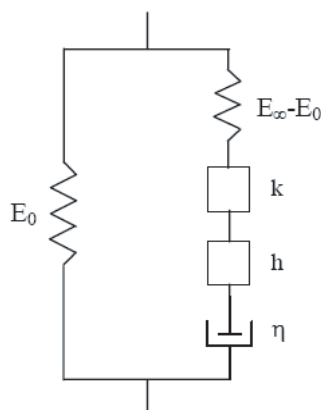


Fig 1.21 – Représentation du modèle général 2S2P1D

Avec :

i : nombre complexe défini par $i^2 = -1$

$\omega = 2\pi \cdot$ fréquence : la pulsation

h et k : exposants tels que $0 < k < h < 1$

E_0 : module statique, c'est à dire module quand $\omega\tau \rightarrow 0$

E_∞ : module vitreux, c'est à dire module quand $\omega\tau \rightarrow \infty$

τ : temps caractéristique dont la valeur dépend uniquement de la température, $\tau = \tau_0 \cdot a_T$

β : constante sans dimension

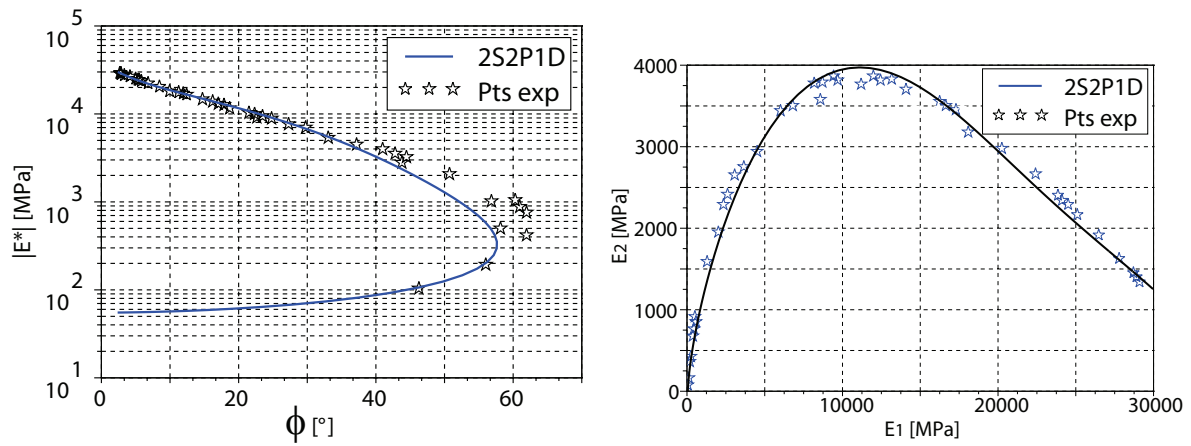
η : viscosité newtonienne, $\eta = (E_\infty - E_0)\beta\tau$. Lorsque $\omega\tau \rightarrow 0$, alors $E^* \rightarrow E_0 + i\omega(E_\infty - E_0)\beta\tau$.

Seulement sept constantes ($\delta, k, h, E_\infty, E_0, \beta$ et τ_0) sont nécessaires pour déterminer entièrement le comportement viscoélastique linéaire du matériau bitumineux considéré, à une température donnée. De plus, si l'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire thermorhéologiquement simple peut être utilisée pour le matériau considéré (c'est à dire principe d'équivalence temps température (PETT) valide), seul le paramètre τ dépend de la température. L'évolution de τ peut être décrite par la loi WLF pour l'intervalle de températures observées en laboratoire. Si le PETT est valide, les deux constantes supplémentaires C_1 et C_2 (calculées à la température de référence T_R) de l'équation WLF sont nécessaires. Le nombre de constantes du modèle s'élève à neuf.

A titre d'exemple, nous présentons une comparaison entre les valeurs de module complexe obtenues expérimentalement, avec l'enrobé choisi pour la campagne expérimentale, et avec le modèle 2S2P1D (Fig. 1.22). Nous remarquons que le module complexe obtenu avec le modèle 2S2P1D est très proche du module complexe obtenu expérimentalement. Comme précédemment, les paramètres du modèle 2S2P1D, présentés dans le tableau 1.4, ont été déterminés à l'aide du logiciel Viscoanalyse (CHAILLEUX *et al.*, 2006).

δ	k	h	E_0 (MPa)	E_∞ (MPa)	β	τ_0	C_1	C_2
1.23	0.15	0.52	55.1	36295	46.5	0.002	30.704	225.511

Tab 1.4 – Paramètres du modèle 2S2P1D à la température de référence de 20° C



(a) Module complexe obtenu expérimentalement et (b) Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle 2S2P1D dans l'espace de Black avec le modèle 2S2P1D dans le plan de Cole-Cole

Fig 1.22 – Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle 2S2P1D, pour le BBSG 0/10 testé durant la campagne expérimentale

1.4 Orniéragé des chaussées

1.4.1 Définition de l'orniéragé

L'orniéragé (Fig. 1.23) désigne de façon générale les phénomènes de déformations permanentes du profil transversal des chaussées, qui apparaissent et croissent sous l'effet du trafic. L'observation de coupes transversales de différents types de chaussées, fortement orniérées, montre que les déplacements de surface peuvent provenir de deux sources (Fig. 1.24) :

- Soit du tassement des couches structurelles de matériaux non liés (plate-forme support, couches de graves non traitées)
- Soit de la déformation des couches bitumineuses plutôt proches de la surface

Le premier cas s'observe principalement sur des chaussées souples et se traduit généralement en surface par des ornières dites à grand rayon, qui englobent chaque voie de circulation. Ce type d'orniéragé est parfois appelé "orniéragé structurel". Le second cas se produit plutôt sur les chaussées bitumineuses épaisses et se manifeste par des ornières à "petit rayon", de la largeur des bandes de roulement avec formation de bourrelets latéraux (HECK, 2001).

Nous nous intéresserons ici au deuxième cas, qui met spécifiquement en jeu le comportement des matériaux "noirs".



Fig 1.23 – Photographie d'une ornière sur la chaussée

L'orniéragé des couches bitumineuses représente ainsi, aux côtés de l'endommagement et de la fissuration par fatigue, l'un des principaux modes de dégradation potentiel des chaussées. Les problèmes d'orniéragé s'observent en particulier sur des voies où le trafic est très lent et canalisé (voies et arrêts de bus par exemple, routes avec de fortes pentes) ou sur des voies soumises à des charges très lourdes (plates formes industrielles), ou encore sur les zones de stationnement. Sur les routes à circulation rapide, il ne peut être toléré en trop forte intensité pour des causes d'inconfort au roulement et de sécurité (risque accru d'aquaplanage notamment) (SETRA-LCPC, 1998). On cherche donc à l'éradiquer par la recherche de formulations d'enrobés pour couches de base et couches de roulement, résistants aux déformations permanentes.

En cas de problème avéré, les solutions d'entretien par rechargement et reprofilage s'avèrent souvent insuffisantes à long terme. Il est nécessaire de raboter les couches orniérées et de les remplacer par des

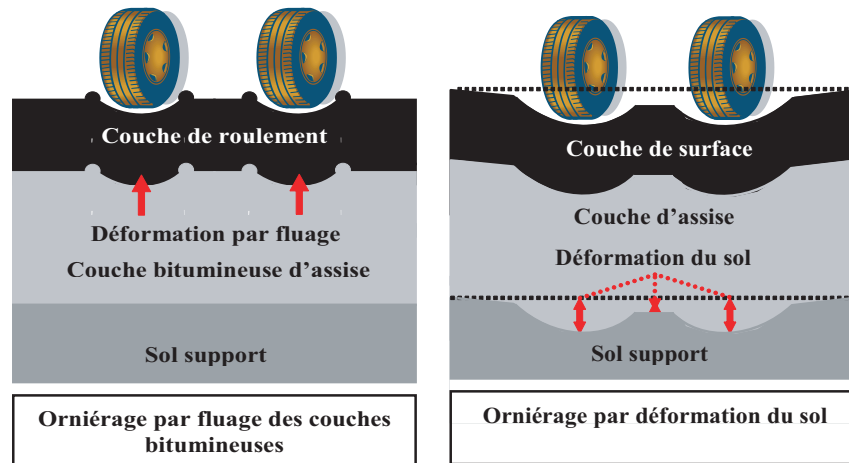


Fig 1.24 – Schéma des deux types d'orniéage (d'après M. Meunier)

matériaux plus appropriés, ce qui génère des coûts élevés.

1.4.2 Facteurs déterminants de la formation des ornières dans les couches bitumineuses

D'après VERSTRAETEN (1995), l'ensemble des investigations concernant un grand nombre de mélanges bitumineux situés dans des régions climatiques différentes et souvent conçus à partir de méthodes différentes et en évolution, conduit à des conclusions tout à fait concordantes mettant très nettement en évidence que si les paramètres liés au bitume et au mastic (bitume et fines) sont importants, des paramètres liés aux autres constituants (caractéristiques, dosage) et à la mise en oeuvre (homogénéité de la composition, compactage) jouent aussi un rôle essentiel.

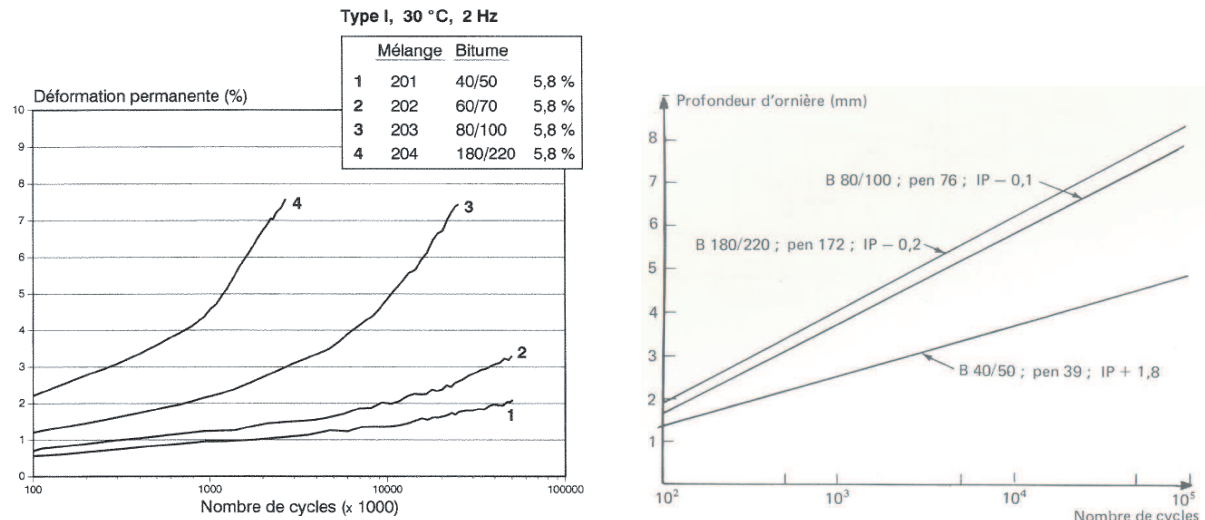
1.4.2.1 Influence du liant

a. Nature du liant

La nature du liant, qui influence ses propriétés mécaniques, a une part importante dans la résistance à l'orniéage des matériaux bitumineux. La susceptibilité thermique, qui caractérise le niveau de variation des propriétés mécaniques des matériaux bitumineux, notamment à hautes températures, dépend strictement de la même propriété du liant utilisé : plus le liant est thermiquement susceptible, plus le mélange l'est. Les études expérimentales de VANELSTRAETE et FRANCKEN (1995) et GRIMAUX et HIERNAUX (1977) montrent que l'utilisation de liants plus durs et moins susceptibles à la température diminue considérablement les risques d'orniéage ; par contre elle peut poser des problèmes de fragilisation du mélange à basses températures (Fig. 1.25(a) et Fig. 1.25(b)).

b. Teneur en liant

Le niveau d'enrobage des composants minéraux est directement lié à la teneur en liant, et influe donc considérablement sur la qualité des contacts entre les granulates du squelette granulaire. L'introduction d'une quantité de liant excessive va saturer ce mélange, ce qui réduit les efforts de contact entre les granulates. Ce n'est alors que l'adhésivité et la cohésion du liant qui assurent la résistance aux déformations permanentes du squelette granulaire, et donc du mélange. Les études expérimentales de GRIMAUX et HIERNAUX (1977) sont des démonstrations parfaites de cette tendance (Fig. 1.26).



(a) Influence de la nature du liant (résultats d'essais de fluage dynamique en compression triaxiale réalisés au CRR) (VANELSTRAETE et FRANCKEN, 1995)

(b) Ornières obtenues à 60° C sur une grave bitume 0/20 pour trois bitumes de catégories différentes (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

Fig 1.25 – Influence du liant

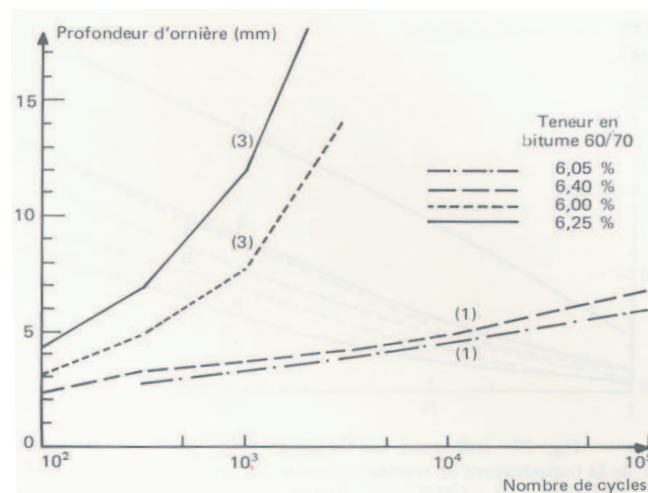


Fig 1.26 – Influence de la teneur en liant sur l'orniérage d'un 0/14 entièrement concassé (1) ou contenant 10% de sable éolien (3) (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

Par contre, une quantité insuffisante de liant pose également des problèmes. Celui-ci n'assure pas un bon enrobage des granulats et les composants minéraux perdent cette fois-ci l'adhésivité. La teneur en vide augmente et la stabilité du squelette granulaire diminue. Ceci engendre également une forte susceptibilité aux déformations permanentes due au post-compactage, de faibles cohésions et des frottements internes.

1.4.2.2 Influence des composants minéraux

Les composants minéraux forment l'ossature rigide du mélange. Comme ils possèdent une forte hétérogénéité et des propriétés géométriques variables, les caractéristiques et propriétés du mélange, y compris la formation des déformations permanentes, varient aussi suivant les composants minéraux utilisés (NGUYEN, 2006). Dans la suite on étudie les influences des composants minéraux, en considérant

qu'ils satisfont les propriétés mécaniques requises pour leur utilisation dans les enrobés bitumineux : la résistance aux efforts mécaniques statiques et dynamiques pour assurer une transmission des charges aux couches de base.

a. Granularité et fraction de sable

La granularité des composants minéraux utilisés est un paramètre important qui influe fortement sur la performance du mélange bitumineux. Les études expérimentales de GRIMAUX et HIERNAUX (1977) sur différents taux de discontinuité des granulats (Fig. 1.27) montrent bien l'influence de la granularité sur l'évolution de l'orniéragé. En utilisant une granularité continue, le remplissage des vides entre les grains est assuré par les grains plus petits et le mélange a une meilleure compacité. De plus, ceci peut augmenter les contacts et les blocages intergranulaires ; la rigidité, la stabilité et la résistance du mélange sont alors améliorées. Le rôle du sable dans le mélange est également

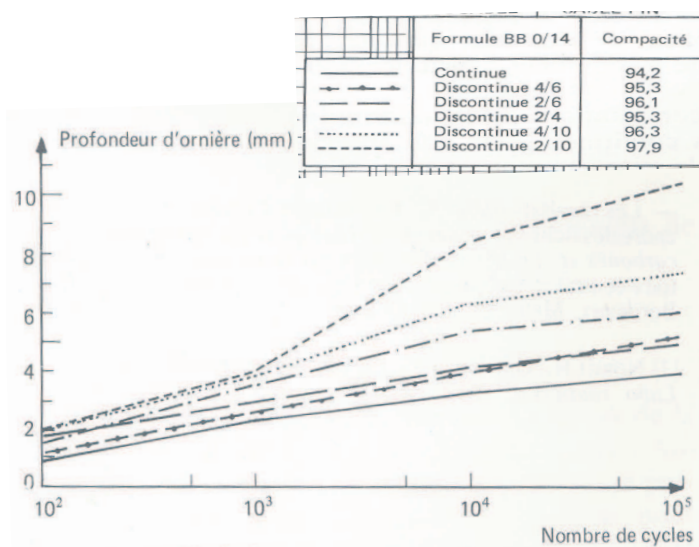


Fig 1.27 – Influence de la granulométrie sur l'orniéragé (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

important. La présence d'une fraction raisonnable de sable contribue au renforcement du mélange contre l'orniéragé, car il remplit les vides entre des grains plus gros pour assurer que la quantité de vide et de mastic ne soit pas trop importante. Par contre une quantité excessive de sable va diminuer le contact entre des grains plus gros (les gravillons et/ou les pierres concassées) et favoriser les translations et les rotations des granulats, qui vont produire de l'orniéragé.

b. Influence du filler

Le filler absorbe une partie du liant introduit et forme le mastic qui remplit une partie des vides entre les granulats et réduit la teneur en vide du mélange. D'après ANDERSON *et al.* (1992), le filler est un des composants les plus importants du mélange. La présence de filler fait augmenter le temps de relaxation du liant et le rigidifie.

BUTLAR *et al.* (1999) ont utilisé des modèles composites micromécaniques pour modéliser les propriétés mécaniques des mastics où trois régimes de renforcement apporté au liant par le filler ont été introduits :

- Le renforcement par remplissage volumétrique : la rigidification est apportée par la présence des inclusions rigides dans une matrice moins rigide ;

- Le renforcement par interaction physico-chimique : engendré par les effets interfaciaux entre le filler et le liant bitumineux : absorption, adsorption et sorption ;
- Le renforcement par interaction des particules : ceci se passe au delà du remplissage volumétrique et de l'interaction physico-chimique. Cet effet augmente avec l'augmentation du filler car ce dernier peut former un squelette plus rigide au sein du mastic.

c. Influence de la forme géométrique et de la texture des granulats

La forme géométrique et la texture des granulats, avec la granularité, sont des paramètres directement influants sur les propriétés mécaniques des mélanges bitumineux.

Des études expérimentales de VANELSTRAETE et FRANCKEN (1995) ont montré que la résistance aux déformations permanentes est améliorée par une augmentation de la quantité de grains concassés. L'utilisation de granulats anguleux et rugueux permet une augmentation des blocages et des contacts intergranulaires. Le squelette granulaire devient plus stable, le frottement interne est augmenté. De plus, la surface des grains enrobés par le liant augmente également, ce qui amène une force de cohésion et d'adhésivité plus forte. La stabilité et la résistance aux déformations permanentes du mélange sont alors considérablement améliorées (Fig. 1.28).

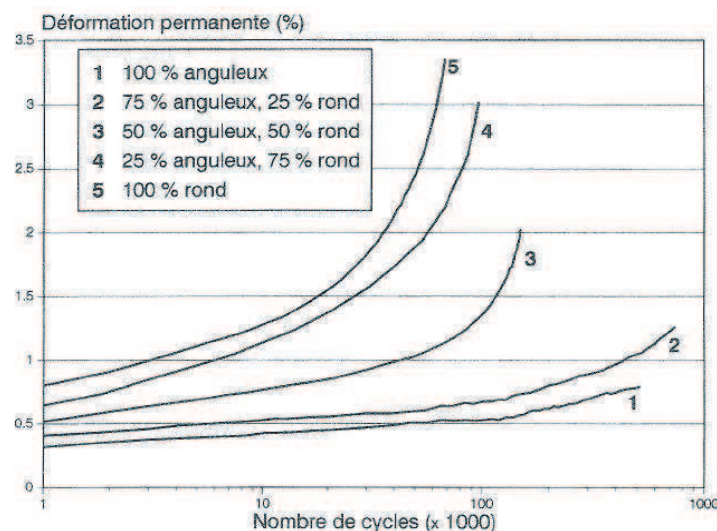


Fig 1.28 – Influence de la quantité de sable de concassage (résultats d'essais de fluage dynamique en compression triaxiale réalisés au CRR) (VANELSTRAETE et FRANCKEN, 1995)

d. **Rôle du squelette granulaire** Le rôle du squelette granulaire dans les déformations permanentes des matériaux bitumineux peut être évalué par analogie avec le comportement sous chargement répétés des matériaux granulaires non liés. Le comportement des graves non traitées a été étudié par GIDEL *et al.* (2001) et CHAZALLON *et al.* (2006). Les auteurs montrent l'importance de l'alternance des charges et des décharges dans le processus de déformation du matériau. L'intensité maximale de la sollicitation appliquée dans ces essais est bien en deçà du critère de rupture des matériaux. Après une phase de conditionnement destinée à reproduire la phase de mise en oeuvre *in situ*, la déformation permanente du matériau sous un cycle reste d'intensité très faible. C'est bien la répétition des cycles qui provoque l'accumulation des déformations permanentes (Fig. 1.29).

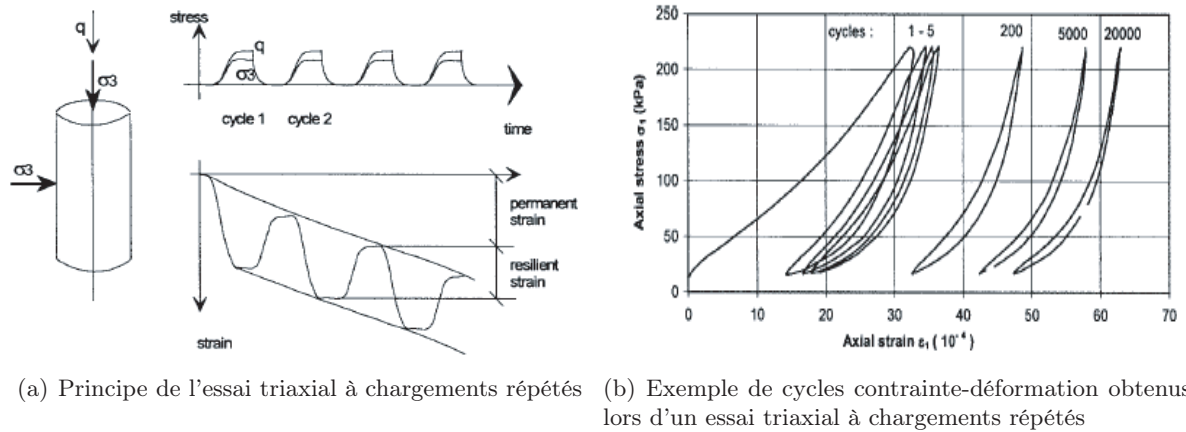


Fig 1.29 – Essai triaxial à chargements répétés sur matériaux granulaires non liés

En même temps, ces essais cycliques mettent en évidence le caractère frottant du matériau, au même titre que le feraient des essais monotones au triaxial, à travers l'effet de la pression de confinement. A une contrainte déviatorique q_{max} donnée, une augmentation de la pression moyenne p_{max} diminue l'intensité des déformations permanentes. Pour ces matériaux exempts de composante visqueuse (en première approximation), l'origine des déformations permanentes est de nature plastique et réside principalement dans le réarrangement du squelette granulaire (déplacements relatifs des grains les uns par rapport aux autres par translations et rotations), dans la mesure où l'on a vérifié qu'il n'y avait que très peu d'évolution de la courbe granulaire au cours de telles sollicitations (DI BENEDETTO et CORTE, 2005).

Comme tend à le confirmer l'effet d'angularité des granulats sur l'orniéragé, ce type de mécanisme plastique est présent dans les enrobés bitumineux et est même sans doute prédominant. Mais il est bien entendu affecté par la nature visqueuse du liant bitumineux et devient donc viscoplastique et fortement influencé par la température.

1.4.2.3 Influence de la compacité

La compacité du mélange est caractérisée par la teneur en vide. Il est habituellement considéré qu'une bonne compacité (faible teneur en vide) correspond à une meilleure résistance aux déformations permanentes.

Les expérimentations de GRIMAUX et HIERNAUX (1977) montrent que la diminution de la stabilité avec la compacité est très nette (Fig. 1.30).

De plus, en faisant varier le rapport fine/bitume sur deux graves-bitume de 1 à 3.5, GRIMAUX et HIERNAUX (1977) ont obtenu une plage de compacité de plus de 10 points. Si l'on ne dégage pas de relation simple entre le rapport fine/bitume et la compacité, la mise en évidence d'un optimum de compacité semble confirmé (Fig. 1.31).

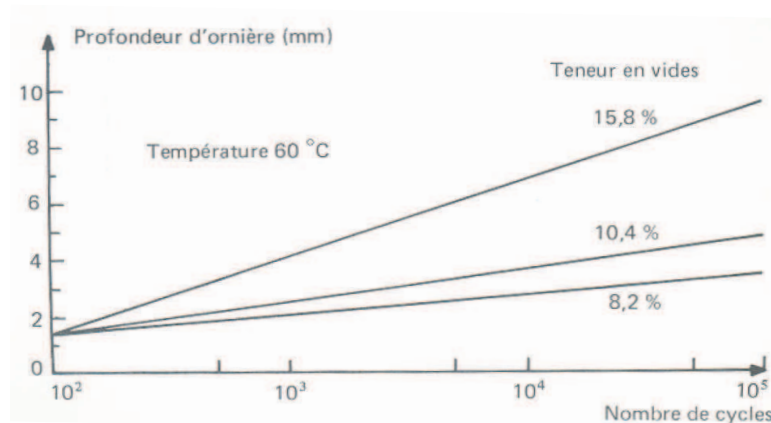


Fig 1.30 – Influence de la compacité sur les ornières produites sur une grave bitume lors d'un essai à l'orniéreur (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

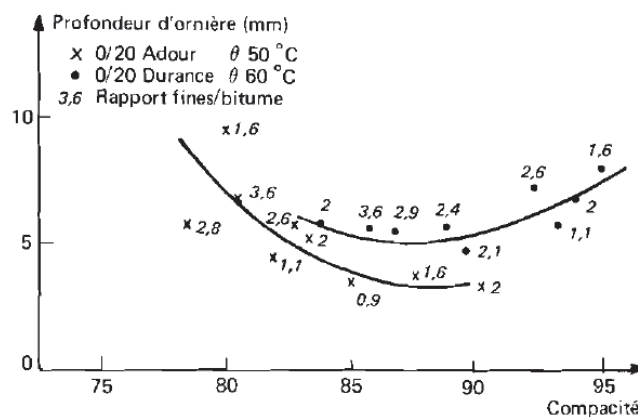


Fig 1.31 – Influence de la compacité sur l'orniéreur de deux graves-bitume (essai à l'orniéreur) (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

1.4.2.4 Influence de la température

L'influence de la température est bien connue et est liée à la susceptibilité thermique du liant bitumineux. Plus la température est élevée, plus le liant perd sa rigidité et sa viscosité. La rigidité du mélange diminue et la résistance aux déformations permanentes, qui est assurée par sa cohésion, diminue également. Le mélange est alors plus sensible aux déformations permanentes. Cette influence peut être directement observée sur les essais en laboratoire (Fig. 1.32).

L'orniéreur constaté sur les chaussées semble essentiellement se produire pendant les périodes les plus chaudes au cours desquelles des températures de l'ordre de 50 °C sont couramment atteintes (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977).

D'après VERSTRAETEN (1995), HECK (2001) et DI BENEDETTO et CORTE (2005) l'orniéreur n'apparaît qu'à hautes températures. De plus, les observations expérimentales de CORTE *et al.* (1997) sur le manège de fatigue du LCPC confirment ce résultat. En effet, à partir de 40 ou 45° C, les mécanismes d'orniéreur apparaissent, pour un bitume 50/70. A la température de 60 ou 65° C ces phénomènes sont très amplifiés (la profondeur d'ornière est multipliée par deux).

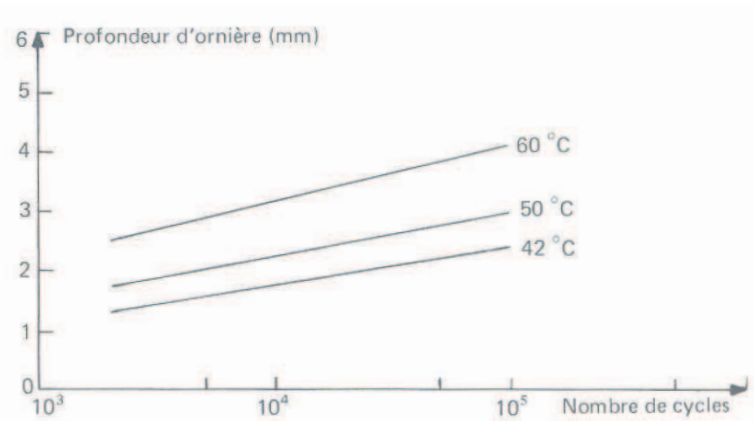


Fig 1.32 – Influence de la température sur la profondeur d’ornièrre pour une formule donnée dans les mêmes conditions de charge et de pression lors d’un essai à l’ornièrreur (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

Les études en laboratoire des déformations permanentes des matériaux bitumineux, nécessitent donc de travailler à des températures élevées, plus représentatives des conditions réelles.

Il est donc important de connaître les profils de températures existant au coeur de la chaussée aux différentes heures de la journée. La figure 1.33 représente un exemple de températures à différentes profondeurs dans une chaussée bitumineuse pendant une journée (journée la plus chaude de l’été pendant la canicule de juillet et août 1969 à Nancy).

Lors d’une étude expérimentale, WILLIAMS et PROWELL (1999) ont utilisé des mesures de température dans une chaussée, à trois profondeurs différentes, pendant 25 jours (du 19 juillet au 12 août). A la profondeur de 12.7 mm, la température moyenne des plus hautes températures pendant ces 25 jours d’été est 57.5° C (Fig. 1.34(a)). A la profondeur de 88.9 mm, elle est de 49.4° C (Fig. 1.34(b)). A la profondeur de 139.7 mm, elle est de 40.9° C (Fig. 1.34(c)).

1.4.2.5 Influence du trafic

a. La charge du trafic

L’évolution du trafic constitue une cause importante des problèmes actuels d’ornièragé. Elle se traduit par l’augmentation du nombre de véhicules commerciaux et par la modification du poids et de la géométrie des véhicules et des pneumatiques. Celle-ci évolue, avec une augmentation des essieux tridems souvent combinés avec des pneus simples et des pressions de gonflage de plus en plus élevées (VANELSTRAETE et FRANCKEN, 1995).

Cette évolution pose des problèmes d’agressivité sur les structures routières qui n’ont pas été dimensionnées pour de tels niveaux de sollicitations. Les chaussées subissent des pressions de contact élevées et des durées de sollicitations plus longues, notamment avec les essieux tridems, ce qui favorise le fluage viscoplastique des matériaux bitumineux. En outre, l’évolution de l’ornièragé n’augmente pas de manière proportionnelle à la charge par essieu mais environ à la puissance quatre de celle-ci. Les études expérimentales de GRIMAUX et HIERNAUX (1977) sur l’ornièrreur LPC ont démontré cette tendance (Fig. 1.35).

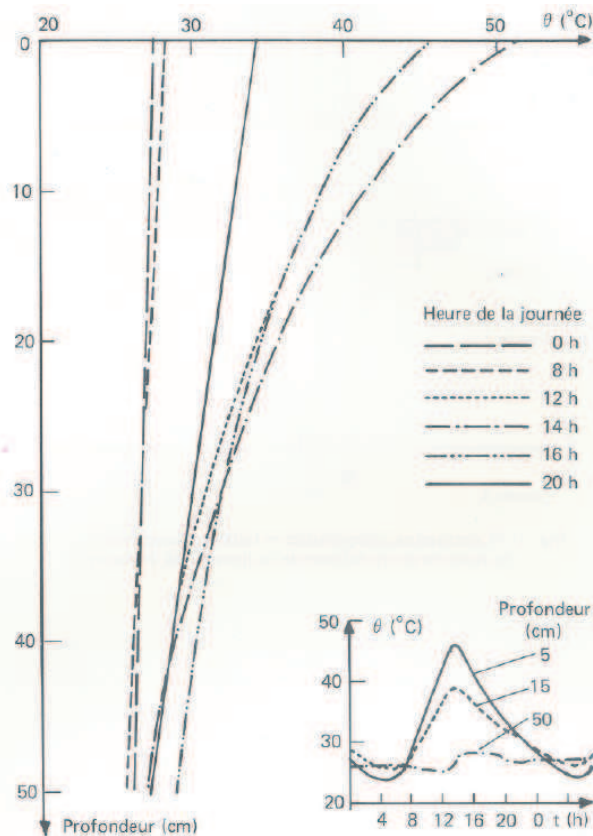


Fig 1.33 – Profils des températures dans la chaussée aux différentes heures de la journée la plus chaude de l'été 1969 à Nancy (AUSSEDT, 1977)

Les études menées par EISENMANN et HILMER (1987) confirment aussi que la charge et la pression des pneus ont une très forte influence sur l'orniérage.

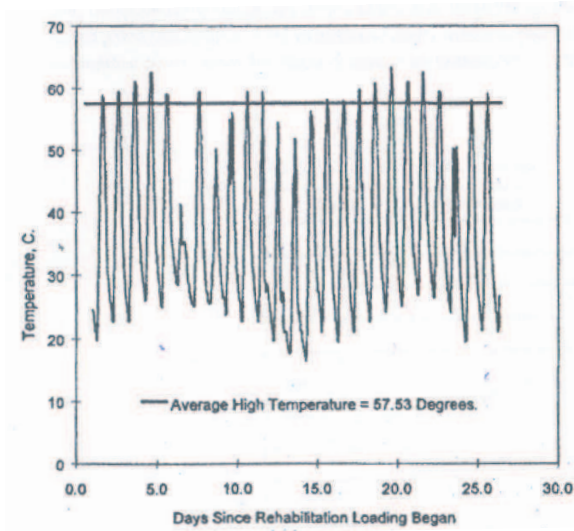
b. La vitesse du trafic

A cause de la susceptibilité cinétique du mélange bitumineux, qui est héritée des propriétés du liant, la vitesse du trafic influe fortement sur l'évolution de l'orniérage car elle fait varier la durée des sollicitations. Les études de AUSSEDT (1977) montrent que plus la vitesse est faible, plus le niveau d'ornière est élevé (Fig. 1.36). Ceci conduit à de fortes ornières sur les zones où la vitesse est faible (en côte par exemple) ou sur les zones de stationnement des véhicules poids lourds.

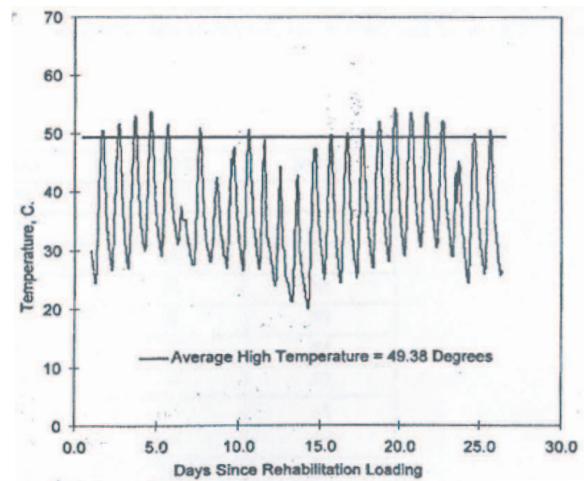
D'après AUSSEDT (1977), la fréquence doit être estimée à partir de la vitesse des poids lourds. Bien que la relation soit fonction de la profondeur dans la structure et de la rigidité de cette dernière, on peut, en première approximation, estimer que :

$$f_{Hz} = \frac{V_{km/h}}{6} \quad (1.21)$$

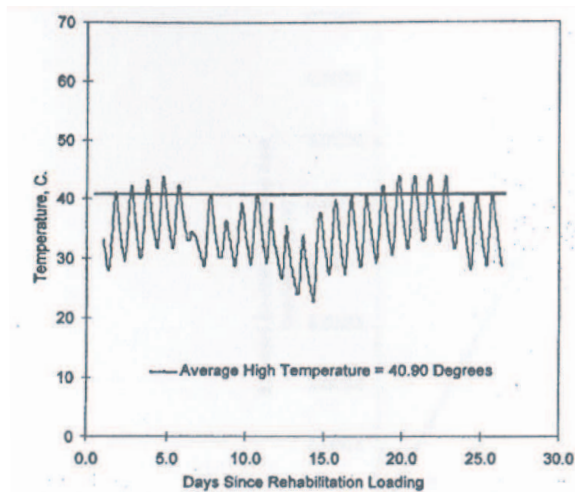
Donc si la vitesse des poids lourds est de 60 km/h, la fréquence de la sollicitation dans les couches de la structure est de 10 Hz.



(a) Profondeur de 12.7 mm



(b) Profondeur de 88.9 mm



(c) Profondeur de 139.7 mm

Fig 1.34 – Profils des températures dans la chaussée, à différentes profondeurs, du 19 juillet au 12 août (WILLIAMS et PROWELL, 1999)

c. L'intensité du trafic

L'intensité du trafic se traduit par le nombre de passages des véhicules pendant une unité de temps. Les essais comparatifs entre chargements cycliques et fluage des matériaux bitumineux ont montré que non seulement la durée de sollicitation est importante mais que le nombre de sollicitations de charge-décharge est aussi influent.

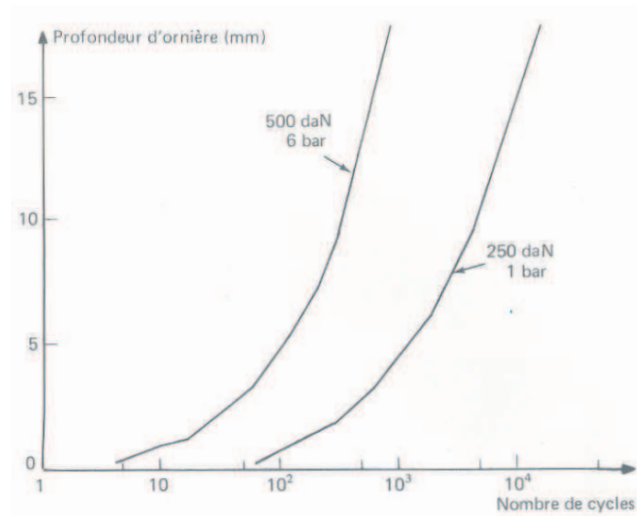


Fig 1.35 – Influence de la charge et de la pression de gonflage sur la profondeur d'ornièrè pour une formule donnée à la même température d'essai lors d'un essai à l'ornièrèur (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977)

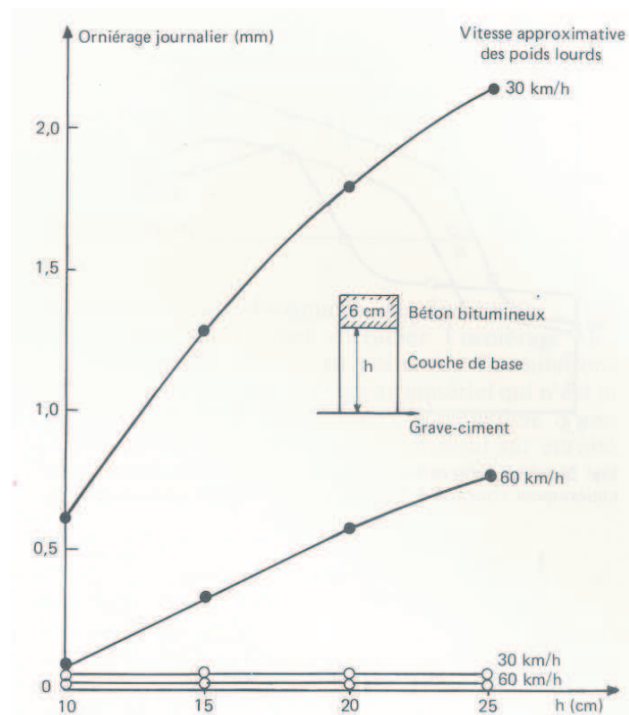


Fig 1.36 – Influence de la vitesse du trafic sur l'ornièrage d'une couche de base en grave bitume o et en béton bitumineux • (AUSSEDT, 1977)

1.5 Essais pour l'étude de l'orniérage

Ces essais, souvent normalisés, sont effectués dans des conditions bien spécifiques de température et de sollicitation. Il est possible de classer ces essais en différentes catégories. Une première classification en trois catégories, proposée par BONNOT (1984), est plus liée à l'interprétation de l'essai qu'à sa nature. Une seconde classification, proposée par DI BENEDETTO et CORTE (2005) introduit deux catégories d'essais : les essais homogènes et les essais non homogènes.

Les essais non homogènes correspondent à des essais de structure. Ces essais sont interprétés de manière empirique et déterminent une caractéristique du matériau, grâce à l'utilisation de lois de similitude (modèle réduit). Cette détermination s'effectue, en général, en considérant une propriété d'usage donnée. Pour les essais homogènes, l'état de contraintes et de déformations est le même en chaque point de l'éprouvette testée. Cet état est différent pour les essais non homogènes. Les essais homogènes donnent, sans hypothèse complémentaire, accès à la loi de comportement du corps. Les essais non homogènes nécessitent l'introduction d'hypothèses et la réalisation de calculs plus ou moins complexes pour obtenir ce comportement.

La classification des essais selon l'état de contraintes et de déformations va être utilisée pour la description des différents essais pour l'étude de l'orniérage. Une attention particulière sera accordée aux essais homogènes (uniaxiaux et triaxiaux), qui correspondent aux essais réalisés dans cette thèse.

1.5.1 Les essais non homogènes

1.5.1.1 L'orniéreur LPC

L'orniéreur LPC (Fig. 1.37) a été conçu pour pouvoir tester en laboratoire le comportement de matériaux bitumineux sous l'angle de leur résistance vis à vis des déformations de type orniérage-fluage. L'essai consiste à soumettre une plaque d'enrobé à des chargements répétés, à l'aide d'une roue équipée d'un pneumatique qui effectue des mouvements de va et vient, dans les conditions de charge et de pression voisines des sollicitations engendrées par les véhicules lourds, ce qui produit des déformations permanentes. Le relevé de la profondeur de cette empreinte (ornière) en fonction du nombre de passages va servir à caractériser le comportement du matériau soumis à cet essai d'orniérage (GRIMAUX et HIERNAUX, 1977).

L'essai d'orniérage est fait suivant la norme NF EN 12697-22+A1 : *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonné à chaud, partie 22 : Essai d'orniérage* (CEN, 2007c).

Les conditions d'essais sont les suivantes :

- course du pneumatique : 410 mm
- épaisseur de la plaque support : 19 mm
- épaisseur de l'éprouvette : 5 cm ou 10 cm (suivant le type d'enrobé)
- largeur de l'éprouvette : 18 cm
- charge appliquée : 500 daN
- fréquence du déplacement de la roue : 1 Hz
- température de l'essai : 60° C (pour les couches de roulement)

Le mouvement des pneumatiques est obtenu par un système à palier et bras oscillant ; la charge est appliquée verticalement sur les éprouvettes grâce à deux verins indépendants, l'axe de la roue



(a) Ornièreur MLPC

(b) Vue en détail de la roue de l'ornièreur MLPC et de la plaque d'enrobé

Fig 1.37 – Ornièreur MLPC

restant dans un même plan horizontal. Le roulement se trouve ainsi canalisé au maximum puisque la roue passe toujours au même endroit. La norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f) définit des seuils de pourcentage d'ornière pour un nombre de cycles donné, pour qu'un enrobé puisse être appliqué sur une chaussée. Les résultats de l'essai à l'ornièreur pour le BBSG 0/10 choisi pour notre campagne expérimentale sont présentés dans le paragraphe 3.5.3.

La figure 1.38 montre les deux plaques d'enrobé bitumineux choisi pour notre campagne expérimentale, après l'essai à l'ornièreur.



Fig 1.38 – Plaques d'enrobé après l'essai à l'ornièreur

Le succès de cette démarche réside probablement dans la bonne représentativité de l'essai à l'ornièreur par rapport à la situation de terrain (DI BENEDETTO et CORTE, 2005). A ce titre, l'essai à l'ornièreur est considéré comme un essai de simulation. Il permet notamment de soumettre le matériau à des sollicitations mécaniques relativement voisines de celles subies dans les chaussées (amplitude de contrainte,...) et permet de détecter convenablement l'aptitude du matériau à résister ou non aux déformations permanentes.

Toutefois, l'essai seul, pratiqué suivant ces modalités est essentiellement un essai de caractérisation des matériaux. Il ne permet pas de prédire l'orniérage d'une chaussée ; dans la mesure où les condi-

tions de chargement et les conditions aux limites sont différentes de celles dans la chaussée. De plus l'essai ne permet pas d'étudier l'influence des variations de la température, du niveau de charge, de la vitesse, du balayage latéral des roues,...

HIERNAUX (1996) a organisé une campagne de détermination de la répétabilité et de la reproductibilité de l'essai à l'orniéreur avec 12 laboratoires. Le matériau choisi est un béton bitumineux présentant une sensibilité moyenne aux déformations permanentes. Pour éliminer d'autres causes de variabilité, la fabrication des plaques a été faite par un seul laboratoire et une visite préalable des appareils a été réalisée pour vérifier que les procédures de calibration appliquées étaient bien les mêmes et que chacun suivait bien la même méthode d'essai. Les résultats obtenus sont jugés satisfaisant. A 30000 cycles (7% d'ornière), la répétabilité est de 1,10% d'ornière (donc répétabilité par rapport à la moyenne 15.7%) et la reproductibilité est de 1,15% d'ornière (donc reproductibilité par rapport à la moyenne 16.4%). La répétabilité du pourcentage de vides des plaques, déterminé au banc de gammadensimétrie dans un seul laboratoire est de 1,10%.

Une campagne d'essais croisés EAPIC (Essais d'Aptitude Par Inter Comparaison) concernant les essais à l'orniéreur a été organisée en 2010 (DELORME, 2010). 33 laboratoires ont participé. Les matériaux ont été envoyés à chaque participants, et chacun a fabriqué ses plaques. A 30000 cycles, la profondeur d'ornière moyenne est 5.99%. La répétabilité est de 1.64% d'ornière (répétabilité par rapport à la moyenne 27.4%). La reproductibilité est de 4.59% d'ornière (reproductibilité par rapport à la moyenne 93.3%). Le rapport ne fournit aucune conclusion. Cependant, nous pouvons remarquer que la répétabilité de l'essai à l'orniéreur semble dépendre fortement de la fabrication des plaques d'enrobés.

D'autres orniéreurs sont aussi utilisés dans différents pays européens (BLAB *et al.*, 2005). Les études réalisées par le groupe TG3 de la RILEM (PERRATON *et al.*, 2011) montrent qu'il existe des différences importantes entre les pourcentages d'ornières obtenus avec différents types d'orniéreurs. Les normes sont cependant assez sévères pour éliminer les enrobés susceptibles de trop orniérer.

1.5.1.2 Les essais accélérés en vraie grandeur

Il existe différents types d'accélérateurs de trafic dans le monde (<http://www3.uta.edu/faculty/sroman/AFD40/>). Le LCPC de Nantes dispose d'un manège de fatigue (Fig. 1.39) (GRAMSAMMER, 1991). Il est destiné à étudier le comportement mécanique de structures routières soumises à un trafic lourd accéléré, ce qui permet de suivre l'évolution d'une chaussée en exerçant en quelques mois le même nombre de charges qu'elle subirait normalement pendant les quinze ou vingt ans de sa durée de service.

L'ensemble comprend quatre bras entraînés en rotation par une motorisation électro-hydraulique centrale (1000 ch). Les charges sont appliquées en bout de bras par l'intermédiaire de jumelages ou de roues simples larges. Le rayon de rotation des charges est réglable entre 15.50 m et 19.50 m par pas de 0.50 m. De plus, en fonctionnement, les charges effectuent des balayages dans le profil en travers reproduisant ainsi les dispersions observées sous trafic réel. Chaque charge sollicite une bande de roulement réglable jusqu'à 1.10 m de largeur.



Fig 1.39 – Le manège de fatigue

En configuration de jumelage simple, le manège simule des passages d'essieux de poids réglables de 90 à 150 kN. La vitesse maximale des charges dans cette configuration est de 100 km/h. Un dispositif original de suspension permet de garantir la valeur de la charge appliquée aux vitesses élevées et sur des chaussées présentant des dénivelés ou des dégradations.

Trois études concernant l'orniérage ont été réalisées en 1992, 1993 et 1994 sur le manège de fatigue (CORTE *et al.*, 1997). Les principales conclusions de ces études, en plus de classer différents liants, concernent les conditions de chargement et de température. Les études ont montré que plus l'enrobé testé est susceptible à l'orniérage, plus cet effet est important. Le pourcentage d'ornièrisme augmente de 20 à 40% en passant de roues jumelées à une roue large simple. Avec les enrobés testés lors de ces études (bitume 50/70), il a été montré qu'à partir de 40 ou 45° C des ornières commencent à apparaître. A partir de 60 ou 65° C, ce phénomène s'amplifie et la profondeur d'ornièrisme peut être multipliée par deux.

1.5.2 Les essais homogènes

Nous avons séparé les essais homogènes en deux catégories : les essais uniaxiaux (sans pression de confinement) et les essais triaxiaux (avec pression de confinement).

1.5.2.1 Les essais uniaxiaux

L'essai de fluage uniaxial

TAHERKHANI et COLLOP (2006) ont réalisé des essais de fluage uniaxiaux et triaxiaux : application d'une contrainte constante sur la surface supérieure d'une éprouvette d'enrobé, avec ou sans pression de confinement. Lors de leurs essais de fluage uniaxiaux, ils ont observé trois phases d'évolution de la déformation axiale en fonction du temps (Fig. 1.40). Dans la première phase (primary stage), la déformation s'accumule rapidement. La vitesse est très importante au début du chargement, elle décroît et se stabilise avec le temps lors de la deuxième phase (secondary stage). Dans la dernière phase (tertiary stage), la vitesse de déformation augmente rapidement, ce qui entraîne la rupture du matériau.

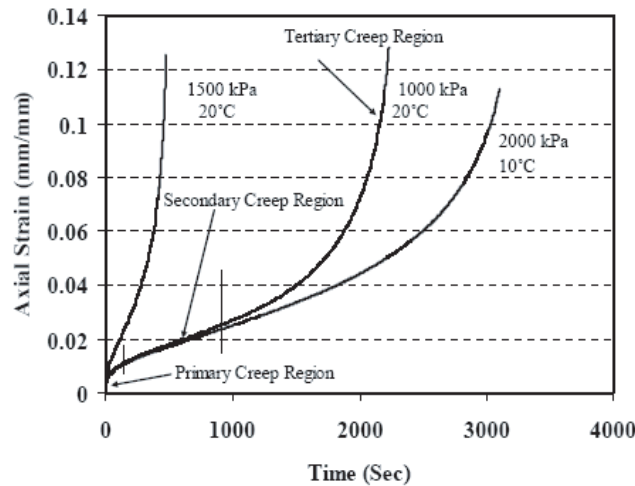


Fig 1.40 – Déformations axiales en fonction du temps pour trois essais de fluage uniaxiaux avec trois phases d'évolution (TAHERKHANI et COLLOP, 2006)

L' essai uniaxial à chargements répétés

D'après DI BENEDETTO et CORTE (2005), les essais uniaxiaux à chargements répétés permettent de restituer un aspect essentiel des sollicitations *in situ*, à savoir, la répétition de nombreux cycles de charge/décharge, qui joue un rôle important dans l'évolution des déformations permanentes des matériaux granulaires.

Plusieurs auteurs comme NEIFAR et DI BENEDETTO (2000), DONGMO-ENGELAND (2005) ou NGUYEN (2010), ont exploité ce type d'essais. Le principe de l'essai consiste à appliquer une force de compression sinusoïdale sur une éprouvette cylindrique et à mesurer à la fois les déformations permanentes et celles apparaissant à chaque cycle. La réalisation de ces deux mesures permet de caractériser à la fois l'évolution du module et les déformations permanentes du matériau. Le dispositif expérimental utilisé est présenté sur la figure 1.41.

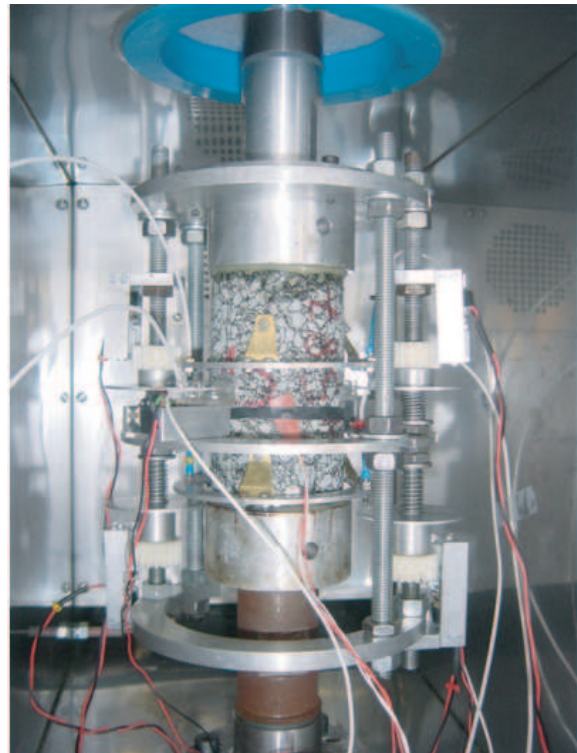
Lors des essais de déformation permanente, où la contrainte de compression appliquée est sinusoïdale, la déformation subie par l'éprouvette est proche d'une sinusoïde dont la valeur moyenne croit au cours du temps. Au cours d'un essai, l'objectif est de mesurer à la fois la déformation moyenne et l'amplitude de la sinusoïde. L'évolution de la déformation moyenne est reliée à l'évolution d'une ornière dans une chaussée. La connaissance de l'évolution de l'amplitude du signal de déformation permet d'étudier l'évolution du module du matériau pour les faibles déformations.

NEIFAR et DI BENEDETTO (2000) et DONGMO-ENGELAND (2005) cherchent plus particulièrement à dissocier la composante visqueuse réversible de la composante visco-plastique dans la déformation cumulée, et ce en fonction du nombre de cycles. A cette fin, ils interposent dans le protocole expérimental des phases de repos et de recouvrement des déformations. A travers ces essais, les auteurs étudient l'effet de la température, de la fréquence et du niveau de contrainte sur la déformation moyenne, la déformations irréversible après recouvrance, la variation de volume moyenne, le module complexe et le coefficient de Poisson complexe.

Un essai consiste à appliquer sur l'éprouvette une force sinusoïdale axiale de compression ou de traction pendant un temps t_1 , puis à lui appliquer un temps de repos pendant t_2 , et ce pour différentes



(a) Dispositif expérimental



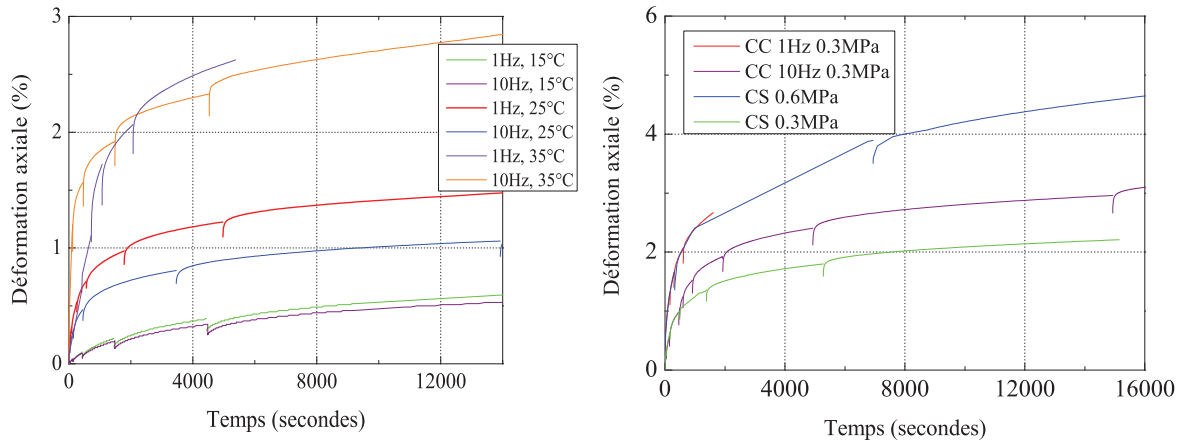
(b) Photo d'un échantillon après montage

Fig 1.41 – Photos du dispositif expérimental utilisé par NEIFAR et DI BENEDETTO (2000), DONGMO-ENGELAND (2005) et NGUYEN (2010)

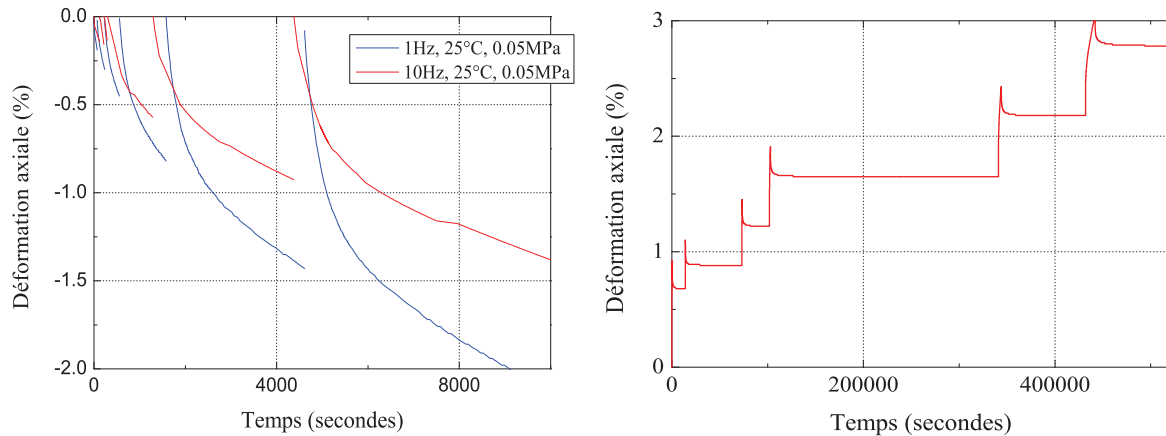
séquences t_1 et t_2 successives. Les durées t_1 et t_2 sont croissantes. Les principales conclusions de ces essais sont :

- La température a un effet prépondérant sur les déformations permanentes (Fig. 1.42(a)).
- L'effet du cyclage est très important (Fig. 1.42(b)) : les déformations de l'essai de Compression Cyclique (CC) à 0.3 MPa de contrainte moyenne, effectués à 1 Hz, sont équivalentes aux déformations obtenues lors de l'essai à Contrainte Statique (CS) de contrainte 0.6 MPa.
- Lors des essais de traction, il n'y a pas ou peu d'accumulation des déformations permanentes (Fig. 1.42(c)), cependant, les contraintes de traction appliquées sont assez faibles : 0.05 MPa.
- Il y a une part prépondérante des déformations permanentes par rapport aux déformations de recouvrance (Fig. 1.42(d)).
- Si on compare les essais à 1 Hz et à 10 Hz pour le même nombre de cycles appliqués, il y a plus de déformations pour les essais à 1 Hz. Si on fait cette comparaison en fonction du temps de sollicitation, d'après DONGMO-ENGELAND (2005), il y a plus de déformations à 1 Hz qu'à 10 Hz. Cependant, on voit sur la figure 1.42(b) que les déformations sont assez proches quand les températures sont de l'ordre de 20° C. Cet effet est très accentué par l'augmentation de température.
- La répétabilité d'un essai de CC est de 15% environ, mais seul un essai de répétabilité a été réalisé (à 25° C, 1 Hz et 0.2 MPa) .

Une autre étude a été réalisée par TAHERKHANI *et al.* (2007) en alternant les temps de sollicitation et les temps de repos. Les auteurs étudient l'influence des durées de sollicitation et de repos.



(a) Prépondérance de la température sur l'apparition des déformations permanentes ($\sigma=0.1\text{MPa}$) (b) Influence du cyclage sur les déformations permanentes, CC : Chargement Cyclique et CS : Chargement Statique, essais réalisés à 25° C



(c) Etude de deux essais de traction : peu de déformations permanentes (d) Prépondérance des déformations irréversibles par rapport aux déformations réversibles (essai CC à 25° C, 1 Hz et 0.2 MPa)

Fig 1.42 – Principaux résultats de DONGMO-ENGELAND (2005)

Ils s'intéressent aussi au rôle primordial des premiers cycles lors de la sollicitation. En effet, les déformations augmentent le plus lors des premiers cycles. Pour les auteurs, cela est probablement dû au compactage de l'enrobé lors du début de l'essai.

1.5.2.2 Les essais triaxiaux

Le tableau 1.5 présente un récapitulatif de quelques travaux de recherche basés sur les essais triaxiaux.

L'essai de fluage triaxial

TAHERKHANI et COLLOP (2006) ont réalisé des essais de fluage triaxiaux. Lors de leurs essais, ils observent que le confinement a un effet rigidifiant sur les matériaux testés et que cet effet augmente lorsque l'angularité des granulats augmente.

Auteurs - Laboratoire	Nom de l'essai	Allure de la contrainte axiale	Allure de la contrainte latérale
BROWN (1977) Université de Nottingham	"Essai triaxial à chargement répétés"	Compression sinusoïdale	Compression sinusoïdale
DE VISSCHER <i>et al.</i> (2006) (VANELSTRAETE et FRANCKEN, 1995) Centre de recherches routières Belgique	"Essais de fluage dynamique en compression triaxial"	Compression sinusoïdale	Compression statique
TAHERKHANI et COLLOP (2006)	"Monotonic triaxial creep tests"	Statique	Compression statique
AUSSEDAT (1977)	"fluage dynamique Esso"	Compression cyclique	Compression statique
MOLENAAR et MOLENAAR (2000) Delft University of Technology	"Universal Testing Machines"	Cyclique	Compression statique
NUNN <i>et al.</i> (2000) Transport Research Laboratory - UK	"Vacuum Repeated Load Axial Test"	Cyclique	Compression statique
EBELS et JENKINS (2006) Stellenbosch University, South Africa	"tri-axial tests"	Statique ou cyclique	Compression statique

Tab 1.5 – Quelques essais triaxiaux recensés dans la bibliographie

L' essai triaxial à chargements répétés et à contrainte latérale constante

Les essais triaxiaux à chargements répétés consistent à soumettre l'éprouvette cylindrique à une contrainte latérale de confinement constante σ_H ($\sigma_H > 0$) et à une contrainte verticale, variant sinusoïdalement entre σ_H et σ_V , où σ_V est choisie d'intensité plus élevée que σ_H ($\sigma_V > \sigma_H > 0$). Le confinement est en général obtenu par application sur les parois d'une pression de fluide (eau, huile) ((DE VISSCHER *et al.*, 2006) et (VANELSTRAETE et FRANCKEN, 1995)) ou de gaz (air) ((YAN, 1992)), au travers d'une membrane souple et imperméable.

La figure 1.43 représente les trajets de chargement (AB) décrits dans le plan (p, q) (p contrainte moyenne, q contrainte déviatorique) en fonction du couple de valeurs (σ_V, σ_H) . Ces trajets permettent d'étudier le comportement des enrobés bitumineux pour des conditions relativement voisines de celles rencontrées dans les chaussées sous le passage d'une charge roulante (abstraction faite des rotations de contraintes). Cependant le fait de cycliser entre A et B et non entre O et B induit un biais vis à vis des conditions réelles, d'autant plus important que la pression de confinement σ_H est élevée.

Norme européenne sur les essais triaxiaux à chargements répétés

La norme européenne NF EN 12697-25 *Méthode d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud, partie 25 : essai de compression cyclique* (CEN, 2005) comporte deux méthodes d'essai destinées à déterminer la résistance à la déformation permanente d'un mélange bitumineux par des essais de compression cyclique sous confinement. La première méthode est l'essai de compression cyclique uni-axiale sous confinement : pour obtenir un confinement, le diamètre du piston est pris inférieur

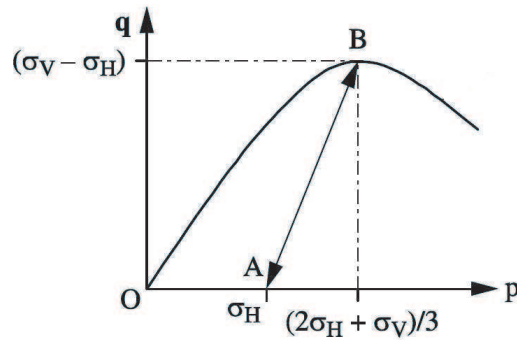


Fig 1.43 – Chemins de contraintes suivis lors des essais triaxiaux à confinement constant (segment AB) (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)

à celui de l'éprouvette. La deuxième méthode est l'essai de compression cyclique triaxiale. Nous nous intéresserons surtout à cette deuxième méthode. Ces essais permettent de classifier différents mélanges ou de vérifier l'acceptabilité d'un mélange donné. Ils ne permettent pas de réaliser une prédiction quantitative de l'orniérage sur le terrain.

Certaines recommandations concernant les caractéristiques de l'essai triaxial sont données dans cette norme :

- La température de l'essai est généralement comprise entre 30 et 50° C.
- La contrainte de confinement est généralement de l'ordre de 50 à 200 kPa.
- La fréquence est généralement de l'ordre de 1 à 5 Hz pour un chargement sinusoïdal (pour simuler une faible circulation, une fréquence plus faible peut convenir).
- L'amplitude de la contrainte sinusoïdale axiale est généralement de l'ordre de 100 à 300 kPa.
- Si la grosseur nominale maximale du granulat est inférieure ou égale à 16 mm, la hauteur minimale et le diamètre minimal doivent être de 50 mm.

Au cours de l'essai, la variation de hauteur de l'éprouvette doit être mesurée avec des capteurs de déplacement et un système d'acquisition de données (pour des sollicitations sinusoïdales, les mesures sont de préférence prises au niveau minimal du signal). L'essai doit prendre fin au moins après 10000 cycles de chargement. L'essai doit être arrêté plus tôt si la déformation est trop grande et s'il existe un risque d'endommagement de l'appareillage. La déformation doit être au moins de 6% dans ce cas là. Certains paramètres, comme la vitesse de fluage ou l'ajustement polynomial de la partie linéaire de la courbe de déformation, doivent être calculés à partir des résultats de l'essai. Ils sont utilisés pour caractériser la résistance à la déformation permanente d'un mélange donné. Cependant il n'y a aucune valeur pouvant servir de référence dans la norme.

Un exemple d'une étude de fidélité menée avec l'essai triaxial à chargement répété sous vide (Vacuum Repeated Load Axial test, VRLAT) est donné dans la norme (NUNN *et al.*, 2000). Cette étude impliquait 7 laboratoires, qui ont testés 6 éprouvettes de 3 matériaux différents. Pour un béton bitumineux, la répétabilité est de l'ordre de 24% et la reproductibilité est de 46%.

L'essai triaxial à chargements répétés et contrainte latérale variable

La figure 1.44 représente le trajet de chargement (OB) décrit dans le plan (p, q) en fonction du couple de valeurs (σ_V, σ_H) . Ces chemins de chargement (abstraction faite des rotations de contraintes) conduisent à une meilleure approximation des sollicitations subies par les chaussées, que pour les essais à confinement constant.

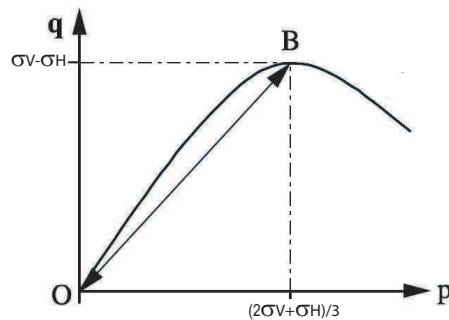


Fig 1.44 – Chemins de contraintes suivis lors des essais triaxiaux à confinement variable (segment OB) (DI BENEDETTO et CORTE, 2005)

Un essai triaxial à contrainte latérale variable a été développé à l'université de Nottingham (BROWN, 1977). Les déformations mesurées sont de deux types : réversibles (très petites amplitudes) et irréversibles (BROWN et SNAITH, 1974). Les déformations sont mesurées grâce à des capteurs LVDT (déformations axiales et radiales) maintenus grâce à un collier de déformation. Le même dispositif est utilisé pour mesurer les déformations réversibles et irréversibles (Fig. 1.45).

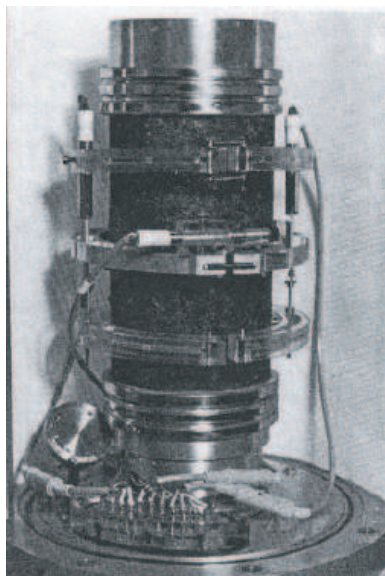


Fig 1.45 – Système de mesure de la déformation adopté par BROWN (1977)

Durant l'essai, la valeur correspondant à la déformation irréversible peut varier de -1.8 V à 1.8 V alors que la valeur correspondant à la déformation réversible ne dépasse pas 10 mV. Les valeurs correspondant aux deux types de déformations sont séparées et amplifiées. La pression de confinement est appliquée grâce à de l'air ou de l'huile. Cette dernière est utilisée seulement quand la pression

de confinement est cyclique. Dans ce cas, il est nécessaire d'utiliser des membranes en néoprène car l'huile attaque les membranes en latex. Aucun résultat récent n'a été présenté.

Les principales conclusions des essais triaxiaux réalisés par BROWN (1977) sont :

- Une relation linéaire entre le logarithme de la déformation verticale permanente et le logarithme du nombre d'applications de la contrainte n'est pas valable pour tous les états de contraintes.
- Des déformations permanentes identiques sont obtenues au cours d'essais comportant une contrainte latérale cyclique et une contrainte latérale statique lorsque le niveau de cette dernière est égal à la valeur moyenne de la contrainte statique.
- Les périodes de repos entre les impulsions de chargement n'agissent pas sur la déformation permanente qui se produit sur un grand nombre de cycles.
- La vitesse de déformation permanente varie continuellement pendant "la vie" d'une éprouvette et peut être utilisée comme indice de rupture en laboratoire.
- Des déformations permanentes identiques sont obtenues dans un essai de fluage, lorsque le niveau de contrainte est égal à la valeur de la moyenne quadratique de l'essai de chargement répété correspondant. DONGMO-ENGELAND (2005) trouve, au contraire, que des déformations identiques sont atteintes lorsque, dans un essai de fluage, la contrainte maximale q_{max} , est égale à deux fois la contrainte moyenne d'un essai cyclique.

Un essai triaxial à contrainte latérale variable est en cours de développement à l'ENTPE (CLEC'H *et al.*, 2009). Le nouveauté de l'étude consiste en la mise au point d'une membrane torique entourant l'éprouvette pour lui imposer des sollicitations sur sa surface (Fig. 1.46). La sollicitation radiale se fait, comme la sollicitation axiale, en contrainte. La membrane torique peut alors appliquer des pressions allant jusqu'à 10 bars. Ces deux sollicitations sont indépendantes l'une de l'autre de façon à pouvoir créer des déphasages entre la contrainte axiale et la contrainte radiale. Le dispositif général de cet essai triaxial thermomécanique de révolution à contrainte latérale variable repose sur la décomposition de la cellule triaxiale en deux demi-coques. Cet essai triaxial ne se présente pas comme les essais triaxiaux classiques de mécanique des sols. La division en deux demi-coques facilite les manipulations. L'espace réduit dans les demi-coques ne permet pas d'utiliser des capteurs pour mesurer les déformations. Des jauges de déformations sont donc utilisées.

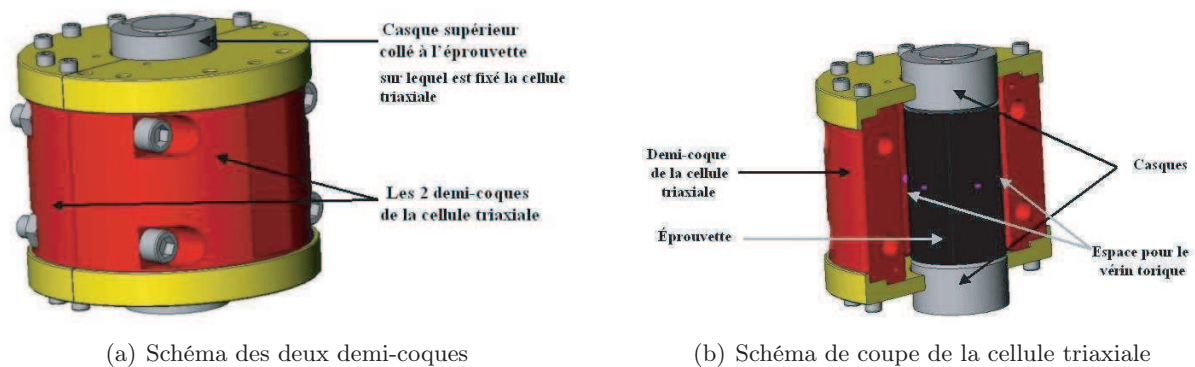


Fig 1.46 – Schémas de la cellule triaxiale développée par CLEC'H *et al.* (2009)

Des études sur la variation du module complexe et du coefficient de Poisson en fonction du niveau de déformation d'une éprouvette d'enrobé bitumineux ont été réalisées avec cet appareil par CLEC'H

et al. (2009). Elles sont présentées dans le paragraphe. 1.3.9.2.

1.5.3 Conclusion

D'après GOMES CORREIA *et al.* (1988), si on analyse les conditions de chargement au niveau du sol support de la chaussée sous le passage d'une roue, on conclut rapidement à l'impossibilité de simuler ces conditions par un seul essai homogène de laboratoire. En effet, une simulation correcte imposerait la rotation des contraintes principales pendant l'essai. Cependant, un compromis entre la simulation réelle et une complexité expérimentale excessive a conduit à considérer l'essai triaxial à chargements cycliques comme le meilleur essai de laboratoire. Les avantages de l'essai à contrainte latérale variable (CLV) par rapport à l'essai à contrainte latérale constante (CLC) sont indiscutables. En effet dans l'essai CLC, les chemins de contraintes que l'on peut réaliser, sont plus restreints et ne représentent pas tout à fait les chargements "in situ". L'essai CLV reproduit par contre l'état des contraintes dans un élément de matériau de chaussée, tout au moins, lorsque celui-ci se trouve dans l'axe de symétrie de la roue.

1.6 Les modèles pour la prédiction de l'orniérage

1.6.1 Modèles monodimensionnels

1.6.1.1 Modèles semi-empiriques

Les modèles semi-empiriques sont des modèles dont la formulation (totale ou partielle) est établie par le calage de résultats d'essais de laboratoire. Les essais cherchent à être représentatifs de l'état de contraintes réellement rencontré dans les chaussées. Il s'agit généralement d'essais de compression axiale en chargement monotone ou en chargement répété. On remarque que la formulation des lois semi-empiriques ne distingue pas explicitement les différents comportements du matériau. C'est donc plutôt par le choix d'un essai mettant en jeu les phénomènes que la loi semi-empirique contiendra implicitement l'ensemble des composantes du comportement permanent.

L'évaluation du comportement par les modèles semi-empiriques a l'intérêt d'être simple. En effet, la connaissance de quelques valeurs fondamentales telles que la pression moyenne p maximale atteinte sur le cycle, la pente q/p du cycle de chargement, la température et la vitesse de sollicitation, pour ne citer que les plus couramment utilisées, permet le calcul structurel des ornières. En retour, ces modèles présentent le défaut de n'être exploitables que pour les chemins de contraintes proches de ceux abordés aux cours des essais (NGUYEN, 2010). De plus, ce sont en général des modèles 1D, qui ne décrivent que l'évolution des déformations axiales.

a. Modèle semi-logarithmique

$$\varepsilon_{1P} = a_1 + b_1 \log N \quad (1.22)$$

Où (NGUYEN, 2010),

- ε_{1P} : déformation permanente axiale
- N : nombre de chargements appliqués
- a_1 et b_1 : constantes du modèle

A titre d'exemple, AUSSEDAT (1977) a réalisé des essais triaxiaux avec pression de confinement constante sur un enrobé avec un bitume 80/100 et a établi une loi de fluage dynamique (Fig. 1.47), caractéristique du comportement à l'orniérage d'un enrobé :

$$\log(\dot{\varepsilon}_1) = A + B \log(\sigma_V) + C \sigma_H + D(\theta - 30) + F \log\left(\frac{f}{10}\right) \quad (1.23)$$

Avec :

- $\dot{\varepsilon}_1$: fluage dynamique (% / Millions de cycles)
- σ_V : contrainte verticale (MPa)
- σ_H : contrainte horizontale (MPa)
- θ : température ($^{\circ}$ C)
- f = fréquence (Hz)
- A, B, C, D et F : paramètres du modèle

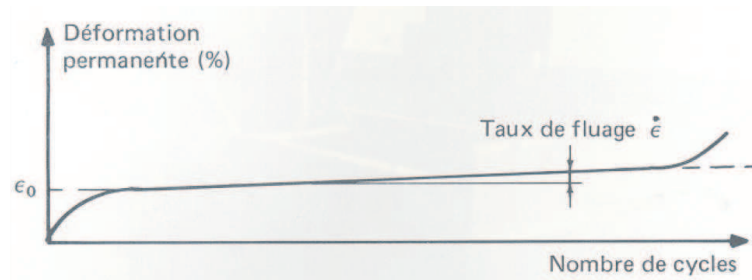


Fig 1.47 – Exemple de courbe obtenue lors d'un essai de fluage dynamique

b. Modèle de type puissance

$$\varepsilon_{1P} = CN^B \quad (1.24)$$

Où C et B sont des constantes du modèle.

Par exemple, FRANCKEN (1977) montre que, lors des essais triaxiaux, en traçant les déformations permanentes axiales en fonction du temps, avec une échelle log-log, deux comportements sont identifiés :

- 1 Pour les petits états de contrainte, la courbe déformation vs temps est linéaire (en échelle log log) et on a :

$$\varepsilon_{1P}(t) = A * t^B \quad (1.25)$$

- 2 Si $\frac{d\varepsilon}{dt}$ dépasse un certain seuil critique, le taux de déformation augmente jusqu'à la rupture. On a alors :

$$\varepsilon_{1P}(t) = A * t^B + C(e^{Dt} - 1) \quad (1.26)$$

avec,

ε_{1P} la déformation permanente

N le nombre de cycles

t le temps, en seconde

A, B, C et D des constantes qui dépendent des paramètres des matériaux

D'après FRANCKEN (1977) le second terme de l'équation (forme exponentielle) est typique des matériaux qui sont sujet à un processus irréversible (ie. déformations plastiques). Pour éviter une augmentation trop importante des déformations permanentes, le coefficient C doit être nul, ce qui est le cas lorsque les contraintes appliquées ne dépassent pas un certain seuil.

1.6.1.2 Modèles basés sur l'utilisation de corps rhéologiques

Ces modèles sont basés sur l'utilisation de lois de comportement, entre contraintes et déformations permanentes, que l'on souhaite "intrinsèques". Ils reposent sur la construction de modèles rhéologiques par assemblage d'éléments analogiques, tels que ressorts, amortisseurs et patins. Ce sont également des modèles 1D. Les paramètres qualifiant les différents composants d'un modèle

rhéologique sont déterminés à partir d'essais homogènes. Ils sont naturellement, pour les enrobés, dépendants de la température et de la vitesse de sollicitation. Les modèles rhéologiques offrent une connaissance plus fine du comportement puisqu'ils assurent le lien entre l'histoire des contraintes et celles des déformations (NGUYEN, 2010). Seul le modèle DBN est présenté.

La **loi DBN** (Di Benedetto Neifar) (NEIFAR (1997) et NEIFAR et DI BENEDETTO (2001)) est une loi thermo-visco-élasto-plastique.

Elle introduit un comportement viscoélastique linéaire en petites déformations, les non linéarités pour des niveaux de déformations plus élevés, et un écoulement viscoplastique. Ces deux types de comportement sont reliés par une relation qui a été choisie hyperbolique, dans un premier temps, afin de simplifier la formulation. Ainsi, le modèle permet de décrire de manière unifiée, un comportement linéaire (module complexe,...) utilisé en pratique pour les calculs des efforts et déformations dans les structures routières, et un comportement non linéaire et irréversible apparaissant, par exemple, lors de l'orniérage ou de la fissuration des chaussées.

Le modèle DBN a été initialement présenté dans le cas monodimensionnel sous forme d'un assemblage de corps rhéologiques (DI BENEDETTO, 1987). Afin d'avoir une description plus complète du comportement des matériaux bitumineux, une version tridimensionnelle a été développée. Le modèle permet de prendre en compte les aspects tridimensionnels dans le domaine viscoplastique ainsi que dans le domaine viscoplastique avec endommagement (DI BENEDETTO *et al.* (2006) et DI BENEDETTO *et al.* (2007)). Cependant, aucune simulation n'a été présentée dans le domaine tridimensionnel. La présentation détaillée de ce modèle fait l'objet du paragraphe 5.1.

1.6.2 Modèle tridimensionnel

Afin d'avoir une description complète du phénomène de déformations permanentes, les lois de comportement tridimensionnelle sont utilisées.

En général, un modèle plastique est construit autour d'une surface de charge qui définit le domaine élastique, les écrouissages déterminant l'état actuel de la matière en prenant en compte l'histoire du chargement, un potentiel d'écoulement conduisant aux lois d'écoulement des variables thermodynamique du modèle.

Pour les problèmes dont l'écoulement des déformations permanentes est influencé par la cinématique de chargement, la visco-plasticité est un choix pertinent. La visco-plasticité peut être considérée comme une extension de la plasticité classique, la différence est que, dans ce cas, on permet à l'état de contraintes admissibles de sortir de la surface de charge (overstressed).

Un modèle est en général, caractérisé par les concepts fondamentaux suivants :

- La *Partition des déformations*, qui présente la décomposition du tenseur des déformations totales
- La *surface de charge*, ou surface d'écoulement, est une composante importante pour tous les modèles (visco)plastiques. Elle définit l'espace admissible des contraintes, un domaine E_σ des états de contraintes dans lequel le comportement du matériau est entièrement réversible, appelé domaine

élastique.

- La *loi d'écoulement* définit la vitesse d'évolution des déformations permanentes lorsque le régime (visco)plastique est atteint. Elle exprime l'intensité de la vitesse et la direction de l'écoulement. Pour déterminer la direction de l'écoulement, un potentiel d'écoulement F a été introduit (LEMAITRE et CHABOCHE, 1996). L'hypothèse de normalité généralisée associée aux phénomènes dissipatifs instantanés permet d'écrire la loi d'écoulement plastique comme suit :

$$\dot{\varepsilon}^p = \gamma \frac{\partial F}{\partial \sigma} \quad (1.27)$$

où γ est un scalaire caractérisant l'intensité de la vitesse d'écoulement des déformations permanentes, appelé multiplicateur plastique et déterminé à partir des conditions de charge/décharge et de consistance.

La viscosité prend en compte le facteur temps dans la vitesse d'écoulement. Par exemple, la loi d'écoulement visco-plastique de PERZYNA (1966) est largement utilisée :

$$\dot{\varepsilon}^{vp} = \frac{1}{\eta} \psi(f) \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (1.28)$$

$$\dot{X} = \frac{1}{\eta} \psi(f) H : \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (1.29)$$

Avec

$$\psi(f) = \left(\frac{f(\sigma, X)}{f_0} \right)^N \quad (1.30)$$

si f est positive, $\psi(f) = 0$ sinon

$\dot{\varepsilon}^{vp}$ est la vitesse de déformation visco-plastique. X désigne les variables d'écrouissage et \dot{X} leur évolution.

f est une fonction scalaire (critère ou surface de charge) de σ et X . Elle est prise convexe en σ . f_0 est un coefficient positif de même dimension que f permettant de normaliser l'expression de ψ .

η est un coefficient positif, fonction en général de la température, et ayant la dimension d'une viscosité.

N est un exposant réel positif.

H est un tenseur dont l'ordre dépend de la nature des variables d'écrouissage (scalaire ou tensoriel), multiplicatif de la normale $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$ au critère f .

- Les *lois d'écrouissage* : les déformations permanentes sont provoquées par la modification de la structure interne du matériau qui conduit à un nouvel état dans lequel les propriétés mécaniques du matériau peuvent ou non évoluer. Elles peuvent laisser le domaine élastique E_σ inchangé (cas de la plasticité parfaite par exemple) ou modifier sa position et/ou sa dimension. Les variables d'écrouissage sont introduites pour caractériser les changements apportés au domaine élastique E_σ par les déformations permanentes, ce sont des variables évolutives avec l'histoire du chargement et décrites par les lois d'écrouissage (BESSION *et al.*, 2001).

Les deux principaux types d'érouissage sont l'érouissage isotrope et l'érouissage cinématique. Les lois d'érouissage isotrope sont celles dans lesquelles l'évolution de la surface de charge est gouvernée par une seule variable scalaire : soit le travail plastique dissipé, soit la déformation plastique cumulée, soit toute variable associée telle que la force thermodynamique R .

L'érouissage isotrope correspondant à une dilatation simple du critère initial. La figure 1.48 indique schématiquement l'évolution du critère dans l'espace des contraintes et la courbe contrainte-déformation plastique en traction-compression.

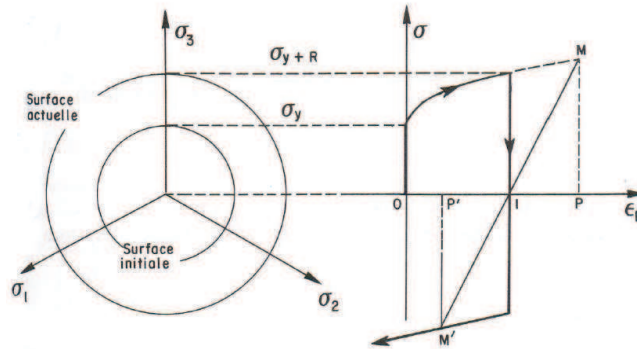


Fig 1.48 – Erouissage isotrope (LEMAITRE et CHABOCHE, 1996)

L'érouissage cinématique correspond à la translation de la surface de charge. La variable d'érouissage \mathbf{X} est de nature tensorielle : elle indique la position actuelle de la surface de charge (LEMAITRE et CHABOCHE, 1996). La figure 1.49 montre schématiquement le mouvement de cette surface dans l'espace des contraintes et la modélisation correspondante en traction-compression dans le diagramme contrainte-déformation. k est la valeur de la limite d'élasticité.

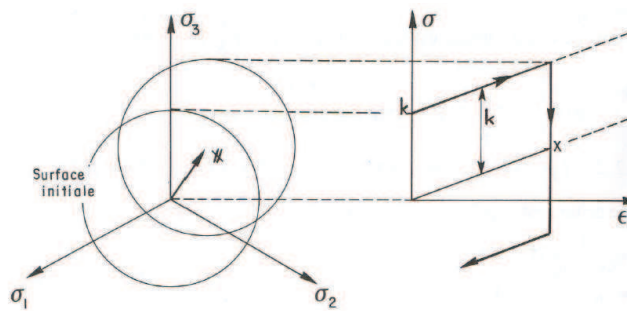


Fig 1.49 – Erouissage cinématique (LEMAITRE et CHABOCHE, 1996)

- Le *critère de plasticité ou de visco-plasticité* ou de rupture, qui caractérise la rupture du matériau (les déformations tendent vers l'infini). Lorsque le seuil de contrainte n'évolue pas, le critère de plasticité est confondu avec la surface de charge.

Les lois d'érouissage sont également définies par le potentiel d'écoulement plastique F et par le multiplicateur plastique γ . Pour les enrobés bitumineux, les paramètres présentés ci-dessus sont fortement influencés par la température et par la vitesse de sollicitation.

Le schéma visco-plastique classique est en général à un mécanisme de plasticité. Il s'est révélé parfois inadapté pour rendre compte de certains phénomènes mécaniques observés, comme le comportement cyclique. Certains auteurs ont proposés des schémas à plusieurs mécanismes plastiques (NGUYEN *et al.*, 2006).

Pour illustrer ces approches, nous présentons les modèles à un et deux mécanismes plastiques développés au LCPC par NGUYEN (2006). Le modèle à deux mécanismes plastiques est présenté en premier car c'est celui qui a été développé en premier lieu.

1.6.2.1 Modèle à deux mécanismes plastique

L'approche proposée par NGUYEN *et al.* (2006) consiste à modéliser le comportement irréversible des matériaux bitumineux, spécialement les déformations permanentes sous un chargement cyclique. Le modèle est basé sur la théorie de la visco-plasticité tridimensionnelle en introduisant deux mécanismes de plasticité. La déformation totale est décomposée en deux composantes :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{vp} \quad (1.31)$$

Les fonctions critères sont construites autour des paramètres caractérisant la cohésion et l'angle de frottement interne. Elles doivent faire intervenir en même temps les contraintes hydrostatique et déviatorique. Le domaine créé par ces fonctions critères doit être fermé pour capturer des chemins de contraintes dont la partie hydrostatique est élevée par rapport à la contrainte déviatorique.

Le comportement visco-plastique est donc défini par un couplage de deux fonctions critères (Eq. 1.32 et Eq. 1.33).

$$f_1(\sigma, \mathbf{X}) = \sqrt{\|s - \mathbf{X}\|^2 + \frac{2}{3}\alpha_1^2(p + \delta R_0)^2} - \sqrt{\frac{2}{3}}R_0 \quad (1.32)$$

$$f_2(\sigma, \mathbf{X}) = \|s - c_X \mathbf{X}\| + \sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_2 p - \sqrt{\frac{2}{3}}c_R R_0 \quad (1.33)$$

Où,

- p est la contrainte hydrostatique et s le tenseur des contraintes déviatoriques
- $\|\cdot\|$ est la norme définie par $\|s\| = \sqrt{s : s}$
- R_0 caractérise la résistance du matériau aux déformations permanentes
- α_1 et δ sont deux paramètres positifs caractérisant la forme de la surface du premier critère
- α_2 caractérise l'influence de la contrainte hydrostatique p dans le deuxième critère
- c_X définit la vitesse et le niveau de translation de la deuxième surface par rapport à la première, c_R est le paramètre caractérisant la limite élastique du deuxième critère
- \mathbf{X} est le tenseur d'écroûissage cinématique

Le premier critère f_1 est une fonction quadratique de p et q dont la forme ressemble aux modèles de type Cam-Clay utilisés pour les sols par ROSCOE et BURLAND (1968) et SCHOFIELD et

WROTH (1968). Il est modifié pour tenir compte du phénomène de contractance ainsi que de la dissymétrie du domaine élastique par un déplacement δR_0 suivant l'axe des contraintes hydrostatiques. La fermeture de f_1 permet de décrire des trajets de chargements dont la contrainte hydrostatique est importante.

Le deuxième critère f_2 est du type Drucker-Prager linéaire dont l'influence de p est exprimée à travers α_2 . En contrepartie avec le premier critère, f_2 ne peut produire que de la dilatance volumique. Le couplage de ces deux critères permet de construire un modèle capable de simuler non seulement la dilatance mais aussi la contractance volumique.

L'écroûissage cinématique a été introduit dans ce modèle pour piloter l'évolution des surfaces de charge. Le modèle se place dans le cadre de la viscoplasticité non associée, mieux adaptée aux matériaux granulaires. Grâce à la présence de deux surfaces de charge, la direction d'écoulement des déformations permanentes peut être changée lors du trajet de déchargement cyclique et des déformations permanentes incrémentales cycliques sont obtenues.

Dans l'espace des contraintes principales, le premier critère forme une surface elliptique fermée tandis que le deuxième forme une surface conique ouverte dans la direction des contraintes hydrostatiques (Fig. 1.50). Le domaine élastique du modèle est défini par l'intersection convexe des deux domaines définis par ces deux surfaces.

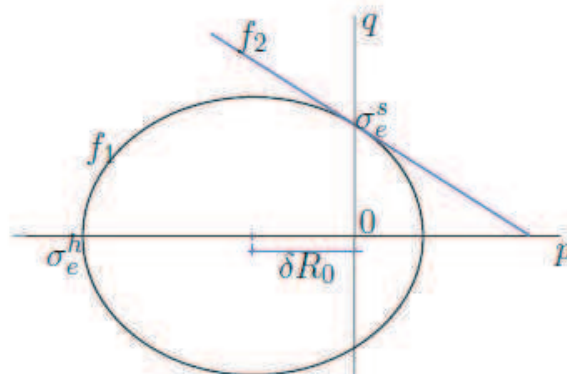


Fig 1.50 – Surfaces de charge initiales dans le plan (p, q)

Les observations sur le fonctionnement du modèle rhéologique de Stéfani ont montré le rôle de chaque critère. Le deuxième critère f_2 n'est activé que lors du déchargement des sollicitations cycliques et c'est le premier critère qui explique le comportement sous chargements monotones.

L'effet de la température n'a pas été pris en compte dans le modèle. Les paramètres du modèle ont été identifiés pour chaque température.

Le modèle a été validé par des simulations des essais de déformations permanentes de NEIFAR et DI BENEDETTO (2000). Il a montré des simulations relativement proches des résultats expérimentaux aussi bien pour les déformations axiales que pour les déformations radiales. Cependant ce modèle ne peut pas bien simuler en même temps les chargements cycliques et statiques. De plus, l'utilisation des deux surfaces de charges avec deux mécanismes d'écroûissage différents introduit des

points singuliers sur la surface du domaine élastique. Pour cette raison, NGUYEN (2006) a proposé un autre modèle à un mécanisme plastique.

1.6.2.2 Modèle à un mécanisme plastique

Ce modèle postule une seule surface de charge de forme elliptique (Fig. 1.51). La fonction critère fait intervenir en même temps les contraintes déviatoriques et hydrostatiques (Eq. 1.34) et forme un domaine élastique dissymétrique fermé.

$$f(\sigma, \mathbf{X}_1, \mathbf{X}_2) = \sqrt{\|s - \mathbf{X}_1\|^2 + \frac{2}{3}\alpha^2(p - \frac{1}{3}\text{tr}(\mathbf{X}_2) + \delta R_0)^2} - \sqrt{\frac{2}{3}}R_0 \quad (1.34)$$

Où,

- p est la contrainte hydrostatique et s le tenseur des contraintes déviatoriques
- $\|\cdot\|$ est la norme défini par $\|s\| = \sqrt{s : s}$
- R_0 caractérise la résistance du matériau aux déformations permanentes
- α est le paramètre maîtrisant l'influence de la contrainte hydrostatique dans f
- δ est le paramètre donnant au domaine élastique la dissymétrie par un déplacement δR_0 suivant l'axe des contraintes hydrostatiques p
- \mathbf{X}_1 et \mathbf{X}_2 sont les variables d'écoulement cinématique

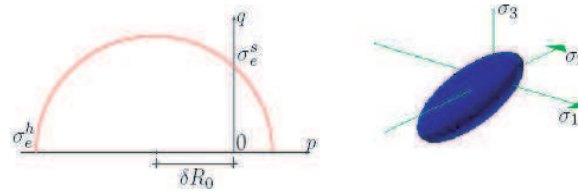


Fig 1.51 – Surface de charge initiale dans le plan (p, q)

Deux écoulements cinématiques non linéaires ont été introduits : l'un, \mathbf{X}_1 , purement déviatorique (Eq. 1.35, avec \dot{e}^{vp} l'écoulement visco-plastique déviatorique) et l'autre, \mathbf{X}_2 , purement volumique (Eq. 1.36, avec $\dot{\varepsilon}_v^{vp}$ l'écoulement visco-plastique volumique). Ceci permet de reproduire correctement les déformations de cisaillement et les déformations volumiques par deux mécanismes quasiment indépendants.

$$\dot{e}^{vp} = -\dot{\alpha}_1 + \frac{\langle f \rangle}{\eta} a X_1 \quad (1.35)$$

$$\frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_v^{vp} I = -\dot{\alpha}_2 + \frac{\langle f \rangle}{\eta} b X_2 \quad (1.36)$$

Ce modèle est capable de simuler les sollicitations monotones de fluage statique. Afin de le rendre également capable de simuler les sollicitations cycliques, un mécanisme de restauration de l'écoulement cinématique de cisaillement a été introduit. Ce mécanisme supplémentaire correspond à la relaxation visco-élastique des champs d'auto-contraintes issus de l'incompatibilité des déformations permanentes. Ceci donne au modèle la capacité de reproduire le phénomène de rochet sous sollicitations cycliques. Ceci apporte aussi une évolution des déformations permanentes qui est plus forte

sous sollicitations cycliques que sous fluage statique.

Le nouveau modèle a montré ses capacités à travers des simulations des essais de fluage statique et cyclique en reproduisant correctement l'évolution des déformations permanentes volumique et de cisaillement en fonction de la durée de sollicitation (temps ou nombre de cycles). Cependant, les résultats des essais de fluage statique ou cyclique simulés ont été obtenus avec un enrobé avec 10% de vides. Nous pouvons nous demander si les déformations du début de l'essai ne correspondent pas à une phase de post-compactage plutôt qu'à de la déformation permanente.

Chapitre 2

Étude des sollicitations sous charges roulantes

Ce deuxième chapitre est consacré à l'étude des sollicitations sous charges roulantes. A l'aide du logiciel Alizé, Nous avons calculé les contraintes apparaissant dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante. Nous avons pu ainsi étudier la forme des chemins de contraintes à différentes profondeurs dans la chaussée, et avoir un ordre de grandeur des valeurs des contraintes créées. Ces calculs nous ont permis de fixer les valeurs des déviateurs de contraintes et des pressions de confinement appliqués lors des essais triaxiaux réalisés durant la campagne expérimentale.

2.1 Principe de modélisation de la structure de chaussée

La modélisation de la chaussée selon la méthode française de dimensionnement (SETRA-LCPC, 1998) s'appuie sur la représentation de la structure par un massif multicouche à comportement élastique, isotrope et linéaire.

Les calculs ont été faits avec le logiciel Alizé-LCPC (<http://www.lcpc.fr/en/produits/alize/index.dml>), qui repose sur le modèle axisymétrique de Burmister (BURMISTER, 1943) (élastique linéaire multicouche).

Les différentes couches de matériau constituant la structure possèdent une épaisseur constante, et leur extension dans le plan horizontal XOY est infinie. De plus, l'extension suivant la direction verticale ZZ de la couche inférieure du massif multicouche, représentant en général le substratum ou le sol support, est supposée infinie. La description du fonctionnement mécanique des différentes couches constituant la chaussée se ramène finalement aux paramètres suivants :

- L'épaisseur H
- Le module d'Young E du matériau
- Le coefficient de Poisson ν du matériau
- Les conditions d'interface au sommet et à la base de la couche, avec les couches adjacentes : les couches peuvent être parfaitement collées ou parfaitement glissantes

Les charges sont représentées par des disques, soumis à une pression verticale uniforme.

2.2 Examen des chemins de contraintes au passage d'un véhicule : cas d'une couche d'enrobé homogène

2.2.1 Structure de chaussée

La figure 2.1 représente la charge circulaire choisie pour les calculs faits avec Alizé. On suppose que l'empreinte de la roue est circulaire. Le rayon de l'empreinte circulaire est 12.5 cm et la pression est 0.662 MPa. C'est la charge de référence utilisée dans Alizé.

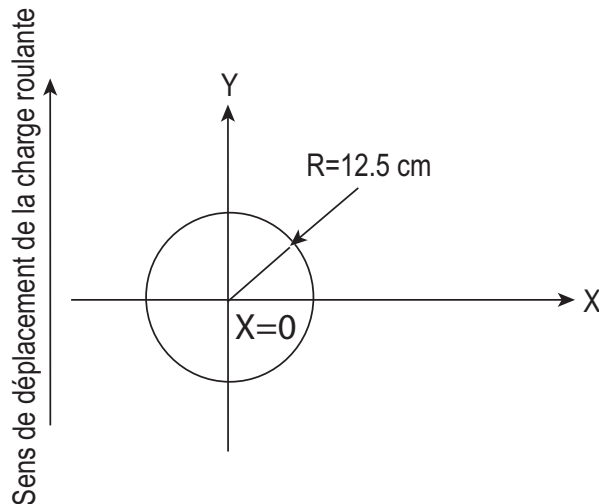


Fig 2.1 – Roue isolée

La figure 2.2 représente le maillage utilisé pour les calculs avec la charge circulaire. Les calculs sont faits sur une surface rectangulaire carrée de 50 cm*50 cm avec un pas de 5 mm. Nous considérons qu'à une distance supérieure à 50 cm, les niveaux de contraintes dus à la charge deviennent faibles et peuvent être négligés pour l'analyse des champs de contraintes.

La figure 2.3 représente la structure de chaussée choisie pour cette étude. C'est une structure modèle, servant uniquement pour nos calculs. Elle est composée de 24 cm de BBSG sur un sol support PF 3.

Les caractéristiques des matériaux sont celles données dans Alizé pour une température de 15° C :

- $E_{BBSG,10 Hz} = 5400 MPa$ et $\nu_{BBSG} = 0.35$
- $E_{PF3} = 120 MPa$ et $\nu_{PF3} = 0.35$

2.2.2 États de contraintes dans la couche bitumineuse

La figure 2.4(a) représente les variations de p (pression moyenne) sur l'axe $0Y$, qui passe sous le centre de la charge, en fonction de la distance au centre de la roue à différentes profondeurs Z . Les courbes sont symétriques par rapport à l'axe des ordonnées. La figure 2.4(b) représente les valeurs de q (déviateur des contraintes) en fonction de la distance au centre de la roue à différentes profondeurs Z . Les courbes sont symétriques par rapport à l'axe des ordonnées. La figure 2.4(c) représente les

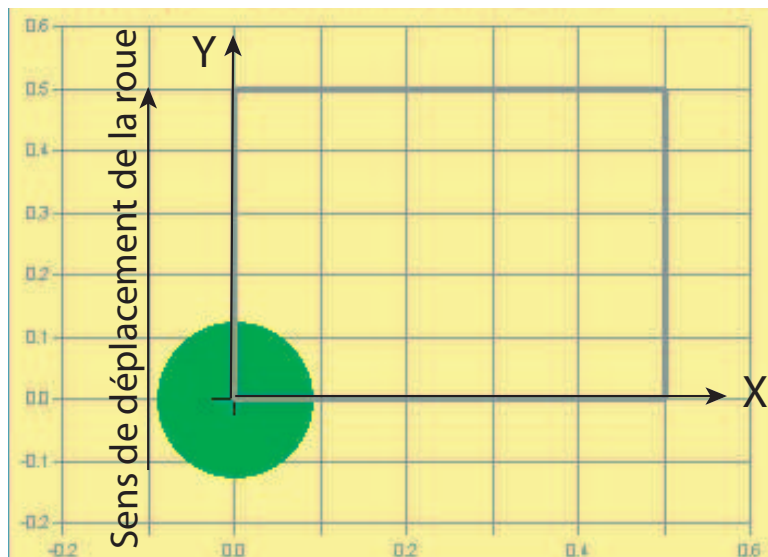


Fig 2.2 – Maillage utilisé pour les calculs avec la roue isolée

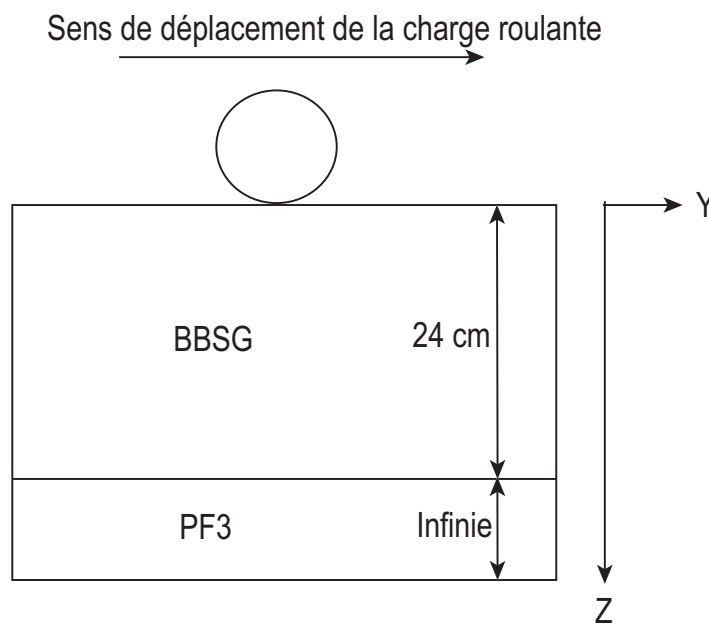


Fig 2.3 – Structure de chaussée

valeurs de θ (angle des directions principales avec la verticale dans le plan $Y0Z$) en fonction de la distance au centre de la roue à différentes profondeurs Z . Les courbes sont symétriques par rapport à l'origine. La rotation des contraintes est très rapide lorsque $Z=3$ cm, et ensuite beaucoup plus lente. Ces courbes, de variation des contraintes sous charge statique en fonction de la distance Y , sont identiques aux variations de contraintes vues par un point M fixe, lorsque la charge se déplace suivant Y .

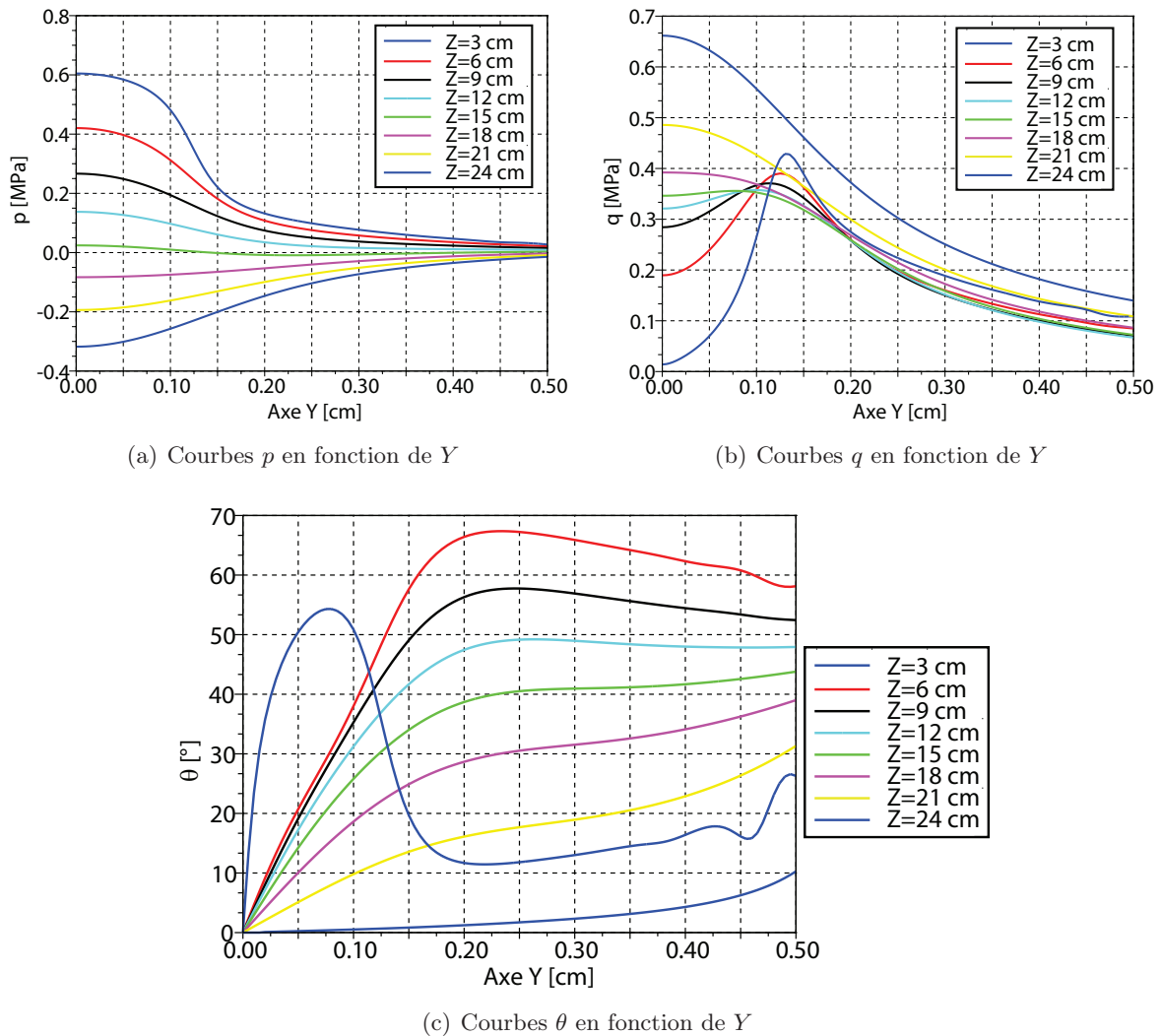


Fig 2.4 – Calculs de p , q et θ en fonction de la distance au centre de la charge Y à différentes profondeurs Z à $T=15^\circ \text{C}$

2.2.3 Effet de la distance au centre de la charge

La figure 2.5 représente les chemins de contraintes, vus par un point de la chaussée, à la profondeur $Z = 3 \text{ cm}$ lorsque la charge se déplace, à différentes abscisses X (0, 10, 20, 30, 40 et 50 cm).

L'abscisse $X = 0$ représente le point situé sous le passage de la roue et les abscisses $X = 20 \text{ cm}$ et $X = 40 \text{ cm}$ les points situés à côté du passage de la roue simple.

La charge roulante se déplace dans le sens ($Y'Y$).

Considérons le chemin de contraintes à l'abscisse $X = 0$, c'est à dire, à la verticale du centre de la roue.

Le chemin de contraintes ($A \rightarrow B \rightarrow C$) correspond au trajet de la charge roulante de $Y = -\infty$ à $Y = 0$. Le chemin de contraintes ($C \rightarrow B \rightarrow A$) correspond au trajet de la charge roulante de $Y = 0$ à $Y = +\infty$.

Il est important de faire remarquer que le moment le plus défavorable pour la chaussée (c'est à dire le moment où le déviateur des contraintes est le plus important) se situe au point B qui correspond au passage du bord de la charge et non pas du centre de la charge. Le passage du centre de la charge

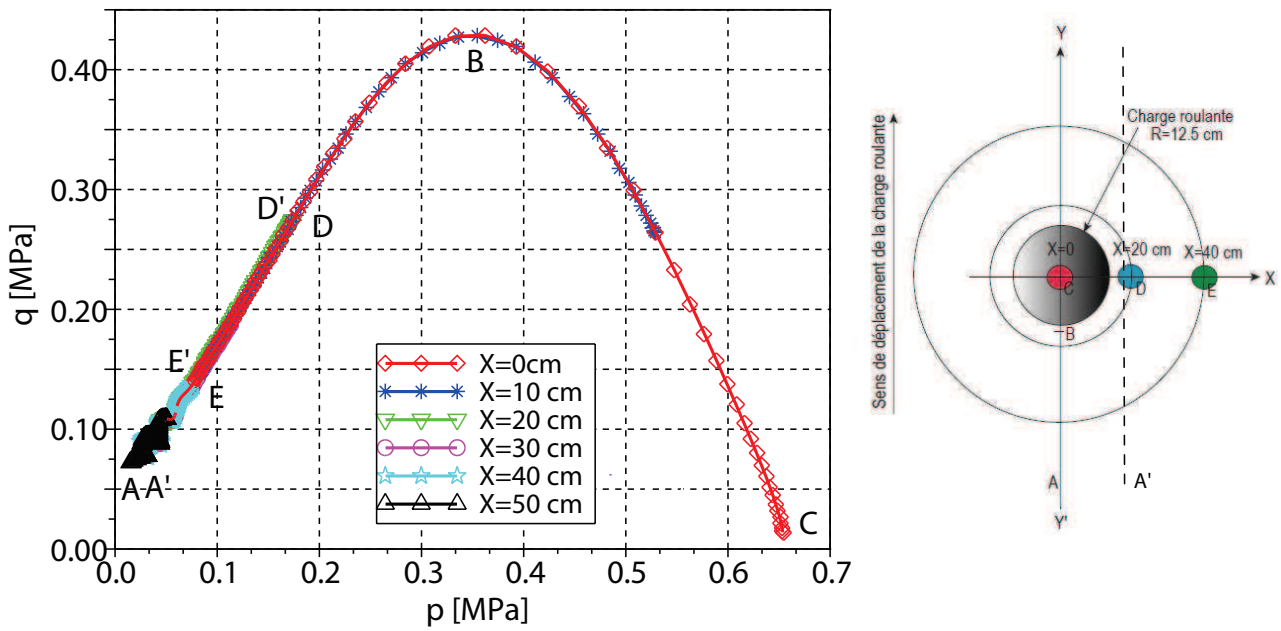


Fig 2.5 – Chemins de contraintes à différentes abscisses et à la profondeur $Z=3$ cm

correspond au point C .

De plus, en terme de temps, il faut remarquer que, la vitesse de déplacement de la charge étant constante, le trajet entre le point A et le point B correspond à une durée assez longue (le temps de la distance $Y = -\infty$ à $Y = \text{Bord de la roue}$). Le trajet entre le point B et le point C correspond à une durée très courte (le temps de la distance $Y = \text{Bord de la roue}$ à $Y = \text{Centre de la roue}$).

Dans le but d'essayer de reproduire ces chemins de contraintes avec des essais de laboratoire, il paraît donc plus judicieux d'essayer de représenter le trajet $A \rightarrow B$ (qui est très long) plutôt que le trajet $B \rightarrow C$ qui est très court et dont l'effet sur la chaussée doit donc être plus faible.

Considérons maintenant le chemin de contraintes à l'abscisse $X = 20$ cm, c'est à dire, à 20 cm de la verticale de l'application de la charge.

Comme précédemment, le chemin de contraintes ($A' \rightarrow D$) correspond au trajet de la charge roulante de $Y = -\infty$ à $Y = 0$. Le chemin de contraintes ($D \rightarrow A'$) correspond au trajet de la charge roulante de $Y = 0$ à $Y = +\infty$.

On remarque que la courbe ($A' \rightarrow D$) est confondue avec le début de la courbe ($A \rightarrow B \rightarrow C$). Ceci est dû au caractère axisymétrique du calcul. En tous les points situés sur un cercle de centre $Y=0, X=0$ et de rayon a , les états de contraintes sont les mêmes. Au point D , on retrouve le même niveau de contraintes que sur le point de la courbe ABC situé à la même distance du centre du cercle.

De la même façon, le chemin de contraintes au passage d'une charge roulante à $X = 40$ cm est confondu avec le début du chemin de contraintes au passage d'une charge roulante à $X = 0$.

2.2.4 Effet de la profondeur

La figure 2.6 représente les chemins de contraintes (p, q) au passage d'une charge circulaire que l'on déplace à différentes profondeurs, sous le centre de la charge.

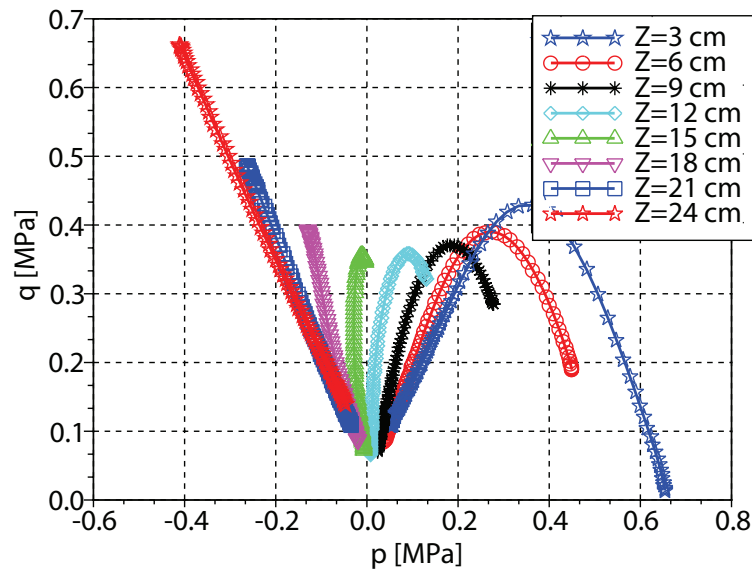


Fig 2.6 – Chemins de contraintes à différentes profondeurs à l'abscisse $X = 0$ (sous le passage de la charge roulante)

Comme nous l'avons vu précédemment, les chemins de contraintes au passage d'une charge roulante en $X = a$ est confondu avec le début du chemin de contraintes au passage d'une charge roulante en $X = 0$. Nous n'avons donc représenté que les chemins de contraintes à la verticale du centre de la charge roulante, les autres pouvant être déduits facilement.

Le chemin de contraintes au passage d'une charge roulante dans la couche de BBSG (de 3 cm à 12 cm de profondeur) a une forme en "cloche".

De plus, le maximum du déviateur des contraintes n'est pas atteint sous le centre de la charge roulante mais sous le bord de la charge roulante.

A la profondeur 15 cm la pression moyenne $p = \frac{\sigma_V + 2\sigma_H}{3}$ est quasiment nulle. On a alors $\sigma_V > 0 > \sigma_H \simeq -\frac{\sigma_V}{2}$. On peut penser que cet état de contraintes est assez défavorable pour la chaussée.

A la profondeur 18 cm (et plus bas), la pression moyenne $p = \frac{\sigma_V + 2\sigma_H}{3}$ est négative. Il y a donc un état de contraintes en traction. La maximum du déviateur des contraintes est atteint sous le centre de la charge roulante.

Qualitativement, les résultats seraient les mêmes pour des épaisseurs de chaussées différentes, avec des états de contraintes en compression dans la partie supérieure de la couche et en traction dans la partie inférieure.

2.2.5 États de contraintes générés dans la chaussée au passage d'une charge roulante

La figure 2.7 représente les états de contraintes générés dans les différentes couches de la chaussée sous le passage d'une charge roulante à différentes profondeurs et à différentes distances du centre de la roue. Nous retrouvons les mêmes résultats que HECK (2001).

Les contraintes sont représentées en rouge s'il y a de la compression et en bleu s'il y a de la traction. Le trait noir épais représente la demie empreinte de la charge circulaire.

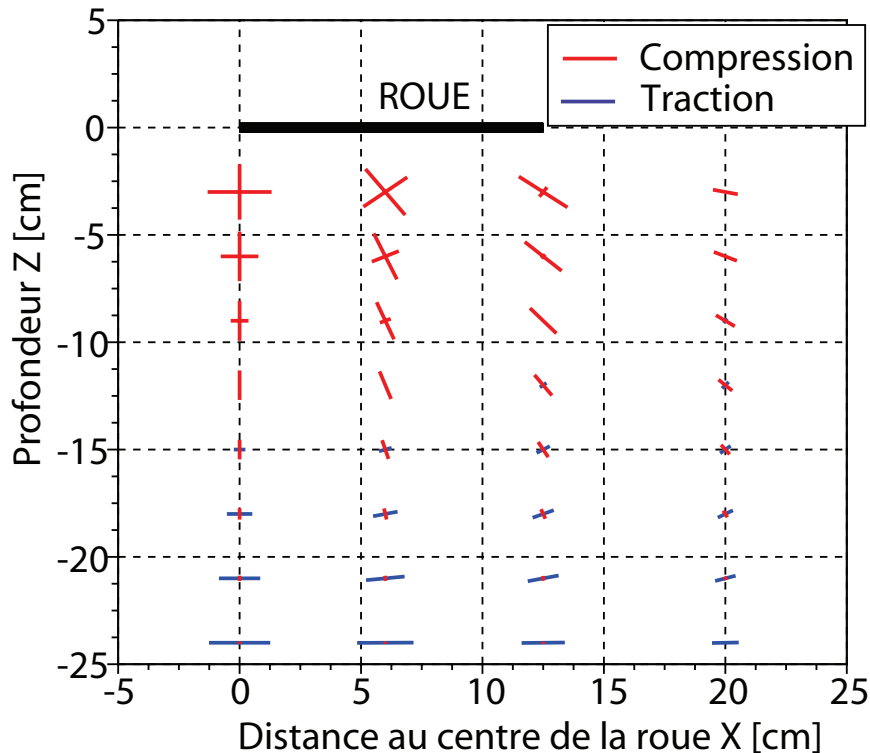


Fig 2.7 – États de contraintes générés dans les couches de la chaussée sous le passage d'une charge roulante

Pour les points A_i situés à la verticale du centre de la roue, les contraintes sont de la forme :

$$\Sigma(A_i) = \begin{bmatrix} \sigma_{Hi} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{Hi} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{Vi} \end{bmatrix}$$

Comme nous l'avons montré précédemment, le bas de couche (à partir de 18 cm environ) fait apparaître un état de contraintes en traction horizontale ($\sigma_H < 0; \sigma_V \simeq 0$).

Les sommets de la couche (jusqu'à 12 cm environ) révèlent un état de contraintes en compression suivant les directions horizontales et verticales, mais pour lesquels la contrainte verticale est sensiblement majeure ($\sigma_V > \sigma_H$). Pour DI BENEDETTO et CORTE (2005) le résultat de la répétition de tels chargements sur un enrobé sujet aux déformations permanentes est ici sans ambiguïté. Elle entraîne un tassement du matériau suivant la direction verticale et une dilatation dans le sens horizontal par effet de compensation de volume.

A 15 cm de profondeur, on observe la transition entre ces deux modes de sollicitation de la chaussée, qui se traduit avec la profondeur par une diminution algébrique des contraintes verticales et horizontales. Le point à 15 cm de profondeur illustre notamment la situation au voisinage de la côte à pression moyenne $p = \frac{2\sigma_H + \sigma_V}{3}$, quasi nulle, pour laquelle $\sigma_V > 0 > \sigma_H \simeq -\frac{\sigma_V}{2}$. D'après DI BENEDETTO et CORTE (2005), il n'existe pas de résultats publiés pour ce mode de sollicitation, mais l'extension au cas uniaxial laisse penser que ce type de situation est particulièrement déstabilisant pour les matériaux et peut engendrer des vitesses de déformations permanentes relativement importantes (comme précédemment, en contraction suivant la verticale et en extension suivant les directions horizontales). Ceci montre que l'orniérage n'est pas strictement cantonné à la partie supérieure des chaussées.

2.2.6 Effet de la température

La figure 2.8 représente les chemins de contraintes au passage d'une charge roulante, sous la charge roulante, à 3 cm de profondeur, à des températures de 15, 25 et 35° C. Les caractéristiques des matériaux sont les valeurs de référence données dans Alizé pour un BBSG : 5400 MPa à 15 degres C, 2450 MPa à 25° C et 1150 MPa à 35° C.

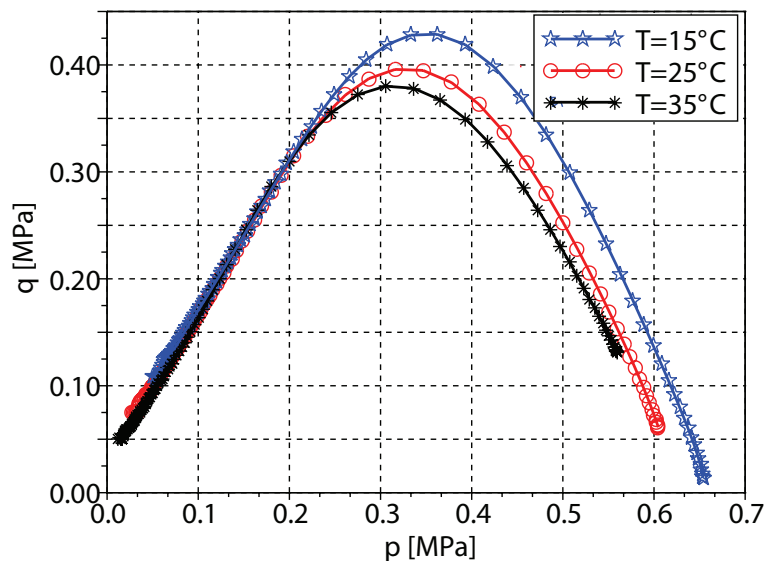


Fig 2.8 – Chemins de contrainte à la profondeur $Z=3$ cm, sous le passage de la charge roulante, à différentes températures

On remarque qu'il y a peu de variation des chemins de contraintes avec la température. Lors de nos essais triaxiaux, nous appliquerons donc les mêmes déviateurs de contraintes et les mêmes pressions de confinement, mais avec des températures différentes.

Ceci peut s'expliquer par le fait que les calculs sont faits, en élasticité, à force imposée (la charge circulaire est uniforme). La légère différence entre les chemins de contraintes aux 3 températures vient du fait que la structure n'est pas homogène (24 cm de BBSG sur un sol support).

2.2.7 Effet roue simple / jumelage

La figure 2.9 représente le jumelage standard choisi pour les calculs faits avec Alizé. Le rayon d'une charge est 12.5 cm et sa pression est 0.662 MPa.

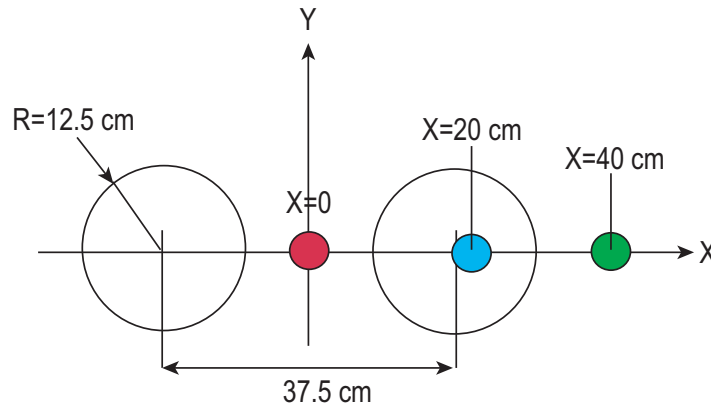


Fig 2.9 – Jumelage standard français

La figure 2.10 représente le maillage utilisé pour les calculs avec le jumelage standard. Les calculs sont faits sur un rectangle 50 cm* 70 cm de côté avec un pas de 5 mm. Nous considérons qu'à une distance supérieure à 50 cm, l'effet de la charge circulaire devient faible.

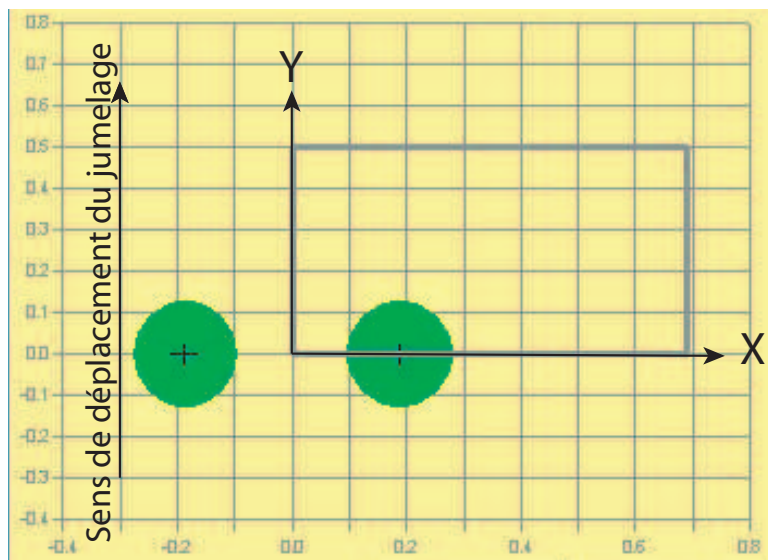


Fig 2.10 – Maillage utilisé pour les calculs avec le jumelage

La figure 2.11(a) représente les chemins de contraintes à la profondeur $Z = 3$ cm mais à différentes abscisses X (0, 10, 20, 30, 40 et 50 cm). A partir d'une distance au centre du jumelage de $X=30$ cm (c'est à dire à l'extérieur des roues), on se retrouve à peu près dans le cas d'une roue simple, où tous les chemins de contraintes sont confondus.

Pour des distances au centre du jumelage inférieures à 30 cm, les chemins de contraintes sont sensiblement différents. L'influence des deux roues se fait ressentir. Pour les différentes distances au

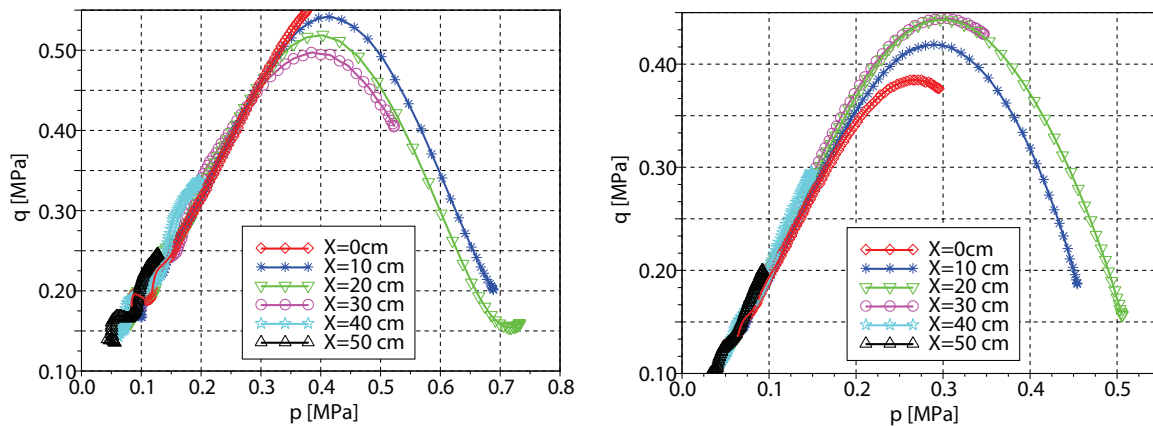
centre du jumelage, le maximum du déviateur des contraintes est quasiment le même. Par contre il n'est pas atteint au même moment :

- En $X=0$, (au milieu du jumelage) il est atteint sous le centre du jumelage
- Pour $X=10, 20$ ou 30 cm, il est atteint sous le bord de la roue (et non sous le centre de la roue)

Les valeurs maximales de p et de q sont un peu plus importantes avec un jumelage qu'avec une roue simple mais restent dans le même ordre de grandeur.

La figure 2.11(b) représente les chemins de contraintes à la profondeur $Z = 6$ cm mais à différentes abscisses X (0, 10, 20, 30, 40 et 50 cm). On remarque qu'à partir d'une distance au centre du jumelage de $X=20$ cm (c'est à dire à environ 1 cm après le centre d'une des roues du jumelage), on se retrouve dans le cas d'une roue simple où tous les chemins de contraintes sont confondus.

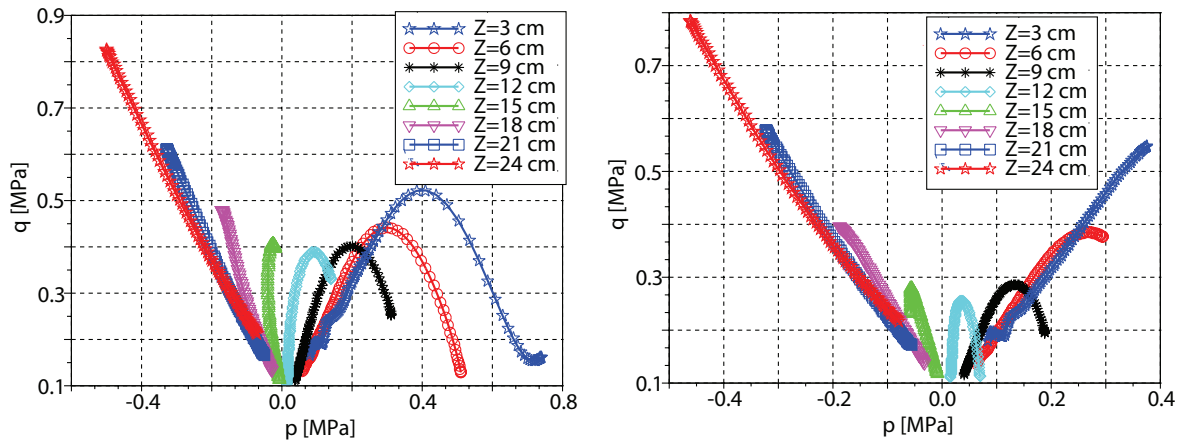
Pour des distances au centre du jumelage inférieures à 20 cm, les chemins de contraintes sont légèrement différents. L'influence des deux roues se fait ressentir. Pour des profondeurs supérieures à 6 cm, on est dans le même cas.



(a) Chemins de contraintes à différentes abscisses et à la profondeur $Z=3$ cm (b) Chemins de contraintes à différentes abscisses et à la profondeur $Z=6$ cm

Fig 2.11 – Chemins de contraintes à différentes abscisses et aux profondeurs $Z=3$ cm et $Z=6$ cm sous l'action d'une charge circulaire jumelée se déplaçant suivant l'axe Y à $T=15^\circ$ C

La figure 2.12 représente les chemins de contraintes au passage d'une charge roulante sous une des roues du jumelage (Fig. 2.12(a)) et au centre du jumelage (Fig. 2.12(b)), à différentes profondeurs. On remarque que la forme des chemins de contraintes est quasiment la même que pour une roue simple. Les valeurs de p et q sont légèrement plus importantes mais restent dans les mêmes ordres de grandeur.



(a) Chemins de contraintes à différentes profondeurs à l'abscisse $X=18.5$ cm (sous une des roues du jumelage) (b) Chemins de contraintes à différentes profondeurs à l'abscisse $X=0$ cm (sous le centre du jumelage)

Fig 2.12 – Chemins de contraintes à différentes profondeurs aux abscisses $X=18.5$ cm et $X=0$ cm à $T=15^\circ$ C

2.3 Conclusions : simplification du problème pour l'étude du comportement des enrobés bitumineux sous chargements répétés avec l'essai triaxial à pression constante

2.3.1 Les hypothèses choisies pour les calculs

Il est important de préciser que les calculs des chemins de contraintes ont été faits en faisant l'hypothèse d'une structure multicouche élastique, ce qui n'est pas le cas d'une chaussée réelle. Il aurait été plus réaliste de faire les calculs avec une hypothèse de structure multicouche visco-élastique.

Le logiciel ViscoRoute développé à l'ENPC et au LCPC par DUHAMEL *et al.* (2005) et CHABOT *et al.* (2006) permet de faire des calculs de chemins de contraintes dans une chaussée multicouche visco-élastique. HAMMOUM *et al.* (2009) ont fait des calculs avec ViscoRoute. Les chemins de contraintes ont sensiblement la même forme qu'en élasticité et les valeurs de p et q sont plus ou moins semblables. Nous avons donc décidé de nous limiter aux calculs des chemins de contraintes en élasticité.

2.3.2 Forme des chemins de contraintes

Nous avons vu que les chemins de contraintes dans la chaussée, sous l'action d'une charge circulaire, sont différents en bas et en haut des couches bitumineuses. Le haut de la couche (jusqu'à 12 cm environ, pour le cas étudié) révèle un état de contraintes en compression suivant les directions horizontales et verticales, mais pour lesquels la contrainte verticale est sensiblement majeure. Le bas de la couche bitumineuse révèle un état de contraintes en traction.

Dans cette étude, nous nous intéressons principalement à l'orniérage de surface des enrobés bitumineux. Nous nous attacherons donc à représenter les chemins de contraintes en haut de la couche bitumineuse.

2.3.3 Les essais de fluage triaxial

La figure 2.13 représente les chemins de contraintes sous le centre de la roue $X = 0$ cm mais à différentes profondeurs Z , à la température de 20° C.

Dans la thèse, nous nous sommes limités à des chargements triaxiaux en compression, avec une pression de confinement constante. Avec ces limitations, on a cherché à se rapprocher au mieux des chemins de contraintes réels, en s'intéressant en particulier aux conditions où le déviateur des contraintes est maximum, car, comme on l'a vu précédemment, ce sont les conditions supposées les plus défavorables du point de vue des déformations permanentes.

Dans un premier temps, on a réalisé des essais de fluage à contrainte constante. Les chargements choisis pour ces essais sont représentés par des étoiles sur la figure 2.13. Ils correspondent à des valeurs de contrainte déviatorique q comprises entre 200 kPa et 600 kPa, et à des valeurs de pression de confinement σ_R comprises entre 0 kPa et 200 kPa.

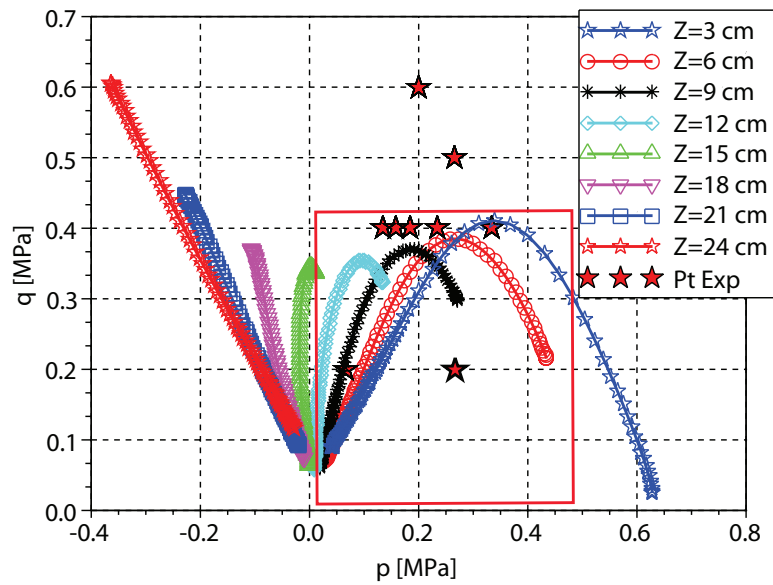


Fig 2.13 – Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z sous le centre de la roue et chargements des essais de fluage à 20° C

2.3.4 Les essais de compression cyclique sinusoïdale

Dans un deuxième temps, on a réalisé des essais de compression cyclique sinusoïdale. Les chargements choisis pour ces essais sont représentés par des traits rouges sur la figure 6.5. Ils correspondent à des chargements cycliques entre 0 et 400 kPa, avec des pressions de confinement σ_R de 0 kPa, 100 kPa et 200 kPa. La pente de ces droites est 3 en raison de la pression de confinement constante. On remarque qu'elles correspondent assez bien avec le début des chemins de contraintes calculés.

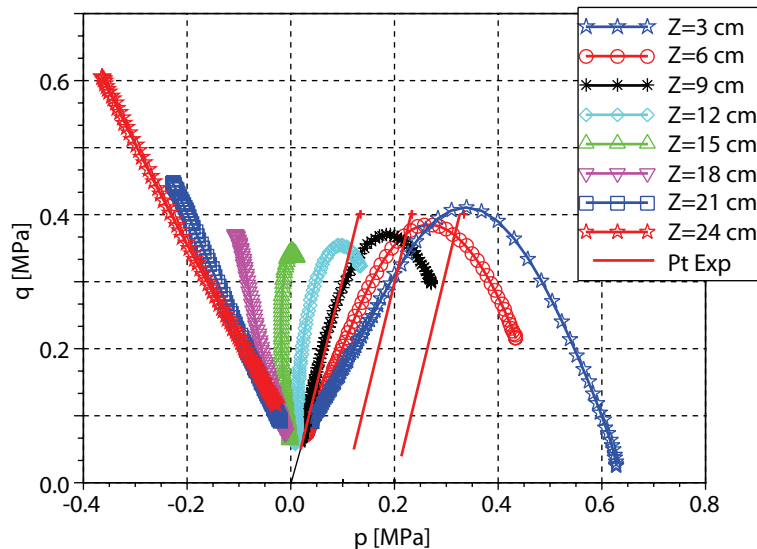


Fig 2.14 – Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le centre de la roue et trajets de chargement des essais de compression cyclique sinusoïdale à 20° C

Chapitre 3

Présentation, mise au point de l'appareil triaxial et matériau étudié

Si l'on analyse les conditions de chargement au niveau du sol support de la chaussée sous le passage d'une charge roulante (Chap. 2), on conclut rapidement à l'impossibilité de simuler ces conditions par un essai de laboratoire classique, sans rotation de contraintes. En effet, une simulation correcte imposerait la rotation des contraintes principales pendant l'essai. Cependant, un compromis entre la simulation réelle et une complexité expérimentale excessive a conduit à considérer l'essai triaxial à chargements cycliques comme un bon essai de laboratoire.

Un essai à contrainte latérale constante (CLC) a été mis au point. Il ne reproduit que partiellement les états de contraintes dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante. Cependant, les paramètres suivants peuvent être modifiés : la contrainte axiale, la pression de confinement, la température, la fréquence et la forme du signal. Il est évident qu'un essai à contrainte latérale variable (CLV) reproduirait mieux l'état de contraintes dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante. Cependant, pour des raisons techniques et financières, la division SMIT a décidé de se limiter dans un premier temps à l'acquisition d'une cellule triaxiale permettant de faire des essais CLC. Cette cellule n'ayant jamais été utilisée auparavant, une importante partie de la thèse a consisté à mettre au point cet essai triaxial à contrainte latérale constante. L'ajout d'un système de variation cyclique de la pression de confinement pourrait constituer une perspective de ce travail.

Ce chapitre est séparé en quatre parties. Les trois premières parties présentent le dispositif expérimental et les vérifications des mesures réalisées. La procédure expérimentale est présentée en annexe I. Le calcul des incertitudes dues aux mesures et au montage de l'essai est aussi présenté. La quatrième partie est consacrée à la présentation du matériau qui sera étudié dans cette thèse : un béton bitumineux semi grenu (BBSG), généralement utilisé sur des chaussées à faible trafic. Après avoir décrit la formulation du matériau et le mode de fabrication des éprouvettes, on présente ses performances en termes de module complexe et de résistance à l'orniérage.

3.1 Dispositif expérimental

La procédure expérimentale, pour la réalisation d'un essai triaxial, est présentée en annexe I. La figure 3.1 montre une photo du dispositif expérimental.

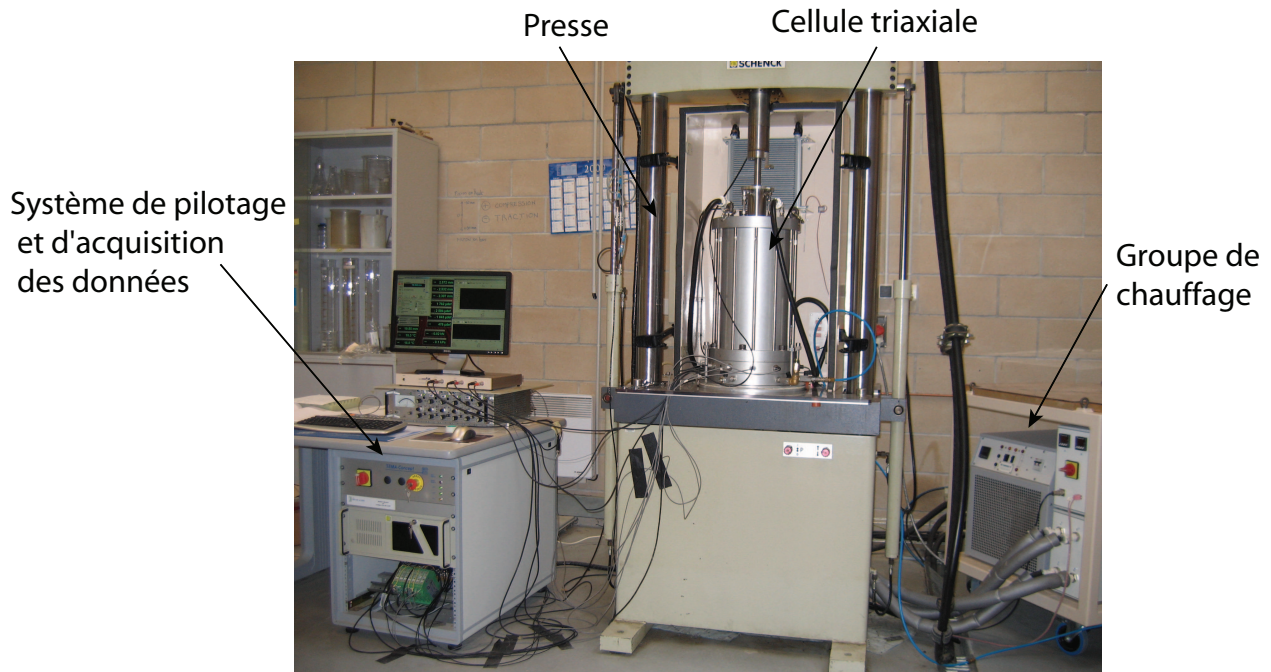


Fig 3.1 – Photo du dispositif expérimental

3.1.1 La presse

La presse utilisée pour nos essais est une presse hydraulique Schenck. Elle est composée d'un cadre de machine à deux colonnes PC 160 M, avec les spécifications suivantes :

- Déplacement hydraulique de la traverse
- Serrage manuel de la traverse
- Montage du vérin PL 100 K au dessus de la traverse

et d'un vérin Hydropuls PL 100 K et ses accessoires, avec les caractéristiques suivantes :

- Effort statique de ± 100 kN
- Effort dynamique de ± 80 kN
- Course nominale 100 mm
- Une servo valve 063 de 38 l/mn de débit nominal
- Capteur de déplacement, type PFMK, course nominale 100 mm, incorporé au centre du vérin

3.1.2 Le système de pilotage de l'essai et d'acquisition des données

Un logiciel spécifique (logiciel Tema Concept) implanté sur un ordinateur PC associé à un module électronique assure le pilotage de l'essai et l'acquisition des données. Le logiciel permet de piloter la presse en force (avec un capteur de force de ± 25 kN) ou en déplacement (capteur de course ± 50 mm). Il dispose d'un système d'acquisition à 16 voies (donc 16 capteurs de mesure), avec une résolution de 16 bits.

3.1.3 La cellule triaxiale

La cellule triaxiale (Fig. 3.2) utilisée pour nos essais a été développée par la société GDS Instruments. Elle permet de faire des essais triaxiaux monotones ou cycliques avec une contrainte latérale constante et à température régulée.

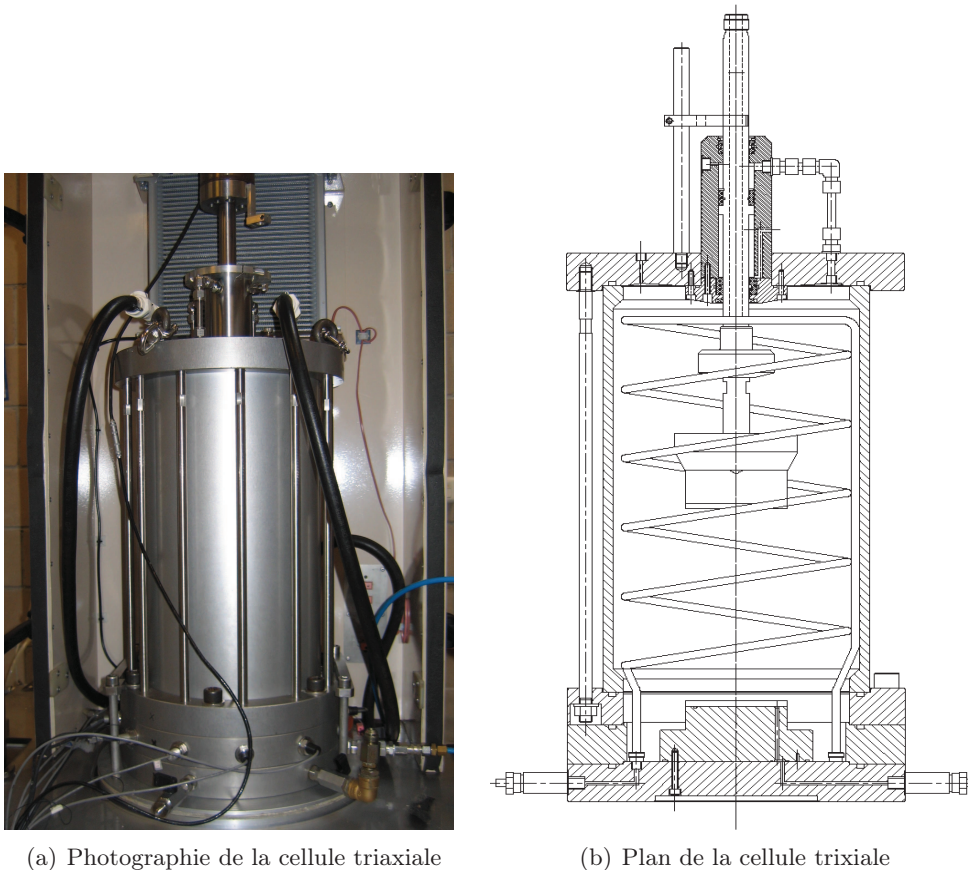


Fig 3.2 – Photo et plan de la cellule triaxiale

La pression dans la cellule peut être appliquée avec de l'eau ou de l'air. La cellule peut supporter une pression allant jusqu'à 3 MPa (notre système de mise sous pression permet d'appliquer une pression maximale de 700 kPa). La cellule est prévue pour des diamètres d'éprouvettes de 80 mm et 100 mm. Les essais de cette thèse sont réalisés sur des éprouvettes de 80 mm de diamètre. Ces éprouvettes sont collées sur des casques métalliques. Un banc de collage, présenté en annexe I, a été développé pour permettre d'aligner parfaitement les casques et l'éprouvette lors du collage.

3.1.4 Le système de régulation de la température

La cellule triaxiale utilisée pour nos essais permet de faire des essais de 0 à 60° C (avec une régulation en température de $\pm 1^\circ$ C). Un fluide caloporteur circule à l'intérieur d'un serpentin situé dans la cellule. Il peut ainsi chauffer ou refroidir l'air ou l'eau à l'intérieur de la cellule. Pour permettre une meilleure régulation de la température, la cellule, fixée sur la presse, est entourée par une chambre thermique (Fig. 3.3). La chambre thermique est équipée d'un radiateur qui permet de refroidir ou de chauffer l'air. Le fluide qui circule dans le serpentin de la cellule ou dans le radiateur de la chambre thermique est régulé en température grâce à un groupe de chauffage et refroidissement (Fig. 3.3(c)).

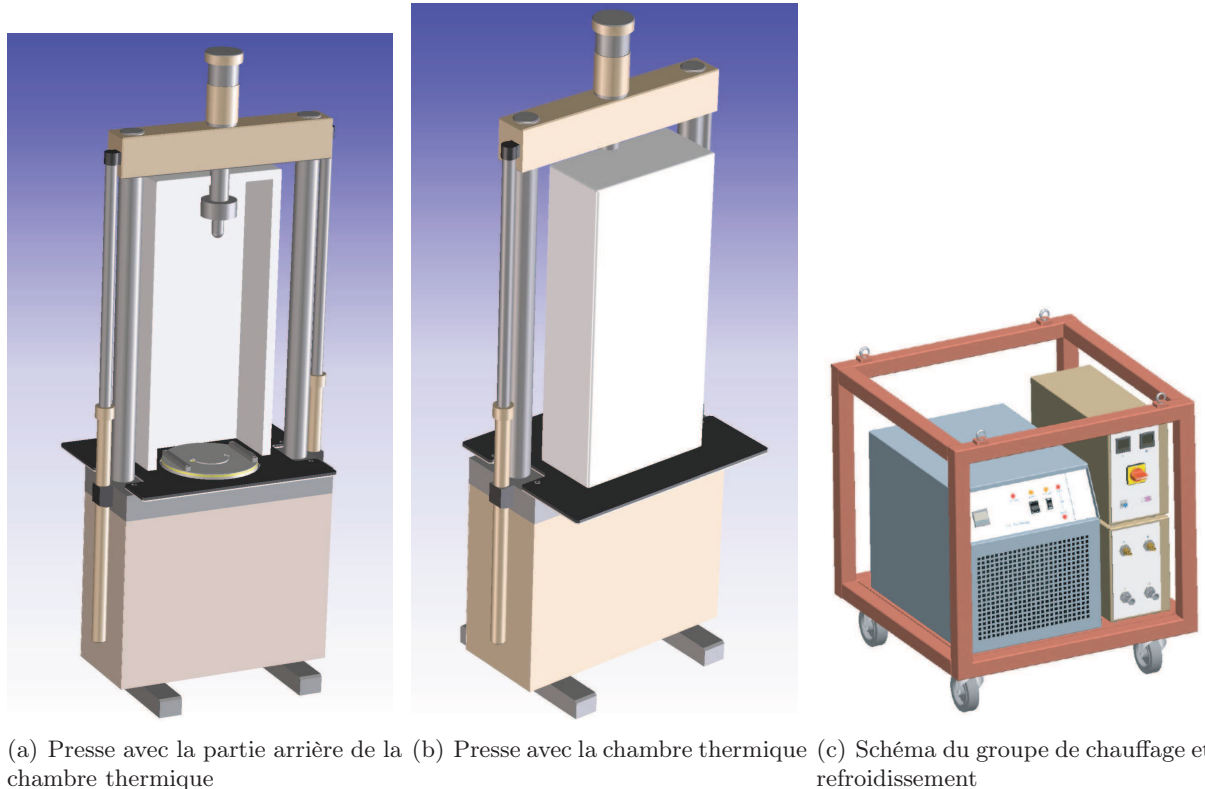


Fig 3.3 – Dispositif de régulation de la température

3.1.5 Instrumentation

La cellule est équipée :

- d'un capteur de force de ± 25 kN, placé à l'intérieur de la cellule, sur le piston de chargement
- d'un capteur de pression de 1 MPa
- de deux sondes de température PT 100 $\pm 100^\circ$ C, qui peuvent être fixées sur l'éprouvette
- de deux capteurs LVDT ± 2.5 mm, pour la mesure des déformations axiales
- d'un capteur LVDT ± 2.5 mm, monté sur un anneau articulé pour la mesure des déformations radiales
- de 2 thermocouples : un dans la cellule et un dans la chambre thermique (les valeurs ne sont pas enregistrées mais servent au contrôle de la température)

Les capteurs sont à l'intérieur de la cellule et leurs fils passent à l'extérieur grâce à des passages étanches.

3.1.5.1 Les sondes de température

Les deux sondes PT 100 permettent de mesurer la température de l'eau dans la cellule. Ces sondes ne faisaient pas partie du dispositif expérimental d'origine. Elles ont été rajoutées dès le début des essais pour mesurer la température de l'éprouvette avec une précision de 0.1° C (puisque les thermocouples fournis n'affichaient la température qu'à 1° C près). La mesure de la température directement sur la surface de l'éprouvette pose des problèmes d'étanchéité. On mesure donc la température du fluide de confinement, en supposant qu'après 4 heures, l'échantillon est à la même température (les tests

effectués ont montré qu'une durée de 4 heures permet d'atteindre une température stable (voir paragraphe 3.4)).

3.1.5.2 Le capteur de force

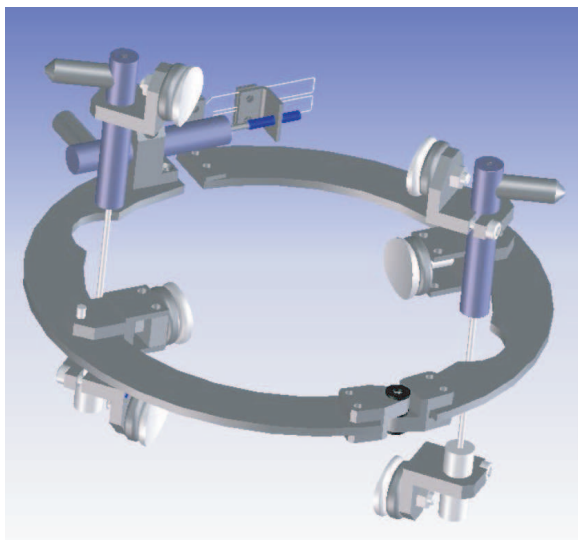
Le capteur de force utilisé pour nos essais est un capteur de ± 25 kN. Son écart de linéarité est de $\pm 0.010\%$. La courbe d'étalonnage du capteur de force est en annexe E. Il permet d'appliquer une contrainte verticale maximale $\sigma_V = 5$ MPa. Le système de compensation annule les variations de volume du fluide lors des mouvements du piston, et donc les variations de pression de confinement.

3.1.5.3 Le capteur de pression

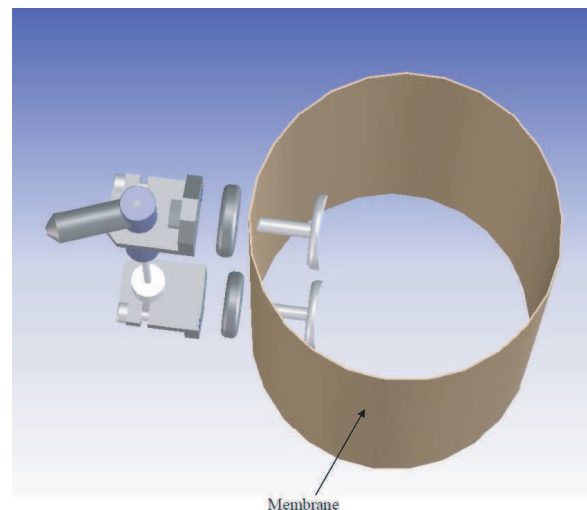
La cellule est équipée d'un capteur de pression de 1000 kPa. Le système de mise sous pression peut appliquer une pression maximale de 700 kPa. La courbe d'étalonnage du capteur de pression est en annexe F.

3.1.5.4 Capteurs LVDT axiaux

Les capteurs LVDT utilisés pour mesurer les déformations axiales (Fig. 3.4(a) et Fig. 3.4(b)) sont les capteurs "Small Strain LVDT Set" de GDS Instruments. Ils peuvent être utilisés dans l'eau et résistent à une pression de 2 MPa. Ils ont une course de ± 2.5 mm et un écart de linéarité de $\pm 0.20\%$. Les courbes d'étalonnage des capteurs de déplacement sont présentées en annexe D. Nos deux capteurs LVDT axiaux sont appelés "LVDT axial Rouge" et "LVDT axial Marron" dans la suite. Les capteurs LVDT axiaux sont fixés sur l'éprouvette grâce à un système de plots métalliques



(a) Dispositif de mesure des déformations axiales et radiales



(b) Fixation des LVDT axiaux sur l'éprouvette

Fig 3.4 – Schéma illustrant le dispositif de support des capteurs LVDT axiaux et radiaux

collés sur l'éprouvette et écartés de 100 mm. La déformation maximale mesurée est donc de $\pm 2.5\%$ (ou de 5%). Les capteurs sont ensuite fixés sur ces plots. L'écartement des plots a été choisi de façon à avoir le plus grand écartement possible tout en essayant de minimiser l'erreur de mesure due à la

déformation en "tonneau" de l'éprouvette. Les calculs sont présentés en annexe G.

Remarque : Lors de la mise au point de la cellule triaxiale, des incompatibilités sont apparues entre le système de conditionneurs GDS utilisés pour les LVDT et le système d'acquisition TEMA-Concept de la presse : écart entre les mesures des 2 LVDT, décalage des mesures d'un LVDT lorsque l'autre était hors course (environ 1 V).

Des étalonnages du système TEMA et des conditionneurs ont montré que ceux-ci fonctionnaient parfaitement de façon séparé (précision de ± 1 mV pour le système d'acquisition, réponse stable et linéaire à ± 5 mV sur toute l'étendue de mesure pour les conditionneurs GDS). Par contre, le couplage des deux provoquait des erreurs de mesure. Ces problèmes ont pu être résolus :

- En changeant les câbles entre les conditionneurs et le système d'acquisition, pour adapter leur impédances et éviter les phénomènes de résonance.
- En ajoutant un filtre de Bessel pour réduire le bruit à l'entrée du système d'acquisition.

Après modification, le bruit du signal des LVDT est maintenant inférieur à 2 mV (soit 1 μm en valeur de déplacement).

3.1.5.5 Capteur LVDT radial

Le système utilisé pour mesurer les déformations radiales (Fig. 3.5) est un capteur "Small Strain LVDT Set" de GDS Instruments. Il se compose d'un anneau articulé fixé sur l'éprouvette à l'aide de deux plots, diamétralement opposés, collés sur l'éprouvette. Un capteur LVDT mesure l'ouverture de l'anneau. Il permet de faire des mesures dans l'eau et de résister à une pression de 2 MPa. Il a une course de ± 2.5 mm et un écart de linéarité de $\pm 0.20\%$. La déformation maximale mesurée est donc de $\pm 1.5\%$ (ou 3% environ). La courbe d'étalonnage du capteur de déplacement radial est en annexe D. Notre capteur est appelé "LVDT radial Orange" dans la suite du rapport.

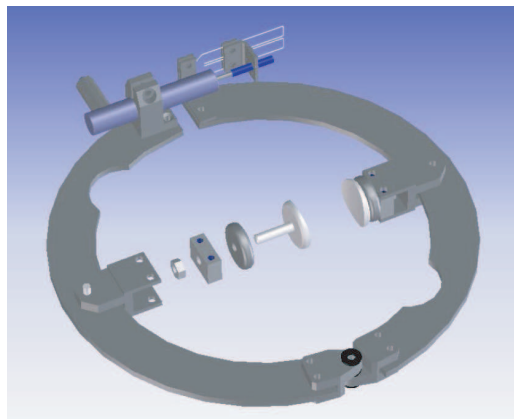


Fig 3.5 – Collier de déformation et capteur LVDT radial

3.1.5.6 Jauges d'extensométrie

Comme nous le verrons dans le paragraphe 3.3, nos capteurs LVDT ne nous permettent pas de mesurer précisément les déformations de l'ordre de 10^{-4} m/m lors d'essais de compression cyclique sinusoïdale. Nous avons donc utilisé des jauges d'extensométrie. Les jauges (Fig. 3.6) utilisées sont les jauges 1-LY41-50/120 de HBM. Leur résistance nominale est de 120 Ohms. Leur grille de mesure

est de 50 mm. La colle utilisée pour coller les jauges sur l'éprouvette d'enrobé bitumineux est la colle GA-2 de Vishay. Cette colle permet de résister à des grandes déformations (20% de déformations après 40 heures à 24° C). Son autre avantage est qu'elle peut être utilisée sur des surfaces non lisses car sa consistance permet de "boucher" les aspérités sans avoir besoin de réaliser un état de surface au préalable. La procédure de collage des jauges est présentée dans le paragraphe 6.4.1. Elle est inspirée des travaux de GABET (2006) et GABET *et al.* (2008).

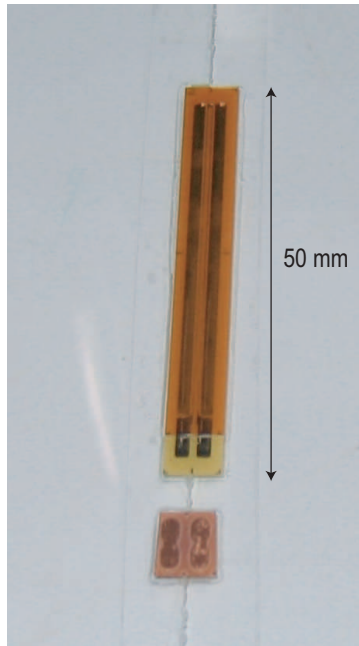


Fig 3.6 – Photo d'une jauge et d'une cosse relais

Ces jauges permettent normalement de mesurer des déformations qui vont jusqu'à 6%. L'enrobé bitumineux étant un matériau hétérogène, avec un mastic déformable et des granulats très rigides, lorsque l'enrobé se déforme, les déformations sont localisées dans le mastic, et il y a un déplacement des granulats. Ces déformations non homogènes dans le matériau conduisent à un plissement de jauges, et ne permettent pas de mesurer correctement les déformations au-delà de 1% environ. Ces résultats sont présentés dans le paragraphe 6.4.1. Chaque jauge est montée en montage 1/4 de pont (2 résistances dans les conditionneurs et une résistance de compensation dans la prise du conditionneur). Les valeurs de déformations mesurées par les jauges sont donc indépendantes les unes des autres.

3.2 Incertitudes de mesure des capteurs de la cellule triaxiale

L'étalonnage des capteurs de force, pression et déplacement de la cellule a permis de calculer des incertitudes de mesure pour chaque capteur. Les incertitudes de mesures ont été calculées en deux étapes :

- Nous avons tout d'abord calculé les incertitudes dues aux chaînes de mesure : donc uniquement les capteurs.
- Puis nous avons calculé les incertitudes sur les mesures des déplacements en prenant en compte l'incertitude sur les capteurs mais aussi l'incertitude liée au montage de l'essai.

3.2.1 Incertitudes des chaînes de mesure

Les calculs ont été fait en suivant le guide pour l'expression de l'incertitude de mesure : évaluation des données de mesures (JCGM, 2008). Lors du calcul des l'incertitudes des chaînes de mesure, nous n'avons pris en compte que les facteurs liés aux matériels d'essai, les facteurs tels que le matériau (procédé de fabrication,...) ou le montage de l'essai n'ont pas été pris en compte. Nous devons donc calculer les incertitudes liées :

- au capteur de force
- au capteur de pression
- au capteur LVDT axial marron
- au capteur LVDT axial rouge
- au capteur LVDT radial orange

Pour chaque capteur, l'incertitude de mesure U_U est :

$$U_U = \sqrt{U_e^2 + U_{res}^2 + U_{(max, repro, repe)}^2 + U_{derive}^2 + U_T^2} \quad (3.1)$$

- U_e : l'incertitude liée à l'étalonnage du capteur
- U_{res} : l'incertitude liée à la résolution d'indication de la valeur mesurée
- $U_{(max, repro, repe)}$: l'incertitude liée à la répétabilité et à la reproductibilité avec
 - U_{repe} = étendue maximale de mesure pour chaque valeur d'étalonnage divisé par d_n
 - U_{repro} = écart type maximal divisé par d_n
 - d_n est un coefficient qui dépend du nombre de mesures réalisées lors de l'étalonnage
- U_{derive} : l'incertitude liée à la dérive dans le temps
- U_T : l'incertitude liée à la variation de température

Pour chaque capteur, U_{derive} n'a pas été calculée car les capteurs n'ont été étalonnés qu'une fois durant la période de réalisation des essais (un an). Les essais n'ont été réalisés qu'entre 10 et 40° C, à température constante. A température fixée, il n'y a pas de dérive des mesures des capteurs avec la température (voir annexe E et annexe D). U_T a donc été considérée comme nulle.

Nous calculons ensuite l'incertitude élargie, de mesure du capteur, avec un intervalle de confiance de 95%, U :

$$U = k * U_U \quad k = 2 \quad (3.2)$$

U (en %) est l'incertitude relative, en pourcentage de l'étendue de mesure du capteur.

Les valeurs des incertitudes de mesure de chaque capteur sont présentées dans le tableau 3.1.

Capteur	Unité	U_e	U_{res}	$U_{(max, repro, repe)}$	U_{derive}	U_T	U_U	U	U (%)
LVDT axial marron	mm	0.004	0	0.003	-	0	0.005	0.010	0.2%
LVDT axial rouge	mm	0.004	0	0.003	-	0	0.005	0.010	0.2%
LVDT radial orange	mm	0.004	0	0.003	-	0	0.005	0.010	0.2%
Force	kN	0.08	0	0.04	-	0	0.09	0.18	0.7%
Pression	kPa	1.29	0.03	0.36	-	0	1.3	2.7	0.3%

Tab 3.1 – Incertitudes de mesure des différents capteurs

Les incertitudes dues aux différents capteurs sont très faibles (inférieures à 1%). Nous verrons dans le chapitre 4 que la répétabilité des essais de fluage est de l'ordre de 15%. Les incertitudes dues aux différents capteurs sont donc quasi négligeables.

3.2.2 Incertitudes sur la mesure de la déformation

Lors des essais triaxiaux, le résultat principal est la mesure de la déformation. L'incertitude de mesure de la déformation a donc été calculée. Il y a deux incertitudes à prendre en compte :

- Celle due à la chaîne de mesure : 0.2% de l'étendue de mesure
- Celle due à la fixation des capteurs LVDT sur l'éprouvette, accentuée par la déformation en tonneau. Le calcul de cette incertitude est présentée en annexe G. Elle est estimée à 3% de l'étendue de mesure.

Nous faisons la somme quadratique de ces deux incertitudes (JCGM, 2008). L'incertitude sur la mesure de la déformation, due aux capteurs LVDT et au montage, est donc de 3%.

3.3 Vérification des performances de la cellule triaxiale

3.3.1 Principe des essais

Dans le but de vérifier nos mesures, nous avons réalisé des essais de compression cyclique sinusoïdale sur une éprouvette d'ERTACETAL® Delrin® H, dont le module d'élasticité en traction (3200 MPa) est donné par le constructeur (société LLUIS) et est proche de celui d'un enrobé bitumineux à 20° C et 1 Hz. Un essai de module complexe sur une éprouvette trapézoïdale provenant du même matériau a aussi été réalisé.

L'objectif de cette vérification est d'abord de valider notre dispositif de mesure, mais aussi de voir si nos capteurs LVDT axiaux et LVDT radial sont capables de mesurer les déformations de l'ordre de 10^{-4} m/m. Pour cela nous avons utilisé deux systèmes de mesures des déformations (Fig. 3.7) : les capteurs LVDT et 2 jauges axiales.

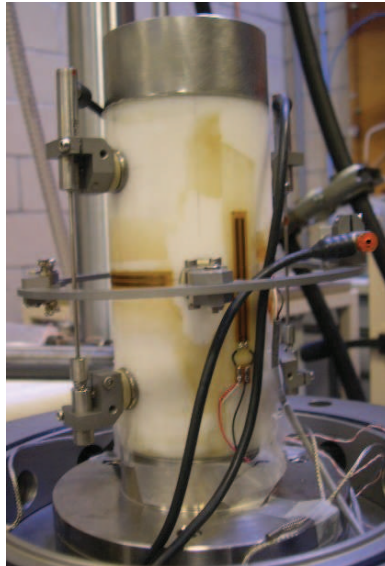


Fig 3.7 – Éprouvette de Delrin® instrumentée de 2 LVDT axiaux, 1 LVDT radial et 2 jauges axiales

3.3.2 L'essai de module complexe sur éprouvette trapézoïdale

L'essai de module complexe a été réalisé suivant la norme NF EN 12697-26 *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonné à chaud, partie 26 : Module de rigidité* (CEN, 2004). La température de l'essai est 20° C.

Les résultats de l'essai de module complexe sur une éprouvette trapézoïdale de Delrin® sont présentés dans le tableau 3.2. Aux incertitudes de mesures près, et sachant que les essais pour la vérification du module ne sont pas les mêmes (essai de module complexe en flexion sur éprouvette trapézoïdale et essai en traction sur éprouvette cylindrique), nous retrouvons bien l'ordre de grandeur du module du Delrin® : 3200 MPa, avec un écart type de 74 MPa, c'est à dire 2.2%. Le déphasage, lui, est quasi nul (moins de 1°).

	Fréquence (Hz)	$ E^* $ (MPa)	ϕ (°)
	40	3398	0.9
	30	3431	0.9
	25	3388	0.7
	10	3317	0.7
	3	3272	0.7
	1	3248	0.7
Moyenne		3342	0.8
Ecart type		74	0.1
Ecart type relatif		2.2%	13.5%

Tab 3.2 – Résultats de l’essai de module complexe réalisé à 20° C sur une éprouvette trapézoïdale de *Delrin*[®] (solllicitations cycliques sinusoïdales)

3.3.3 Les essais sur éprouvette cylindrique

Nous avons ensuite réalisé un essai de compression cyclique sinusoïdale (entre 0 et 0.3 MPa) sur une éprouvette cylindrique de *Delrin*[®]. La température des essais est 20° C. Les jauges ont été collées sur le *Delrin*[®] avec de la colle AE-10 (Vischay) en suivant le protocole décrit en annexe H. Les systèmes de mesures utilisés sont : 2 LVDT axiaux, 1 LVDT radial et 2 jauges axiales. Les figures 3.8 et 3.9 représentent les résultats expérimentaux obtenus en faisant des essais de compression cyclique sinusoïdale (entre 0.06 et 0.3 MPa) sur une éprouvette de *Delrin*[®].

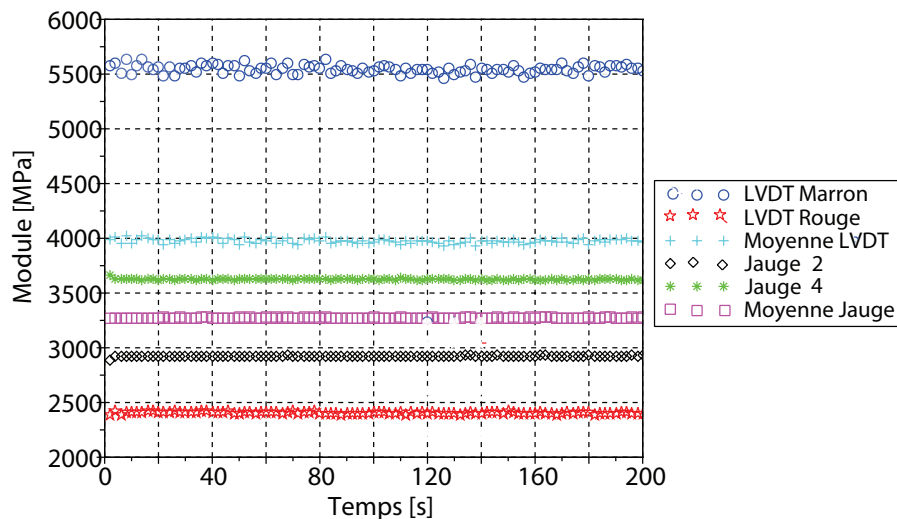


Fig 3.8 – Norme du module complexe d’un échantillon cylindrique de *Delrin*[®] (essai de compression cyclique sinusoïdale, réalisé à 20° C)

Les valeurs des amplitudes de déformations obtenues avec le capteur radial ne sont pas présentées car celui-ci n’est pas capable de mesurer les petites déformations. Les valeurs de module obtenues avec les LVDT axiaux sont très dispersées. Cet écart entre les deux LVDT est probablement dû à un mauvais collage des plots des capteurs. Nous verrons dans le chapitre 6 que les résultats des modules obtenus avec les LVDT sont meilleurs. De plus, l’amplitude des déplacements cycliques est seulement de l’ordre de 6 à 7 μm , ce qui est très faible par rapport à la précision et à la résolution

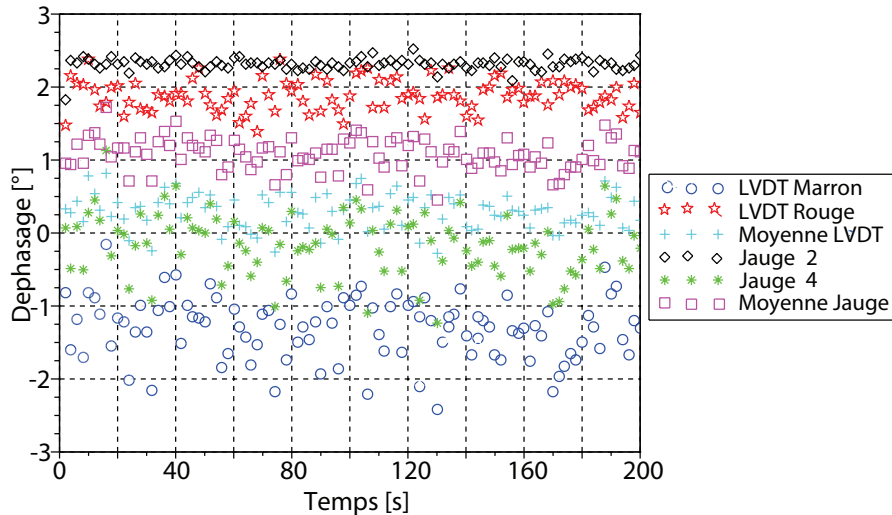


Fig 3.9 – Déphasage du module complexe d'un échantillon cylindrique de *Delrin*[®] (essai de compression cyclique sinusoïdale, réalisé à 20° C)

des capteurs (5 μm et 1 μm). Les résultats sont environ :

- LVDT rouge : 2400 MPa
- LVDT marron : 5540 MPa
- Moyenne LVDT : 3980 MPa
- Jauge 2 : 2920 MPa
- jauge 4 : 3630 MPa
- Moyenne jauges : 3270 MPa

Ces essais ont été réalisés huit fois :

- Essai 1 : cellule dans sa position initiale, $f=1$ Hz
- Essai 2 : capteurs LVDT démontés puis remontés, cellule dans sa position initiale, $f=1$ Hz
- Essai 3 : cellule tournée de 90° , $f=1$ Hz
- Essai 4 : cellule tournée de 180° , $f=1$ Hz
- Essai 5 : capteurs LVDT démontés puis remontés, cellule dans sa position initiale, $f=1$ Hz
- Essai 6 : cellule dans sa position initiale, $f=3$ Hz
- Essai 7 : cellule dans sa position initiale, $f=5$ Hz
- Essai 8 : cellule dans sa position initiale, $f=10$ Hz

Les résultats moyens de chacun des huit essais sont présentés dans le tableau 3.3.

Les résultats obtenus avec les capteurs LVDT dépendent fortement de la façon dont les capteurs sont mis en place. Si les noyaux des LVDT ne sont pas parfaitement droits, il y a un frottement entre le capteur et le noyau. Pour les déformations importantes, ce frottement est négligeable. Par contre, pour des déformations de l'ordre de 10^{-4} m/m, ce frottement fausse nos mesures. Les résultats obtenus avec les jauges sont très proche de ceux de l'essai de module complexe sur éprouvette trapézoïdale. La dispersion est similaire. Les mesures par jauges semblent donc correctes. L'écart entre la valeur du module du *Delrin*[®] connue et la valeur mesurée est compris entre 2.2% et 5%. L'angle de déphasage du module de l'éprouvette de *Delrin*[®] obtenu avec les jauges varie entre -0.9° et

Essai	Fréquence (Hz)	$ E_{LVDT}^* $ (MPa)	ϕ_{LVDT} (°)	$ E_{jauges}^* $ (MPa)	ϕ_{jauges} (°)
1	1	3980	0.3	3270	1.1
2	1	3690	0.8	3330	2.3
3	1	3630	0.8	3320	2.2
4	1	3660	0.9	3320	2.3
5	1	4050	0.5	3330	1.6
6	2	4080	-1.2	3350	0.7
7	5	4025	-4.6	3360	-0.9
8	10	4410	1.9	3350	2.3
Moyenne		3939	-0.1	3329	1.5
Ecart type		268	2.0	28	1.1
Ecart type Relatif		7%		1%	

Tab 3.3 – Résultats de l’essai de compression cyclique sinusoïdale sur éprouvette cylindrique de *Delrin*[®]

2.3°. La moyenne de tous les essais est d’environ 1.5°. On peut donc considérer que le déphasage de notre chaîne de mesure est faible, de l’ordre de 2°. Ce déphasage ne semble pas varier avec la fréquence. L’angle de déphasage du module complexe sera donc déterminé à 2° près.

3.3.4 Conclusion

Ces essais permettent donc, de conclure que nos capteurs LVDT ne permettent pas de mesurer les déformations de l’ordre de 10^{-4} m/m. Pour les essais du fluage, ces capteurs vont convenir. Pour les essais de compression cyclique sinusoïdale, ils vont permettre de mesurer les déformations moyennes (de l’ordre de 10^{-2} m/m), mais pas les amplitudes de déformations cycliques (de l’ordre de 10^{-4} m/m). Pour les mesurer, nous devons utiliser des jauges.

Le déphasage de notre chaîne de mesure est faible. L’angle de déphasage du module complexe sera déterminé à environ 2° près.

3.4 Vérification de l'homogénéité de la température

Le but de cette étude est :

- de mesurer le temps à partir duquel la température dans la cellule est stationnaire
- de mesurer le temps à partir duquel la température à l'intérieur d'une éprouvette d'enrobé est homogène

Les tests ont été réalisés dans l'air et dans l'eau, à trois températures : 10, 40 et 60° C. Cinq sondes de température (thermocouples calibrés) ont été fixées sur une éprouvette d'enrobé bitumineux de hauteur 160 mm et de diamètre 80 mm (Fig. 3.10). Trois sondes ont été collées sur la surface de l'éprouvette (appelées "haut", "bas", et "milieu" sur les courbes de température) et deux autres ont été fixées dans l'éprouvette (l'une au centre de l'éprouvette et l'autre à la profondeur "Diamètre/4" (appelées "intérieur D/4" et "intérieur D/2" sur les courbes de température). Les sondes de température ont été reliées à un appareil permettant l'enregistrement. Lors des essais dans l'air, une

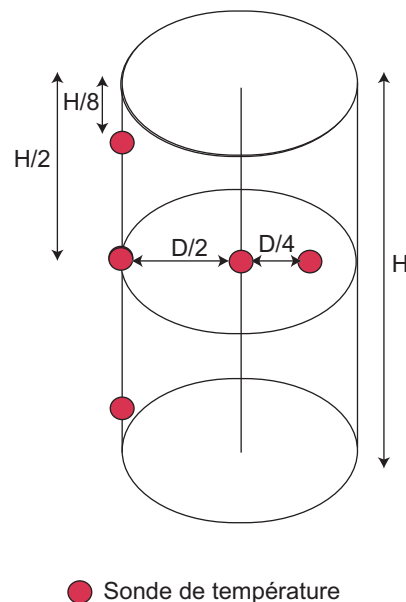


Fig 3.10 – Disposition des sondes de température sur et dans l'éprouvette d'enrobé

sixième sonde de température (correspondant à "air") a été placée au milieu de la cellule, dans l'air, sans contact avec l'éprouvette. La figure 3.11 montre la disposition des sondes de température pour les essais réalisés dans l'air. Les sondes à l'intérieur de l'éprouvette ont été entourées de pâte silicone pour les isoler de l'air extérieur. La figure 3.12 montre la disposition des sondes de température pour les essais réalisés dans l'eau. L'éprouvette est entourée d'une membrane de latex. Des trous ont été faits dans la membrane pour y passer les sondes. Elles ont été entourées de silicone pour les isoler de l'air extérieur. Plusieurs membranes ont ensuite été mise en place autour de l'éprouvette et des sondes. Le passage des câbles au travers de la membrane de latex a nécessité d'être colmaté par du silicone. Pour les tests réalisés dans l'eau, lors du test à 40° C, il y a eu un problème avec la sonde située en haut de l'éprouvette ("haut"), elle a donc été débranchée. Il n'y a donc pas de mesure pour cette sonde pour le test réalisé ensuite à 60° C.

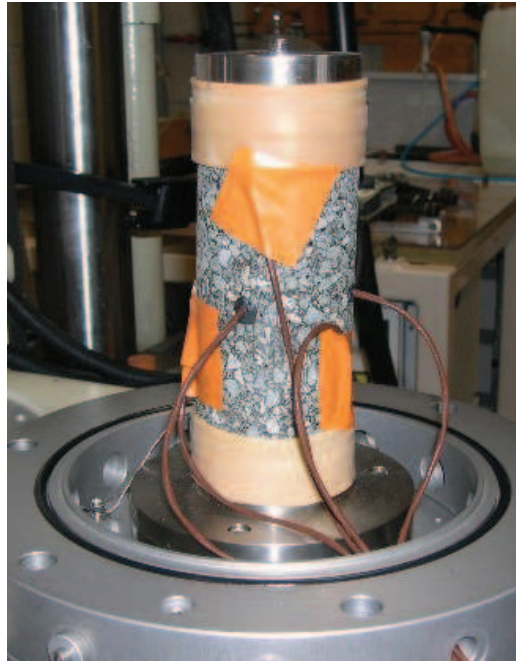
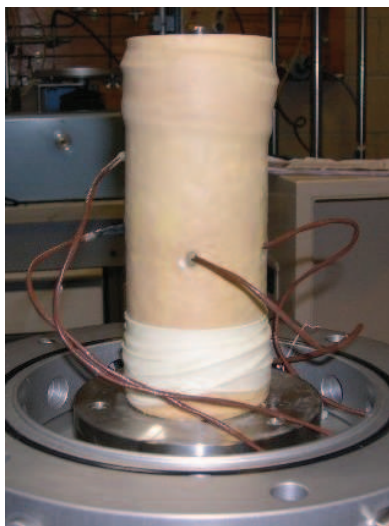
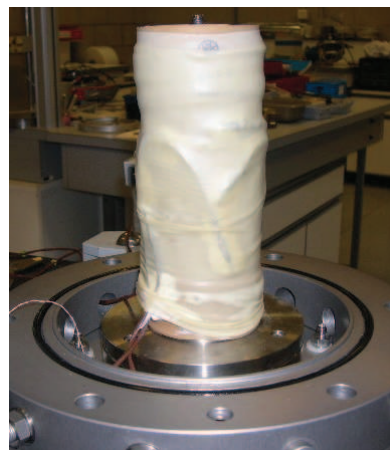


Fig 3.11 – Disposition des sondes de température sur et dans l'éprouvette d'enrobé pour le test réalisé dans l'air



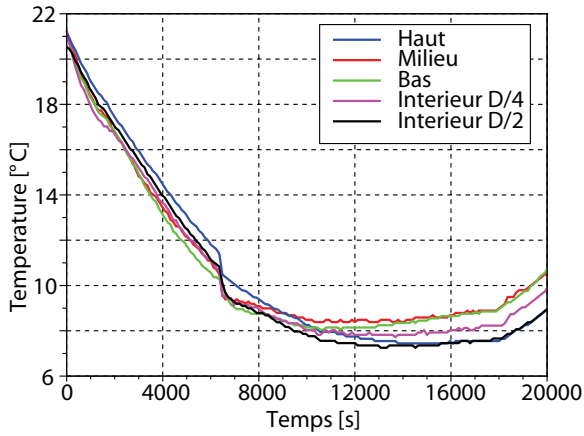
(a) Disposition des sondes de température



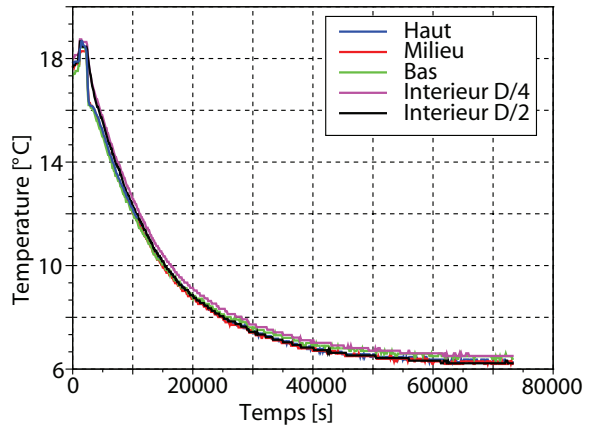
(b) Sondes de température et dispositif pour faire l'étanchéité du système

Fig 3.12 – Disposition des sondes de température sur et dans l'éprouvette d'enrobé pour le test réalisé dans l'eau

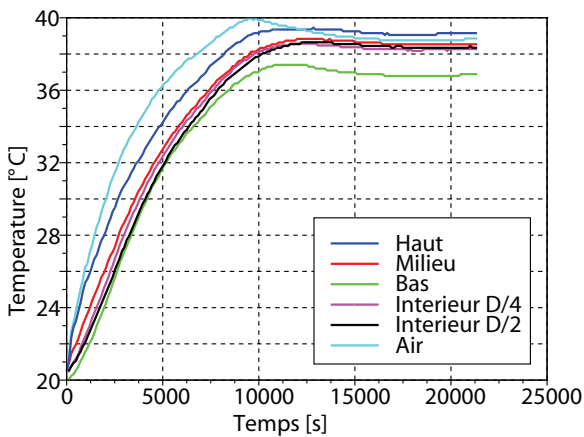
Les résultats des tests réalisés dans l'air à trois températures sont présentés sur les figures 3.13(a), 3.13(c) et 3.13(e). Les résultats des tests réalisés dans l'eau à trois températures sont présentés sur les figures 3.13(b), 3.13(d) et 3.13(f).



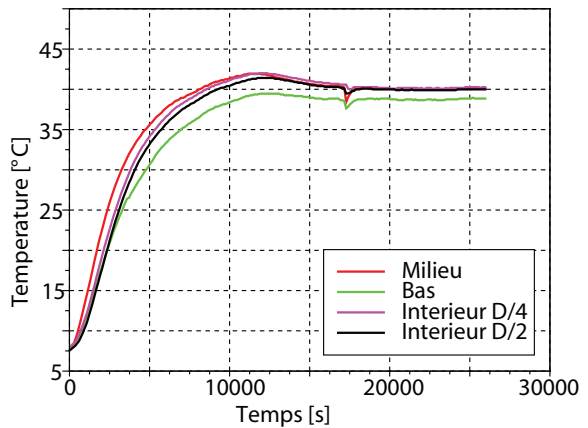
(a) Test de température dans l'air à 10° C



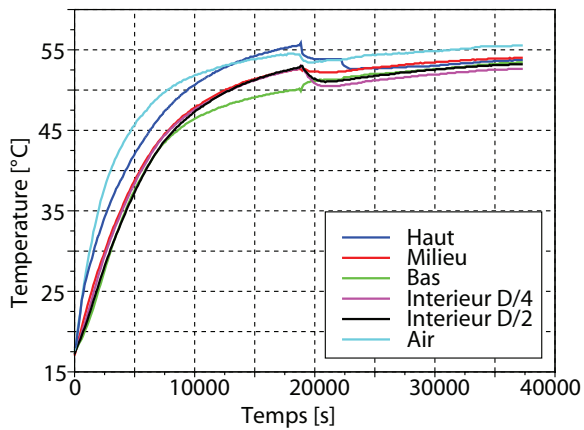
(b) Test de température dans l'eau à 6° C



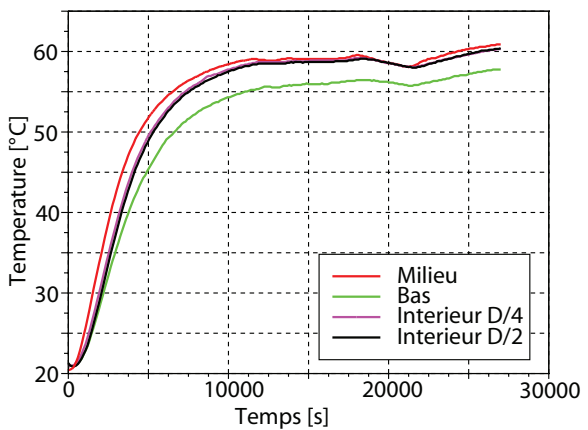
(c) Test de température dans l'air à 40° C



(d) Test de température dans l'eau à 40° C



(e) Test de température dans l'air à 60° C



(f) Test de température dans l'eau à 60° C

Fig 3.13 – Tests de température dans l'air et dans l'eau à 10, 40 et 60° C

Nous pouvons donc conclure que :

- Dans l'air, on constate que les mesures sont plus dispersées que dans l'eau et que les températures élevées, 40° C et surtout 60° C, ne sont pas atteintes (la température se stabilise quelques degrés plus bas)
- La température dans la cellule semble atteindre la température de consigne un peu plus rapidement dans l'eau que dans l'air
- Un régime stationnaire, dans l'eau ou dans l'air, semble être atteint au bout de 15000 secondes environ (4 heures)
- Par mesure de sécurité, quand le niveau général de température est proche de la consigne, l'échantillon sera "maintenu en température" encore 4 heures afin d'être sûr d'atteindre le régime stationnaire
- En régime stationnaire, il existe un gradient de température le long de l'éprouvette, celui-ci dépend de la température de la cellule mais peut varier entre 1 et 3° C. Ce problème est dû au serpentin faisant circuler le fluide de refroidissement, qui n'entoure pas la partie basse de l'échantillon

de La ROCHE (1990) a fait une étude semblable sur un dispositif d'essai triaxial à température contrôlée et conclue que la température à l'intérieur d'une éprouvette d'enrobé (de 80 mm de diamètre) est homogène au bout de 4 heures environ, ce qui confirme nos résultats.

On voit sur la figure 3.13(b) que la température ne se stabilise pas à 10° C comme prévu, mais à 6° C. Ceci est dû à un mauvais réglage de la température du fluide de refroidissement. Le problème a été corrigé par la suite. La figure 3.14(a) correspondant à un essai réalisé plus tard avec le bon réglage de température de fluide, montre que la température se stabilise bien à 10° C.

Le contrôle de température étant plus précis dans l'eau, la plupart des essais de fluage ont été réalisés avec de l'eau sauf certains essais à 20° C.

Les essais de compression cyclique sinusoïdale ont été réalisés dans l'air. Les fils électriques reliant les jauges aux conditionneurs étaient uniquement protégés par une membrane. Afin de limiter le risque de problèmes électriques dû à une éventuelle fuite d'eau sous la membrane, nous avons préféré faire ces essais dans l'air.

Nous avons un problème d'homogénéité de la température dans la cellule. Comme nous l'avons dit précédemment, ce problème est essentiellement dû au serpentin dans lequel le fluide de refroidissement circule. En effet, il ne descend pas jusqu'en bas de l'échantillon par manque d'espace, en raison des capteurs de déplacement équipant l'éprouvette. Aux basses températures, le bas de l'éprouvette est plus chaud que le haut, et inversement aux hautes températures. Différents tests de réglages des températures ont été réalisés après cette étude. Pour mesurer la température de l'éprouvette, nous avons placé une sonde de température en haut (PT100 2) de l'éprouvette et une en bas (PT100 1). Les résultats sont présentés sur la figure 3.14. Les températures sont enregistrées quand la température de consigne est atteinte.

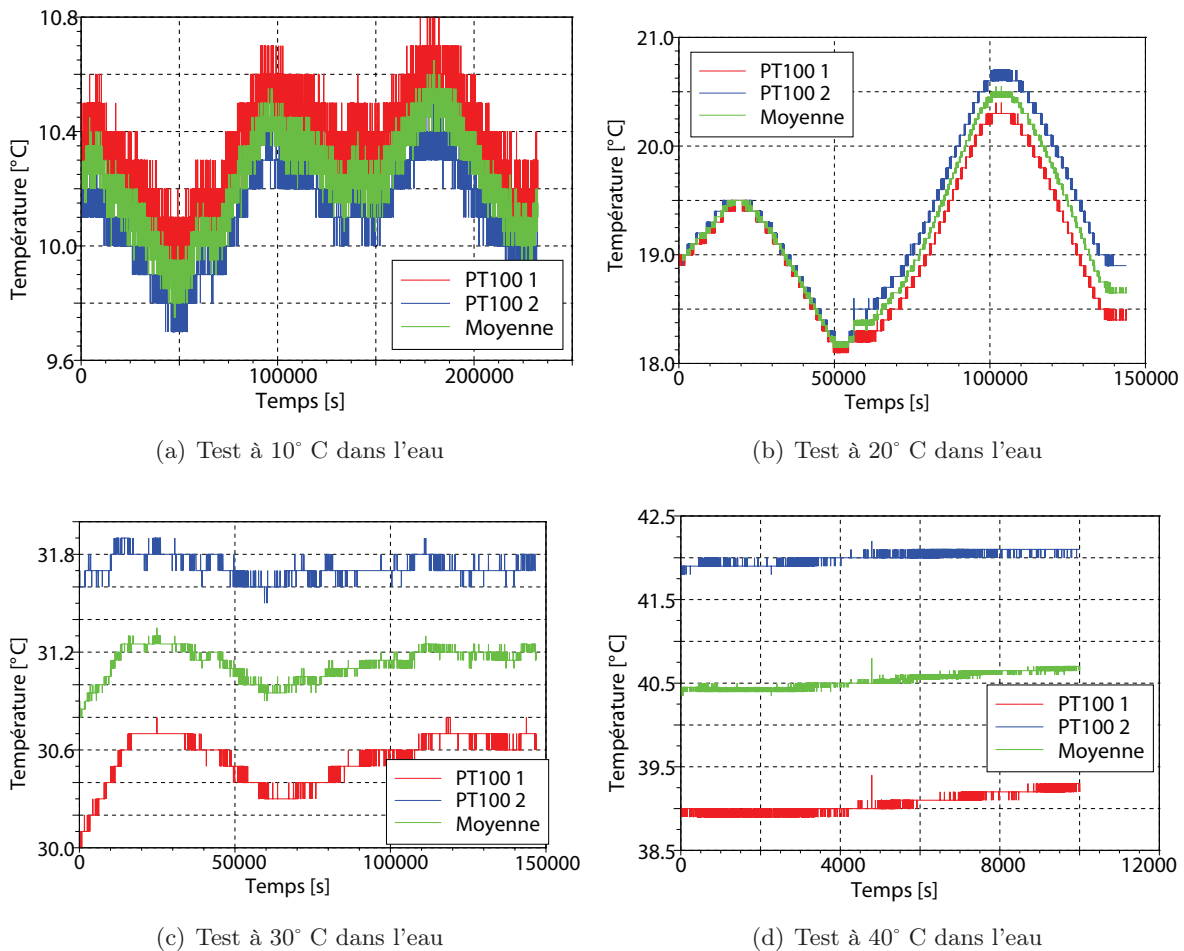


Fig 3.14 – Tests de température réalisés à 10, 20, 30 et 40° C

L'écart de température entre le haut et le bas de l'éprouvette dépend de la température de l'essai :

- A 10° C, l'écart est de 0.3° C
- A 20° C, l'écart est de 0.1° C
- A 30° C, l'écart est de 1.2° C
- A 40° C, l'écart est de 3° C

A 10 ou 20° C, l'écart de température est quasiment négligeable. Il devient plus important à partir de 30° C.

Le gradient de température pourrait être réduit en installant un système pour faire circuler l'eau ou l'air à l'intérieur de la cellule. Nous avons essayé de faire circuler l'eau de la cellule avec une pompe. La température était alors identique en haut et en bas de l'éprouvette, mais cela faisait

varier les mesures des LVDT et la pression de confinement. Le débit de la pompe était certainement trop important. Pour réaliser des essais à plus hautes températures, il sera nécessaire de réduire ce gradient de température.

La mise en place d'un système de circulation de l'eau à l'intérieur de la cellule est certainement une voie à étudier. Ce type de dispositif existe sur un modèle de cellule triaxiale thermorégulée commercialisé par MTS.

Pour éviter les problèmes dus à une inhomogénéité de la température dans l'échantillon, la plupart des essais triaxiaux ont été réalisés à des températures comprises entre 10 et 30° C. Seul un essai à 40° C a été réalisé.

3.5 Description du matériau utilisé

3.5.1 Caractéristiques de l'enrobé

L'enrobé testé a été fabriqué à partir d'un bitume 50/70 et d'une granulométrie 0/10 composée de granulats semi-concassés de diorite "La Noubleau". La teneur en liant est de 5.50 ppc (parties pour cent en poids de liant par rapport aux granulats). Nous avons choisi comme enrobé, un Béton Bitumineux Semi Grenu. Cet enrobé est généralement utilisé en couche de roulement sur des routes à faible et moyen trafic. Sa formulation a été choisie pour avoir des performances moyennes en termes de résistance à l'orniéage.

3.5.1.1 Caractéristiques du liant

Le bitume utilisé est un bitume de classe 50/70 provenant de la raffinerie Total de Donges. La valeur de la pénétrabilité (à 25° C) est 61 [1/10 mm]. Cet essai a été réalisé selon la norme NF EN 1426 : *Bitumes et liants bitumineux : Détermination de la pénétrabilité à l'aiguille* (CEN, 2007a). La valeur de la Température Bille Anneau (TBA) est 49° C. Cet essai a été réalisé selon la norme NF EN 1427 : *Bitumes et liants bitumineux : Détermination du point de ramollissement (Méthode Bille et Anneau)* (CEN, 2007b).

3.5.1.2 Caractéristiques des granulats

La granulométrie utilisée permet d'obtenir une formulation d'enrobé type Béton Bitumineux Semi-Grenu ("BBSG"). La formule granulométrique continue 0/10 considérée utilise des fines et des granulats de fractions granulométriques 0/2, 2/4, 4/6 et 6/10 mm. Des fines d'apport calcaires ont également été utilisées. Une analyse granulométrique a été effectuée pour les quatre fractions utilisées (0/2, 2/4, 4/6 et 6/10) et le filler d'apport (étude faite suivant la norme NF EN 933-1/A1 : *Essais pour déterminer les propriétés géométriques des granulats, partie 1 : Détermination de la granularité, analyse granulométrique par tamisage*) (CEN, 2006). Les résultats de cette analyse sont regroupés dans le tableau 3.4.

Les proportions des différentes fractions sont les suivantes :

- Granulats de type 6/10 : 35.5%
- Granulats de type 4/6 : 25.0%
- Granulats de type 2/4 : 10.0%
- Granulats de type 0/2 : 27.0%
- Fines d'apport : 2.5%

La recomposition granulométrique obtenue est présentée figure 3.15.

Les masses volumiques réelles des différentes fractions granulométriques sont données dans le tableau 3.5. La MVR de l'enrobé est 2.617.

Diamètre du tamis (mm)	Tamisats (%)				
	6/10 Noubleau 08028	4/6 Noubleau 00179	2/4 Noubleau 01021	0/2 Noubleau 04109	fines Calcaire 08141
20	100	100	100	100	100
16	100	100	100	100	100
14	100	100	100	100	100
12.5	100	100	100	100	100
10	87	100	100	100	100
8	42	100	100	100	100
6.3	12	87	100	100	100
5	2.5	47	93	100	100
4	1.3	14	88	100	100
3.15	1.0	9.8	58	100	100
2	0.9	6.3	7.1	96	100
1	0.7	5.0	1.1	64	100
0.5	0.7	3.8	0.7	45	100
0.25	0.6	2.4	0.2	32	100
0.125	0.5	1.6	0.2	23	97
0.063	0.3	1.1	0.2	17	84

Tab 3.4 – Analyses granulométriques

Fractions granulométriques	6/10	4/6	2/4	0/2	fines d'apport
MVR	2.888	2.833	2.863	2.859	2.7

Tab 3.5 – Masses volumiques réelles (MVR) des différentes fractions granulométriques

3.5.2 Malaxage et mode de compactage

3.5.2.1 Malaxage

Les granulats sont pesés et chauffés à la température de 150° C. Le bitume est lui aussi chauffé à la température de 150° C. Les différents poids sont déterminés en fonction de la compacité visée. Tous les granulats sont d'abord malaxés dans le malaxeur MLPC (Matériel des Laboratoires des Ponts et Chaussées) (Fig. 3.16(a)) pendant 30 secondes. Puis la quantité de bitume nécessaire est ajoutée. Le mélange est ensuite malaxé pendant 2 min, suivant la norme NF EN 12697-35+A1 : *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonné à chaud, partie 35 : Malaxage en laboratoire* (CEN, 2007e).

3.5.2.2 Compactage des plaques

Pour se rapprocher des conditions *in situ*, les plaques d'enrobés sont compactées au compacteur de plaques MLPC (Fig. 3.16(b)). Les dimensions des plaques sont : 600 mm*400 mm*120 mm. Le compactage est fait suivant la norme NF EN 12697-33+A1 : *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonné à chaud, partie 33 : Confection d'éprouvettes au compacteur de plaque* (CEN, 2007d). Concernant la procédure de compactage, la norme a été suivie en visant une compacité de la plaque de 95% et en adoptant un compactage avec des moules de dimensions 600 mm*400 mm*120 mm. Les valeurs exactes des pourcentages de vides des différentes éprouvettes d'enrobés bitumineux sont données dans l'annexe C. Les pourcentages de vides ont été mesurés au banc gamma selon la norme

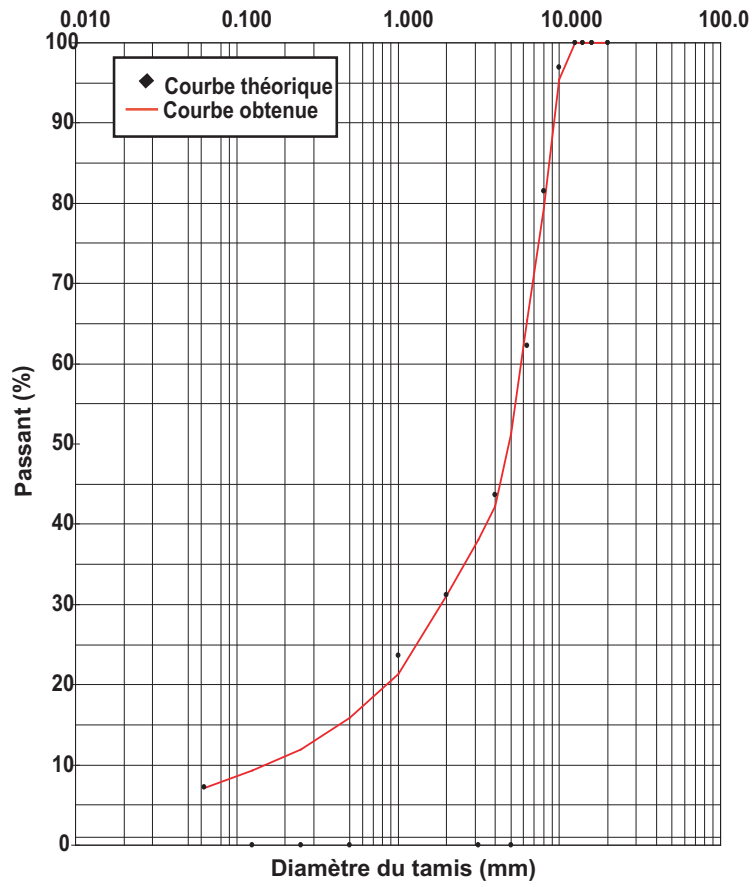
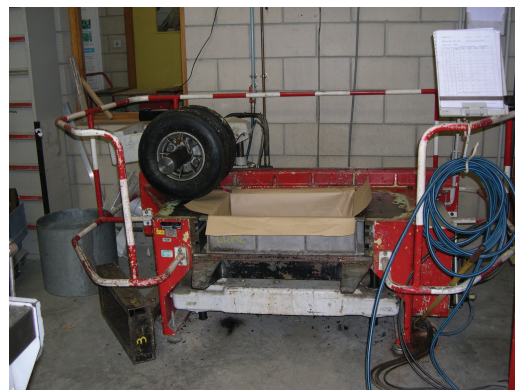


Fig 3.15 – Recomposition granulométrique



(a) Malaxeur



(b) Compacteur de plaques

Fig 3.16 – Matériels des Laboratoires des Ponts et Chaussées

NF EN 12697-7 : *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 7 : détermination de la masse volumique apparente des éprouvettes bitumineuses par les rayons gamma* (CEN, 2003). La moyenne des pourcentages de vides (sur environ 60 éprouvettes) est de 4.54% de vides, l'écart type est de 0.62% de vides (soit 13.6%).

Remarque : Les pourcentages de vides de six éprouvettes d'une même plaque ont été déterminés de deux manières différentes : avec le banc gamma et avec la méthode volumétrique. La moyenne des pourcentages de vides des 6 éprouvettes avec la méthode du banc gamma est 4.5% de vides, l'écart type est 0.2% de vides (soit 4.2%). La moyenne des pourcentages de vides des 6 éprouvettes avec la méthode volumétrique est 4.3% de vides, l'écart type est 0.3% de vides (soit 7.8%).

Les plaques d'enrobé sont ensuite sciées et carottées pour obtenir les éprouvettes pour essais triaxiaux. Les schémas du plan de sciage sont donnés en annexe B.

Les éprouvettes ont un diamètre de 80 mm et une hauteur de 160 mm. D'après DI BENEDETTO et CORTE (2005), ces dimensions permettent de considérer les éprouvettes d'enrobé comme des milieux continus et homogènes.

Remarque : Il aurait été plus représentatif de carotter les éprouvettes verticalement plutôt que horizontalement mais l'épaisseur des plaques d'enrobés ne nous le permettait pas.

3.5.3 Essai d'orniérage

L'essai d'orniérage est présenté en détail dans le paragraphe 1.5.1.1.

A 30000 cycles, le pourcentage d'ornière (moyenne des deux plaques) est 7.2% (annexe A).

La norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f) prescrit une valeur inférieure à 10% à 30000 cycles pour un faible niveau de sollicitation pour un BBSG appliqué en couche de roulement. L'enrobé choisi, même s'il ornière (ce qui était le but de cette formulation), pourrait donc être appliqué en couche de roulement de chaussée. Il présente des performances moyennes.

3.5.4 Essai de module complexe

3.5.4.1 Résultats de l'essai de module complexe

L'essai de module complexe a été réalisé suivant la norme NF EN 12697-26 *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonné à chaud, partie 26 : Module de rigidité* (CEN, 2004). Comme il est précisé dans cette norme, l'essai réalisé est un essai de flexion en deux points sur des éprouvettes trapézoïdales. Quatre éprouvettes ont été testées à différentes températures (-10, 0, 10, 15, 20, 30 et 40° C) et à différentes fréquences (1, 3, 10, 25, 30 et 40 Hz). Les isothermes du module complexe obtenues expérimentalement sont représentées sur la figure 3.17.

La norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f) prescrit une valeur supérieure à 5500 MPa à 15° C et 10 Hz pour un BBSG appliqué en couche de roulement. Le BBSG testé a un module de 10431 MPa à 15° C et 10 Hz. Il pourrait donc être appliqué en couche de roulement de chaussée.

Les courbes de modules complexes dans les plans de Cole-Cole et de Black sont représentés sur la figure 3.18.

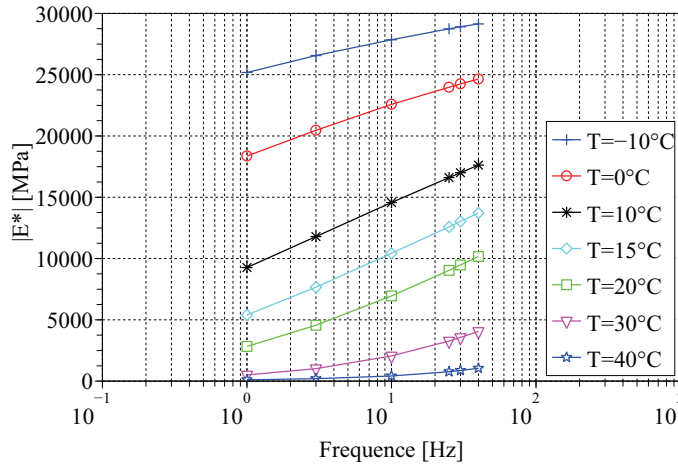
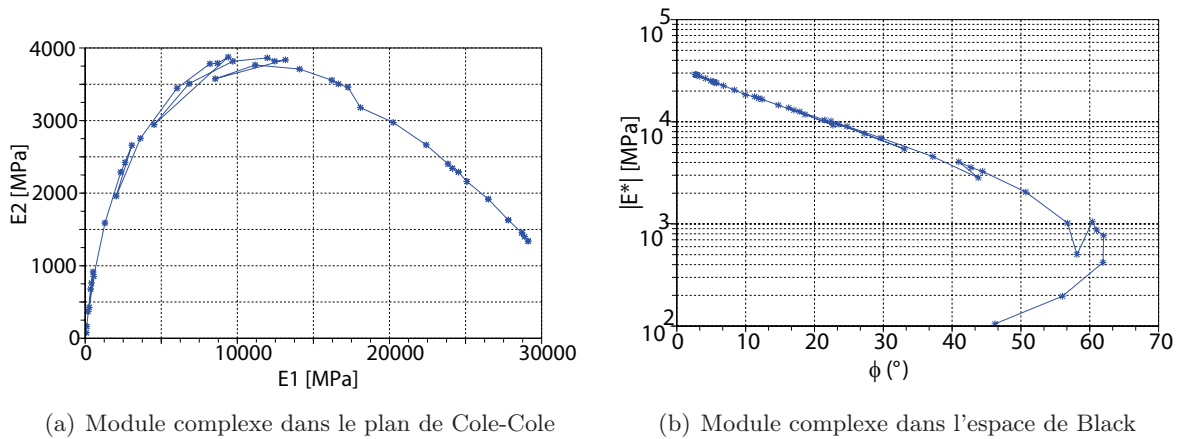


Fig 3.17 – Isothermes du module complexe



(a) Module complexe dans le plan de Cole-Cole

(b) Module complexe dans l'espace de Black

Fig 3.18 – Module complexe dans les plans de Cole-Cole et de Black

3.5.4.2 Principe d'équivalence temps température

L'utilisation du principe d'équivalence temps température permet de construire une courbe du module unique (la courbe maîtresse) pour une température de référence donnée, ici 10° C. Cette courbe est obtenue par translation, parallèle à l'axe des fréquences, de chaque isotherme.

Le coefficient de translation de l'isotherme T , par rapport à l'isotherme de référence choisie T_R est a_T .

Le module vérifie alors la relation suivante :

$$E^*(\omega, T) = E^*(\omega * a_T, T_R) \quad (3.3)$$

Le coefficient de translation a été calculé en utilisant la loi de William Landel et Ferry (WLF).

$$\log(a_T) = \frac{-C_1 * (T - T_R)}{C_2 + T - T_R} \quad (3.4)$$

Où,

- T est la température d'une isotherme
- T_R est la température de référence
- C_1 et C_2 sont deux constantes pour la température de référence fixée

Les coefficients C_1 et C_2 ont été déterminés à l'aide du logiciel Viscoanalyse (CHAILLEUX *et al.*, 2006). Les valeurs des coefficients obtenus à la température de référence de 10°C sont :

- $C_1 = 32.24$
- $C_2 = 217.6^\circ\text{C}$

Les différentes valeurs du coefficient de translation, a_T , en fonction de la température, à la température de référence de 10°C , obtenues à l'aide de Viscoanalyse sont représentées sur la figure 3.19.

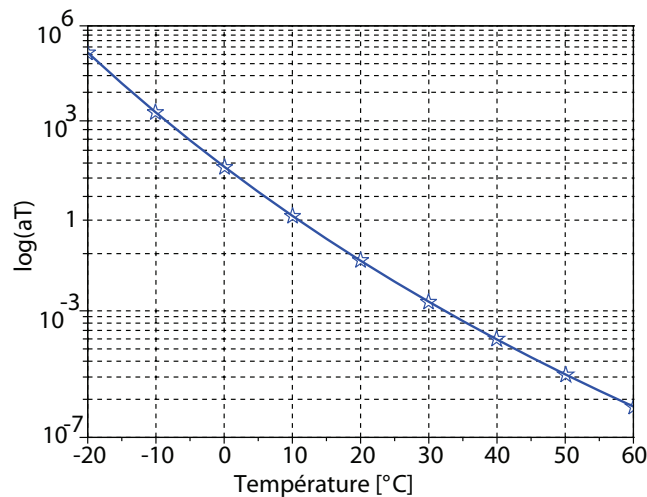
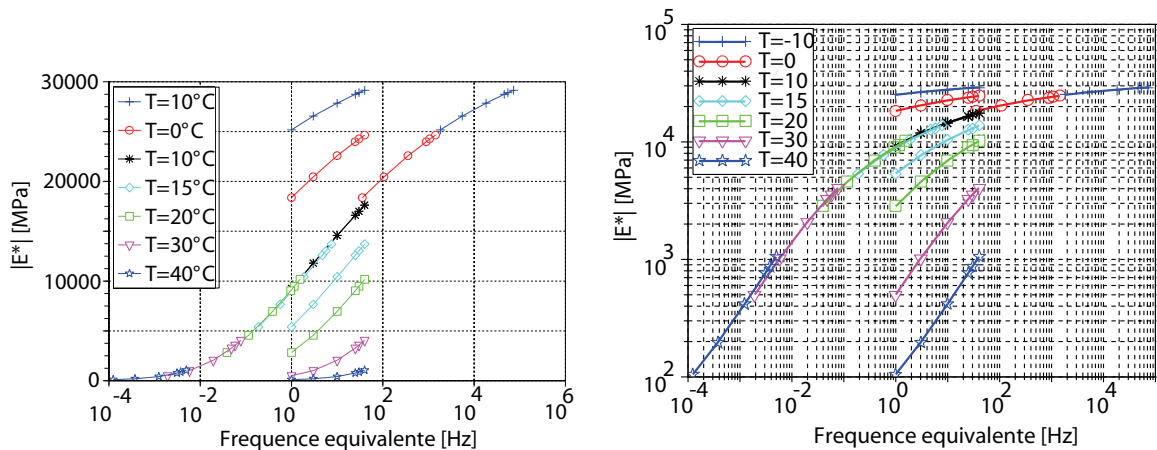


Fig 3.19 – Coefficient a_T à la température de référence de 10°C

Les isothermes du module complexe et la courbe maîtresse à la température de 10°C obtenues expérimentalement sont représentées sur les figures 3.20(a) et 3.20(b).

Pour ce matériau, on constate que l'équivalence temps température est assez bien respectée car les points expérimentaux décrivent une courbe unique (avec une assez bonne approximation) dans le plan complexe ou dans l'espace de Black. Le BBSG considéré est donc "thermoréologiquement simple" (DI BENEDETTO et CORTE, 2005).



(a) Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C
 (b) Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C en échelle logarithmique

Fig 3.20 – Isothermes et courbe maîtresse du module complexe à la température de référence de 10°C

3.6 Conclusions

La cellule triaxiale est équipée d'un capteur de force de 25 kN, d'un capteur de pression de 1000 kPa, de deux sondes de température PT 100, de deux capteurs LVDT axiaux de course totale 5 mm (5% de déformation) et d'un capteur LVDT radial de course totale 5 mm (3% de déformation). L'incertitude de mesure due à la chaîne de mesure est de 0.2% de l'étendue de mesure. L'incertitude de mesure due à la fixation des capteurs LVDT sur l'éprouvette, accentuée par la déformation en tonneau de l'éprouvette, est estimée à 3% de l'étendue de mesure. L'incertitude sur la mesure des déformations, due aux capteurs et au montage de l'essai, est donc de 3% de l'étendue de mesure.

Un système de régulation de température permet de faire des essais allant de 0 à 60° C. Le système n'a cependant été utilisé que pour des températures allant de 10 à 40° C.

Des essais de faisabilité ont été réalisés avec une éprouvette de *Delrin*[®]. Ces essais ont montré que les capteurs LVDT utilisés ne permettent pas, lors d'essais cycliques, de mesurer de façon assez précise l'amplitude des cycles (de l'ordre de 10^{-4} m/m). Des jauges de déformations sont alors utilisées pour mesurer l'amplitudes des cycles. L'écart entre la valeur de module du *Delrin*[®] connue et la valeur mesurée est comprise entre 2.2% et 5%, ce qui est tout à fait correct.

Nous verrons dans le chapitre 4 que la répétabilité des essais de fluage est de l'ordre de 15%. Les incertitudes dues aux mesures sont donc assez faibles devant les incertitudes liées au matériau lui-même.

L'enrobé qui a été testé dans la thèse est un Béton Bitumineux Semi-Grenu 0/10 (BBSG). C'est un matériau généralement utilisé en couches de roulement sur les chaussées à faibles trafic. A 30000 cycles le pourcentage d'ornièrisme moyen, obtenu avec l'essai à l'ornièrisme, est 7.2%. La norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f) prescrit une valeur inférieure à 10% à 30000 cycles pour un faible niveau de sollicitation pour un BBSG appliqué en couche de roulement.

Son module complexe à 15° C et 10 Hz est 10430 MPa. La norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f) prescrit une valeur supérieure à 5500 MPa à 15° C et 10 Hz pour un BBSG appliqué en couche de roulement.

L'enrobé choisi, même s'il ornièrisme (ce qui était le but de cette formulation), pourrait donc être appliqué en couche de roulement de chaussée. Il présente des performances moyennes.

Lors de cette thèse, une procédure expérimentale pour la réalisation d'un essai triaxial régulé en température a été mise au point (annexe I) ainsi qu'une procédure pour le collage des jauges (annexe H.2).

Chapitre 4

Résultats et analyse des essais de fluage

Le but de cette campagne expérimentale est d'étudier l'influence des différents paramètres (température, contrainte déviatorique et pression de confinement) sur les réponses des essais de fluage statique. 25 essais de fluage ont été réalisés. Nous rappelons que nous pouvons fixer les trois paramètres des essais indépendamment les uns des autres.

Les essais de fluage statique ont une application opérationnelle tout à fait immédiate. En effet, ils peuvent permettre d'étudier le fluage sous charges statiques, comme pour les aires de stationnement de poids lourds, d'aéronefs ou encore les plates-formes de stockage des containers.

Par convention, nous appelons essai de fluage un essai où la contrainte déviatorique q et la pression de confinement, σ_r , sont constantes.

La procédure expérimentale des essais de fluage est présentée en annexe I.

4.1 Présentation des essais de fluage

4.1.1 Présentation des essais de fluage

La figure 4.1 représente les contraintes appliquées sur une éprouvette lors d'un essai triaxial de révolution. La contrainte déviatorique $q = \sigma_1 - \sigma_3$ est égale à $q = \frac{F}{S}$, où F est la force axiale appliquée et S la section de l'éprouvette.

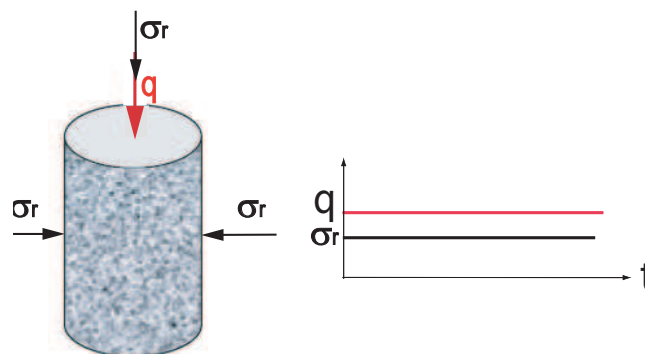


Fig 4.1 – Description d'un essai de fluage

L'historique de chargement est présenté sur la figure 4.2.

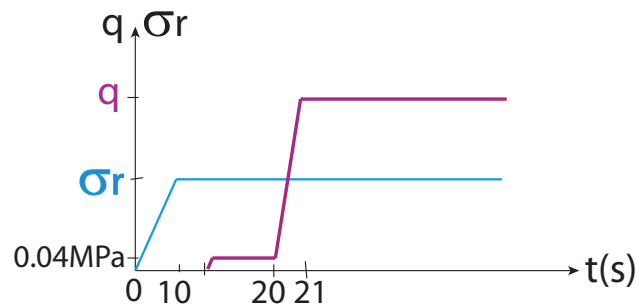


Fig 4.2 – Historique de chargement pour un essai de fluage

La réalisation d'un essai de fluage (une fois que tout le système est monté) se fait de la façon suivante :

- Phase de mise en température de 4 heures
- Application si besoin de la pression de confinement σ_R
- Pilotage de la presse en déplacement jusqu'à ce qu'une petite contrainte déviatorique initiale q_0 (environ 0.2 kN ou $q_0=0.04$ MPa) soit appliquée
- Passage vers le pilotage en force du vérin
- Lancement de l'essai : application de la contrainte déviatorique q de l'essai et démarrage de l'acquisition des mesures de déformations

La période entre l'application de la précontrainte et le lancement de l'essai est d'environ 10 secondes. Or à 30° C, l'enrobé est assez déformable. Pendant ces quelques secondes, l'éprouvette d'enrobé se déforme donc d'une valeur non négligeable qui est connue (car elle est relevée manuellement avant le lancement de l'essai). Les essais sont présentés dans le chapitre 4 en prenant en compte cette correction. Les résultats bruts des essais de fluage (sans les corrections) sont présentés en annexe K.

4.1.2 Mesure des déformations

Les déformations axiales ε_{ax} et radiales ε_{rad} sont mesurées lors de ces essais de fluage.

Les déformations volumiques ε_V et déviatoriques (ou de cisaillement) ε_D sont déduites de ces mesures.

On a défini :

$$\begin{cases} \varepsilon_V = \varepsilon_{ax} + 2\varepsilon_{rad} \\ \varepsilon_D = \frac{2}{3}(\varepsilon_{ax} - \varepsilon_{rad}) \end{cases} \quad (4.1)$$

D'où

$$\begin{cases} \varepsilon_{ax} = \frac{1}{3}\varepsilon_V + \varepsilon_D \\ \varepsilon_{rad} = \frac{1}{3}\varepsilon_V - \frac{1}{2}\varepsilon_D \end{cases} \quad (4.2)$$

Certains essais de fluage ont été prolongés par une phase de décharge. La contrainte q est alors

remise à zéro, puis la pression de confinement σ_r est remise à zéro et on continue à mesurer les déformations. Nous pouvons alors différencier les déformations irréversibles des déformations réversibles.

Les capteurs LVDT axiaux ont une course de 5 mm, soit 5% de déformation. Le capteur LVDT radial a une course de 5 mm, soit 3% de déformation. Dans certains essais, avec des déformations axiales élevées, il n'a donc pas été possible de mesurer les déformations radiales (ni les déformations volumiques) jusqu'à la fin de l'essai, le capteur radial arrivant en fin de course plus rapidement que les capteurs axiaux.

4.2 Les différents essais réalisés

Les différents essais de fluage réalisés et exploitables, sont présentés dans le tableau 4.1 dans l'ordre chronologique. Le tableau indique également la référence de la plaque dans laquelle les éprouvettes ont été prélevées (il y a 7 plaques différentes), et les pourcentages de vides des éprouvettes ; ceux-ci sont peu dispersés, avec des valeurs variant entre 3.4% et 5.6%.

Essai	Température ° C	Contrainte q MPa	Pression σ_r kPa	Plaque	Eprouvette	Vides %
1	20	0.2	0	3	4	5.1
2	10	0.2	0	3	5	4.1
3	10	0.6	0	3	6	4.7
4	10	0.4	0	5	1	
5	30	0.12	0	5	2	
6	20	0.6	0	5	4	3.9
8	20	1	0	5	5	4.0
9	20	2	0	6	1	4.0
10	20	0.4	0	6	2	3.4
11	20	0.4	100	6	3	3.4
12	20	0.4	200	6	4	3.6
13	30	0.4	0	6	5	3.8
19	20	0.4	50	7	5	5.3
20	20	0.4	0	7	6	5.6
22	20	0.5	100	8	2	4.3
24	20	0.4	25	8	4	4.0
25	10	0.4	100	8	5	3.6
26	30	0.4	100	10	2	3.6
28	10	0.4	200	9	1	4.4
29	30	0.4	200	9	2	4.5
31	20	0.4	0	9	4	5.5
32	20	0.4	0	10	6	3.6
33	20	0.4	0	9	6	5.0
35	20	0.2	200	10	3	3.8
36	40	0.4	100	10	5	4.4

Tab 4.1 – Récapitulatif des essais de fluage à contrainte imposée

4.3 Choix des conditions expérimentales

La figure 4.3 rappelle les chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante et les points expérimentaux (p, q) des essais de fluage à 20°C . Le calcul des chemins de contraintes est présenté en détail dans le chapitre 2. Les essais ont été réalisés pour des niveaux de contrainte déviatorique q proches des contraintes maximales dans la chaussée.

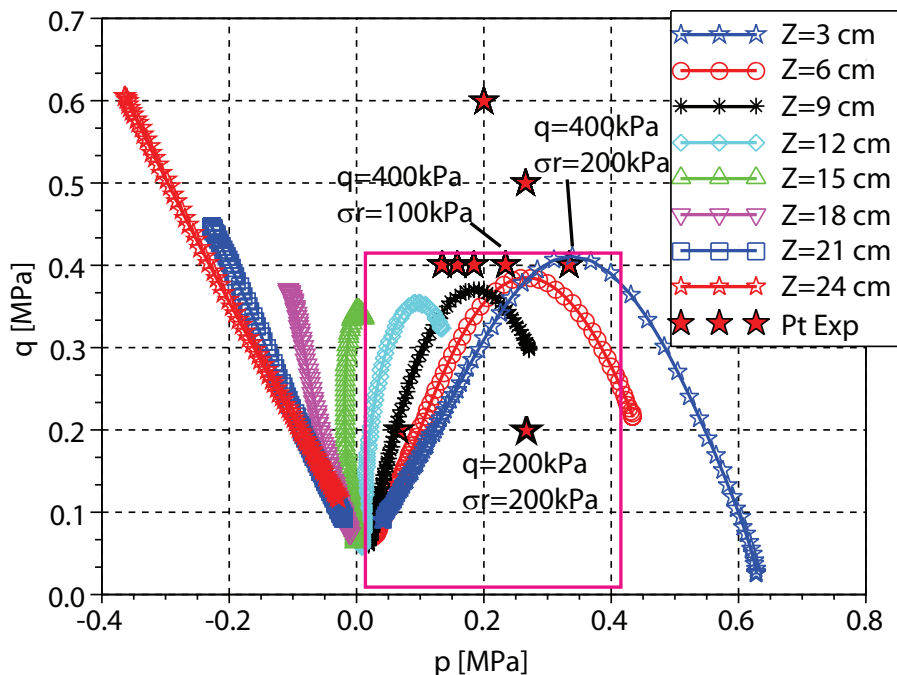


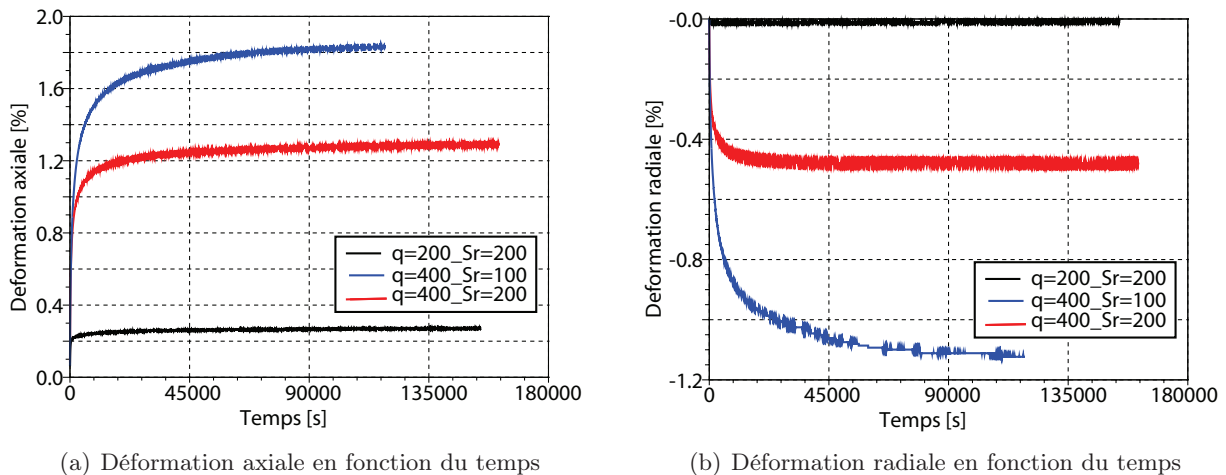
Fig 4.3 – Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante et points expérimentaux (p, q) des essais de fluage à 20°C

Comparons trois essais faits à 20°C , un avec un déviateur des contraintes faible (200 kPa) et deux avec des déviateurs de contraintes plus importants (400 kPa) :

- $q=400 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=100 \text{ kPa}$
- $q=400 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=200 \text{ kPa}$
- $q=200 \text{ kPa}$ et $\sigma_R=200 \text{ kPa}$

La figure 4.4 représente les déformations axiales et radiales de ces trois essais de fluage. La déformation axiale de l'essai à $q=200 \text{ kPa}$ est très faible devant celle des essais à $q=400 \text{ kPa}$: 4 fois plus faible que pour l'essai à $\sigma_R=200 \text{ kPa}$ et 6 fois plus faible que pour l'essai à $\sigma_R=100 \text{ kPa}$. La déformation radiale, elle, est quasiment nulle.

Ces résultats justifient l'intérêt de réaliser les essais de fluage dans la zone où le déviateur des contraintes est maximal pour obtenir des niveaux de déformation significatifs.

Fig 4.4 – Résultats de trois essais de fluage à $T=20^\circ$ C

4.4 Un exemple de résultat : l'essai à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et 20° C

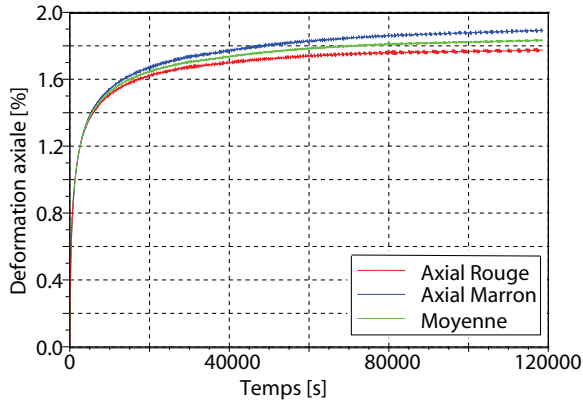
La figure 4.5 présente en détail les résultats expérimentaux de l'essai 11 : $q=400$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C. Le critère choisi pour l'arrêt des essais est soit lorsque la limite des capteurs LVDT axiaux est atteinte (5 mm), soit lorsque les déformations n'augmentent plus (ou très lentement).

La figure 4.5(a) représente les déformations axiales en fonction du temps. Les valeurs des deux capteurs LVDT sont enregistrées et traitées indépendamment. Nous calculons ensuite la moyenne des déformations des deux capteurs LVDT. Pour le calcul de la déformation volumique et de cisaillement, et pour les comparaisons avec les autres essais, seules les moyennes des déformations axiales seront utilisées. Nous remarquons que la déformation axiale augmente en fonction du temps, assez rapidement au début de l'essai, et tend à se stabiliser vers une valeur limite à la fin de l'essai. La déformation axiale est positive. Avec la convention de signe de la mécanique des sols, cela signifie que la hauteur de l'éprouvette diminue.

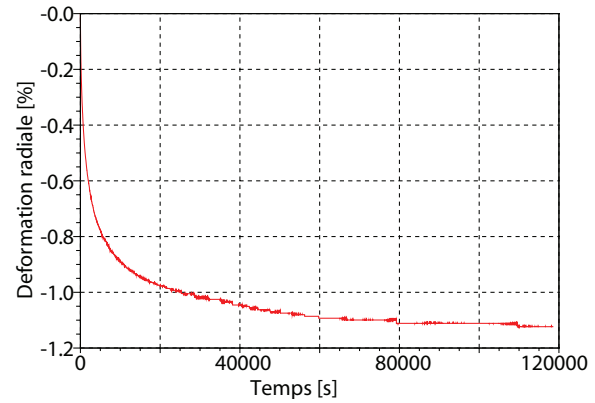
La figure 4.5(b) représente la déformation radiale en fonction du temps. Nous remarquons que la déformation radiale est négative. Avec la convention de la mécanique des sols, cela signifie que le diamètre de l'éprouvette augmente. La déformation radiale augmente rapidement (en valeur absolue) au début de l'essai puis se stabilise plus ou moins.

Les figures 4.5(c) et 4.5(d) représentent la déformation volumique en fonction du temps et de la déformation axiale. Nous remarquons que la déformation volumique est d'abord positive puis négative. Il y a donc une courte phase de contractance au début de l'essai, puis le comportement volumique devient dilatant.

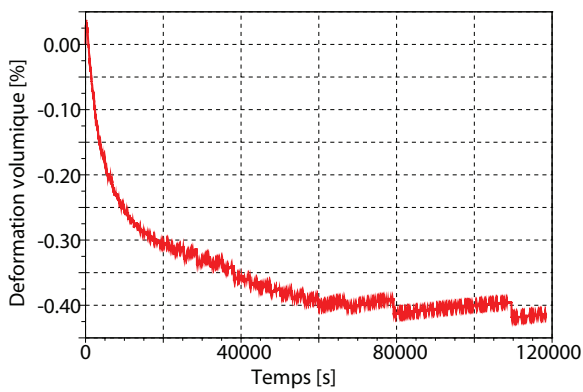
Les figures 4.5(e) et 4.5(f) représentent la déformation de cisaillement en fonction du temps et de la déformation axiale. Nous remarquons que la courbe de la déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale est quasiment linéaire, ceci parce que les déformations volumiques sont faibles devant les déformations de cisaillement.



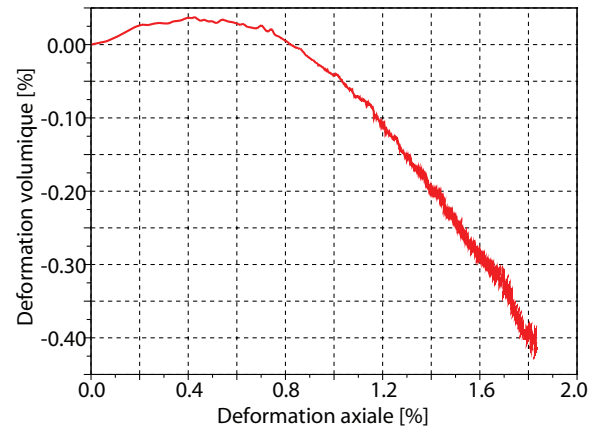
(a) Déformation axiale en fonction du temps



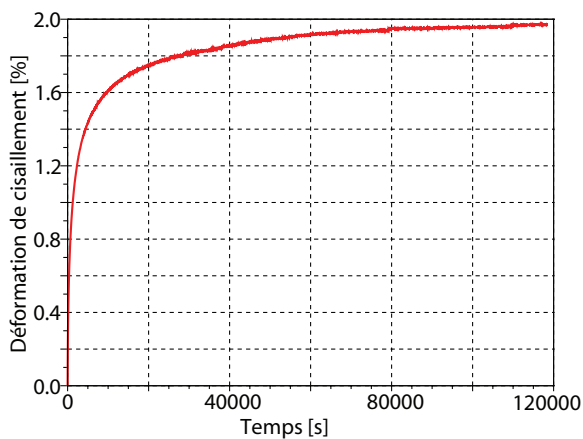
(b) Déformation radiale en fonction du temps



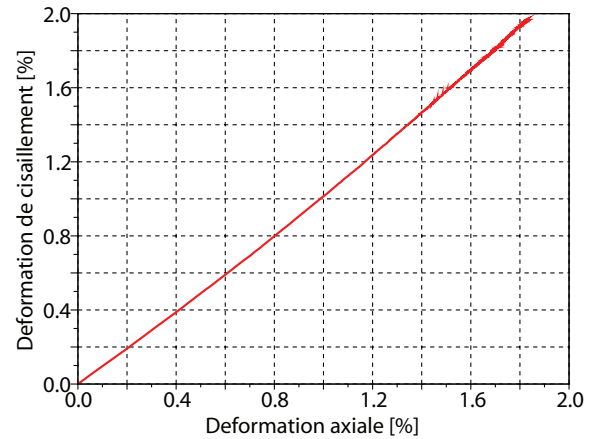
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale



(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps



(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

Fig 4.5 – Résultats de l'essai 11 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^\circ$ C

4.5 Répétabilité des essais de fluage

4.5.1 Répétabilité avec des éprouvettes provenant de la même plaque

Nous avons choisi de faire des essais de répétabilité sans pression de confinement car c'est dans ce cas là que les déformations axiales et radiales sont les plus importantes.

Deux premiers essais de répétabilité sans pression de confinement ont été réalisés. Ces deux essais ont été réalisés à une semaine d'intervalle : l'essai 31 a été fait le 1^{er} août et l'essai 33 le 8 août. La température dans la salle d'essai était quasiment la même : 23.4° C pour l'essai 31 et 23° C pour l'essai 33. Pour les deux essais, la cellule n'a pas été remplie d'eau (les deux essais ont donc été réalisés dans l'air). Les éprouvettes ont été prélevées dans la même plaque d'enrobé.

Les caractéristiques des deux essais de répétabilité sont présentées dans le tableau 4.2.

Essai 31	Essai 33
Plaque 9	Plaque 9
Éprouvette 4	Éprouvette 6
20.4° C	20.4° C
$q=409$ kPa	$q=409$ kPa
$\sigma_r=0$ kPa	$\sigma_r=0$ kPa
5.5% de vides	5.0% de vides

Tab 4.2 – Caractéristiques des deux essais de répétabilité

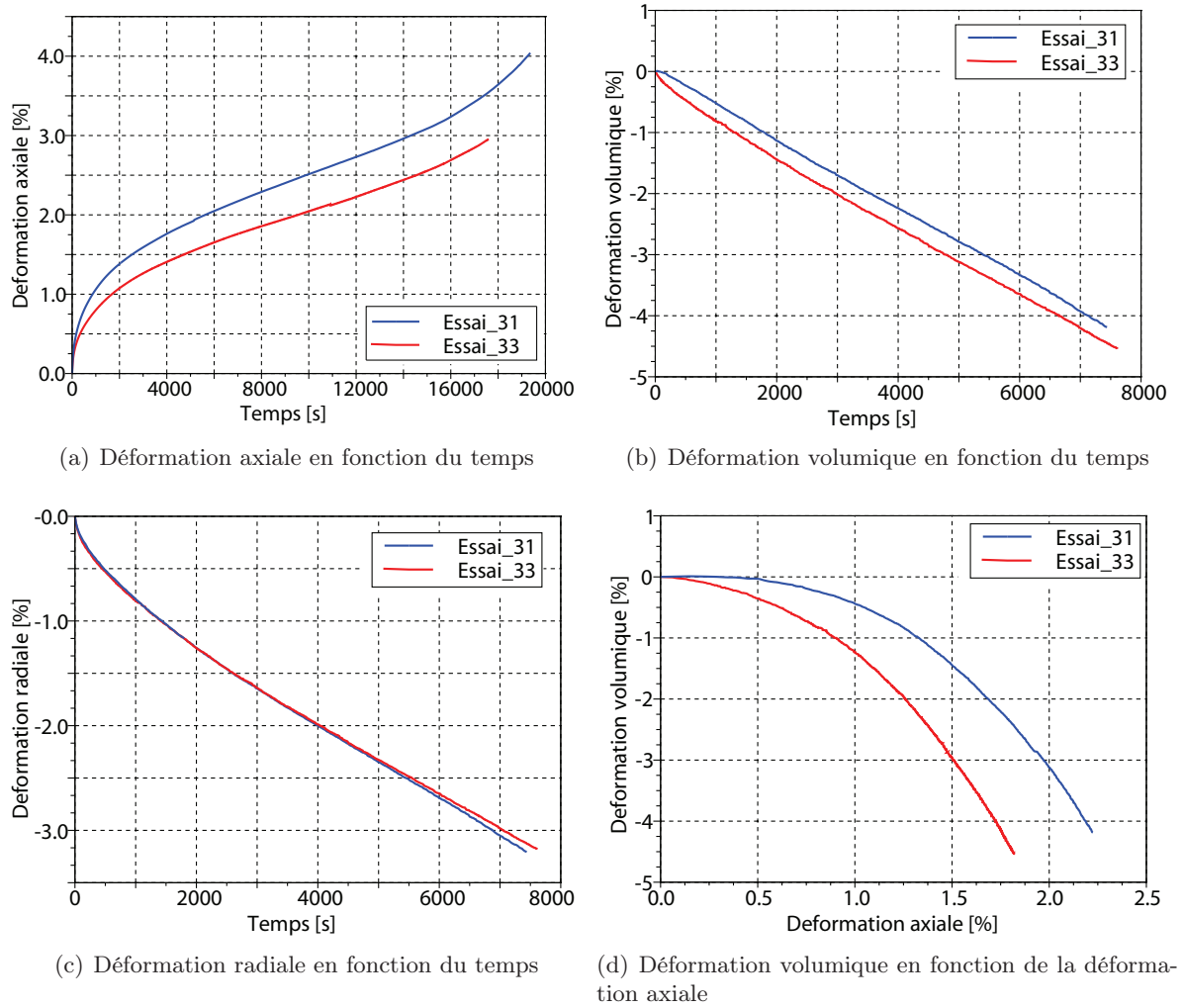
La figure 4.6 représente les déformations axiales, radiales et volumiques en fonction du temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales de ces essais de fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C.

Les déformations axiales des essais 31 et 33 présentent un écart d'environ 0.5% de déformation à la fin de l'essai (Tab. 4.3). Il est important de remarquer que, même s'il y a un écart entre les déformations axiales des deux essais, la forme des courbes est semblable. La vitesse de déformation augmente rapidement en début d'essai, se stabilise, puis augmente en fin d'essai. On retrouve les mêmes observations que TAHERKHANI et COLLOP (2006) présentées dans le paragraphe 1.5.2.1. Les deux éprouvettes sont arrivées à la rupture. Les déformations radiales des essais 31 et 33 sont très proches.

Le tableau 4.3 présente les valeurs, les moyennes et les écarts types relatifs des déformations (à quatre temps différents) des deux essais de répétabilité. L'écart type relatif est le rapport de l'écart type (en % de déformation) sur la moyenne (en % de déformation) multiplié par 100. L'écart type relatif des déformations axiales représente 15% de la valeur moyenne. Pour les déformations radiales il est d'environ 0.9%.

4.5.2 Répétabilité avec des éprouvettes ne provenant pas de la même plaque

Plusieurs autres essais ont été réalisés dans les mêmes conditions expérimentales ($q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C) afin de vérifier la répétabilité des essais avec des éprouvettes provenant


 Fig 4.6 – Répétabilité : essais de fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C

	t=1000 s		t=5000 s		t=10000 s		t=16000 s	
	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %
Essai 31	1.06	-0.79	1.91	-2.35	2.51		3.24	
Essai 33	0.80	-0.81	1.53	-2.33	2.05		2.69	
Moyenne	0.93	-0.80	1.72	-2.34	2.28		2.96	
Écart type	0.18	0.01	0.26	0.015	0.33		0.39	
Écart type relatif (%)	19.4	1.25	15.1	0.64	14.5		13.2	

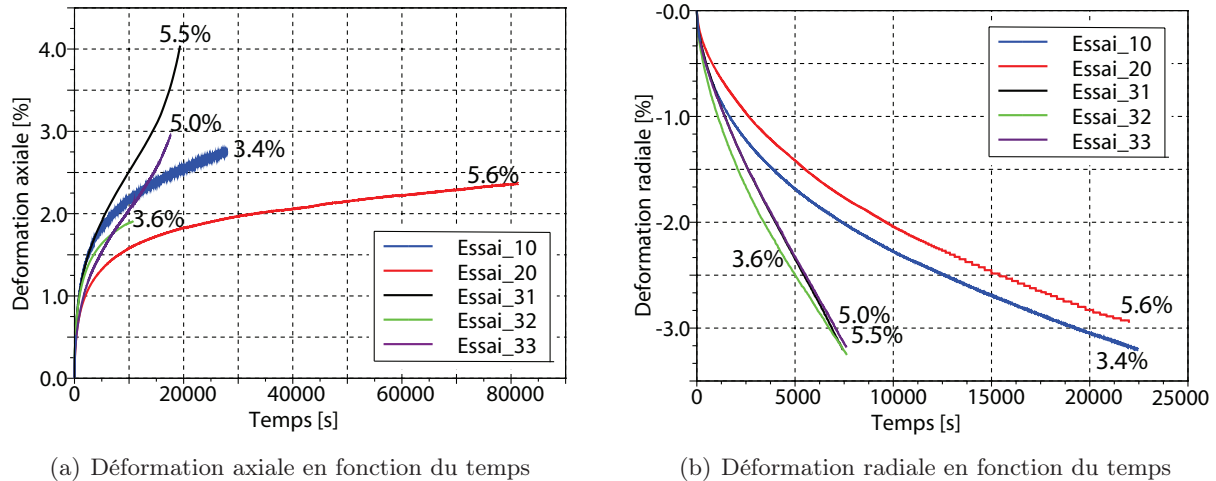
Tab 4.3 – Valeurs, moyennes et écarts type des déformations des deux essais de répétabilité

de plaques différentes. La température visée était de 20° C, mais celle-ci peut varier de 1 à 2° C. Les caractéristiques des cinq essais sont présentées dans le tableau 4.4. La figure 4.7 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps des différents essais de fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=0$ kPa et $T \simeq 20^\circ$ C. Les pourcentages de vides des cinq éprouvettes sont précisés sur les figures.

Nous pouvons remarquer que les déformations axiales et radiales sont assez différentes, aussi bien pour la forme des courbes que pour les niveaux de déformations atteints. Il est important de remar-

Essai 10	Essai 20	Essai 31	Essai 32	Essai 33
Plaque 6	Plaque 7	Plaque 9	Plaque 10	Plaque 9
Éprouvette 2	Éprouvette 6	Éprouvette 4	Éprouvette 6	Éprouvette 6
19.6° C	18.0° C	20.4° C	19.7° C	20.4° C
$q=409$ kPa	$q=409$ kPa	$q=409$ kPa	$q=409$ kPa	$q=409$ kPa
$\sigma_r=0$ kPa	$\sigma_r=0$ kPa	$\sigma_r=0$ kPa	$\sigma_r=0$ kPa	$\sigma_r=0$ kPa
3.4% de vides	5.6% de vides	5.5% de vides	3.6% de vides	5.0% de vides

Tab 4.4 – Caractéristiques des cinq essais avec les mêmes conditions expérimentales

Fig 4.7 – Essais de fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=0$ kPa et $T \simeq 20^\circ$ C

quer que les températures des essais ne sont pas exactement 20° C mais varient de 18.4 à 20.4° C. Les deux éprouvettes qui ont le même comportement (rupture à la fin de l'essai) proviennent de la même plaque (les pourcentages de vides sont de 5.5% et 5.0%). Une des deux éprouvettes (celle de l'essai 31) a un pourcentage de vides de 5.5% . L'éprouvette de l'essai 20 a un pourcentage de vides de 5.6% . Ces pourcentage de vides sont quasiment identiques et pourtant les comportements de ces deux éprouvettes sont très différents. L'effet "plaque" semble être beaucoup plus important que le pourcentage de vides. Ces résultats semblent confirmer la dispersion obtenue sur les résultats de l'essai à l'ornièreur, due probablement à la fabrication ou à la compaction des plaques d'enrobés (paragraphe 1.5.1.1).

Les résultats sur la validité du principe d'équivalence temps température, présentés dans le paragraphe 4.11, permettent de revoir l'interprétation des essais de répétabilité en fluage.

Comme on l'a déjà fait remarquer, les températures des essais ne sont pas exactement 20° C mais varient de 18.4 à 20.4° C. Nous avons donc utilisé le principe de superposition temps température pour tracer les déformations axiales et radiales de ces mêmes essais à la température de référence de 20° C. Les courbes sont présentées sur la figure 4.8.

Pour une température de référence de 20° C, si la température de l'essai est 18° C, le coefficient de translation a_T est $a_T = 1.88$. Le temps doit donc être divisé quasiment par 2 pour avoir le comportement réel du matériau à 20° C. Cette différence de température entre les essais explique donc en partie les écarts observés entre les déformations axiales et radiales des différents essais.

Après application du PETT, les déformations axiales et radiales des cinq essais de répétabilité sont

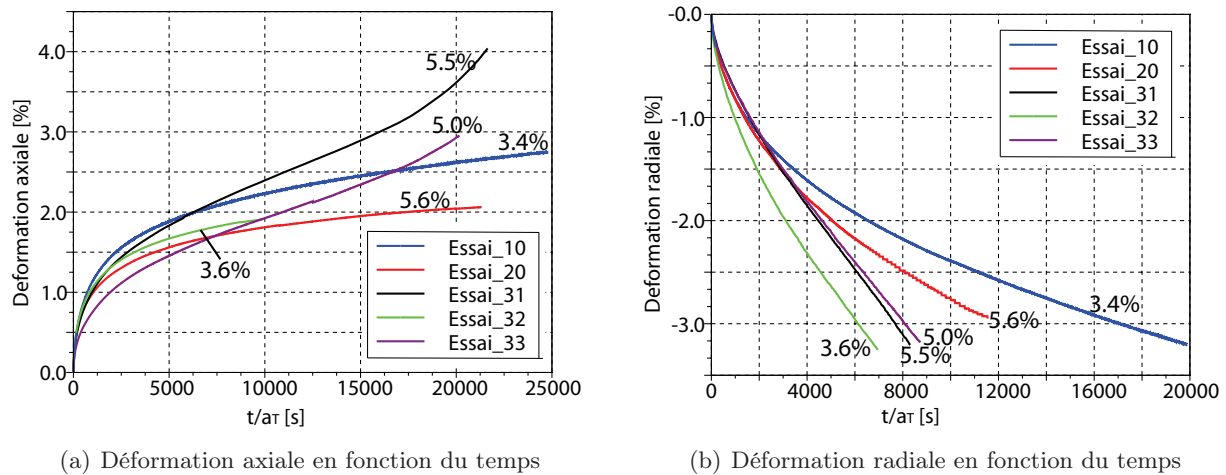


Fig 4.8 – Principe d'équivalence temps-température appliqué aux essais de fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=0$ kPa et $T \simeq 20^\circ$ C à la température de référence de 20° C

beaucoup plus proches. L'effet de la température est considérable. D'autres causes de dispersion sont dues aux pourcentages de vides, mais aussi à la façon dont sont fabriquées les plaques (fabrication à des dates différentes par des opérateurs différents).

Les moyennes et les écarts types par rapport à la moyenne des déformations obtenues avec des cinq essais de répétabilité, à la température de référence de 20° C, ont été recalculés dans le tableau 4.5. L'écart type par rapport à la moyenne des déformations axiales est d'environ 12% (au lieu de 15.7% sans la correction due au PETT) et l'écart type par rapport à la moyenne des déformations radiales est d'environ 14.7% (au lieu de 20.4%); ces valeurs s'appliquent pour $t/a_T < 10000$ s. On note cependant que les écarts s'accroissent en fin d'essai ($t/a_T > 10000$ s), où dans certains essais, la pente de la courbe $\varepsilon_{ax}(t)$ se met à augmenter (initiation d'une rupture?), mais pas dans tous.

	$t/a_T=1000$ s		$t/a_T=5000$ s		$t/a_T=9800$ s	
	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %
Moyenne	0.99	-0.83	1.68	-2.14	2.04	
Écart type	0.14	0.12	0.18	0.32	0.24	
Écart type relatif (%)	14.1	14.5	10.7	15.0	11.8	

Tab 4.5 – Moyennes et écarts type des déformations des cinq essais de répétabilité, à la température de référence de 20° C

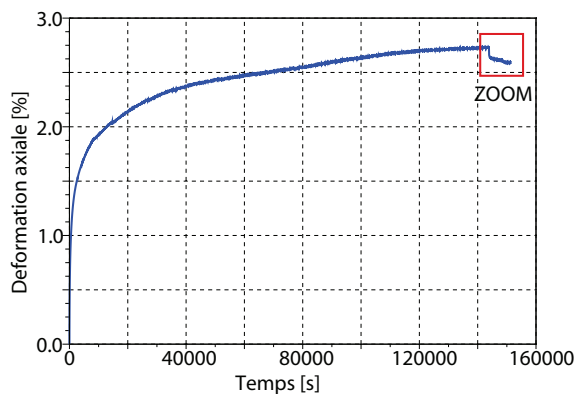
La figure 4.8 permet de comparer les déformations axiales et radiales des essais de répétabilité en fonction du pourcentage de vides. Dans notre cas, la valeur de la déformation ne peut pas être reliée directement à la valeur du pourcentage de vides.

Remarque : Il est important de préciser que pour la suite, quand nous comparons des essais de fluage avec l'essai de fluage $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C, nous utilisons l'essai numéro 10. En effet, l'essai numéro 10 a été réalisé au début de la campagne expérimentale. L'éprouvette testée provient de la plaque 6 (fabriquée en même temps que les plaques 5 et 7). Il nous a semblé plus logique de comparer des essais faits avec des éprouvettes issues de plaques semblables.

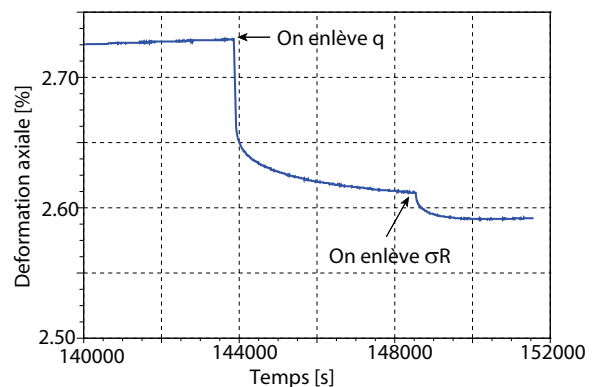
Conclusion : La répétabilité des essais de fluage est donc de 15% environ.

4.6 Comparaison charge-décharge

Les figures 4.9 et 4.10 représentent les déformations axiales de deux essais de fluage lors d'une phase de charge et de décharge. La phase de décharge est réalisée à la fin de l'essai en deux phases. La contrainte q est d'abord remise à zéro. Quand la déformation axiale semble stabilisée, la pression de confinement σ_r est remise à zéro. Les charges et décharges des autres essais de fluage sont présentées en annexe L.

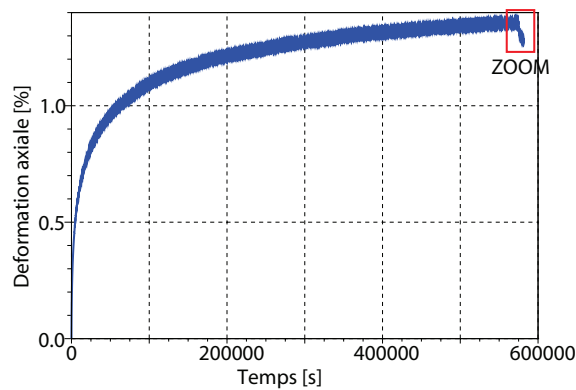


(a) Déformation axiale en fonction du temps

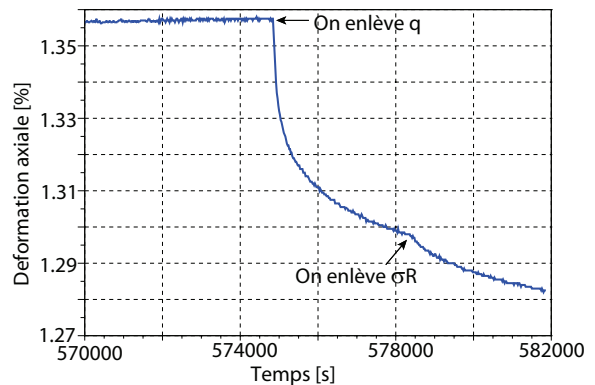


(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

Fig 4.9 – Charge et décharge de l'essai 22 : fluage à $q=500$ kPa $\sigma_r=100$ kPa $T=20^\circ$ C



(a) Déformation axiale en fonction du temps



(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

Fig 4.10 – Charge et décharge de l'essai 25 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=100$ kPa $T=10^\circ$ C

Les déformations lors de la décharge sont très faibles devant les déformations obtenues lors de la charge (de l'ordre de 0.1%).

Le tableau 4.6 présente les valeurs des déformations axiales de relaxation. Au temps T_q , le déviateur des contraintes est mis à zéro (mais pas la pression de confinement). On mesure la déformation de relaxation $\varepsilon_{ax}(q)$. Puis au temps $T_{\sigma R}$, la pression de confinement est mise à zéro. On mesure alors

la déformation de relaxation $\varepsilon_{ax(\sigma R)}$ pour l'ensemble des essais. On définit les appellations suivantes (Fig. 4.11) :

- la déformation réversible : $\varepsilon_{ax}^r = \varepsilon_{ax(q)} + \varepsilon_{ax(\sigma r)}$
- la déformation irréversible : $\varepsilon_{ax}^{irre} = \varepsilon_{ax}^{tot} - \varepsilon_{ax}^r$
- le pourcentage de la déformation réversible par rapport à la déformation totale (en %) : $\varepsilon_{ax}^r / \varepsilon_{ax}^{tot} * 100$

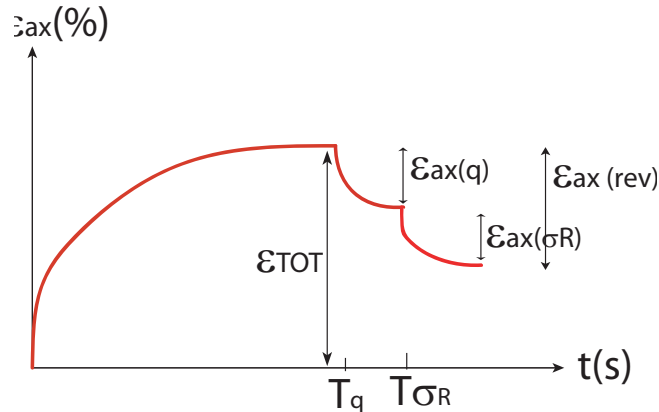


Fig 4.11 – Charge et décharge lors d'un essai de fluage : définition des appellations

Essai	Caractéristiques	T_q	$\varepsilon_{ax(q)}$	$T_{\sigma R}$	$\varepsilon_{ax(\sigma R)}$	$\varepsilon_{ax(rev)}/\varepsilon_{tot}$
25	$q = 400 \text{ kPa } \sigma_R = 100 \text{ kPa } T = 10^\circ \text{ C}$	575000 s	0.06%	578000 s	0.015%	5.5%
28	$q = 400 \text{ kPa } \sigma_R = 200 \text{ kPa } T = 9.6^\circ \text{ C}$	410000 s	0.06%	415000 s	0.025%	6.5%
22	$q = 500 \text{ kPa } \sigma_R = 100 \text{ kPa } T = 19.2^\circ \text{ C}$	144000 s	0.12%	148000 s	0.03%	5.5%
20	$q = 400 \text{ kPa } \sigma_R = 0 \text{ kPa } T = 18.1^\circ \text{ C}$	81000 s	0.1%			4.2%
24	$q = 400 \text{ kPa } \sigma_R = 25 \text{ kPa } T = 20.2^\circ \text{ C}$	170000 s	0.1%			4.1%
19	$q = 400 \text{ kPa } \sigma_R = 50 \text{ kPa } T = 20^\circ \text{ C}$	150000 s	0.1%			4.8%
35	$q = 200 \text{ kPa } \sigma_R = 200 \text{ kPa } T = 19.9^\circ \text{ C}$	154000 s	0.05%	160000 s	0.03%	29.6%
29	$q = 400 \text{ kPa } \sigma_R = 200 \text{ kPa } T = 31.1^\circ \text{ C}$	146000 s	0.4%	150000 s	0.05%	34.6%

Tab 4.6 – Valeurs des déformations axiales de relaxation, sans déviateur des contraintes mais avec pression de confinement ($\varepsilon_{ax(q)}$) puis sans pression de confinement ($\varepsilon_{ax(\sigma r)}$)

Conclusion : Les déformations réversibles sont donc très faibles devant les déformations irréversibles. Elles ne dépassent pas 5% de la déformation totale, sauf dans deux cas.

4.7 Influence de la température sur le comportement du matériau

Le tableau 4.7 rappelle les essais réalisés pour les mêmes valeurs de contraintes et différentes températures, et qui permettent d'étudier l'influence de la température sur le comportement en fluage du matériau.

La figure 4.12 représente les déformations axiales en fonction du temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage sans pression de confinement, à différentes températures.

Nous remarquons que, à t fixé, pour un déviateur de contraintes fixé, plus la température est élevée :

q kPa	σ_r kPa	T ° C	Vides %	Essai	Éprouvette
200	0	10	4.1	2	P13E5
		20	5.1	1	P13E4
400	0	10		4	P15E1
		20	3.4	10	P16E2
		30	3.8	13	P16E5
600	0	10	4.7	3	P13E6
		20	3.9	6	P15E4
400	100	10	3.6	25	P18E5
		20	3.4	11	P16E3
		30	3.6	26	P110E2
		40	4.4	36	P110E5
400	200	10	4.4	28	P19E1
		20	3.6	12	P16E4
		30	4.5	29	P19E2

Tab 4.7 – Comparaison des essais à différentes températures

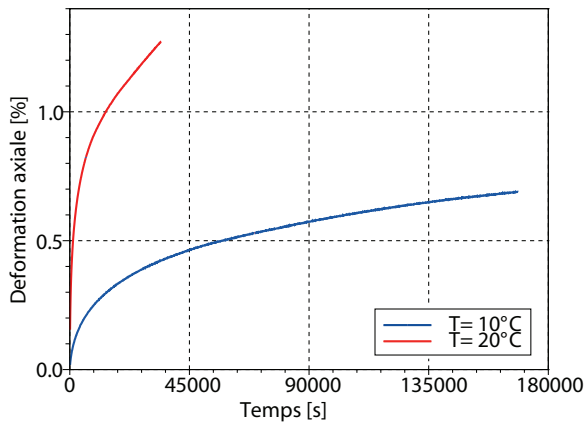
- plus les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) sont importantes
- plus le comportement volumique est dilatant

A 10° C, les déformations volumiques sont positives (comportement volumique contractant) puis négatives (comportement volumique dilatant). A 20° C, le comportement volumique est essentiellement dilatant. Le comportement volumique de l'éprouvette de l'essai à $q=400$ kPa et 30° C présente une légère contractance en début d'essai, comme pour l'essai à 10° C. Toutefois, on note que pour les trois températures, les courbes de la déformation volumique en fonction de la déformation axiale restent similaires.

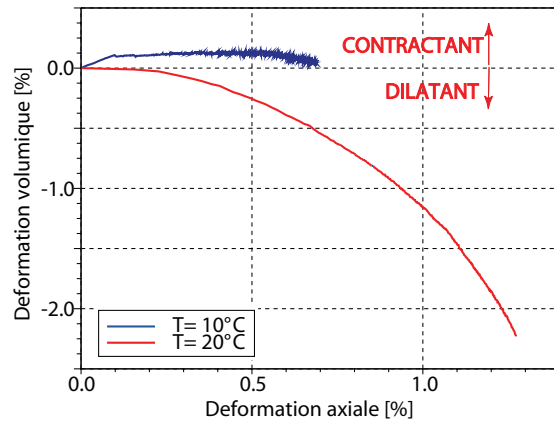
La figure 4.13 représente les déformations axiales en fonction du temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ et 200 kPa à différentes températures. Dans tous les essais avec confinement, on observe une stabilisation beaucoup plus forte des déformations en fin d'essai, que dans les essais sans confinement.

On voit sur la figure 4.13(a) que les niveaux de déformations axiales à 20 et 30° C, à la fin des essais, sont quasiment identiques. Par contre la cinétique de l'essai à 30° C est beaucoup plus rapide que celle à 10 et 20° C (la pente initiale est beaucoup plus importante). Le comportement volumique (Fig. 4.13(b)) est contractant, puis dilatant pour les essais à 20 et 30° C. A 10° C, il est contractant pendant toute la durée de l'essai mais se rapproche de zéro en fin d'essai. Si l'essai avait duré plus longtemps, il serait probablement devenu dilatant. Quelque soit la température, globalement, les courbes de la déformation volumique en fonction de la déformation axiale sont peu différentes.

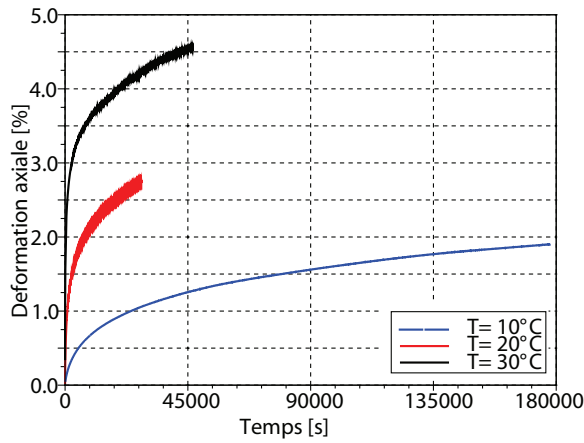
On voit sur la figure 4.13(c) que les niveaux de déformations axiales à 10, 20 et 30° C, à la fin des essais, sont quasiment identiques, en première approximation. Comme précédemment la cinétique de l'essai à 30° C est beaucoup plus rapide que celle à 10 et 20° C (la pente initiale est beaucoup plus importante). Le comportement volumique (Fig. 4.13(d)) est contractant tout au long des essais. Pour les essais à 10 et 30° C, les déformations volumiques sont très irrégulières. Il y a eu des



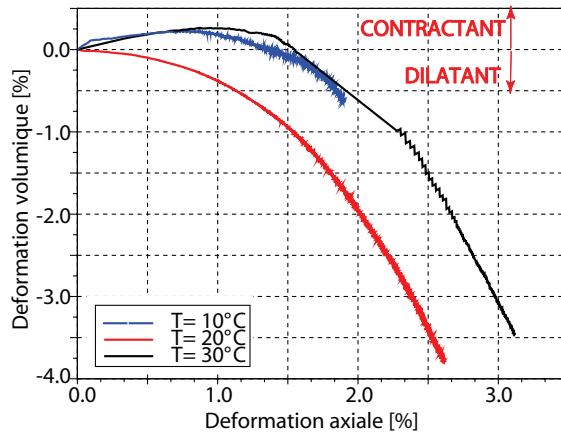
(a) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=200$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



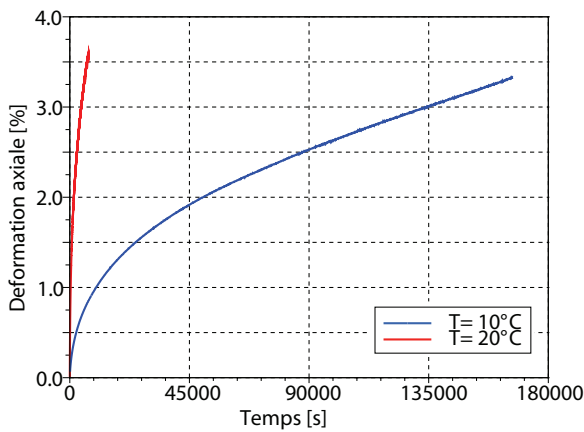
(b) Déformation volumique fonction de la déformation axiale : fluage à $q=200$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



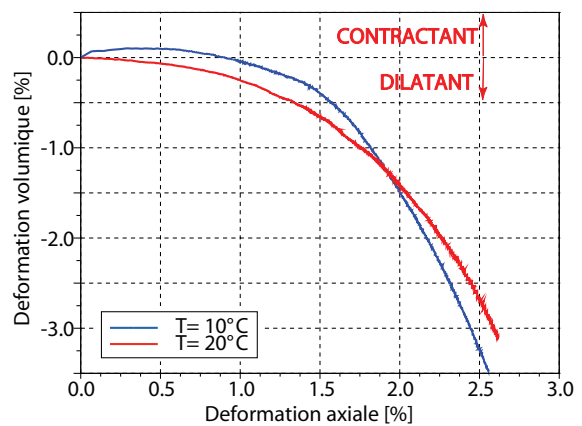
(c) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



(d) Déformation volumique fonction de la déformation axiale : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



(e) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=600$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa

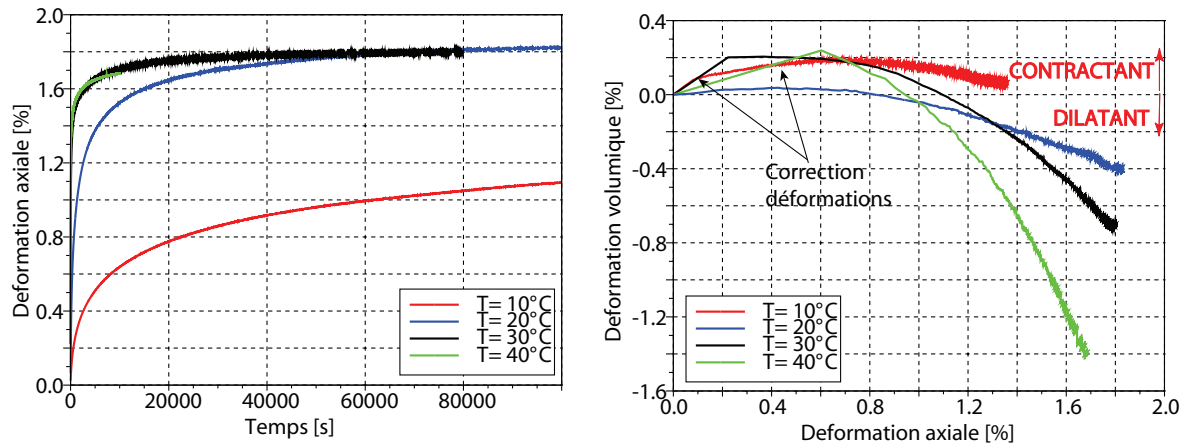


(f) Déformation volumique fonction de la déformation axiale : fluage à $q=600$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa

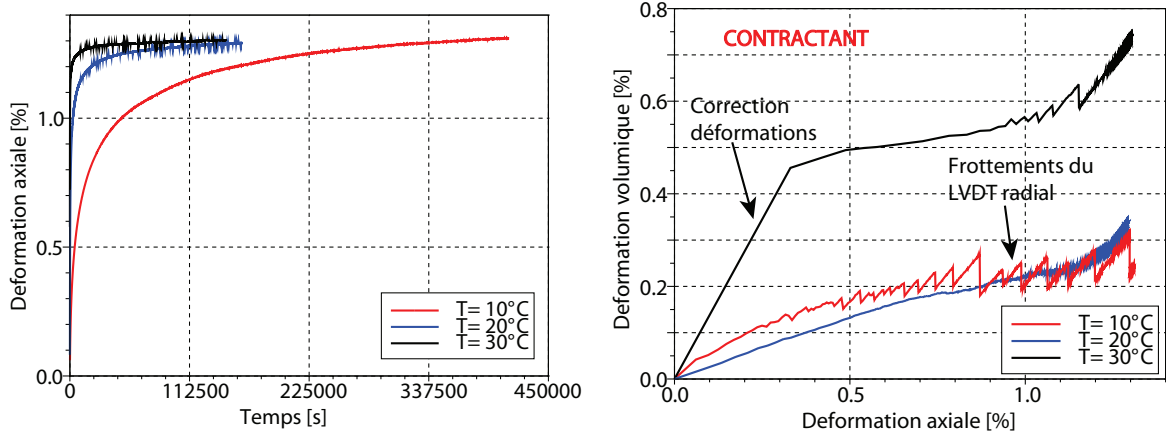
Fig 4.12 – Influence de la température sur les essais de fluage sans pression de confinement

frottements avec le capteur LVDT radial, qui se traduisent par une évolution en dents de scie des déformations radiales.

Nous pouvons donc conclure que :



(a) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa (b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa



(c) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=200$ kPa (d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=200$ kPa

Fig 4.13 – Influence de la température sur les essais de fluage avec pression de confinement

- Plus la température est élevée, plus les déformations axiales augmentent rapidement (et les déformations radiales, négatives, augmentent rapidement en valeur absolue)
- Quelque soit la température de l'essai, pour une pression de confinement non nulle, les déformations semblent tendre vers un même niveau de déformation final
- Quelque soit la température de l'essai, pour $\sigma_r=0$ ou 100 kPa, les déformations volumiques semblent être positives (contractance) puis négatives (dilatance)
- Quelque soit la température de l'essai, pour $\sigma_r=200$ kPa, le comportement volumique est uniquement contractant
- Quelque soit la température de l'essai, pour q et σ_r fixés, les courbes des variations des déformations volumiques en fonction des déformations axiales sont très proches
- D'un point de vue temporel, la température influe clairement sur la cinétique des essais. Il semble cependant qu'en première approximation, le comportement rhéologique soit faiblement affecté. La température change la cinétique plutôt que le comportement général.

Ces résultats nous amènent à penser que le principe d'équivalence temps température pourrait également s'appliquer en grandes déformations, avec et sans pression de confinement.

4.8 Influence du déviateur de contraintes q

Le tableau 4.8 rassemble les essais réalisés pour la même température, et différents déviateurs de contraintes, et qui sont utilisés pour étudier l'influence du déviateur des contraintes.

σ_r kPa	T ° C	q kPa	Vides %	Essai	Éprouvette
0	20	200	5.1	1	P13E4
		400	3.4	10	P16E2
		600	3.9	6	P15E4
		1000	4.0	8	P15E5
		2000	4.0	9	P16E1
100	20	400	3.4	11	P16E3
		500	4.3	22	P18E2
200	20	200	3.8	35	P110E3
		400	3.6	12	P16E4

Tab 4.8 – Comparaison des essais à différents déviateurs des contraintes

La figure 4.14 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $\sigma_r=0$ et $T=20^\circ$ C avec différents déviateurs de contraintes, sans pression de confinement. La figure 4.15 représente ces mêmes essais, mais les déformations axiales et radiales sont divisées par le déviateur des contraintes q . La figure 4.16 représente les déformations axiales en fonction du temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $\sigma_r=100$ et 200 kPa et $T=20^\circ$ C avec différents déviateurs de contraintes.

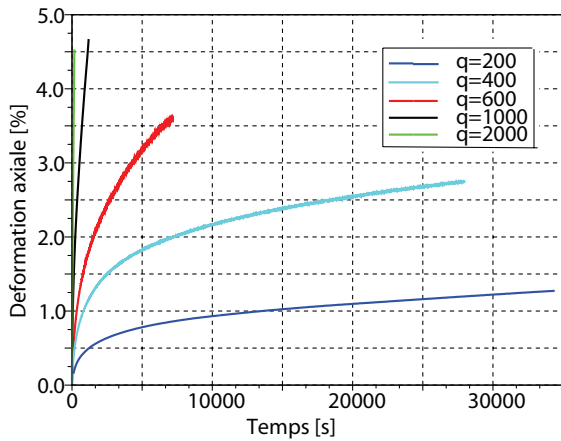
Quelque soit la pression de confinement, plus le déviateur de contraintes q est important,

- plus les déformations axiales sont importantes.
- plus les déformations radiales, négatives, sont importantes en valeur absolue
- plus le comportement volumique est dilatant

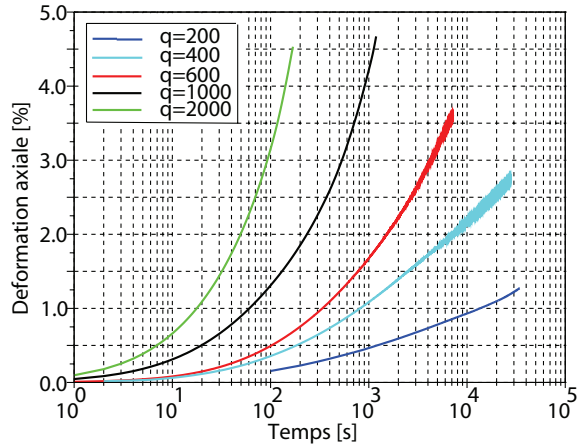
Sans pression de confinement, quelque soit q , les déformations axiales (Fig. 4.14(a) et Fig. 4.14(b)) et radiales (Fig. 4.14(c)) ne se stabilisent pas. Plus q est important, plus les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) augmentent rapidement. La figure 4.15 montre que l'augmentation des déformations axiales et radiales avec q n'est pas linéaire.

Pour les pressions de confinement importantes, 200 kPa, le comportement volumique est uniquement contractant (Fig. 4.16(d)). Pour les pressions de confinement de 100 kPa, le comportement volumique est contractant puis dilatant (Fig. 4.16(b)).

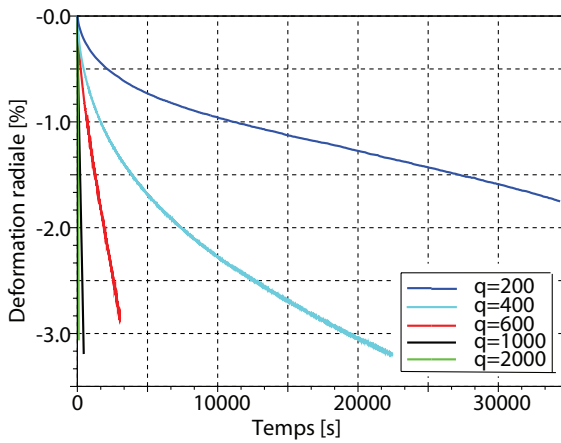
Lorsque le comportement volumique est purement contractant ($\sigma_r=200$ kPa), on observe une très forte stabilisation des déformations axiales en fin d'essai. Les phénomènes de contractance et dilatance observés ici sur les enrobés sont similaires à ceux obtenus sur les géomatériaux, et traduisent la structure granulaire des enrobés.



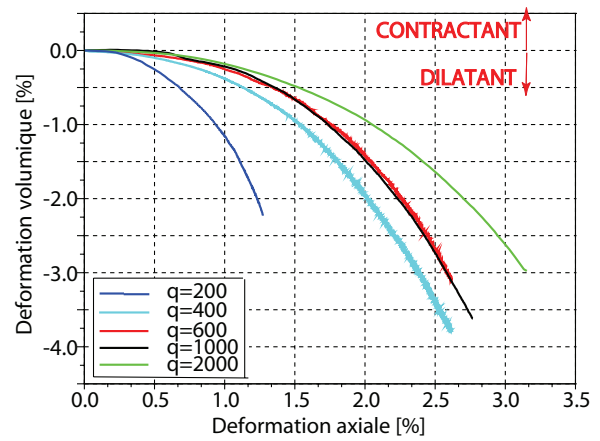
(a) Déformation axiale en fonction du temps



(b) Déformation axiale en fonction du temps en échelle logarithmique

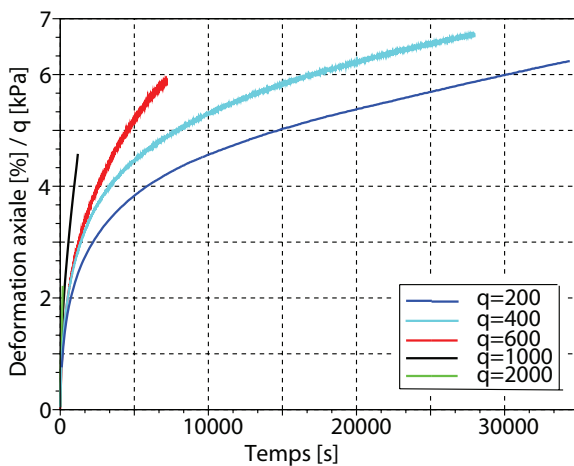


(c) Déformation radiale en fonction du temps

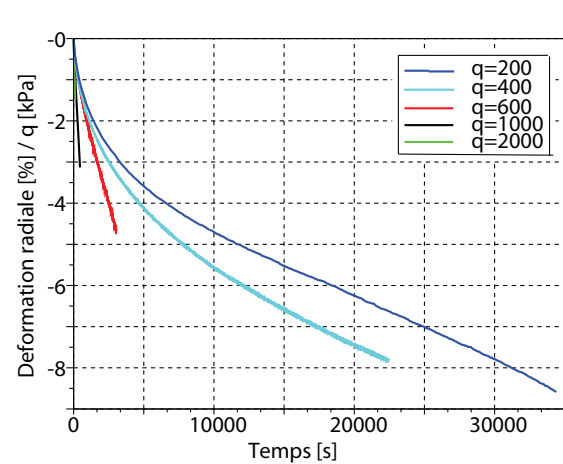


(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

Fig 4.14 – Essais de fluage à $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C avec des déviateurs de contraintes q différents, sans confinement

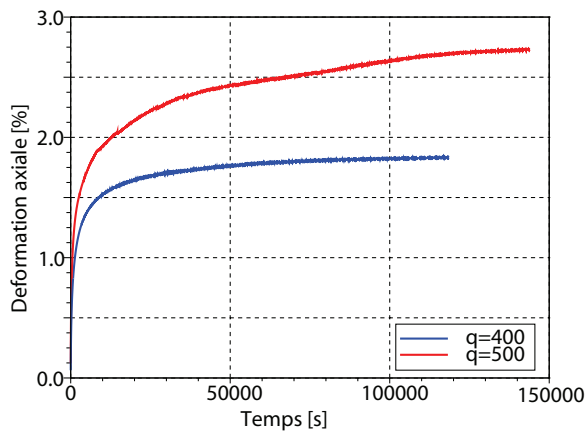


(a) Déformation axiale/ q en fonction du temps

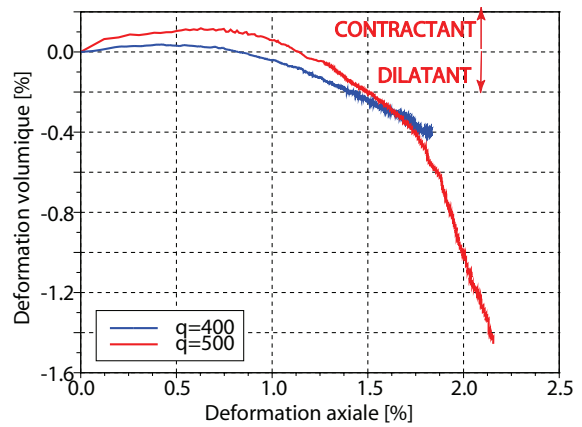


(b) Déformation radiale/ q en fonction du temps

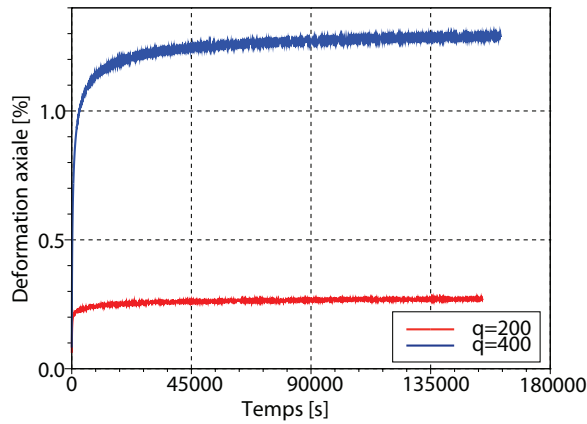
Fig 4.15 – Déformations axiales et radiales divisées par q des essais de fluage à $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C avec des déviateurs de contraintes q différents, sans confinement



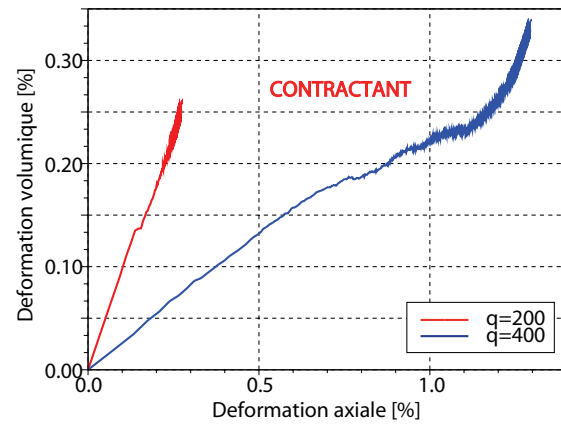
(a) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^\circ$ C



(b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^\circ$ C



(c) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $\sigma_r=200$ kPa et $T=20^\circ$ C



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $\sigma_r=200$ kPa et $T=20^\circ$ C

Fig 4.16 – Essais de fluage à $\sigma_r=100$ et 200 kPa et $T=20^\circ$ C avec des déviateurs de contraintes q différents

4.9 Influence de la pression de confinement σ_r

Le tableau 4.9 présente les essais réalisés avec la même température et le même déviateur de contraintes, et différentes pressions de confinement.

q kPa	T ° C	σ_r kPa	Vides %	Essai	Éprouvette
400	20	0	3.4	10	P16E2
		25	4.0	24	P18E4
		50	5.3	19	P17E5
		100	3.4	11	P16E3
		200	3.6	12	P16E4
200	20	0	5.1	1	P13E4
		200	3.8	35	P110E3
400	10	0		4	P15E1
		100	3.6	25	P18E5
		200	4.4	28	P19E1
400	30	0	3.8	13	P16E5
		100	3.6	26	P110E2
		200	4.5	29	P19E2

Tab 4.9 – Comparaison des essais à différentes pressions de confinement

La figure 4.17 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $q=400$ kPa et $T=20^\circ$ C. De manière générale, le confinement influe sur la cinétique, les niveaux et la forme des déformations.

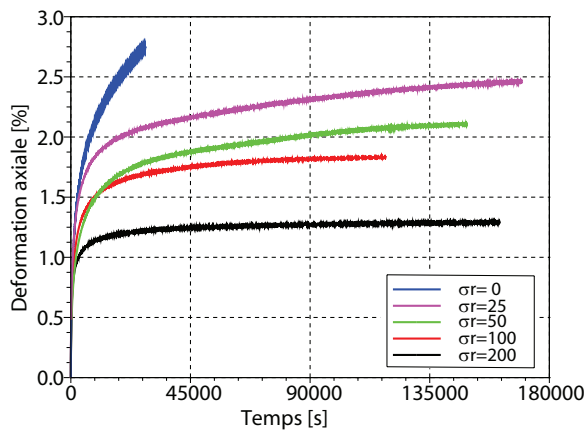
Nous remarquons que :

- plus la pression de confinement est importante, moins les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) sont importantes et moins elles augmentent rapidement ;
- pour les pressions de confinement importantes, il y a une "stabilisation" des déformations axiales et radiales vers une valeur asymptotique. Cette stabilisation est associée également avec un comportement volumique contractant.

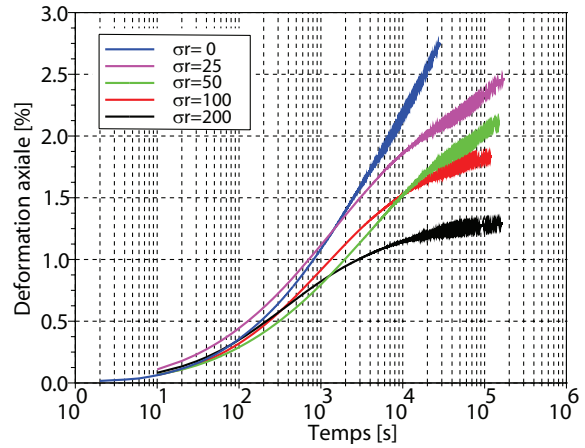
Les figures 4.17(e) et 4.17(f) représentent des zooms, sur le début des essais, des déformations axiales et radiales en fonction du temps. Cette variation différente des déformations axiales en début d'essai pourrait s'expliquer par un comportement essentiellement visco-élastique à faible déformation. En visco-élasticité, les déformations axiales devraient augmenter avec la pression de confinement.

La figure 4.18 représente les déformations axiales en fonction de temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales pour les essais de fluage à différentes pressions de confinement, pour plusieurs cas de température T et de déviateur q .

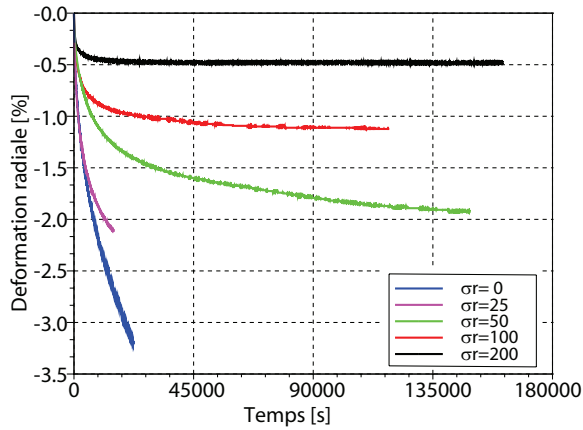
Les figures 4.18(c) et 4.18(e) montrent que, quelque soit la température, quand on applique une pression de confinement de 100 ou 200 kPa les déformations axiales se stabilisent fortement en fin d'essai, et sont très différentes de celles obtenues sans confinement. Ici, également, stabilisation et contractance sont liées.



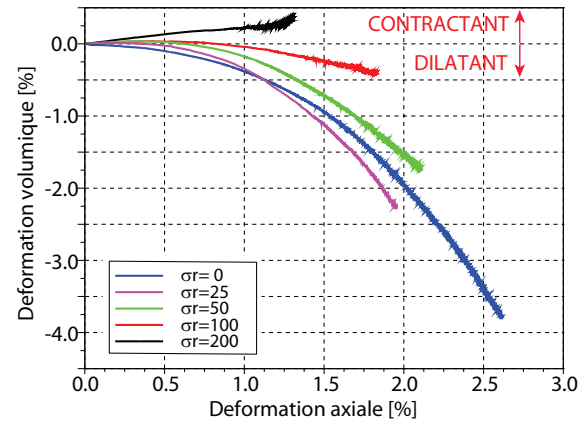
(a) Déformation axiale en fonction du temps



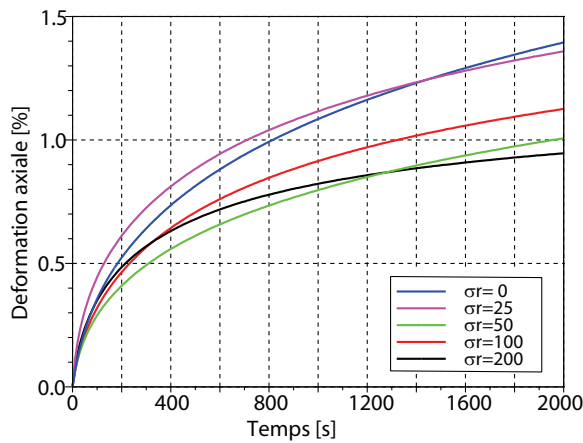
(b) Déformation axiale en fonction du temps en échelle logarithmique



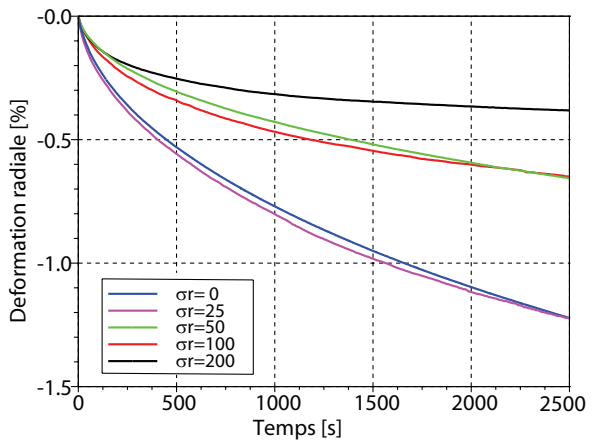
(c) Déformation radiale en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale



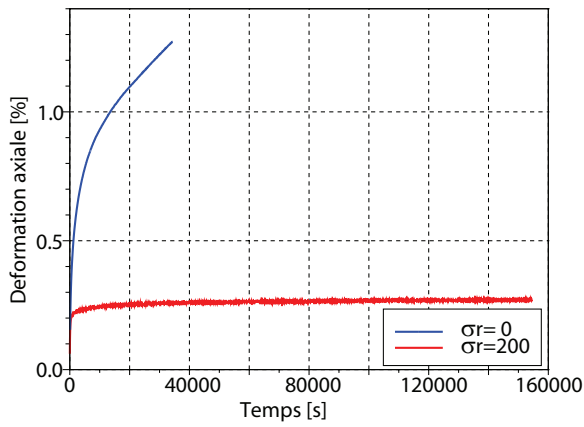
(e) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps



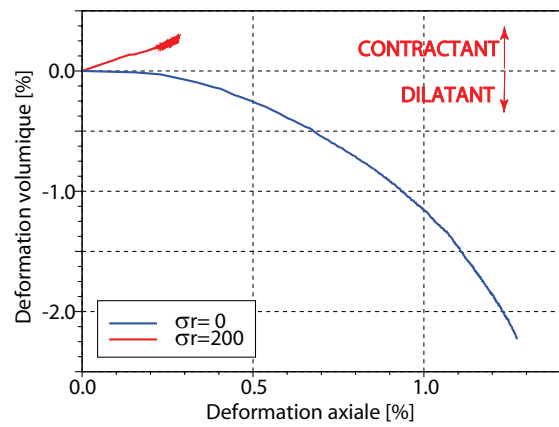
(f) Zoom de la déformation radiale en fonction du temps

Fig 4.17 – Essais de fluage à $q=400$ kPa et $T=20^\circ$ C : influence de la pression de confinement

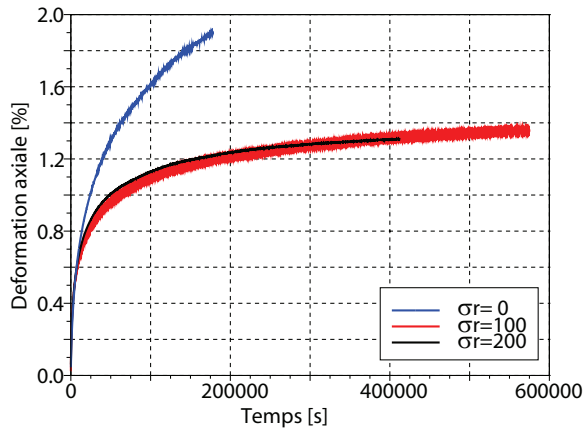
On peut également noter que l'effet du confinement (qui se traduit par une réduction des déformations) est plus élevé à haute température (20 et 30° C) qu'à basse température (10° C), soit lorsque l'enrobé est plus rigide.



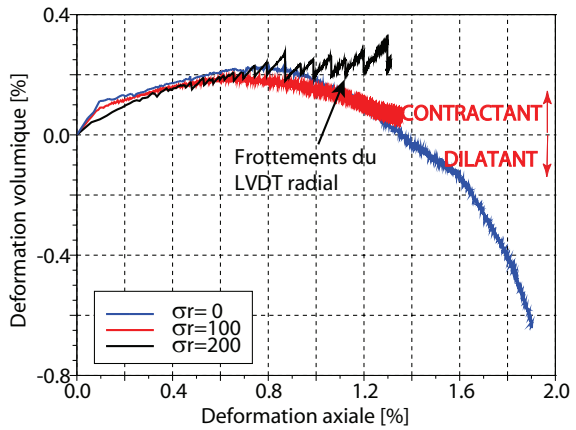
(a) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=200$ kPa et $T=20^\circ$ C



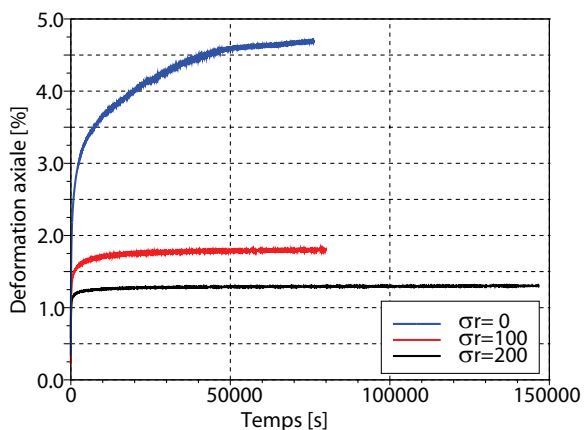
(b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $q=200$ kPa et $T=20^\circ$ C



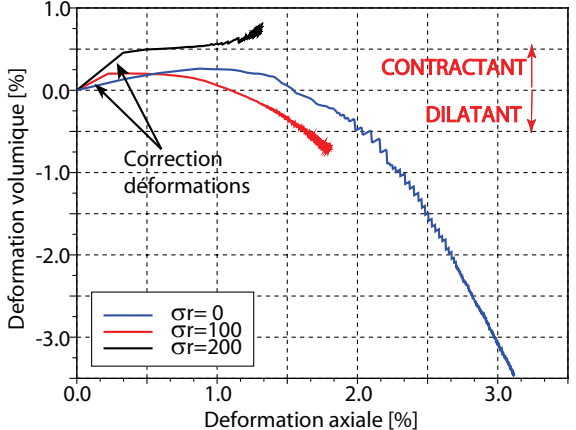
(c) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=400$ kPa et $T=10^\circ$ C



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $q=400$ kPa et $T=10^\circ$ C



(e) Déformation axiale en fonction du temps : fluage à $q=400$ kPa et $T=30^\circ$ C



(f) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale : fluage à $q=400$ kPa et $T=30^\circ$ C

Fig 4.18 – Essais de fluage : influence de la pression de confinement

4.10 Influence de la contrainte axiale σ_a

La figure 4.19 représente les déformations axiales en fonction de temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $\sigma_a=600$ kPa et $T=20^\circ$ C (avec différents déviateurs de contraintes q et différentes contraintes radiales σ_r).

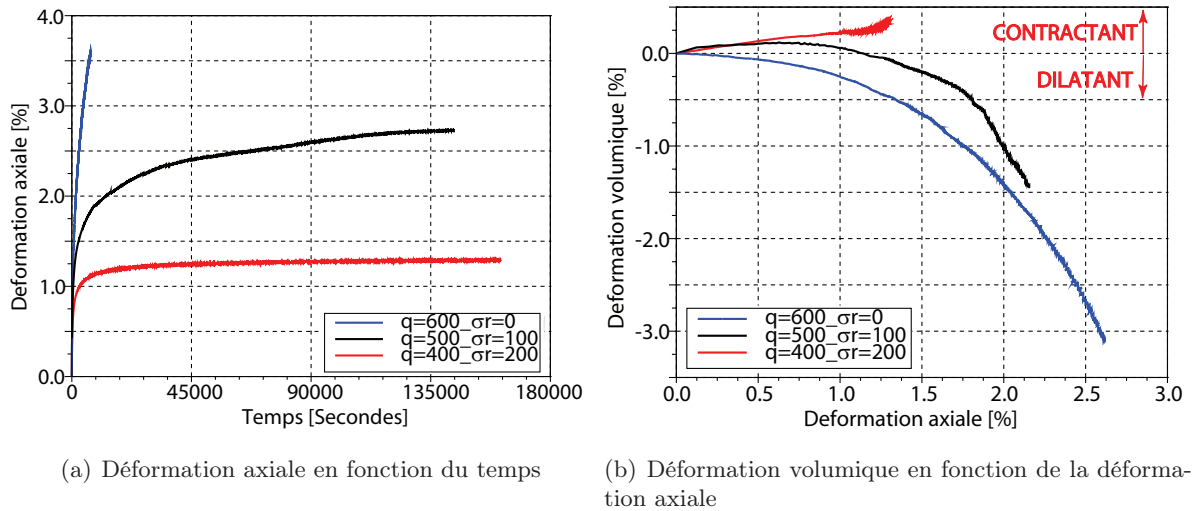


Fig 4.19 – Essais de fluage à $\sigma_a=600$ kPa et $T=20^\circ$ C

A contrainte axiale σ_a équivalente, les déformations axiales et volumiques dépendent très fortement de la contrainte radiale σ_r . Plus celle-ci est faible, plus les déformations axiales sont élevées.

4.11 Validation du principe d'équivalence temps-température (PETT) en grandes déformations

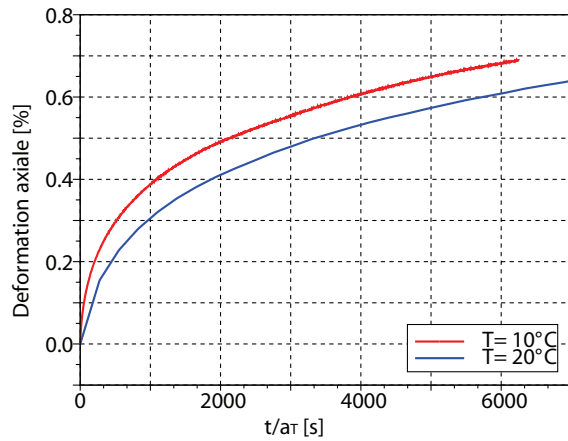
Afin d'évaluer la possibilité d'appliquer le principe d'équivalence temps-température à des essais de fluage on a considéré le coefficient a_T de la formule dite "de WLF" obtenue par William, Landel et Ferry (WILLIAM *et al.*, 1955) : $\log(a_T) = \frac{-C_1(T-T_R)}{(T-T_R)+C_2}$. Avec T_R , la température de référence et C_1 et C_2 des constantes dépendant du matériau et de la température T . Il a été calculé à partir d'un essai de module complexe sur éprouvette trapézoïdale et du logiciel Visco-analyse (CHAILLEUX *et al.*, 2006).

Pour toutes les courbes présentées ci-dessous, la température de référence T_R est 20° C et $C_1=30.704$ et $C_2=225.5108^\circ$ C.

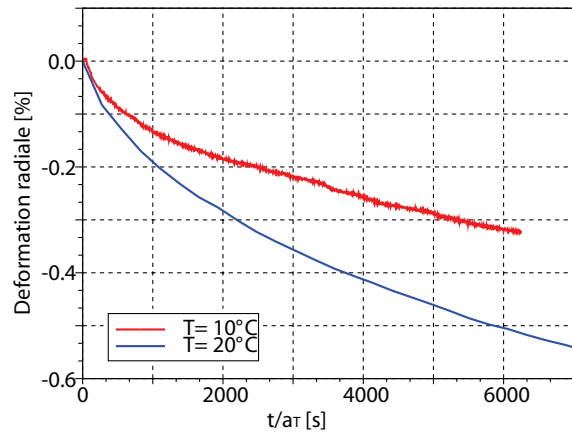
4.11.1 Essais sans pression de confinement

La figure 4.20 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps équivalent (à la température de référence de 20° C) des essais de fluage sans pression de confinement, à différentes températures, avec des déviateurs de contraintes différents.

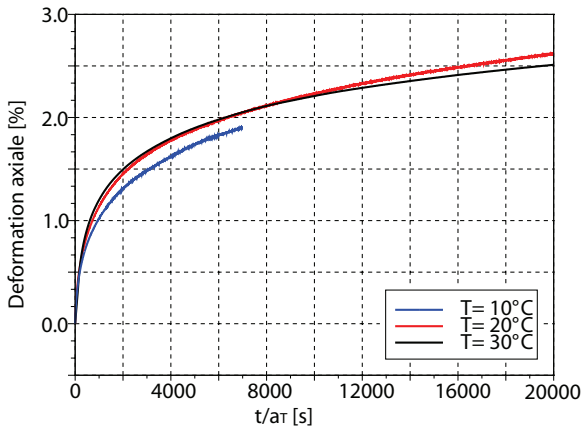
Dans les trois cas ($q=200$ kPa, $q=400$ kPa et $q=600$ kPa), nous remarquons que les déformations axiales sont très proches. Dans le cas $q=600$ kPa, les déformations radiales sont très proches. Pour



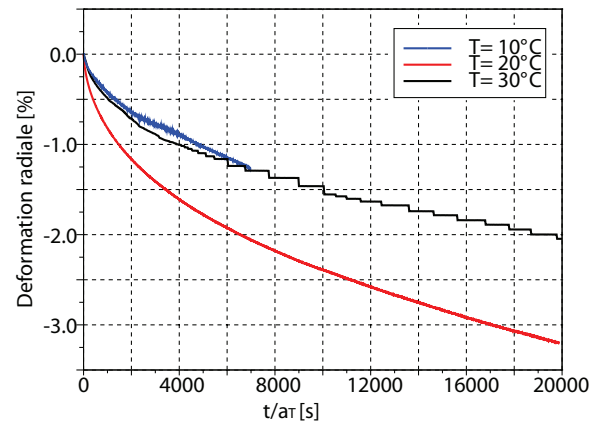
(a) Déformation axiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=200$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



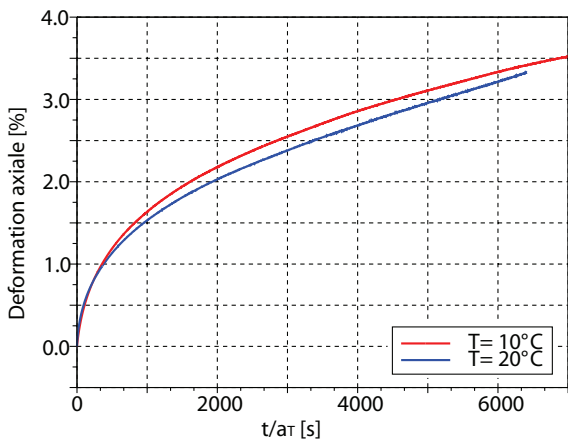
(b) Déformation radiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=200$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



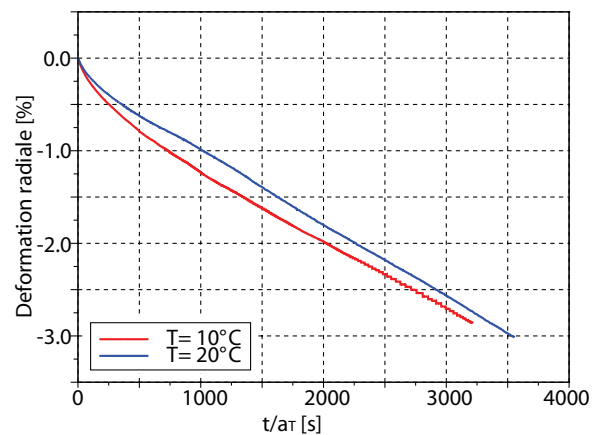
(c) Déformation axiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



(d) Déformation radiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



(e) Déformation axiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=600$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa



(f) Déformation radiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=600$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa

Fig 4.20 – Principe d'équivalence temps-température appliqué aux essais de fluage sans pression de confinement, à la température de référence de 20°C

les autres déviateurs de contraintes, les écarts sont un peu plus importants.

Le tableau 4.10 présente les moyennes et les écarts type par rapport à la moyenne du PETT des essais de fluage sans pression de confinement, à la température de référence de 20°C . Dans les trois

cas, pour les déformations axiales, l'écart type par rapport à la moyenne est largement inférieur à la répétabilité de nos essais (15%). Pour les déformations radiales, sauf dans le cas de $q = 600$ kPa, l'écart type par rapport à la moyenne est supérieur à la répétabilité des essais (au maximum 33%). Ceci est peut être dû à des problèmes de fonctionnement de l'anneau de mesure des déformations radiales observés dans quelques essais (frottements conduisant à une courbe de réponse irrégulière). Cet écart semble néanmoins limité, compte tenu de l'écart initial sur les déformations sans application du PETT.

Au vu de ces résultats, nous pouvons conclure que le principe d'équivalence temps-température semble également valide dans le domaine non linéaire.

		Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %
$q = 200$ kPa		$t/a_T=2000$ s		$t/a_T=4000$ s		$t/a_T=6000$ s	
	Moyenne	0.46	-0.24	0.57	-0.34	0.65	-0.4
	Écart type	0.05	0.08	0.05	0.11	0.05	0.13
	Écart type relatif (%)	10.1	33.3	8.5	33.7	7.88	32.4
$q = 400$ kPa		$t/a_T=2000$ s		$t/a_T=6000$ s		$t/a_T=20000$ s	
	Moyenne	1.42	-0.84	1.93	-1.41	2.57	-2.62
	Écart type	0.10	0.28	0.08	0.45	0.08	0.82
	Écart type relatif (%)	7.0	33.6	4.4	31.6	2.9	31.1
$q = 600$ kPa		$t/a_T=1000$ s		$t/a_T=3000$ s		$t/a_T=6000$ s	
	Moyenne	1.58	-1.1	2.47	-2.64	3.28	
	Écart type	0.07	0.17	0.12	0.10	0.08	
	Écart type relatif (%)	4.7	15.8	4.8	3.7	2.5	

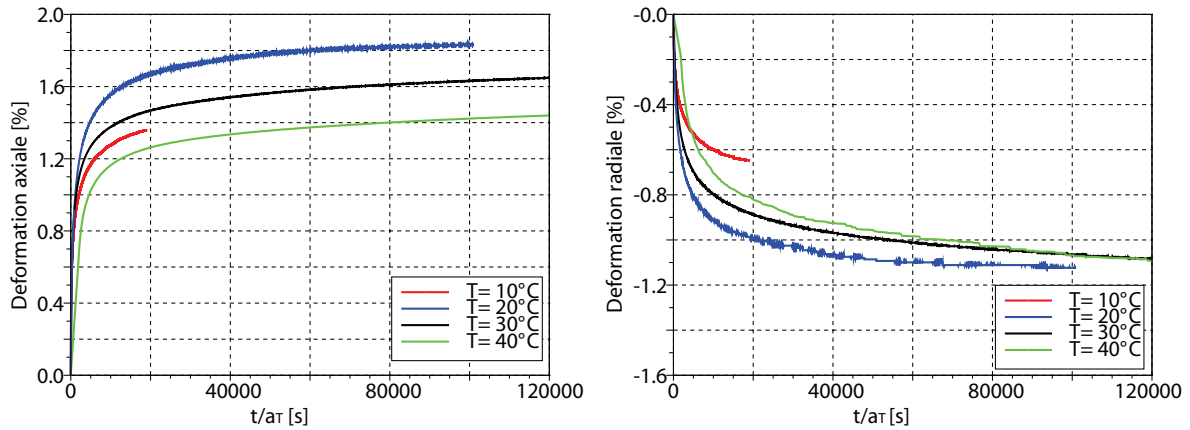
Tab 4.10 – Moyennes et écarts type du PETT des essais de fluage sans pression de confinement, à la température de référence de 20° C

4.11.2 Essais avec pression de confinement

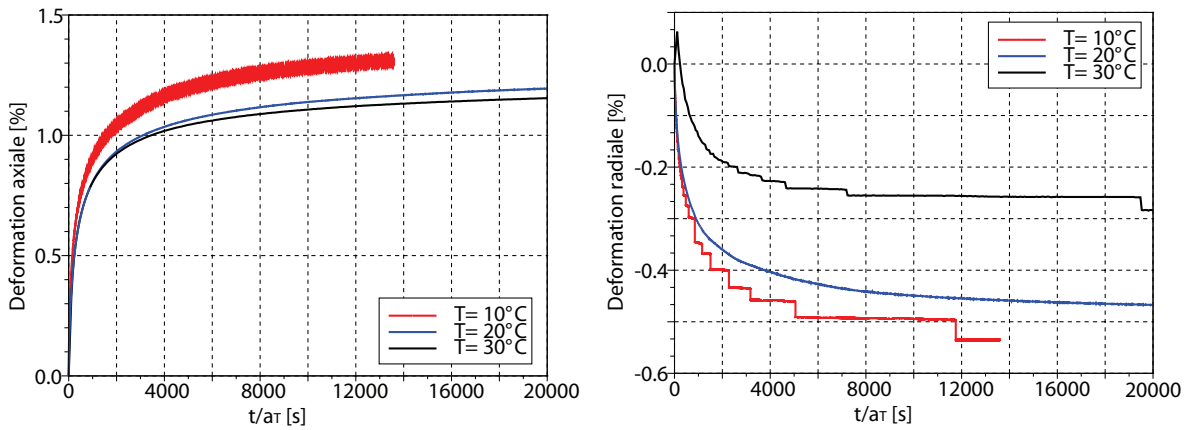
Les figures 4.21(a) et 4.21(b) représentent les déformations axiales et radiales en fonction du temps équivalent des essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa à différentes températures. Les déformations axiales et radiales des trois essais sont proches.

Les figures 4.21(c) et 4.21(d) représentent les déformations axiales et radiales en fonction du temps équivalent des essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=200$ kPa à différentes températures. Les déformations axiales sont très proches. Les déformations radiales des essais à 10 et 20° C aussi. La déformation radiale à 10° C est en escalier. Ceci est probablement dû à un frottement du capteur LVDT. A 30° C, la déformation radiale est beaucoup plus faible (en valeur absolue). On remarque qu'elle se déforme en escalier puis qu'elle reste constante. Il y a aussi eu un frottement du capteur LVDT radial.

Le tableau 4.11 présente les moyennes et les écarts types par rapport à la moyenne du PETT des



(a) Déformation axiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa (b) Déformation radiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa



(c) Déformation axiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=200$ kPa (d) Déformation radiale en fonction du temps équivalent : fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=200$ kPa

Fig 4.21 – Principe d'équivalence temps température appliqué aux essais de fluage avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C

essais de fluage avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C. Dans les deux cas, pour les déformations axiales, l'écart type par rapport à la moyenne est inférieur à la répétabilité de nos essais (15%). Pour les essais avec une pression de confinement de $\sigma_r=100$ kPa, les résultats sont tout à fait corrects. Les résultats des essais à $\sigma_r=200$ kPa sont moins bons pour les déformations radiales, mais ceci est dû en partie à un frottement du capteur LVDT radial.

Conclusion : Nous pouvons donc conclure que le principe d'équivalence temps-température est également validé dans le domaine non linéaire, avec une pression de confinement. Il est important de remarquer que la température maximale des essais est 40° C. Des essais complémentaires seraient nécessaires pour évaluer ce qui se passe à des températures plus élevées. On peut cependant penser qu'à température élevée, la contribution du liant au comportement de l'enrobé diminue, et que le comportement se rapproche davantage de celui d'un matériau granulaire.

		Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %
$\sigma_R = 100 \text{ kPa}$		$t/a_T=10000 \text{ s}$		$t/a_T=50000 \text{ s}$		$t/a_T=100000 \text{ s}$	
	Moyenne	1.34	-0.75	1.57	-1.01	1.63	-1.09
	Écart type	0.17	0.13	0.21	0.07	0.21	0.03
	Écart type relatif (%)	12.3	17.9	13.5	6.42	12.6	3.0
$\sigma_R = 200 \text{ kPa}$		$t/a_T=2000 \text{ s}$		$t/a_T=6000 \text{ s}$		$t/a_T=13000 \text{ s}$	
	Moyenne	0.97	-0.32	1.17	-0.40	1.22	-0.43
	Écart type	0.07	0.11	0.07	0.11	0.08	0.13
	Écart type relatif (%)	6.8	35.2	6.35	26.7	6.1	30.4

Tab 4.11 – Moyennes et écarts type du PETT des essais de fluage avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C

4.12 Conclusion

La première partie de la campagne expérimentale concerne les essais de fluage statique, à différentes pressions de confinement, différents déviateurs de contraintes et différentes températures. 25 essais ont été réalisés. Ces essais sont destinés à caractériser le comportement rhéologique du matériau sous charge statique. De plus, ils pourraient avoir une application opérationnelle directe, en leur associant un protocole de sélection de matériaux bitumineux sous charges statiques.

Ces différents essais de fluage nous permettent de conclure que, dans notre domaine d'étude :

- La répétabilité des essais de fluage est d'environ 15%. Ce résultat est probablement dû à des écarts de pourcentages de vides, mais aussi au fait que les éprouvettes ne proviennent pas de la même plaque.
- Plus la température est élevée, plus les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) sont importantes.
- Plus la température est élevée, plus la cinétique des essais est importante.
- Les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) augmentent lorsque le déviateur des contraintes augmente.
- Les déformations axiales et radiales n'augmentent pas proportionnellement au déviateur des contraintes (réponse non linéaire).
- Plus la pression de confinement est élevée, moins les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) sont importantes.
- Pour les pressions de confinement comprises entre 0 et 100 kPa (environ), le comportement volumique est contractant puis dilatant. Pour les pressions de confinement de l'ordre de 200 kPa, le comportement volumique est uniquement contractant, dans notre gamme de déviateur de contraintes. Ces phénomènes de contractance/dilatance sont similaires à ceux observés sur les matériaux granulaires.
- Lors des phases de relaxation, la déformation récupérée est très faible devant la déformation irréversible.
- Une différence de température de quelques degrés peut avoir une grande importance sur la réponse d'un essai.
- Le principe d'équivalence temps-température est valide dans le domaine non linéaire avec et sans pression de confinement, pour la plage de température qui a été étudiée (de 10° C à 40° C). Ce résultat est très important puisqu'il est possible d'étudier le comportement rhéologique du matériau à partir d'essais réalisés à une seule température.

Chapitre 5

Modélisation et simulation du comportement des enrobés en fluage

Cette partie concerne la modélisation des essais de fluage. Deux modèles ont été utilisés pour simuler le comportement de nos matériaux en fluage. Le modèle DBN, qui est une extension d'un modèle de Kelvin-Voigt généralisé dans le domaine visco-plastique, et un modèle élasto-visco-plastique, développé dans cette thèse, permettant également de prendre en compte le caractère triaxial des contraintes et des déformations.

5.1 Modèle DBN

La loi DBN (Di Benedetto Neifar) (NEIFAR, 1997) et (NEIFAR et DI BENEDETTO, 2001) est une loi thermo-visco-élasto-plastique. Elle introduit un comportement viscoélastique linéaire en petites déformations et des non linéarités pour des niveaux de déformations plus élevés. Les contraintes sont reliées aux déformations par une loi hyperbolique. Ainsi, le modèle permet, en théorie, de décrire au sein d'un même formalisme, le comportement linéaire (module complexe,...) utilisé en pratique pour les calculs des efforts et déformations dans les structures routières, et un comportement non linéaire et irréversible apparaissant, par exemple, lors de l'orniérage ou de la fissuration des chaussées.

La calibration du modèle DBN se fait en deux étapes :

- Tout d'abord, la calibration en petites déformations est réalisée grâce à un essai de module complexe
- Ensuite, la calibration en grandes déformations est réalisée grâce à trois essais de fluage à vitesse de déformation imposée.

5.1.1 Présentation du modèle DBN

Suite à des développements généraux sur la modélisation du comportement des géomatériaux, DI BENEDETTO (1987) a proposé le "modèle généralisé" représenté sur la figure 5.1(a). La description du comportement de l'enrobé s'effectue en qualifiant les corps non visqueux EP_j et visqueux V_j et en identifiant leurs paramètres.

Le nombre de corps considérés doit se situer dans une fourchette "raisonnable" afin de trouver un compromis entre le calage des paramètres et la précision requise du comportement du matériau. Le

nombre de corps choisi dans la suite est pris égal à 15, ce qui permet une description assez fine du comportement des enrobés ((OLARD et DI BENEDETTO, 2005) et (OLARD, 2003)) (Fig. 5.1(b)).

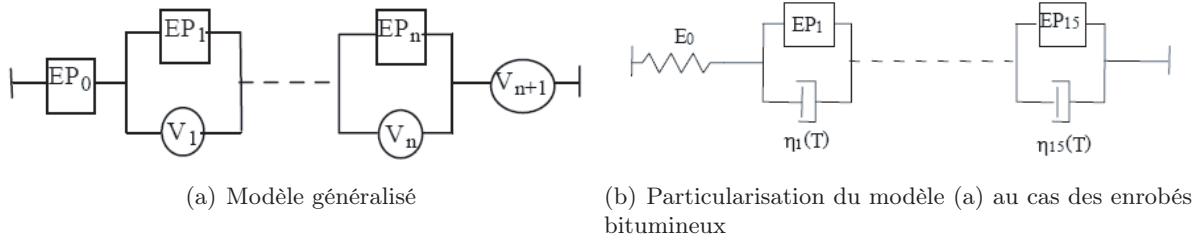


Fig 5.1 – Modèle DBN

5.1.1.1 Description du comportement des corps élasto-plastiques

Le comportement des corps élasto-plastique "EP" est calqué sur le comportement d'ensemble du matériau étudié. Ici les corps "EP" s'inspireront du comportement des matériaux granulaires non liés.

Dans le cas monodimensionnel, le comportement du corps est décrit par une relation entre les accroissements de contrainte ($\Delta\sigma$) et de déformation ($\Delta\varepsilon$) à partir de l'origine ou du dernier point d'inversion de la sollicitation (lors de sollicitations cycliques) :

$$\Delta\sigma = f(\Delta\varepsilon) \quad (5.1)$$

La fonction f de la courbe vierge a une valeur f^+ en charge avec une asymptote s^+ et une valeur f^- en décharge avec une asymptote s^- . s^+ et s^- sont les paliers de contrainte respectivement en compression et traction. s^+ est positif et s^- est négatif. La fonction f^- se déduit de f^+ par la relation suivante, k étant le rapport entre la valeur de s^- et s^+ (k est donc négatif) :

$$f^-(\Delta\varepsilon) = -kf^+(-\frac{\Delta\varepsilon}{k}) \quad (5.2)$$

Dans un souci de simplicité, la fonction f^+ choisie est une hyperbole décrite par sa pente à l'origine et son asymptote. Seules trois constantes sont donc introduites pour chaque corps EP : la pente à l'origine E_j , le seuil de plasticité en compression (rupture en compression) s_j^+ et le seuil de plasticité en extension (rupture en extension) s_j^- .

Ainsi la fonction f^+ pour le corps $EP_j(f_j^+)$ a pour équation :

$$\sigma_j = \frac{E_j \varepsilon_j}{1 + \frac{E_j \varepsilon_j}{s_j^+}} \quad (5.3)$$

Pour exprimer la fonction f^- de décharge, il suffit de remplacer s^+ par s^- dans l'équation 5.3.

La fonction f de l'équation 5.1 est déduite de la fonction f^+ en appliquant une règle de comportement cyclique qui correspond à une extension de la règle de Masing. Quelques séquences de cyclage

caractérisant f sont présentées sur la figure 5.2.

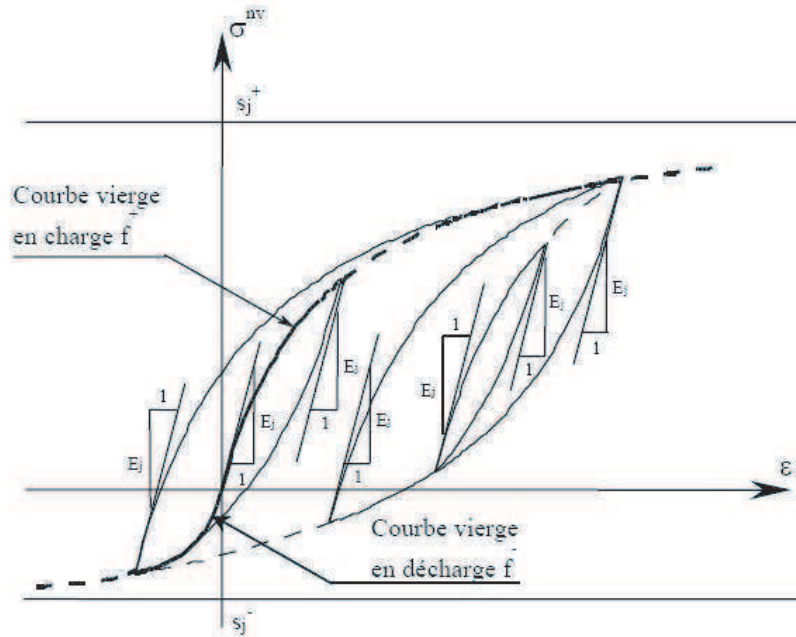


Fig 5.2 – Caractérisation du comportement du corps EP_j : courbe vierge et exemple de séquence de cyclage

5.1.1.2 Description du comportement des corps visco-élastiques

Chaque corps V_j , associé en parallèle au corps EP_j , est un amortisseur caractérisé par sa viscosité $\eta_j(T)$, fonction de la température T . Lorsque ces fonctions sont proportionnelles à une même fonction $\tau(T)$, soit $\eta_j(T) = E_{\eta_j}\tau(T)$, (avec E_{η_j} , constante, ayant la dimension d'un module), un tel modèle vérifie le PETT. Il est possible de montrer théoriquement que le modèle permet de respecter le PETT si les viscosités η_j dépendent de la température T . Le modèle utilisé dans les simulations du comportement des enrobés bitumineux a donc la structure présentée sur la figure 5.3. L'élément purement visqueux V_{n+1} normalement en série n'est pas présent car les enrobés sont considérés comme des corps de type solide.

5.1.2 Calibration du modèle de Kelvin-Voigt

Le domaine des petites déformations correspond au domaine où le comportement peut être considéré comme linéaire. Dans ce domaine, les corps EP_j ont un comportement élastique linéaire et peuvent être remplacés par des ressorts de rigidité E_j . Ainsi, dans ce domaine, le modèle discret DBN représenté sur la figure 5.1(b) équivaut à un modèle de Kelvin-Voigt généralisé (Fig. 5.3).

Son module complexe est donné par l'expression suivante :

$$E^{*DBN}(i\omega, T) = \left(\frac{1}{E_0} + \sum_{j=1}^{15} \frac{1}{E_j + i\omega\eta_j(T)} \right)^{-1} \quad (5.4)$$

Les comparaisons avec les résultats expérimentaux montrent que le modèle à spectre continu 2S2P1D ((OLARD et DI BENEDETTO, 2003) et (DI BENEDETTO *et al.*, 2004)) (voir paragraphe 1.3.10.3)

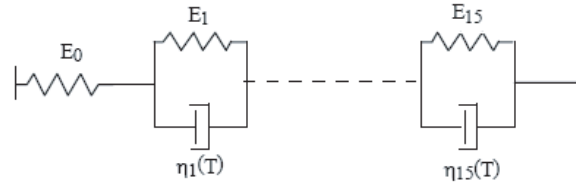


Fig 5.3 – Forme analogique asymptotique du modèle discret DBN dans le domaine viscoélastique linéaire pour $n = 15$

simule très correctement le comportement viscoélastique linéaire des liants et des mélanges bitumineux. Il a été choisi d'optimiser les valeurs E_j et η_j à partir du modèle 2S2P1D (le modèle DBN a donc un comportement proche de celui du modèle 2S2P1D).

Les trente et un paramètres (E_j, η_j) du modèle discret sont obtenus à partir d'un processus d'optimisation à partir des sept paramètres du modèle 2S2P1D. Un programme a été réalisé à l'ENTPE par TIOUAJNI (2009) pour déterminer les paramètres du modèle DBN.

Le module vitreux E_∞ dans l'expression du module complexe du modèle 2S2P1D (Eq. 1.20) correspond à la rigidité E_0 du modèle discret DBN. Le module statique $E(0)$ (qui est différent de E_0) dans l'expression du module complexe du modèle 2S2P1D correspond au module de l'enrobé pour une pulsation qui tend vers 0. La relation suivante doit être vérifiée (OLARD, 2003) :

$$E(0) = \left(\sum_{j=0}^{15} \frac{1}{E_j} \right)^{-1} \quad (5.5)$$

La méthode de détermination des trente et un paramètres (E_j, η_j) du modèle discret DBN consiste à minimiser la somme \sum des "distances" au carré entre le module complexe du modèle 2S2P1D et celui du modèle DBN en N points de pulsations ω_i (méthode des moindres carrés). Cette minimisation est faite à la température de référence T_R en utilisant le solveur de MS Excel :

$$\sum = \sum_{i=1}^{i=N} ([E_1^{2S2P1D}(\omega_i) - E_1^{DBN}(\omega_i)]^2 + [E_2^{2S2P1D}(\omega_i) - E_2^{DBN}(\omega_i)]^2) \quad (5.6)$$

E_1^{2S2P1D} et E_2^{2S2P1D} sont respectivement les parties réelle et imaginaire du module complexe donné par le modèle 2S2P1D, noté $E^{*2S2P1D}$. E_1^{DBN} et E_2^{DBN} sont respectivement les parties réelle et imaginaire du module complexe E^{*DBN} donné par le modèle DBN.

L'optimisation est effectuée en utilisant une suite de temps de relaxation $\tau_i = \frac{E_i}{\eta_i}$ monotone. Pour cela les deux conditions suivantes sont imposées :

- La suite $(E_j)_{j \in \{1, \dots, 15\}}$ est décroissante puis croissante
- La suite $(\eta_j)_{j \in \{1, \dots, 15\}}$ est décroissante

La figure 5.4 représente, dans le plan de Cole-Cole, la courbe expérimentale du module complexe mesurée sur le matériau choisi pour notre étude expérimentale, ainsi que différentes courbes de module complexe, obtenues avec différents nombres d'éléments pour le modèle DBN. Nous avons choisi d'utiliser 15 éléments. La figure 5.4 montre toutefois que le choix de 20 éléments permettrait d'améliorer assez sensiblement la modélisation de la composante visco-élastique du modèle. Cepen-

nant, la composante visco-élastique étant relativement petite devant la déformation totale, ce choix n'a que peu d'impact pour la modélisation des déformations permanentes.

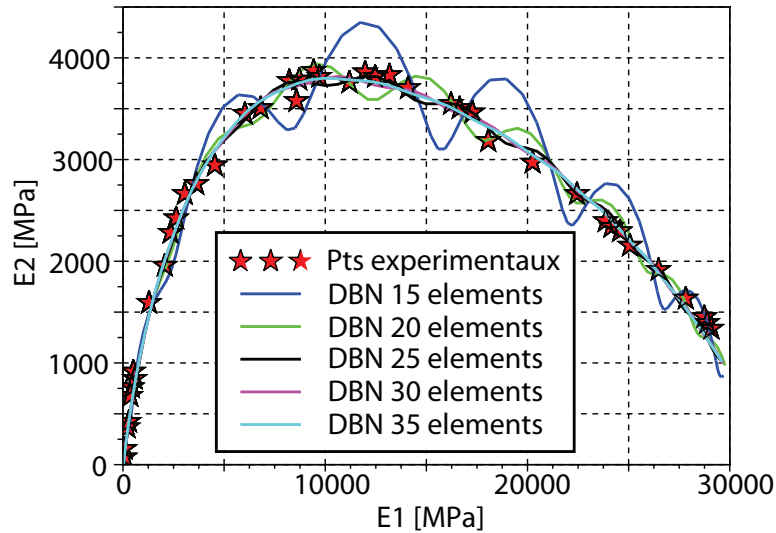
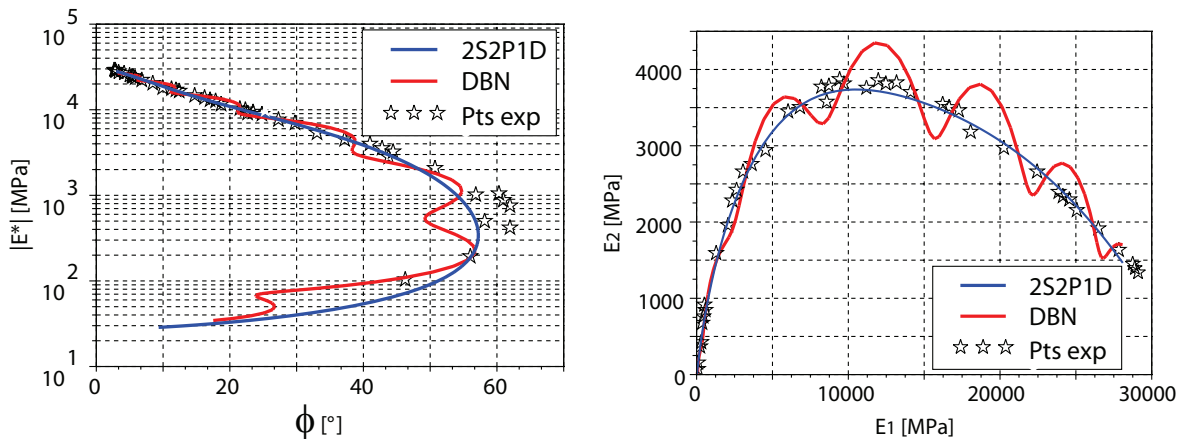


Fig 5.4 – Module complexe dans le plan de Cole-Cole obtenu avec le modèle DBN avec différents nombres d'éléments

Les paramètres du modèle DBN à 15 éléments en petites déformations sont donnés dans le tableau 5.2. La figure 5.5 représente les courbes de module complexe (module dans le plan de Cole Cole et de Black) obtenues expérimentalement et avec les modèles 2S2P1D et DBN à 15 éléments.



(a) Module complexe obtenu expérimentalement et (b) Module complexe obtenu expérimentalement et avec les modèles DBN et 2S2P1D dans l'espace de Black avec les modèles DBN et 2S2P1D dans le plan de Cole-Cole

Fig 5.5 – Module complexe expérimental et comparaison avec les modèles DBN à 15 éléments et 2S2P1D

5.1.3 Calibration du modèle à l'écoulement viscoplastique

Des essais de compression (ou d'extension) uniaxiale à vitesse de déformation constante sur enrobés bitumineux montrent que la contrainte ne peut pas exéder un seuil σ_p , fonction de la norme de cette vitesse (NEIFAR, 1997). Ce seuil peut être déterminé à partir d'un critère d'écoulement. C'est le

critère proposé par DI BENEDETTO (1987) qui est utilisé. Des essais de compression à vitesse de déformation imposée ont ainsi été réalisés afin d'obtenir la courbe "seuil σ_p -vitesse de déformation" proche de ce critère dont l'expression est donnée par l'équation 5.7.

$$\dot{\varepsilon}_{DIB}(\sigma_p, T_0) = \dot{\varepsilon}_0 \text{Exp} \left(\frac{\sigma_p - \gamma}{\beta} \right) - \delta \quad (5.7)$$

Avec :

- $\dot{\varepsilon}_0 = 1 \text{ s}^{-1}$
- $\sigma_0 = 1 \text{ MPa}$ (si σ_p est exprimé en MPa)
- T_0 = Température des essais de fluage en déformation
- β, δ, γ = trois constantes adimensionnelles et positives du matériau

Trois essais uniaxiaux nous permettent d'obtenir trois valeurs de σ_p en fonction de trois valeurs de $\dot{\varepsilon}$. Il suffit ensuite de résoudre un système de trois équations à trois inconnues pour obtenir les trois constantes adimensionnelles du matériau β, δ, γ .

Pour les trois essais à vitesses de déformations imposées suivantes : 0.001 mm/s, 0.01 mm/s et 0.1 mm/s, trois valeurs maximales ont été obtenues et prises comme valeurs seuils : 0.53 MPa, 0.945 MPa et 2.01 MPa (Fig. 5.6). L'essai à $V=0.01$ mm/s a été réalisé deux fois.

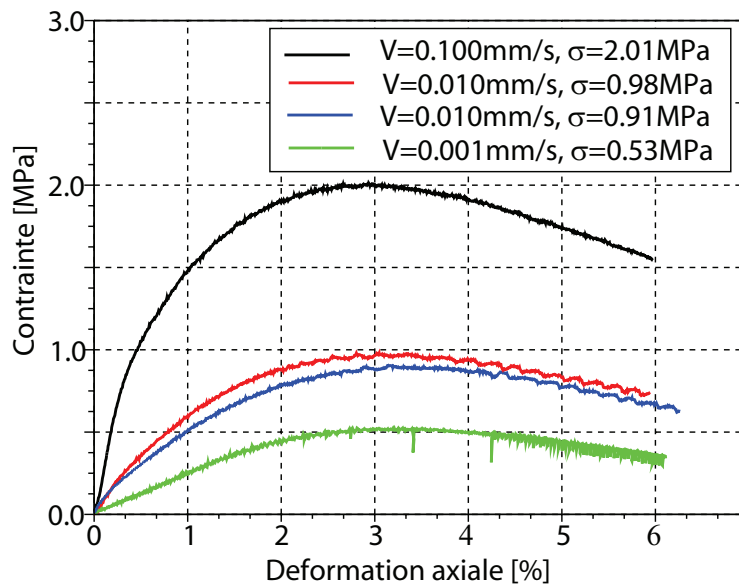


Fig 5.6 – Essais de fluage à vitesse de déformation imposée à 20° C

Les trois constantes du matériau sont présentées dans le tableau 5.1.

β	δ	γ
6.34	0.59	0.00005

Tab 5.1 – Valeur des trois constantes pour le BBSG 0/10 utilisé lors de la campagne expérimentale

La figure 5.7 représente les vitesses de déformations obtenues pour le critère de Di Benedetto, en fonction de la contrainte, à 20° C.

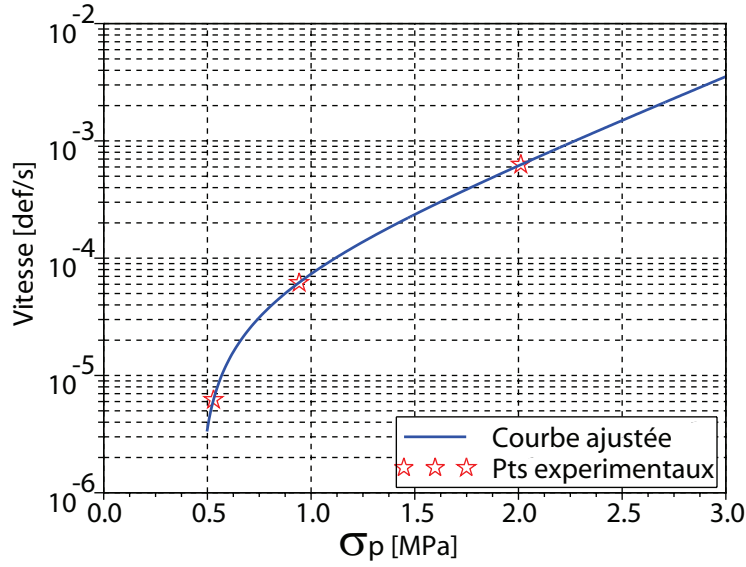


Fig 5.7 – Vitesses de déformations obtenues pour le critère de Di Benedetto, en fonction de la contrainte, à 20° C, et points expérimentaux des essais de cisaillement

Par ailleurs, la relation entre la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ et le seuil viscoplastique σ_p pour le modèle généralisé DBN est la suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{DBN}(\sigma_p, T) = \sum_{j=1}^{15} \dot{\varepsilon}_j = \sum_{j=1}^{15} \frac{\langle \sigma_p - s_j^+ \rangle}{\eta_j(T)} \quad (5.8)$$

Avec

$$\langle \sigma_p - s_j^+ \rangle = \begin{cases} \sigma_p - s_j^+ & \text{si } \sigma_p > s_j^+ \\ 0 & \text{dans le cas contraire} \end{cases} \quad (5.9)$$

La détermination de ces seuils $(s_j^+)_{j \in \{1, \dots, 15\}}$ est faite en cherchant à retrouver la courbe analytique de la figure 5.7. Autrement dit, on cherche les s_j^+ tel que pour tout σ_p ,

$$\dot{\varepsilon}_{DBN}(\sigma_p, T) \approx \dot{\varepsilon}_{DIB}(\sigma_p, T) \quad (5.10)$$

Ceci conduit à résoudre le système triangulaire suivant, du haut vers le bas,

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_{DIB}(s_1^+) = 0 \\ \dot{\varepsilon}_{DIB}(s_2^+) = \frac{s_2^+ - s_1^+}{\eta_1} \\ \dot{\varepsilon}_{DIB}(s_3^+) = \frac{s_3^+ - s_1^+}{\eta_1} + \frac{s_3^+ - s_2^+}{\eta_2} \\ \dots \\ \dots \\ \dot{\varepsilon}_{DIB}(s_{15}^+) = \sum_{j=1}^{15} \frac{s_{15}^+ - s_j^+}{\eta_j} \end{array} \right. \quad (5.11)$$

s_1^+ est calculé directement à partir de la première expression de l'équation 5.11 :

$$s_1^+ = \sigma_0 \left[\beta \ln \left(\frac{\delta}{\varepsilon_0} \right) + \gamma \right] \quad (5.12)$$

Les autres équations sont résolues successivement, à la température T considérée. Elles conduisent à la résolution d'équations non linéaires en s_j^+ . Les valeurs des s_j^+ , déterminés ici sur la base d'essais à 20° C, sont considérés invariants avec la température.

Remarque : Dans notre cas, nous déterminons des seuils en compression car nous avons fait des essais de compression à vitesse de déformation imposée. Les seuils en traction s_j^- peuvent être déduits des seuils en compression s_j^+ à partir du critère tridimensionnel de contrainte maximale introduit par DI BENEDETTO et YAN (1994). D'après OLARD et DI BENEDETTO (2005), en accord avec les thèses de NEIFAR (1997) et YAN (1992), le rapport entre le seuil s_j^- et le seuil s_j^+ (noté k) est fixé arbitrairement à -0.28 pour tous les éléments EP_j . Les seuils en traction s_j^- ne jouent toutefois pas de rôle dans les applications du modèle faites dans ce mémoire.

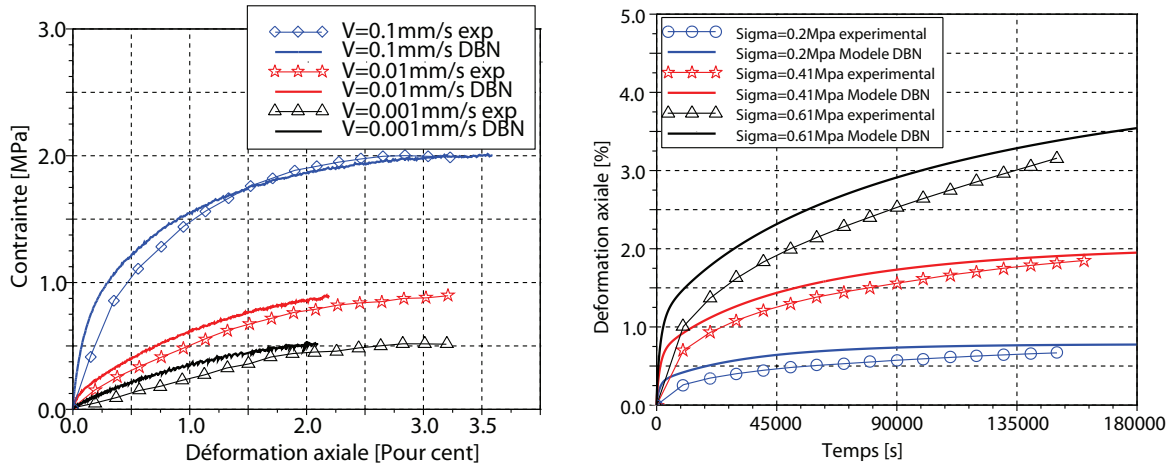
Toutefois, un premier calage des paramètres selon la méthode précédemment citée ne nous a pas permis de simuler correctement les essais à vitesse de déformation imposée à 20° C. Il a donc été décidé d'ajuster certains des paramètres s_j^+ de manière empirique (on modifie un par un les paramètres et on regarde si cela améliore les résultats) jusqu'à obtenir des résultats nous paraissant suffisamment corrects. La figure 5.8(a) représente les résultats d'une simulation avec les paramètres modifiés à 20° C. Le tableau 5.2 présente les paramètres du modèle DBN à 15 éléments à la température de référence de 20° C, les paramètres E_i et η_i ayant été déterminés préalablement (paragraphe 5.1.2).

N_i	E_i (MPa)	η_i	s_j^+ (MPa)	s_j^- (MPa)
0	32500			
1	1 483 800	$2.05 \cdot 10^{13}$	0.46	-0.13
2	242 200	$1.40 \cdot 10^{11}$	0.46	-0.13
3	4 500	$1.05 \cdot 10^8$	0.46	-0.13
4	52	49 140	0.46	-0.13
5	83	3 209	0.46	-0.13
6	860	1 354	1.84	-0.52
7	5 600	361	2.01	-0.58
8	21 600	56	3.20	-0.90
9	57 600	6	4.16	-1.17
10	130 300	0.6	5.60	-2.57
11	280 600	0.05	7.00	-1.95
12	599 000	0.004	8.43	-2.36
13	1 244 000	0.0004	8.43	-2.36
14	2 320 000	0.00003	8.43	-2.36
15	4 095 000	0.000002	8.43	-2.36

Tab 5.2 – Paramètres du modèle DBN à 15 éléments à la température de référence de 20° C

5.1.4 Modélisation des essais de fluage à contrainte imposée à 10° C

La figure 5.8(b) représente les valeurs expérimentales et la modélisation avec le modèle DBN des essais de fluage à contrainte constante à 10° C, sans pression de confinement. La simulation de ces essais avec le modèle DBN est satisfaisante.



(a) Essais de fluage à vitesse de déformation imposée à 20° C (b) Essais de fluage à contrainte constante à 10° C

Fig 5.8 – Essais de fluage : valeurs expérimentales et modélisation avec le modèle DBN (SOHM *et al.*, 2010)

5.1.5 Conclusion

Les calages ont été réalisés avec la version unidimensionnelle du modèle DBN. Celui-ci a donné des résultats réalistes sur les essais sans confinement mais ne permet pas prendre en compte l'application d'une pression de confinement. Une version en 3D du modèle est en cours de développement (DI BENEDETTO *et al.*, 2007).

Souhaitant utiliser un formalisme plus simple pour les simulations tridimensionnelles de nos essais, nous avons développé, en parallèle, un second modèle, destiné à prendre en compte l'influence du confinement sur les essais de fluage statique et les différences de comportements volumiques (contractance et dilatance). Ce modèle a été, en grande partie, proposé par Jean-Michel Piau.

5.2 Proposition d'un modèle "visco-élastique, visco-plastique"

Ce modèle doit, d'une manière générale, prendre en compte le comportement visco-élastique et l'accumulation de déformations permanentes au cours des phases de chargement. La décomposition de la déformation totale est proposée sous la forme :

$$\varepsilon = \varepsilon^{ve} + \varepsilon^{vp} \quad (5.13)$$

5.2.1 Conditions que doit remplir le modèle

Nous souhaitons que le modèle rende compte des principaux résultats observés lors des essais de fluage (chapitre 4), à savoir :

- Vérification de l'équivalence temps-température
- Déformation réversible faible devant la déformation irréversible
- Effet de la pression de confinement sur le comportement volumique contractant ou dilatant
- Stabilisation des déformations axiales et radiales vers des valeurs asymptotiques quand la pression de confinement σ_r est élevée

5.2.2 Comportement visco-élastique

Le modèle de Huet-Sayegh, qui décrit de façon satisfaisante le comportement des enrobés dans le domaine des déformations réversibles (PRONK (2003), XU *et al.* (2009)), a été choisi pour modéliser la déformation visco-élastique. Ce modèle, ainsi que ses paramètres, ont été présentés dans le paragraphe 1.3.10.2. Nous reprenons pour paramètres les valeurs tirées de la campagne de mesure du module complexe réalisée sur le matériau utilisé pour nos essais. Nous serons amenés néanmoins à modifier la valeur du module E_0 en fonction des courbes de décharge obtenues à la fin des essais de fluage (paragraphe 4.6) et dans lesquelles seule intervient la composante visco-élastique.

Le coefficient de Poisson ν est par ailleurs pris constant et réel. Dans la suite, il est pris égal à 0,35. Dans le cadre de nos essais triaxiaux, nous avons alors les relations suivantes (F_{HS} est la fonction de fluage de Huet Sayegh) :

$$\left\{ \begin{array}{l} \varepsilon_{ax} = F_{HS} \otimes (\dot{Q} + (1 - 2\nu) \dot{\sum} R) \\ \varepsilon_{rad} = F_{HS} \otimes (-\nu \dot{Q} + (1 - 2\nu) \dot{\sum} R) \\ \varepsilon_V = F_{HS} \otimes (1 - 2\nu)(3 \dot{\sum} R + \dot{Q}) \\ \varepsilon_D = F_{HS} \otimes \frac{2}{3}(1 + \nu) \dot{\sum} R \end{array} \right. \quad (5.14)$$

Où Q et \sum_R sont les historiques de chargement.

Durant la phase de chargement, on suppose que les contraintes sont établies rapidement et sont assimilables à des créneaux à partir de l'instant $t=0$. Pour $q(t)$ et $\sigma_R(t)$ sous forme de créneau à

l'instant t , on a $Q(t) = qH(t)$ et $\sum_R = \sigma_R H(t)$ avec $H(t) = 1$ si $t \geq 0$ et $H(t) = 0$ si $t < 0$. D'où,

$$\begin{cases} \varepsilon_{ax} = F_{HS}(t)(q + (1 - 2\nu)\sigma_R) \\ \varepsilon_{rad} = F_{HS}(t)(-\nu q + (1 - 2\nu)\sigma_R) \\ \varepsilon_V = F_{HS}(t)(1 - 2\nu)(3\sigma_R + q) \\ \varepsilon_D = F_{HS}(t)\frac{2}{3}(1 + \nu)q \end{cases} \quad (5.15)$$

Pour la décharge, on utilise la superposition qui peut se simplifier en négligeant l'effet de la phase de charge. La décharge est réalisée à l'instant T . On a donc,

$$\begin{cases} \Delta\varepsilon_{ax} = -F_{HS}(t - T)q \\ \Delta\varepsilon_{rad} = F_{HS}(t - T)(-\nu q) \\ \Delta\varepsilon_V = F_{HS}(t - T)(1 - 2\nu)q \\ \Delta\varepsilon_D = F_{HS}(t - T)\frac{2}{3}(1 + \nu)q \end{cases} \quad (5.16)$$

L'utilisation de ces formules appelle au calcul de la fonction de fluage de Huet-Sayegh décrit ci après.

Notons que le choix du modèle de Huet Sayegh permet de vérifier le PETT pour la composante visco-élastique du modèle (SAYEGH, 1967).

5.2.2.1 Calcul de la fonction de fluage de Huet-Sayegh

Il n'existe pas d'expression analytique simple de la fonction de fluage de Huet-Sayegh pour $E_0 \neq 0$. Nous avons donc cherché ici à obtenir une expression sous forme d'intégrale se prêtant bien à une intégration numérique, pouvant être calculée avec la méthode d'intégration des trapèzes. Nous partons de la dérivée de la fonction de fluage sous la forme :

$$\dot{F}(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{e^{i\omega t}}{E^*(\omega)} d\omega \quad (5.17)$$

Ou encore

$$\dot{F}(t) = \frac{\delta(t)}{E_\infty} + \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{i\omega t} \left[\frac{1}{E^*(\omega)} - \frac{1}{E_\infty} \right] d\omega \quad (5.18)$$

En remplaçant $E^*(\omega)$ par l'équation Eq. 1.19, on a

$$\dot{F}(t) = \frac{\delta(t)}{E_\infty} + \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{i\omega t} \left[\frac{1}{E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}}} - \frac{1}{E_\infty} \right] d\omega \quad (5.19)$$

En mettant tout au même dénominateur et en simplifiant, on obtient

$$\dot{F}(t) = \frac{\delta(t)}{E_\infty} + \frac{E_\infty - E_0}{2\pi E_\infty} \int_{-\infty}^{+\infty} e^{i\omega t} \left[\frac{1 + \delta(i\omega a)^{h-k}}{E_0 + E_0 \delta(i\omega a)^{h-k} + E_\infty (i\omega a)^h} \right] d\omega \quad (5.20)$$

soit encore, en utilisant la propriété $E^*(-\omega) = \overline{E^*(\omega)}$, et en ramenant l'intégration sur $[0, +\infty[$

uniquement, à,

$$\dot{F}(t) = \frac{\delta(t)}{E_\infty} - \frac{E_\infty - E_0}{\pi E_\infty} \text{Im} \left[\int_0^{+\infty} e^{i\omega t} \left[\frac{1 + \delta(i\omega a)^{h-k}}{E_0 + E_0 \delta(i\omega a)^{h-k} + E_\infty (i\omega a)^h} \right] d\omega \right] \quad (5.21)$$

De façon à faire disparaître le terme oscillant $e^{i\omega t}$ qui se prête mal à une intégration numérique, nous pouvons appliquer le théorème des résidus à un chemin dans le plan supérieur de ω (complexe). On obtient alors l'expression suivante de $\dot{F}(t)$ (Eq. 5.22), qui se prête bien maintenant à une intégration numérique en p (variable réelle) grâce au terme $e^{-pt/a}$.

$$\dot{F}(t) = \frac{\delta(t)}{E_\infty} - \frac{E_\infty - E_0}{\pi a E_\infty} \text{Im} \left[\int_0^{+\infty} e^{-pt/a} \frac{1 + \delta(e^{i\pi} p)^{h-k}}{E_0 + E_0 \delta(e^{i\pi} p)^{h-k} + E_\infty (e^{i\pi} p)^h} dp \right] \quad (5.22)$$

L'intégrale par rapport au temps est alors,

$$F(t) = \frac{H(t)}{E_\infty} - \frac{E_\infty - E_0}{\pi E_\infty} \text{Im} \left[\int_0^{+\infty} \frac{1 - e^{-pt/a}}{p} \frac{1 + \delta(e^{i\pi} p)^{h-k}}{E_0 + E_0 \delta(e^{i\pi} p)^{h-k} + E_\infty (e^{i\pi} p)^h} dp \right] \quad (5.23)$$

la constante d'intégration de la fonction $e^{(-pt/a)}$ ayant été choisie de façon à assurer la condition $F(0^+) = \frac{1}{E_\infty}$.

On peut vérifier que cette intégrale tend vers $\frac{1}{E_0}$ quand t tend vers l'infini. De plus, si $E_0=0$, on peut vérifier que cette expression nous redonne bien la fonction de fluage de Huet (Eq. 1.18).

Dans la suite, cette intégrale est calculée par la méthode d'intégration des trapèzes à pas variable, en partant de $p=1$ et en intégrant de part et d'autre, vers $+\infty$ et vers 0, avec des critères d'arrêt. Le pas d'intégration est choisi de façon à ce que l'erreur associée à chaque intervalle soit bornée par une même constante. Le pas d'intégration est donc pris variable, en fonction de la précision *ERR* souhaitée.

L'erreur associée à la méthode d'intégration des trapèzes étant donnée par $ERR \simeq \frac{\Delta p^3}{12} |f''(p)|$, on choisit, $\Delta p = \left[\frac{12ERR}{|f''(p)|} \right]^{1/3}$. Le calcul de f'' est obtenu numériquement par différence finie avec la formule : $f''(p) = \frac{f(p+\varepsilon) + f(p-\varepsilon) - 2f(p)}{\varepsilon^2}$

5.2.2.2 Vérification du calcul pour $E_0 = 0$

Pour vérifier la validité de notre calcul, nous avons comparé la composante visco-élastique de la déformation axiale, pour $q=400$ kPa, $\sigma_R=0$ kPa et $T=20^\circ$ C, calculée avec la fonction de fluage de Huet Sayegh avec $E_0 = 0$, comme indiqué précédemment et calculée avec la fonction analytique de fluage de Huet (Eq. 1.18). Les paramètres utilisés pour le calcul de ces fonctions de fluage sont ceux du modèle de Huet-Sayegh, présentés dans le tableau 1.3, avec $E_0 = 0$. Nous obtenons des courbes identiques (Fig. 5.9). Nous pouvons donc conclure que le calcul de la fonction de fluage de Huet-Sayegh est correct. Par contre, la composante visco-élastique de la déformation calculée avec la fonction de fluage de Huet ne se stabilise pas avec le temps. Ce qui est différent de ce que nous avons observé expérimentalement : lors d'un essai de fluage, après relaxation de la contrainte, la déformation récupérée est assez faible et se stabilise très rapidement. Nous utiliserons donc plutôt la fonction de Huet Sayegh, avec une valeur de E_0 non nulle, pour l'interprétation des essais.

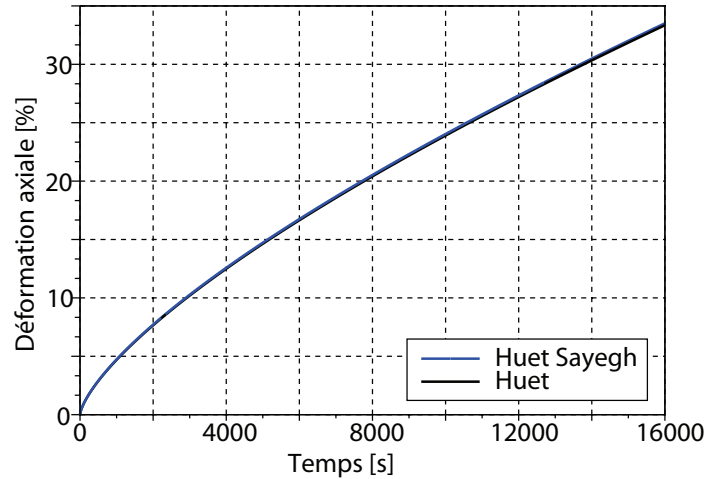


Fig 5.9 – Comparaison des déformations axiales obtenues avec les fonctions de fluage de Huet et Huet-Sayegh avec $E_0 = 0$, pour $q=400$ kPa, $\sigma_R=0$ kPa et $T=20^\circ$ C

5.2.2.3 Modélisation pour $E_0 \neq 0$

Les calculs effectués avec $E_0 \neq 0$, représentés sur la figure 5.10, montrent par ailleurs, que les courbes des déformations axiales tendent bien vers $\frac{1}{E_0}(q + (1 - 2\nu)\sigma_R)$, pour tout $t \rightarrow +\infty$. En effet, pour les conditions choisies : $q=400$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa (avec $\nu=0.35$), la limite L de la déformation axiale quand t tend vers l'infini est :

- pour $E_0=27$ MPa, $L=1.59\%$
- pour $E_0=100$ MPa, $L=0.43\%$
- pour $E_0=400$ MPa, $L=0.11\%$

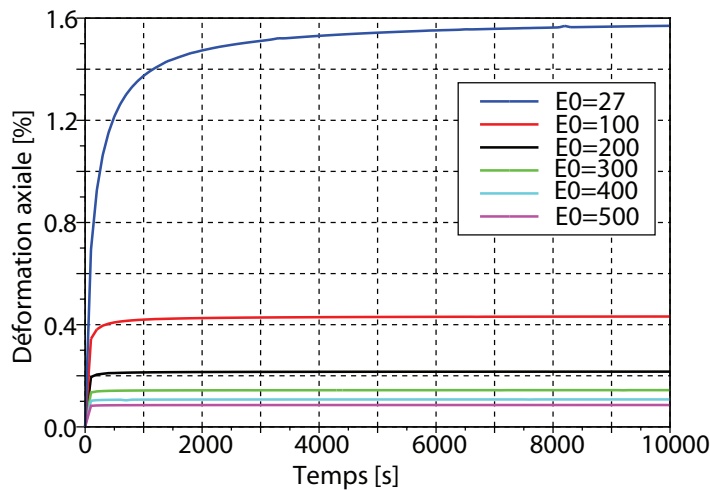


Fig 5.10 – Déformations axiales obtenues grâce à la fonction de fluage de Huet-Sayegh avec différentes valeurs de E_0 , pour $q=400$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C

5.2.2.4 Recalage du paramètre E_0 à partir des phases de relaxation

Dans la simulation des essais expérimentaux, nous utiliserons donc les calculs avec $E_0 > 0$. Dans un premier temps nous avons utilisé les paramètres issus de l'essai de module complexe, y compris

le module $E_0=27$ MPa. Toutefois, les calages ont montré que ces paramètres engendrent trop de déformations visco-élastiques lors des phases de décharges des essais de fluage. Nous avons alors ajusté la valeur de E_0 , sans toucher aux autres paramètres comme justifié plus loin.

La figure 5.11 représente la somme de la composante visco-plastique (présenté dans le paragraphe 5.2.3) et de la composante visco-élastique de déformation axiale, obtenue expérimentalement grâce à un essai de fluage et une phase de décharge, et avec la modélisation, pour un essai avec $q=400$ kPa, $\sigma_R=50$ kPa et $T=20^\circ$ C. Nous nous intéressons uniquement à la phase de relaxation. On remarque que les valeurs des déformations de relaxation obtenues de manière expérimentale et grâce au modèle de Huet Sayegh, avec $E_0=400$ MPa, sont proches. Le choix d'une valeur de E_0 sensiblement supérieure à celle obtenue avec un essai de module complexe est donc justifié. Il est intéressant d'observer que cette valeur de module à long terme ($E_0=400$ MPa) se rapproche en fait de l'ordre de grandeur des valeurs de module sécant obtenu en compression sur graves non traitées, qui ont mêmes granulométries (EL ABD (2006) et BALAY *et al.* (1998)). Ceci pourrait inciter à substituer à la branche élastique linéaire de Sayegh, un modèle élastique non linéaire unilatéral (ne travaillant qu'en compression) comme le modèle de Boyce utilisé pour les graves non traitées (BOYCE, 1980).

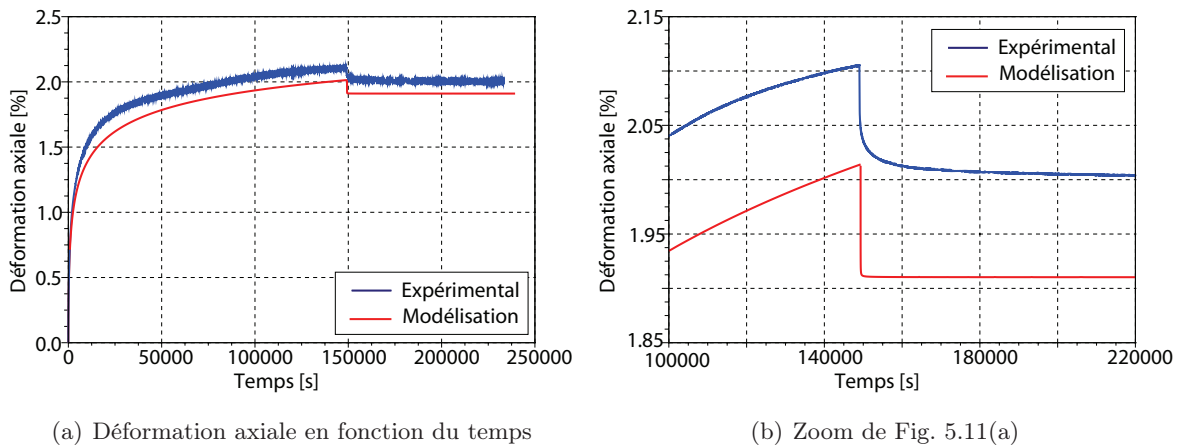
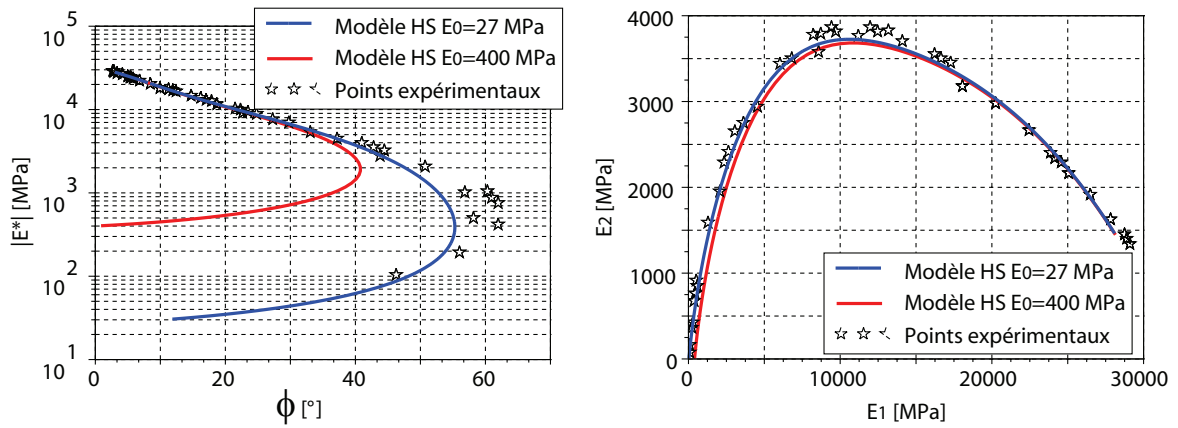


Fig 5.11 – Composante visco-élastique de déformation axiale, obtenue expérimentalement grâce à un essai de fluage et une phase de décharge, et avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=400$ MPa, pour un essai avec $q=400$ kPa, $\sigma_R=50$ kPa et $T=20^\circ$ C

La figure 5.12 représente le module complexe obtenu expérimentalement, pour le BBSG 0/10 choisi pour la campagne expérimentale, et avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=27$ MPa (valeur déterminée à partir d'un essai de module complexe et de Viscoanalyse (CHAILLEUX *et al.*, 2006)) et avec $E_0=400$ MPa (valeur déterminée à partir des valeurs de relaxation des essais de fluage). La figure 5.12 montre que la différence entre les deux modèles n'est sensible que dans l'espace de Black, pour des valeurs de rigidité correspondant à des hautes températures et des basses fréquences. Il est intéressant de préciser que la détermination de E_0 avec Viscoanalyse est faite avec une précision d'environ 200 MPa, ce qui pourrait expliquer la différence entre les valeurs de E_0 avant et après adaptation.

Remarque : Cette modification du paramètre E_0 serait aussi à tester dans la procédure de calage du modèle DBN.



(a) Module complexe obtenu expérimentalement et (b) Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=27$ et 400 MPa, dans l'espace de Black
 avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=27$ et 400 MPa, dans le plan de Cole-Cole

Fig 5.12 – Module complexe obtenu expérimentalement et avec le modèle de Huet-Sayegh, avec $E_0=27$ et 400 MPa

5.2.3 Modélisation de la composante visco-plastique

5.2.3.1 Choix de l'écoulement visco-plastique

Pour simuler les déformations visco-plastiques, nous avons choisi d'utiliser un modèle de type Perzyna.

Un écoulement visco-plastique est de type Perzyna s'il vérifie les conditions suivantes (PERZYNA, 1966) :

$$\dot{\varepsilon}^{vp} = \frac{1}{\eta} \psi(f) \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (5.24)$$

$$\dot{X} = \frac{1}{\eta} \psi(f) H : \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (5.25)$$

Avec

$$\psi(f) = \left(\frac{f(\sigma, X)}{f_0} \right)^N \quad (5.26)$$

si f est positive, $\psi(f) = 0$ sinon

$\dot{\varepsilon}^{vp}$ est la vitesse de déformation visco-plastique. X désigne les variables d'écrouissage et \dot{X} leur évolution.

f est une fonction scalaire (critère ou surface de charge) de σ et X . Elle est prise convexe en σ . f_0 est un coefficient positif de même dimension que f permettant de normaliser l'expression de ψ .

η est un coefficient positif, fonction en général de la température, et ayant la dimension d'une viscosité.

N est un exposant réel positif.

H est un tenseur dont l'ordre dépend de la nature des variables d'écrouissage (scalaire ou tensoriel), multiplicatif de la normale $\frac{\partial f}{\partial \sigma}$ au critère f .

5.2.3.2 Choix de la surface de charge f pour nos essais

Compte-tenu du cadre des essais réalisés, nous exprimons ce critère en fonction des invariants (p, q) du tenseur de contraintes, en choisissant des fonctions convexes en (p, q) qui assurent la convexité du critère par rapport à σ . Dans ce cas, la loi d'écoulement du modèle de Perzyna s'écrit :

$$\dot{\varepsilon}_V^{vp} = \frac{1}{\eta} \psi(f) \frac{\partial f}{\partial p} \quad (5.27)$$

$$\dot{\varepsilon}_D^{vp} = \frac{1}{\eta} \psi(f) \frac{\partial f}{\partial q} \quad (5.28)$$

Ces relations montrent que la vitesse d'écoulement visco-plastique $(\dot{\varepsilon}_V^{vp}, \dot{\varepsilon}_D^{vp})$ a même direction que la normale au critère $\vec{n} = \left(\frac{\partial f}{\partial p}, \frac{\partial f}{\partial q} \right)$.

A travers le choix de la surface de charge, nous cherchons par ailleurs à rendre compte des différences de comportement volumique contractant ou dilatant, mises en évidence lors des essais de fluage suivant l'intensité du confinement.

Nous sommes parti pour cela du critère convexe en (p, q) de type Cam-Clay modifié (ROSCOE et BURLAND, 1968), caractérisé par l'expression

$$f_{CC}(p, q) = p^2 - pp_c + \frac{q^2}{x_M^2} \quad (5.29)$$

représenté sur la figure 5.13 et avec p_c et x_M , paramètres d'écroutissement positifs.

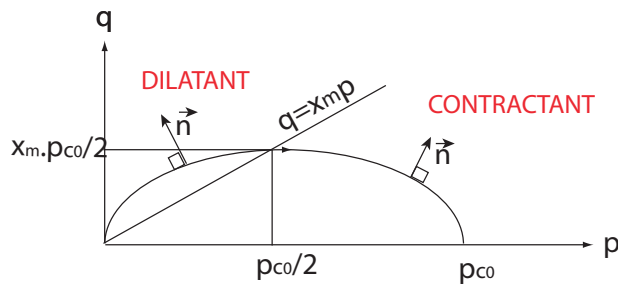


Fig 5.13 – Surface de charge de type Cam-Clay modifié

En effet l'interprétation géométrique de la loi d'écoulement montre qu'un tel critère peut conduire à un comportement contractant ou dilatant en fonction de la position du point (p, q) sur le critère et de la direction de la normale \vec{n} associée. Pour $\frac{p_c}{2} < p < p_c$, \vec{n} est dirigée vers l'axe des p positifs et donc $\dot{\varepsilon}_V^{vp}$ est positif. Inversement, pour $0 < p < \frac{p_c}{2}$, \vec{n} est dirigée vers l'axe des p négatifs et donc $\dot{\varepsilon}_V^{vp}$ est négatif.

Les essais de simulation réalisés à partir de ce critère ne nous ont pas permis de modéliser les essais avec des (p, q) faibles.

Le passage du critère de type Cam-Clay modifié au critère également convexe f_{PV} parabolique d'axe vertical et de forme relativement voisine a permis d'obtenir de meilleures simulations.

L'équation de cette surface de charge est :

$$f_{PV}(p, q) = p^2 - pp_c + \frac{qp_c}{2x_M} \quad (5.30)$$

avec p_c et x_M , paramètres d'écroutissement positifs.

p_c est le "seuil de résistance" du matériau à la compression isotrope. x_M peut être relié aux propriétés de frottement interne du matériau.

Cette surface de charge est représentée sur la figure 5.14.

Pour ce critère, la loi d'écoulement s'écrit :

$$\dot{\varepsilon}_V^{vp} = \frac{1}{\eta} \psi(f)(2p - p_c) \quad (5.31)$$

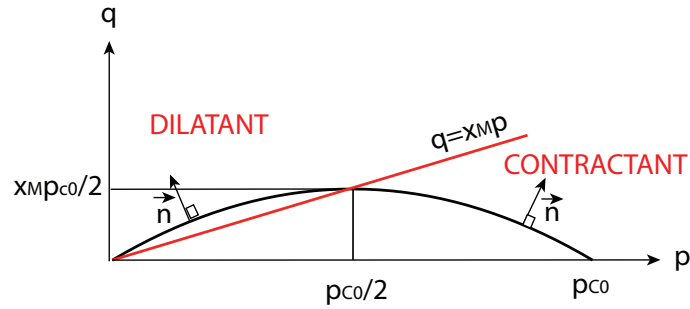


Fig 5.14 – Surface de charge de type parabolique

$$\dot{\varepsilon}_D^{vp} = \frac{1}{\eta} \psi(f) \frac{p_c}{2x_M} \quad (5.32)$$

f_0 est choisi égal à p_0^2 avec p_0 pression de référence (par exemple 1 kPa).

5.2.3.3 Choix des lois d'écouissage

Des premiers essais de calage ont été tentés en ne faisant varier que p_c et en ne faisant dépendre p_c que de ε_V^{vp} . Ce choix s'est avéré insuffisant pour simuler nos essais. Nous pouvons remarquer, que d'après l'équation de notre surface de charge, si x_M avait été choisi constant, les déformations de tous les essais ne respectant pas $q > 1.2p$ ne se seraient pas stabilisées. Nous avons donc choisi les fonctions présentées ci dessous.

Nous avons choisi les paramètres d'écouissage x_M , p_c comme fonctions affines des déformations visco-plastiques ε_V^{vp} , ε_D^{vp} . Dans le cas de petites évolutions de la surface de charge, ceux-ci peuvent être considérés comme les développements limités au premier ordre de fonctions plus complexes. Les évolutions des paramètres d'écouissage p_c et x_M sont ainsi notées :

$$p_c = p_{c0}(1 + c\varepsilon_V^{vp} + e\varepsilon_D^{vp}) \quad (5.33)$$

$$x_M = x_{mi}(1 + d\varepsilon_V^{vp} + b\varepsilon_D^{vp}) \quad (5.34)$$

avec p_{c0} , c , e , x_{mi} , b et d : constantes

Un tel choix peut sembler surprenant sur deux plans : p_c est une fonction de ε_D^{vp} et x_M est variable. On verra cependant que les valeurs c , e , b et d obtenues par identification sont toutes significatives et qu'un tel modèle permet de représenter assez bien l'ensemble des essais.

On peut observer que cette écriture est conforme au formalisme de Perzyna. En effet, notons X le vecteur $\begin{bmatrix} p_c \\ x_M \end{bmatrix}$. Par dérivation par rapport au temps de l'équation ci-dessus, on a : $\dot{X} = H \begin{bmatrix} \dot{\varepsilon}_V^{vp} \\ \dot{\varepsilon}_D^{vp} \end{bmatrix} = \frac{1}{\eta} \psi(f) H \vec{n}$ avec H matrice $2 * 2$. On retrouve donc la forme de la loi d'écouissage de Perzyna.

Le modèle a donc 8 paramètres.

5.2.3.4 Vérification du principe de superposition temps température pour la composante visco-plastique

Afin que la composante visco-plastique du modèle vérifie le PETH, il suffit de remplacer le paramètre η par ηa_T où a_T est le même coefficient de translation que celui de la composante visco-élastique et défini par conséquent à partir de l'essai de module complexe.

5.2.3.5 Algorithme de calcul des déformations

Si $f \geq 0$, d'après les équations Eq. 5.27 et Eq. 5.28, on a alors :

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_V^{vp} = \frac{1}{\eta} (p^2 - pp_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp}) + \frac{qp_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}{2x_M(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})})^N (2p - p_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})) \\ \dot{\varepsilon}_D^{vp} = \frac{1}{\eta} (p^2 - pp_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp}) + \frac{qp_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}{2x_M(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})})^N (\frac{p_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}{2x_M(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}) \end{cases} \quad (5.35)$$

Pour simplifier les équations, $(p^2 - pp_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp}) + \frac{qp_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}{2x_M(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})})^N$ sera appelé "K".

D'où

$$\begin{cases} \dot{\varepsilon}_V^{vp} = \frac{1}{\eta} K (2p - p_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})) \\ \dot{\varepsilon}_D^{vp} = \frac{1}{\eta} K (\frac{p_c(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}{2x_M(\varepsilon_V^{vp}, \varepsilon_D^{vp})}) \end{cases} \quad (5.36)$$

On a alors un système d'équations différentielles du 1^{er} ordre, à 2 équations et 2 inconnues. On applique alors un schéma d'Euler explicite pour la résolution de ce système.

Pour un indice i variant de 2 à une valeur J, on a :

$$p_c(i) = p_{c0}(1 + c\varepsilon_V^{vp}(i-1) + e\varepsilon_D^{vp}(i-1)) \quad (5.37)$$

$$x_M(i) = x_{mi}(1 + d\varepsilon_V^{vp}(i-1) + b\varepsilon_D^{vp}(i-1)) \quad (5.38)$$

$$K(i) = (p^2 - pp_c(i) + \frac{p_c(i)}{2x_M(i)})^N \quad (5.39)$$

Pour $i=1$, $p_c(1) = p_{c0}$, $x_M(1) = x_{m1}$, $\varepsilon_V^{vp}(1) = 0$ et $\varepsilon_D^{vp}(1) = 0$

Pour chaque incrément, les variations de déformations volumiques et déviatoriques sont alors :

$$\begin{cases} \Delta\varepsilon_V^{vp}(i) = \frac{1}{\eta} * \Delta t * K(i) * (2p(i) - p_c(i)) \\ \Delta\varepsilon_D^{vp}(i) = \frac{1}{\eta} * \Delta t * K(i) * (\frac{p_c(i)}{2x_M(i)}) \end{cases} \quad (5.40)$$

D'où,

$$\begin{cases} \varepsilon_V^{vp}(i) = \varepsilon_V^{vp}(i-1) + \Delta\varepsilon_V^{vp}(i) \\ \varepsilon_D^{vp}(i) = \varepsilon_D^{vp}(i-1) + \Delta\varepsilon_D^{vp}(i) \end{cases} \quad (5.41)$$

5.2.3.6 Optimisation des paramètres du modèle

L'optimisation des paramètres du modèle visco-plastique se fait en plusieurs étapes :

- Détermination des paramètres du modèle de Huet-Sayegh à partir d'un essai de module complexe et du logiciel Visco-Analyse
- Détermination de E_0 du modèle de Huet-Sayegh à l'aide de la relaxation des essais de fluage
- A partir des essais de fluage, on soustrait la partie visco-élastique
- Optimisation des paramètres du modèle visco-plastique

Les paramètres ont été déterminés à partir des valeurs de déformations axiales et radiales, à 3 temps différents, des 8 essais suivants :

- $q=200$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=0$ kPa
- $q=600$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=0$ kPa
- $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=0$ kPa
- $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=25$ kPa
- $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=50$ kPa
- $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=100$ kPa
- $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=200$ kPa
- $q=500$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=100$ kPa

La détermination des paramètres a donc été faite à partir de 24 valeurs de déformations axiales et 24 valeurs de déformations radiales. Les valeurs des déformations sont en %. Les variations de températures n'ont pas été prises en compte lors du calage des paramètres, en effet, tous les essais utilisés ont été réalisés à 20° C. Les paramètres du modèle sont déterminés en faisant une minimisation entre les courbes expérimentales et les courbes obtenues avec la simulation.

Les huit paramètres du modèle visco-plastique sont présentés dans le tableau 5.3.

p_{c0}	c	e	x_{mi}	b	d	N	η
0.38	0.36	0.59	0.42	1.32	0.73	2.92	0.54

Tab 5.3 – Paramètres du modèle visco-plastique

p_{c0} est en MPa. Les autres coefficients n'ont pas d'unité.

On observe que les quatre coefficients c , e , b et d sont du même ordre de grandeur. ε_V^{vp} et ε_D^{vp} influent avec les poids équivalents sur les variations des lois d'écrouissage.

On observe que $c > 0$, ce qui traduit, comme attendu, une augmentation du seuil en compression avec la contractance, ou encore avec une augmentation de la compacité.

Le signe positif obtenu pour le coefficient e traduit l'effet du calage du modèle sur des essais principalement à faibles déviateurs de contraintes et à faibles pressions de confinement, pour lesquels la déformation est principalement déviatorique et pour lesquels, malgré tout, l'échantillon semble converger vers une forme stable. Des essais à faible confinement, sous contrainte déviatorique plus

élevée, pourraient venir toutefois contredire ces premières observations.

D'autres commentaires seront apportés sur ces signes après les simulations.

5.2.3.7 Fonctionnement détaillé du modèle

Un exemple d'évolution des paramètres d'écroissage p_c et x_M pour l'essai $q=400$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C est présenté sur la figure 5.15.

La loi d'écroissage positive de x_M peut traduire une augmentation d'angle de frottement interne du matériau sous l'effet des sollicitations de compression appliquées. Peut-être que ce phénomène peut s'expliquer par une augmentation de "contacts secs" ou de "densité d'engrèvements" entre les granulats sous l'effet d'une diminution de l'épaisseur des films de liant dans le matériau.

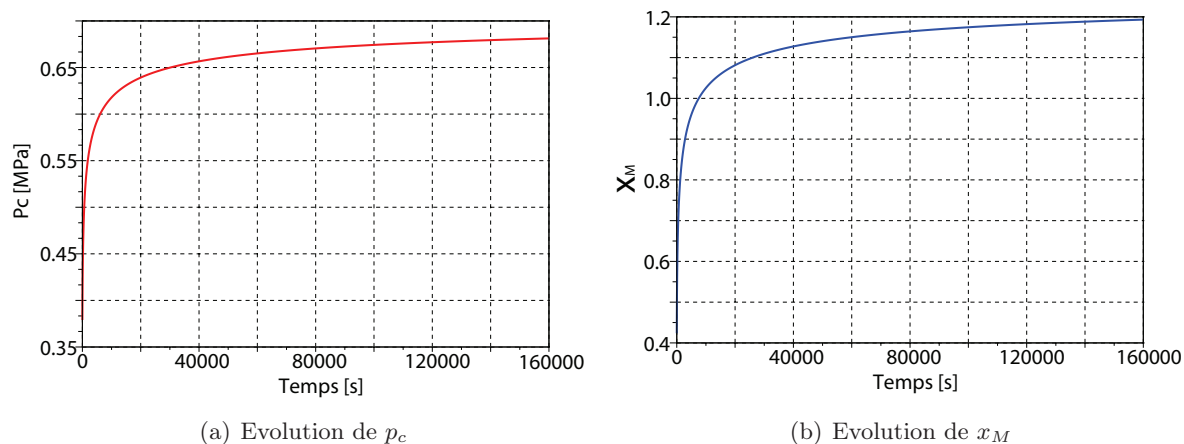


Fig 5.15 – Evolution des paramètres d'écroissage p_c et x_M pour l'essai $q=400$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C

L'évolution de la surface de charge, pour la simulation de l'essai de fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C est représentée sur la figure 5.16. On observe sur cet essai une grande évolution de la surface de charge qui peut remettre en question le choix des paramètres d'écroissage sous la forme de développements limités du premier ordre.

5.2.3.8 Influence du pas de temps

La figure 5.17 montre des calculs de la déformation axiale, calculée avec les mêmes paramètres, mais avec différents pas de temps. La durée de l'essai simulé est 120000 secondes. On voit que quand le pas de temps est très important (12000 secondes), le calcul de la déformation est faussé. A partir d'un pas de temps de 2400 secondes environ, ce qui permet un calcul très rapide, la déformation ne varie plus. Sauf s'il est vraiment très faible, le pas de temps n'influe pas sur le calcul de la déformation.

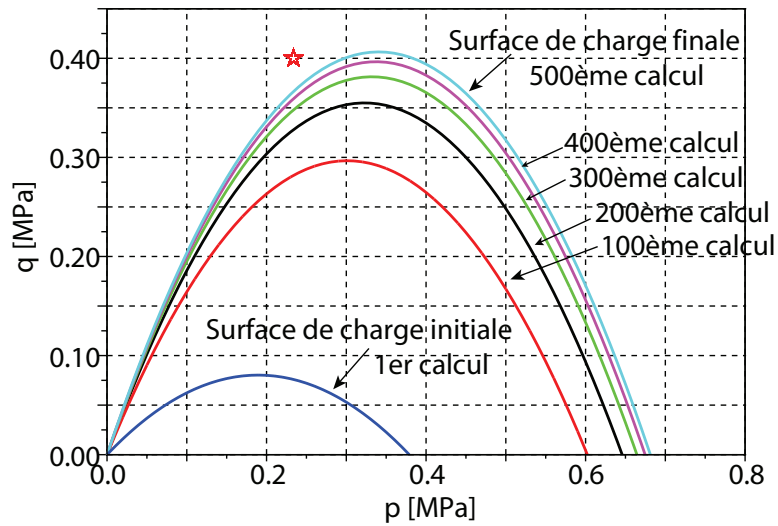


Fig 5.16 – Evolution de la surface de charge pour $q=400$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C

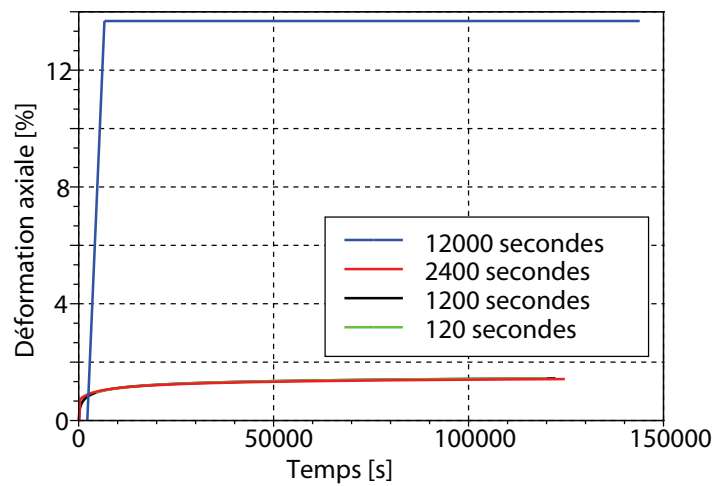


Fig 5.17 – Influence du pas de temps (en secondes) sur les déformations axiales, obtenues avec le modèle visco-plastique

5.2.4 Simulation numérique des essais de fluage

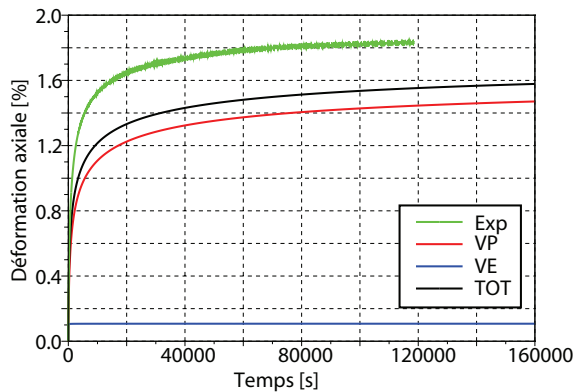
5.2.4.1 Les différents types de déformations

La figure 5.18 représente un exemple de résultats d'essai, avec les déformations axiales et volumiques des essais à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=100$ et 50 kPa, obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation.

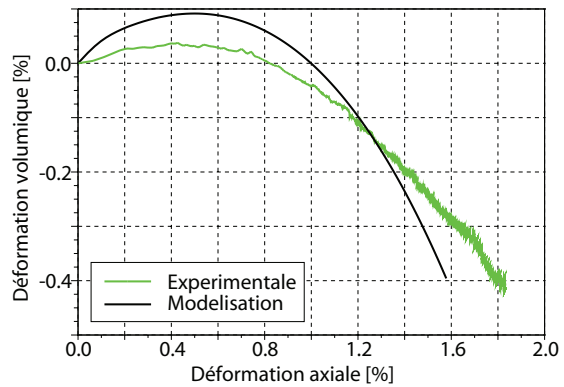
Les différentes déformations représentées sont :

- VE est la déformation visco-élastique
- VP est la déformation visco-plastique
- TOT est la somme des deux
- Exp est la déformation expérimentale

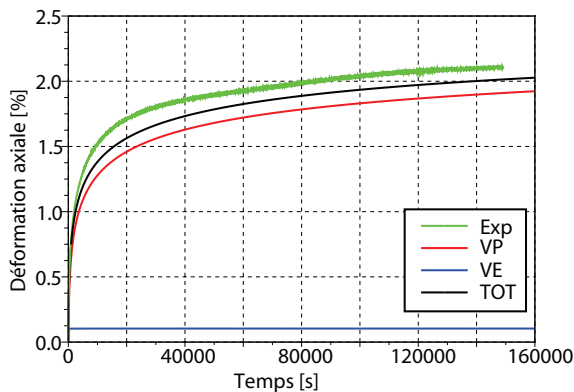
La déformation visco-élastique est peu importante (environ 0.1%). Les déformations totales modélisées et expérimentales sont très proches. Le comportement volumique obtenu avec le modèle est contractant puis dilatant, comme le comportement volumique expérimental.



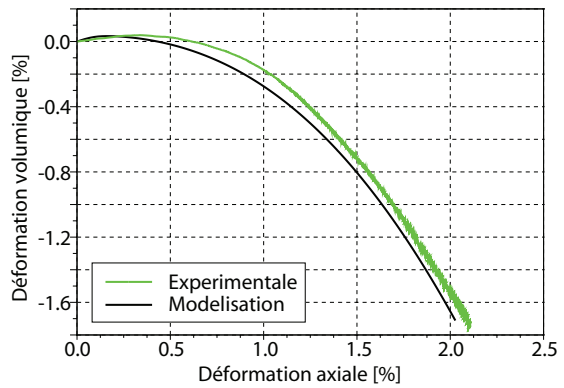
(a) Déformations axiales en fonction du temps de l'essai à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=100$ kPa



(b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale de l'essai à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=100$ kPa



(c) Déformations axiales en fonction du temps de l'essai à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=50$ kPa



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale de l'essai à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=50$ kPa

Fig 5.18 – Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et $\sigma_R=100$ et 50 kPa, obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation

5.2.4.2 Influence de la pression de confinement

La figure 5.19 représente les déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différentes pressions de confinement obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation.

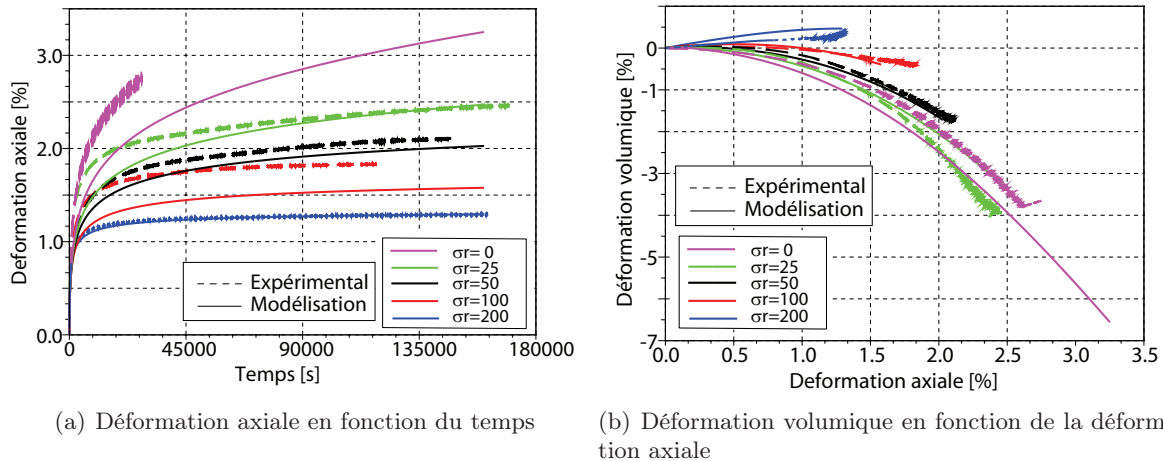


Fig 5.19 – Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à $q=400$ kPa, $T=20^\circ$ C et différentes pressions de confinement, obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation

On remarque que les déformations modélisées respectent le fait que plus la pression de confinement est importante, plus les déformations sont faibles. Pour une pression de confinement de 200 kPa, le comportement volumique modélisé est uniquement contractant. Pour les pressions de confinement plus faibles, le comportement volumique modélisé est contractant puis dilatat.

Le modèle représente donc bien les phénomènes observés lors de la campagne expérimentale des essais de fluage.

5.2.4.3 Influence de la température

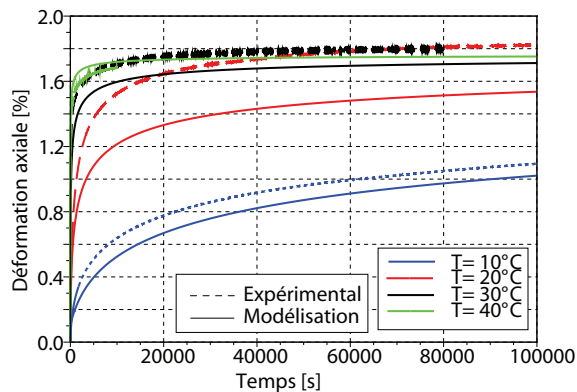
La figure 5.20 représente les déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différentes températures obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation.

Quelque soient les températures, les déformations axiales modélisées sont très proches des déformations axiales obtenues de manière expérimentale. Sous confinement, les déformations axiales modélisées se stabilisent à une même valeur de déformation finale (Fig. 5.20(a) et Fig. 5.20(c)).

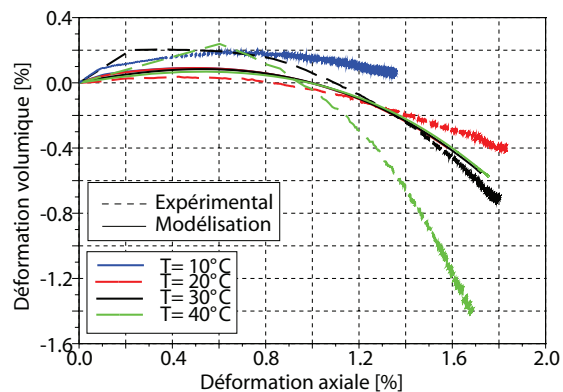
Sur les figures 5.20(b), 5.20(d) et 5.20(f), nous pouvons remarquer que les simulations numériques donnent des courbes déformations volumiques - déformations axiales identiques, quelle que soit la température; ce qui est normal puisque le modèle respecte l'équivalence temps-température. Le comportement volumique est :

- contractant si $\sigma_R=200$ kPa
- contractant puis dilatat si $\sigma_R=100$ kPa
- dilatat si $\sigma_R=0$ kPa

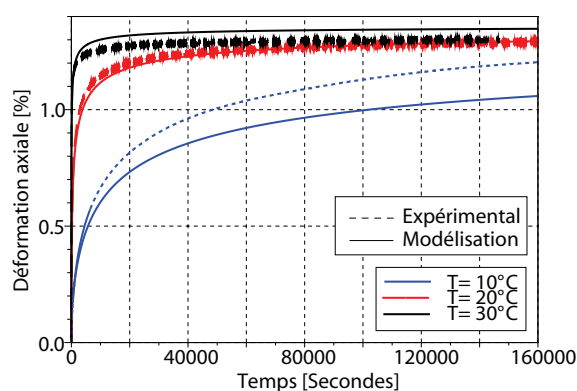
Le modèle représente donc bien les phénomènes physiques observés lors de la campagne expérimentale des essais de fluage.



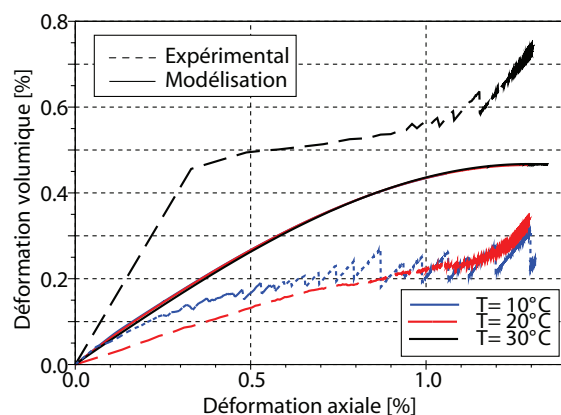
(a) Déformation axiale en fonction du temps des essais à $q=400$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa



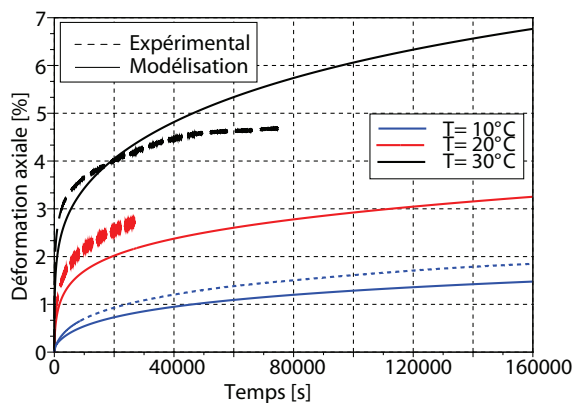
(b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale des essais à $q=400$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa



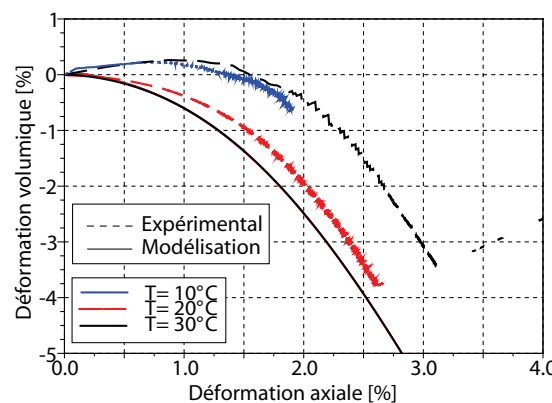
(c) Déformation axiale en fonction du temps des essais à $q=400$ kPa et $\sigma_R=200$ kPa



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale des essais à $q=400$ kPa et $\sigma_R=200$ kPa



(e) Déformation axiale en fonction du temps des essais à $q=400$ kPa et $\sigma_R=0$ kPa



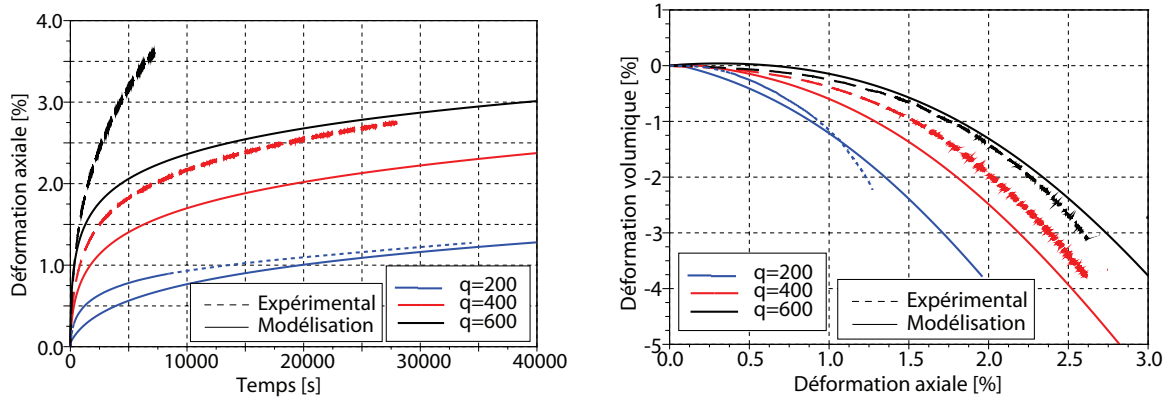
(f) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale des essais à $q=400$ kPa et $\sigma_R=0$ kPa

Fig 5.20 – Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différentes températures obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation

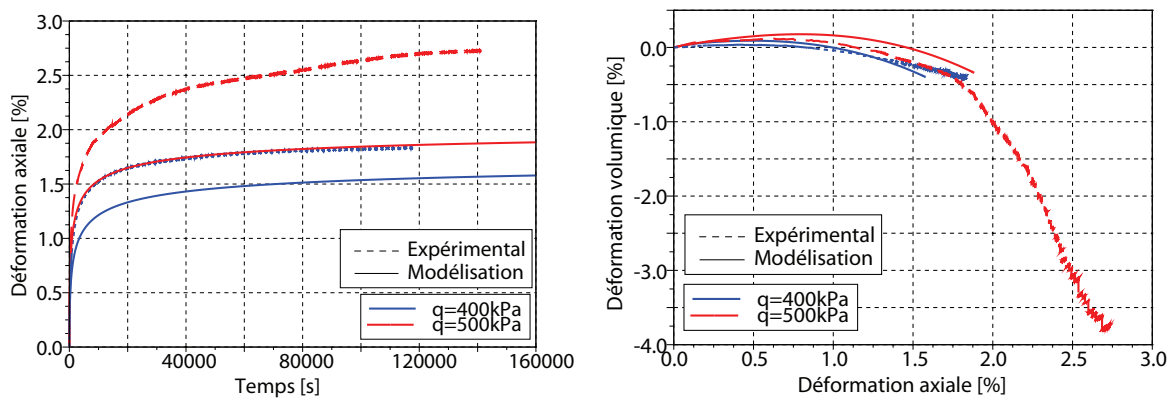
5.2.4.4 Influence du déviateur de contraintes

La figure 5.21 représente les déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différents déviateurs de contraintes obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation.

Pour $q=200$ et 400 kPa, sans pression de confinement, les déformations axiales modélisées sont assez proches des déformations axiales obtenues de manière expérimentale. Pour $q=600$ kPa, sans pression



(a) Déformation axiale en fonction du temps des essais à $T=20^\circ\text{C}$ et $\sigma_R=0$ kPa (b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale des essais à $T=20^\circ\text{C}$ et $\sigma_R=0$ kPa



(c) Déformation axiale en fonction du temps des essais à $T=20^\circ\text{C}$ et $\sigma_R=100$ kPa (d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale des essais à $T=20^\circ\text{C}$ et $\sigma_R=100$ kPa

Fig 5.21 – Déformations axiales et volumiques des essais de fluage à différents déviateurs de contraintes obtenues de manière expérimentale et grâce à la modélisation

de confinement, les déformations axiales modélisées ont tendance à se stabiliser alors qu'expérimentalement ce n'est pas le cas. Cela provient sans doute des lois d'érouissage affines à pentes positives de p_c et x_M en fonction de ε_D^{vp} qui conduisent à une stabilisation de la déformation. Des essais complémentaires et un travail d'analyse plus complet permettraient sans doute de déterminer des variables d'érouissage plus justes.

Pour les essais à 100 kPa de pression de confinement, pour $q=500$ kPa, les déformations axiales modélisées sont assez éloignées des déformations axiales expérimentales.

Les déformations volumiques modélisées sont très proches des déformations volumiques obtenues de manière expérimentale.

5.2.5 Conclusion

Un modèle à deux composantes visco-élastique et visco-plastique en série a été développé pour simuler le comportement des enrobés sous charge statique. Les hypothèses adoptées pour ce modèle sont basées sur les observations de notre campagne expérimentale :

- comportement visco-élastique pour des faibles niveaux de sollicitation
- vérification de l'équivalence temps-température
- effet de la pression de confinement sur le comportement volumique contractant ou dilatant
- stabilisation des déformations axiales et radiales vers des valeurs asymptotiques quand la pression de confinement σ_r est élevée

Le modèle de Huet-Sayegh a été choisi pour modéliser la composante visco-élastique. Les paramètres du modèle ont été déterminés à l'aide d'un essai de module complexe en flexion sur éprouvette trapézoïdale et du logiciel Visco-Analyse. Toutefois, les calages ont montré que ces paramètres engendraient trop de déformations visco-élastiques lors des phases de décharge des essais de fluage. La valeur du paramètre E_0 a alors été ajustée. Il est intéressant d'observer que la valeur de module à long terme ($E_0=400$ MPa) se rapproche en fait de l'ordre de grandeur des valeurs de module sécant obtenu en compression sur graves non traitées de granulométries identiques. Ceci pourrait inciter à substituer à la branche élastique linéaire de Sayegh, un modèle élastique tensoriel non linéaire unilatéral (ne travaillant qu'en compression $p > 0$) comme le modèle de Boyce utilisé pour les graves non traitées (BOYCE, 1980).

La composante visco-plastique est simulée à partir d'un modèle de type Perzyna. La surface de charge est parabolique dans le plan de contraintes (p, q) , avec p la contrainte moyenne et q la contrainte déviatorique. L'équation de cette surface de charge est : $f_{PV}(p, q) = p^2 - pp_c + \frac{qp_c}{2x_M}$ avec p_c et x_M , paramètres d'écroissage positifs.

p_c est le "seuil de résistance" du matériau à la compression isotrope. x_M peut être relié aux propriétés de frottement interne du matériau.

Les évolutions des paramètres d'écroissage p_c et x_M sont fonction du niveau des déformations volumiques ε_V^{vp} et déviatoriques ε_D^{vp} :

$$p_c = p_{c0}(1 + c\varepsilon_V^{vp} + e\varepsilon_D^{vp}) \text{ et } x_M = x_{mi}(1 + b\varepsilon_D^{vp} + d\varepsilon_V^{vp})$$

avec p_{c0} , c , e , x_{mi} , b et d : constantes positives pour la convention mécanique des sols

Le nombre de paramètres de la composante visco-plastique se limite à 8. Leur détermination a été faite à partir de 24 valeurs de déformations axiales et 24 valeurs de déformations radiales (3 points à des instants t donnés, choisi sur 8 essais de fluage). Les variations de températures n'ont pas été prises en compte lors du calage des paramètres, en effet, tous les essais utilisés ont été réalisés à 20° C. Les paramètres du modèle sont déterminés en faisant une minimisation entre les courbes expérimentales et les courbes obtenues avec la simulation.

Les quatre coefficients c , e , b et d sont du même ordre de grandeur. ε_V^{vp} et ε_D^{vp} influent donc avec des poids équivalents sur les variations des lois d'écroissage. La constante c est supérieure à 0, ce qui traduit, comme attendu, une augmentation du seuil en compression avec la contractance, ou encore une augmentation de la compacité.

La loi d'écroissage positive de x_M peut traduire une augmentation d'angle de frottement interne du matériau sous l'effet des sollicitations de compression appliquées et des déformations résultantes. Peut-être que ce phénomène peut s'expliquer par une augmentation de "contacts secs" ou de "den-

sité d'engrèvements" entre les granulats sous l'effet d'une diminution de l'épaisseur des films de liant dans le matériau.

Un tel choix de paramètres d'écrouissage peut sembler surprenant sur deux plans : p_c est une fonction de ε_D^{vp} et x_M est variable. Cependant, les valeurs c , e , b et d obtenues par identification sont toutes significatives et un tel modèle permet de représenter assez bien l'ensemble des essais.

Les déformations modélisées sont, dans l'ensemble, assez proches des déformations expérimentales. En fonction de l'usage visé, une étude plus poussée de la réponse du modèle et de ses lois d'écrouissage (compte-tenu de l'importance de l'évolution de ses surfaces de charge) serait à faire.

De plus, plus le déviateur est élevé, moins le modèle semble fonctionner. Ce qui fait penser que le modèle nécessiterait d'être mieux calé, ou alors la prise en compte des contraintes déviatoriques dans le modèle nécessiterait d'être améliorée, si l'on veut simuler des conditions de chargement à très fort déviateur. Toutefois, pour des valeurs de déviateur de contraintes $q > 600$ kPa, on dépasse les niveaux de contraintes des chargements routiers classiques.

Chapitre 6

Résultats et analyse des essais de compression cyclique sinusoïdale

Le but de cette campagne expérimentale est d'étudier l'influence des paramètres pression de confinement et fréquence sur le comportement du matériau sous sollicitation cyclique. Comme lors des essais de fluage, ces paramètres peuvent être fixés indépendamment les uns des autres. 7 essais de compression cyclique sinusoïdale ont été réalisés.

L'influence du cyclage de la contrainte est aussi étudiée, en comparaison avec les essais de fluage. De même, on étudie la validité du PETT en compression cyclique.

6.1 Présentation des essais de compression cyclique sinusoïdale

6.1.1 Principe des essais de compression cyclique sinusoïdale

La figure 6.1 représente les contraintes appliquées sur une éprouvette lors d'un essai de compression cyclique sinusoïdale. La contrainte q est cyclique sinusoïdale (entre $q_{min}=60$ kPa et q_{max}). Nous ne pouvons pas cycliser entre 0 et q_{max} car notre dispositif expérimental ne permet pas de réaliser un asservissement à partir d'une valeur de force non nulle. La pression de confinement, σ_r , est constante.

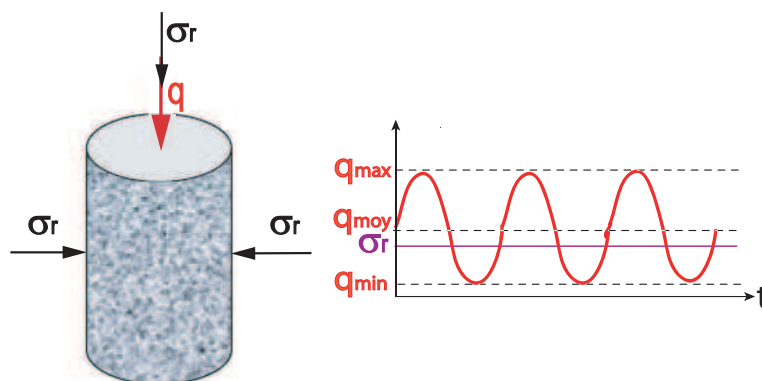


Fig 6.1 – Description d'un essai de compression cyclique sinusoïdale

Comme nous l'avons vu dans le paragraphe 3.3, nos capteurs LVDT ne permettent pas de mesurer

précisément les déformations à l'échelle des cycles dans les essais cycliques. Les déformations axiales ε_{ax} et radiales ε_{rad} sont donc mesurées à l'aide de (Fig. 6.2) :

- 2 capteurs LVDT axiaux, identiques à ceux utilisés dans les essais de fluage
- 1 capteur LVDT radial
- 2 jauges axiales appelées J_1 et J_4 , placées verticalement, à 180° l'une de l'autre, dans la partie centrale de l'éprouvette
- 2 jauges tangentielles appelées J_2 et J_3 , placées horizontalement, à 180° l'une de l'autre, à mi hauteur de l'éprouvette

Les jauges sont présentées en détail dans le paragraphe 3.1.5.6. La procédure de collage est présentée en annexe H.

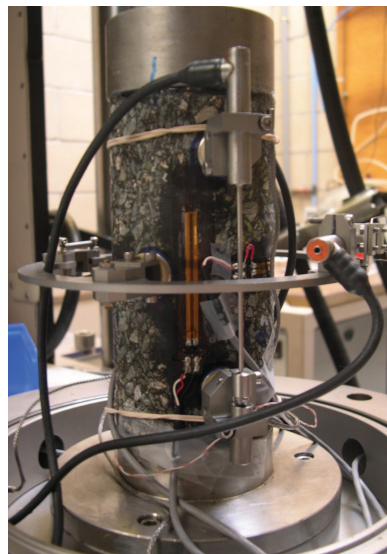


Fig 6.2 – Éprouvette d'enrobé instrumentée de 2 LVDT axiaux, 1 LVDT radial, 2 jauges axiales et 2 jauges tangentielles lors d'un essai de compression cyclique sinusoïdale

6.1.2 Description des essais

Nous avons choisi d'appliquer une procédure de chargement cyclique avec phases de repos similaire à celle de la thèse de DONGMO-ENGELAND (2005). Un essai de compression cyclique sinusoïdale consiste à appliquer sur l'éprouvette 6 séries de sollicitation en contraintes. Chaque série i est composée d'une phase de sollicitation (d'une durée t_{Si}) et d'une phase de repos (d'une durée t_{Ri}) (Fig. 6.3). Les durées t_i sont croissantes, les valeurs sont présentées dans le tableau 6.1. Les durées de sollicitation et de repos sont les mêmes que celles appliquées par DONGMO-ENGELAND (2005) lors de ses essais. Une dernière série de sollicitation est éventuellement appliquée en fin d'essai. L'introduction des phases de sollicitations et de repos dans le protocole expérimental a pour but de mettre en évidence les parts réversibles et irréversibles des déformations.

6.1.3 Traitement des données de contraintes et de déformations

Le traitement des données de contrainte et de déformation est celui décrit par KAPPL et BLAB (2009). DONGMO-ENGELAND (2005) et NGUYEN (2010) l'ont aussi utilisé.

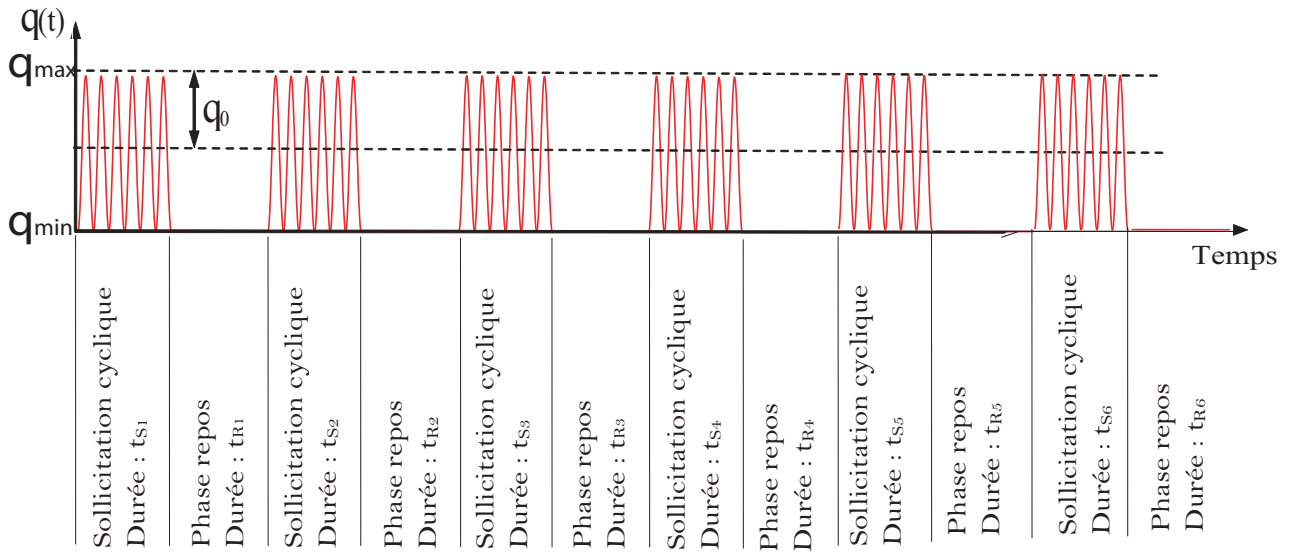


Fig 6.3 – Sollicitations appliquées lors d'un essai de compression cyclique sinusoïdale

		t_{S1}	t_{R1}	t_{S2}	t_{R2}	t_{S3}	t_{R3}	t_{S4}	t_{R4}	t_{S5}	t_{R5}	t_{S6}	t_{R6}
1 Hz	secondes	30	120	100	400	300	1200	1000	4000	3000	12000	10000	40000
	cycles	30		100		300		1000		3000		10000	
10 Hz	secondes	30	120	100	400	300	1200	1000	4000	3000	12000	10000	40000
	cycles	300		1000		3000		10000		30000		100000	

Tab 6.1 – Temps de sollicitation et de repos adoptés pour les essais de compression cyclique sinusoïdale

6.1.3.1 Traitement du signal de contrainte

La contrainte appliquée est sinusoïdale. Notre dispositif expérimental ne permettant pas de faire varier la contrainte entre 0 et q_{max} (en MPa) (donc contrainte moyenne $q_{max}/2$), nous la faisons varier entre $q_{min}=60$ kPa et q_{max} . Les signaux de contraintes sont ajustés avec la fonction suivante (Eq. 6.1) :

$$q(t) = q(\tau, N) = q_{moy}(N) + q_0(N) * \sin(\omega\tau + \varphi_q(N)) \quad (6.1)$$

- τ est le temps compris entre 0 et $2/f$ ($2T$) où f est la fréquence de sollicitation (T la période)
- N est le nombre de cycles (N et $N + 1$ sont deux cycles consécutifs). τ et N sont liés par la relation $\tau = t - N.T$ où t est le temps de l'essai
- q_{moy} représente la contrainte moyenne
- q_0 représente l'amplitude de la contrainte
- φ_q représente le déphasage de la contrainte (par rapport au signal de consigne)

6.1.3.2 Traitement du signal de déformation

Les signaux de déformations mesurés sont proches d'une sinusoïde à laquelle s'ajoute une composante d'évolution considérée comme linéaire avec le temps pour deux cycles consécutifs. L'ajustement des

signaux de déformation est donc réalisé avec les fonctions suivantes (Eq. 6.2) :

$$\begin{cases} \varepsilon_{ax}(t) = \varepsilon_{ax}(\tau, N) = \alpha_{ax}(N) * \tau + \varepsilon_{moyax}(N) + \varepsilon_{0ax}(N) * \sin(\omega\tau + \varphi_{\varepsilon_{ax}}(N)) \\ \varepsilon_{rad}(t) = \varepsilon_{rad}(\tau, N) = -\alpha_{rad}(N) * \tau + \varepsilon_{moyrad}(N) + \varepsilon_{0rad}(N) * \sin(\omega\tau + \varphi_{\varepsilon_{rad}}(N)) \end{cases} \quad (6.2)$$

- τ est le temps compris entre 0 et $2/f$ ($2T$) où f est la fréquence de sollicitation (T la période)
- N est le nombre de cycles (N et $N + 1$ sont deux cycles consécutifs). τ et N sont liés par la relation $\tau = t - N.T$ où t est le temps de l'essai
- ε_{ax} et ε_{rad} représentent respectivement la déformation axiale et la déformation radiale.
- ε_{moyax} et ε_{moyrad} représentent respectivement la déformation moyenne axiale et la déformation moyenne radiale.
- ε_{0ax} et ε_{0rad} représentent respectivement l'amplitude de la composante cyclique de la déformation axiale et l'amplitude de la composante cyclique de la déformation radiale.
- $\varphi_{\varepsilon_{ax}}$ et $\varphi_{\varepsilon_{rad}}$ représentent respectivement le déphasage de la composante cyclique de la déformation axiale et le déphasage de la composante cyclique de la déformation radiale.
- α_{ax} et α_{rad} représentent respectivement la pente de la composante linéaire de la déformation axiale et la pente de la composante linéaire de la déformation radiale.

La figure 6.4 représente les septième et huitième cycles d'un signal de déformation obtenu lors d'un essai de compression cyclique sinusoïdale, à la fréquence de 1 Hz, avec une contrainte moyenne de 200 kPa, sans pression de confinement, mesuré avec une jauge axiale. Nous acquérons 100 points par cycle (points bleus) et par le biais d'une méthode d'optimisation nous calculons les paramètres décrits précédemment (courbe rouge).

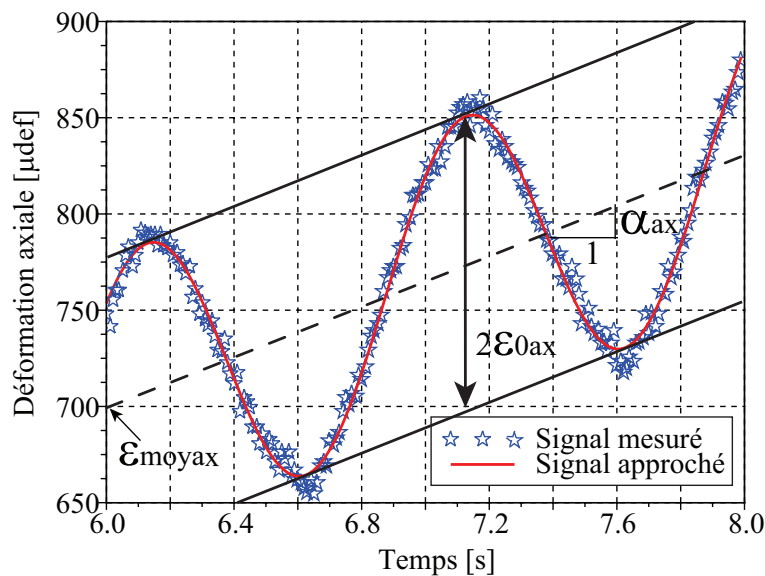


Fig 6.4 – Approximation d'un signal de déformation sur deux cycles consécutifs

6.1.4 La méthode de traitement des données et le calcul de l'intervalle de confiance des paramètres

Les fichiers bruts des essais cycliques étant très important (plus de 250 Mo), un programme a été développé sous Scilab pour traiter ces données. Les fichiers bruts sont donc traités deux cycles par deux cycles et grâce à la méthode des moindres carrés, le programme calcule les valeurs des quatre paramètres de la déformation moyenne axiale et de la déformation moyenne radiale (Eq. 6.2).

Ce programme, adapté à nos calculs, est inspiré de la méthode de traitement des données pour des essais de fatigue mise au point par Rami Chkir ((CHKIR *et al.*, 2007b) et (CHKIR *et al.*, 2007a)). Le principe d'identification des paramètres, les méthodes de résolution associées et l'algorithme de Levenberg-Marquardt sont décrits en détail en annexe M.

Pour chaque séquence traitée (deux cycles), un coefficient de régression est calculé (KAPPL et BLAB, 2009) (Eq. 6.3) :

$$R^2 = 1 - \frac{A}{Q} \quad (6.3)$$

Avec

$$\begin{cases} A = \sum_{i=1}^N (y_i - y)^2 \\ Q = \sum_{i=1}^N (y_i)^2 - \frac{1}{N} (\sum_{i=1}^N y_i)^2 \end{cases} \quad (6.4)$$

Où,

- y_i est la valeur mesurée à un temps t
- y est la valeur calculée à un temps t
- N est le nombre de point par séquence (sur deux cycles, généralement 200)

Lors du traitement des données, les coefficients de régression sont de l'ordre de 0.99, ce qui correspond à une très bonne approximation du signal. Si le coefficient R^2 est inférieur à 0.96, les deux cycles traités sont analysés en détail pour détecter d'éventuels problèmes.

6.1.5 Calculs des différents paramètres

6.1.5.1 Calcul du module complexe

On détermine le module complexe sous la forme :

$$E^*(\omega) = \frac{q^*(t)}{\varepsilon_{ax}^*(t)} = \frac{q_0 e^{i(\omega t + \varphi_q)}}{\varepsilon_{0ax} e^{i(\omega t + \varphi_{\varepsilon ax})}} = |E^*| e^{i\varphi} \quad (6.5)$$

avec :

- q_0 : amplitude cyclique de la contrainte ($q_0 = F_0/S$ avec F_0 amplitude de la charge et S section de l'éprouvette)
- ε_{0ax} : amplitude de la composante cyclique de la déformation axiale
- φ : déphasage entre la contrainte et la composante cyclique de la déformation axiale, $\varphi = \varphi_q - \varphi_{\varepsilon ax}$
- q_0 , ε_{0ax} et φ sont déterminés à partir des signaux de déformation et de contrainte enregistrés, par la méthode décrite au paragraphe précédent
- $|E^*|$ est la norme du module complexe

6.1.5.2 Calcul du coefficient de Poisson complexe

Le coefficient de Poisson ν^* est calculé avec la relation suivante :

$$\nu^*(\omega) = \frac{\varepsilon_{rad}^*(t)}{\varepsilon_{ax}^*(t)} = \frac{\varepsilon_{0rad} e^{i(\omega t + \varphi_{\varepsilon rad})}}{\varepsilon_{0ax} e^{i(\omega t + \varphi_{\varepsilon ax})}} = |\nu^*| e^{i\varphi_\nu} \quad (6.6)$$

avec :

- ε_{0rad} : amplitude de la composante cyclique de la déformation radiale
- ε_{0ax} : amplitude de la composante cyclique de la déformation axiale
- φ_ν : déphasage entre la la composante cyclique de la déformation radiale et la composante cyclique de la déformation axiale, $\varphi_\nu = \varphi_{\varepsilon rad} - \varphi_{\varepsilon ax}$
- $|\nu^*|$ est la norme du coefficient de Poisson

6.1.5.3 Calcul des déformations volumiques et déviatoriques

Les déformations volumiques ε_V et déviatoriques ε_D moyennes sont déduites des mesures des déformations axiales et radiales. On a alors :

$$\begin{cases} \varepsilon_V = \varepsilon_{moyax} + 2\varepsilon_{moyrad} \\ \varepsilon_D = \frac{2}{3}(\varepsilon_{moyax} - \varepsilon_{moyrad}) \end{cases} \quad (6.7)$$

6.2 Les différents essais réalisés

Les différents essais réalisés, sont présentés dans le tableau 6.2, dans l'ordre chronologique.

Essai	Température	Contrainte moyenne q	Pression σ_r	Fréquence f	Plaque	Éprouvette	% vides
	° C	kPa	kPa	Hz			%
1	20	200	0	1	11	2	5.3
2	20	200	100	1	12	4	4.5
3	20	200	100	1	12	3	4.6
4	20	200	200	1	11	5	4.9
5	20	200	100	1	11	6	5.7
6	20	200	100	10	12	2	4.2
7	28	200	100	10	11	4	4.6

Tab 6.2 – Récapitulatif des essais de compression cyclique sinusoïdale

6.3 Choix des conditions expérimentales

La figure 6.5 rappelle les chemins de contraintes calculés à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante et les trajets de chargement des essais de compression cyclique sinusoïdale à 20° C, calculés dans l'espace des contraintes (p, q) . Le calcul des chemins de contraintes est présenté en détail dans le chapitre 2. Le but de cette campagne expérimentale est de faire des essais qui se rapprochent le plus des chemins de contraintes dans la chaussée. Durant nos essais, la pression de confinement est constante. Les chemins de chargement ont donc forcément une pente de 3.

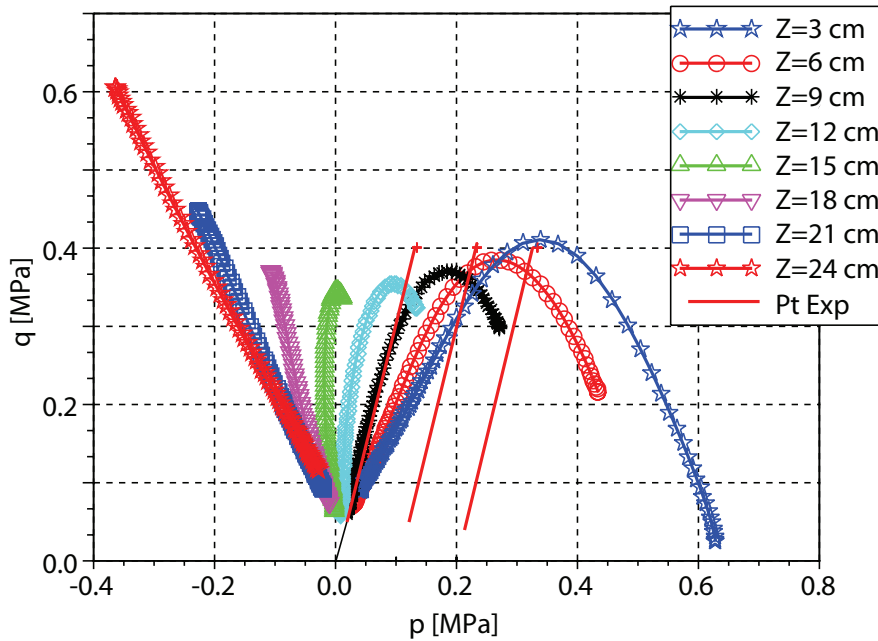


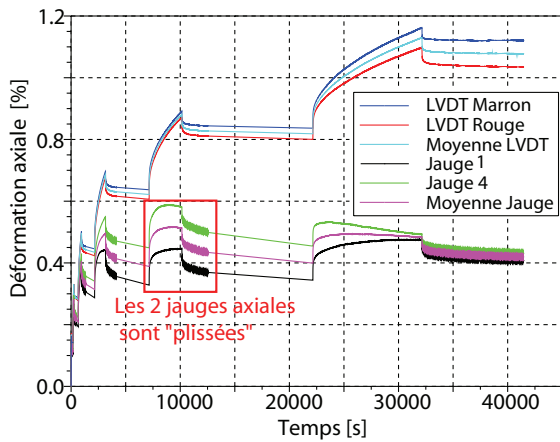
Fig 6.5 – Chemins de contraintes à différentes profondeurs Z dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante et trajets de chargement des essais de compression cyclique sinusoïdale à 20° C

6.4 Un exemple de résultat : l'essai 2 : $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

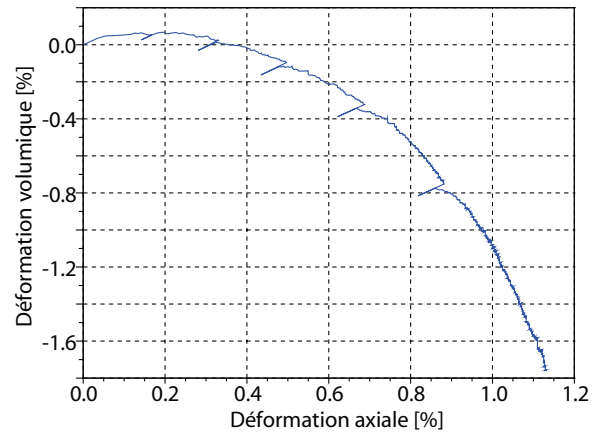
6.4.1 Évolution générale

Les figures 6.6(a) et 6.6(e) représentent les déformations moyennes axiales et radiales en fonction du temps (phases de sollicitations et phases de repos). Pour les déformations axiales, les résultats des deux capteurs LVDT axiaux et des deux jauges axiales J_1 et J_4 sont présentés. Pour les déformations radiales, les résultats du capteur LVDT et des deux jauges tangentielle J_2 et J_3 sont présentés. Ces mêmes résultats sont présentés sur les figures 6.6(d) et 6.6(f) en fonction du nombre de cycles de sollicitations.

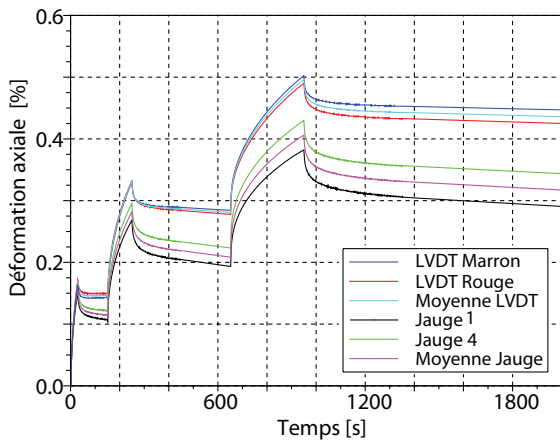
Les déformations axiales augmentent durant chaque phase de sollicitation (Fig. 6.6(a)), puis diminuent et se stabilisent durant chaque phase de repos. Les résultats des deux capteurs LVDT axiaux sont assez proches, de même que les résultats des deux jauges axiales. On remarque, par contre, que les déformations obtenues avec les jauges divergent de celles obtenues avec les capteurs LVDT. La figure 6.6(c) représente les trois premières phases de sollicitations et de repos. On remarque qu'au début de l'essai, les jauges et les LVDT donnent des résultats quasiment semblables. Pendant la cinquième et la sixième phase de sollicitation, les déformations obtenues avec les jauges augmentent très faiblement, puis se stabilisent. Nous expliquons ce comportement par un plissement local des jauges. Localement, le mastic se déforme beaucoup plus que les granulats. Un bourrelet peut localement se créer, résultat d'un réarrangement granulaire local (Fig. 6.7). Les jauges commencent alors à se plisser et ne peuvent donc pas mesurer des déformations supérieures à 0.5% environ. Dorénavant, pour les déformations moyennes axiales, nous ne présenterons que les mesures obtenues avec les capteurs LVDT axiaux.



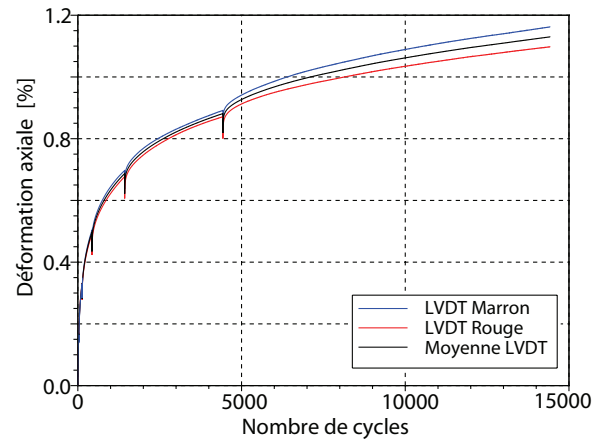
(a) Déformation axiale en fonction du temps



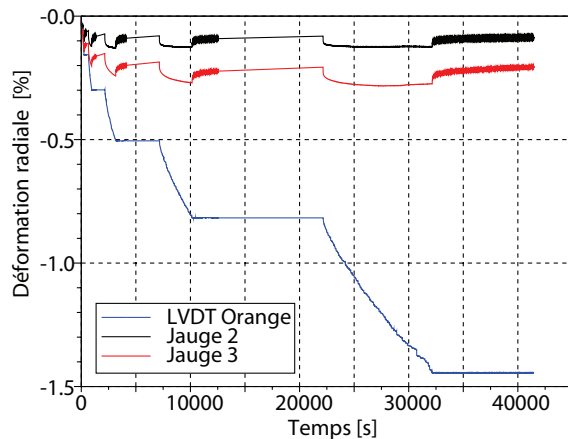
(b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale



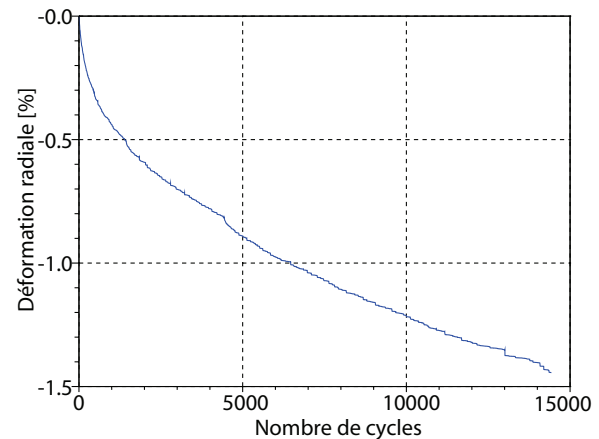
(c) Déformation axiale en fonction du temps, zoom de Fig. 6.6(a)



(d) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles



(e) Déformation radiale en fonction du temps



(f) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

Fig 6.6 – Déformation axiale, radiale et volumique de l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

La figure 6.6(b) représente la déformation volumique en fonction de la déformation axiale. Il y a une légère phase de contractance au début de l'essai, puis le comportement volumique est dilatant.



Fig 6.7 – Photo d'une jauge de déformation après l'essai 2 : compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

Les figures 6.6(e) et 6.6(f) représentent l'évolution de la déformation radiale en fonction du temps et du nombre de cycles. La déformation radiale (négative) augmente (en valeur absolue) à chaque phase de sollicitation. On remarque que durant les phases de repos, la déformation radiale ne diminue pas. Aucune recouvrance n'est observée. Il semble que ce phénomène soit dû à des problèmes de frottement et de blocage du LVDT radial.

Sur la figure 6.6(e), on remarque que les déformations obtenues à l'aide des jauges tangentielles sont très inférieures à celle obtenue avec le capteur LVDT radial. La figure 6.9(b) montre que les jauges tangentielles indiquent pourtant de bonnes amplitudes de déformation. Une explication de ce phénomène est donnée dans le paragraphe 6.4.6.

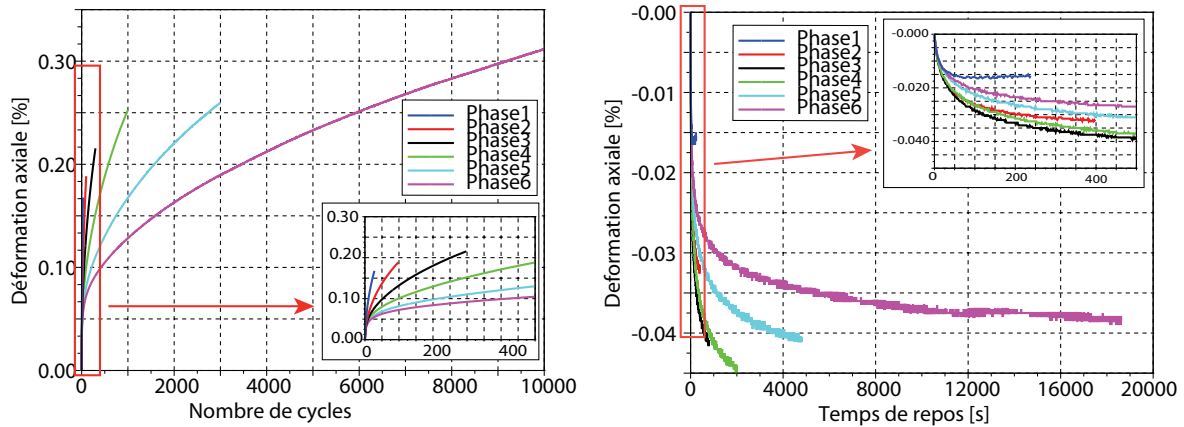
Pour les déformations moyennes radiales, nous ne présentons plus que les résultats obtenus avec le capteur LVDT radial.

6.4.2 Influence de l'histoire de chargement

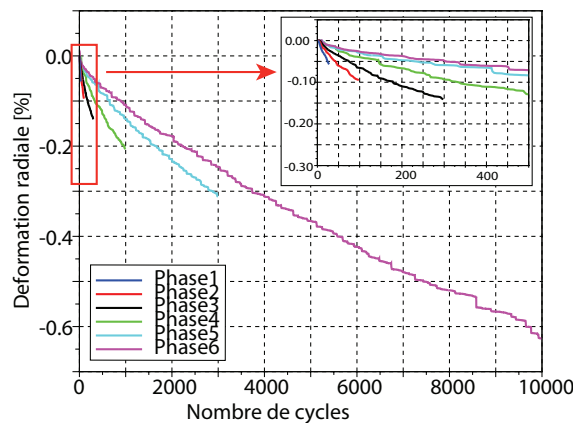
L'analyse de l'influence de l'histoire de chargement est effectuée par la comparaison relative des évolutions des déformations axiales et radiales des phases de sollicitation et de repos. La figure 6.8(a) montre les évolutions des phases de chargement, pour la déformation axiale. On observe que l'évolution de chargement est plus rapide lors des premiers chargements que lors des derniers. Les courbes semblent présenter une pente unique lors du début des phases de sollicitation. La figure 6.8(b) montre les évolutions des phases de déchargement, pour la déformation axiale. Pour les quatre premières phases, la déformation récupérée croît d'un déchargement à l'autre.

La déformation récupérée est assez faible. C'est probablement parce qu'il y a toujours une petite force appliquée sur l'éprouvette durant les phases de relaxation (60 kPa), ce qui empêche la libération des contraintes résiduelles et des déformations associées.

La figure 6.8(c) montre les évolutions des phases de chargement, pour la déformation radiale. On observe que l'évolution des déformations est plus rapide lors des premiers chargements que lors des derniers. Les courbes ne présentent pas de pente unique au début des phases de sollicitation. A cause des frottements du LVDT radial, les phases de recouvrance ne sont pas observables.



(a) Influence de l'histoire de chargement sur l'évolution de la déformation moyenne axiale pour les phases de sollicitations
(b) Influence de l'histoire de chargement sur l'évolution de la déformation moyenne axiale pour les phases de repos



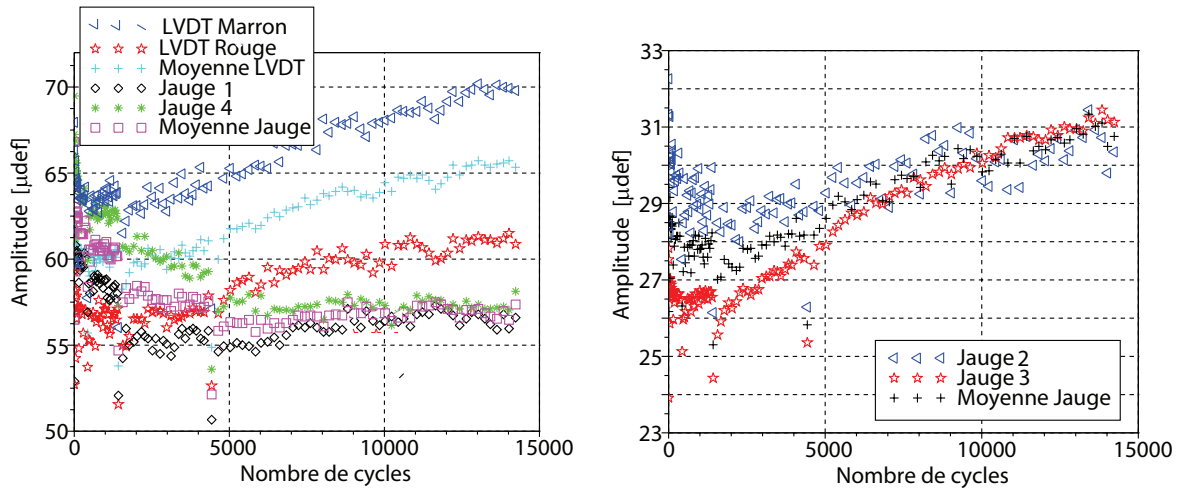
(c) Influence de l'histoire de chargement sur l'évolution de la déformation moyenne radiale pour les phases de sollicitations

Fig 6.8 – Influence de l'histoire de chargement pour l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

6.4.3 Amplitudes de déformations axiales et tangentielles

La figure 6.9 représente les amplitudes des cycles des déformations axiales et radiales.

On remarque que, pour la déformation axiale (Fig. 6.9(a)), les amplitudes des deux jauges sont quasiment identiques. Les amplitudes des deux capteurs LVDT axiaux sont un peu plus élevées (environ $10 \mu\text{def}$ d'écart). Ce phénomène avait déjà été remarqué lors des essais de vérification des mesures (paragraphe 3.3). Ce problème est probablement dû à un jeu dans le montage des capteurs LVDT. Cependant, l'ordre de grandeurs des amplitudes des LVDT n'est pas aberrant. Dorénavant, pour les calculs à partir des amplitudes de déformations (module complexe, coefficient de poisson), nous ne présentons que les résultats obtenus à partir des jauges.



(a) Amplitudes des déformations axiales pour les 2 LVDT et les 2 jauges en fonction du nombre de cycles (b) Amplitudes des déformations tangentielles pour les 2 jauges en fonction du nombre de cycles

Fig 6.9 – Amplitude des déformations axiales et tangentielles de l'essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

Pour les déformations radiales (Fig. 6.9(b)) les amplitudes des deux jauges tangentielles sont quasiment identiques. Pour les déformations radiales, l'amplitude de la déformation obtenue avec le capteur LVDT n'est pas représentée car elle est nulle.

6.4.4 Influence de l'histoire de chargement sur l'évolution des caractéristiques viscoélastiques

L'évolution de la norme du module complexe, de l'angle de déphasage du module complexe, du coefficient de Poisson, et du déphasage du coefficient de Poisson, en fonction du nombre de cycles, sont présentés sur la figure 6.10. Il est important de préciser que la norme du module complexe et le coefficient de Poisson, sont calculés à partir d'amplitudes de déformations de l'ordre 10^{-4} m/m, ce qui correspond au domaine visco-élastique linéaire. Par contre, l'éprouvette testée est déjà endommagée (car les déformations moyennes sont de l'ordre de 10^{-2} m/m). Le module complexe calculé lors de nos essais ne correspond donc pas tout à fait au module complexe calculé selon la norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f).

La figure 6.10(a) représente l'évolution de la norme du module complexe en fonction du nombre de cycles de sollicitation. D'une manière générale, le module complexe augmente rapidement au début de l'essai puis diminue légèrement. Pour les quatre premières phases de sollicitation, le module augmente et se stabilise. Lors des deux dernières phases de sollicitation, le module augmente puis diminue légèrement.

Une explication est proposée par NGUYEN (2010) pour ses essais de compression cyclique sinusoïdale : l'accroissement de module correspond à la phase de contractance initiale de l'éprouvette et la diminution du module correspond à la phase de dilatance de l'éprouvette. Dans notre cas, le début de l'essai (augmentation du module lors de la première phase de sollicitation) pourrait être expliqué de cette manière, mais pas la totalité de l'essai.

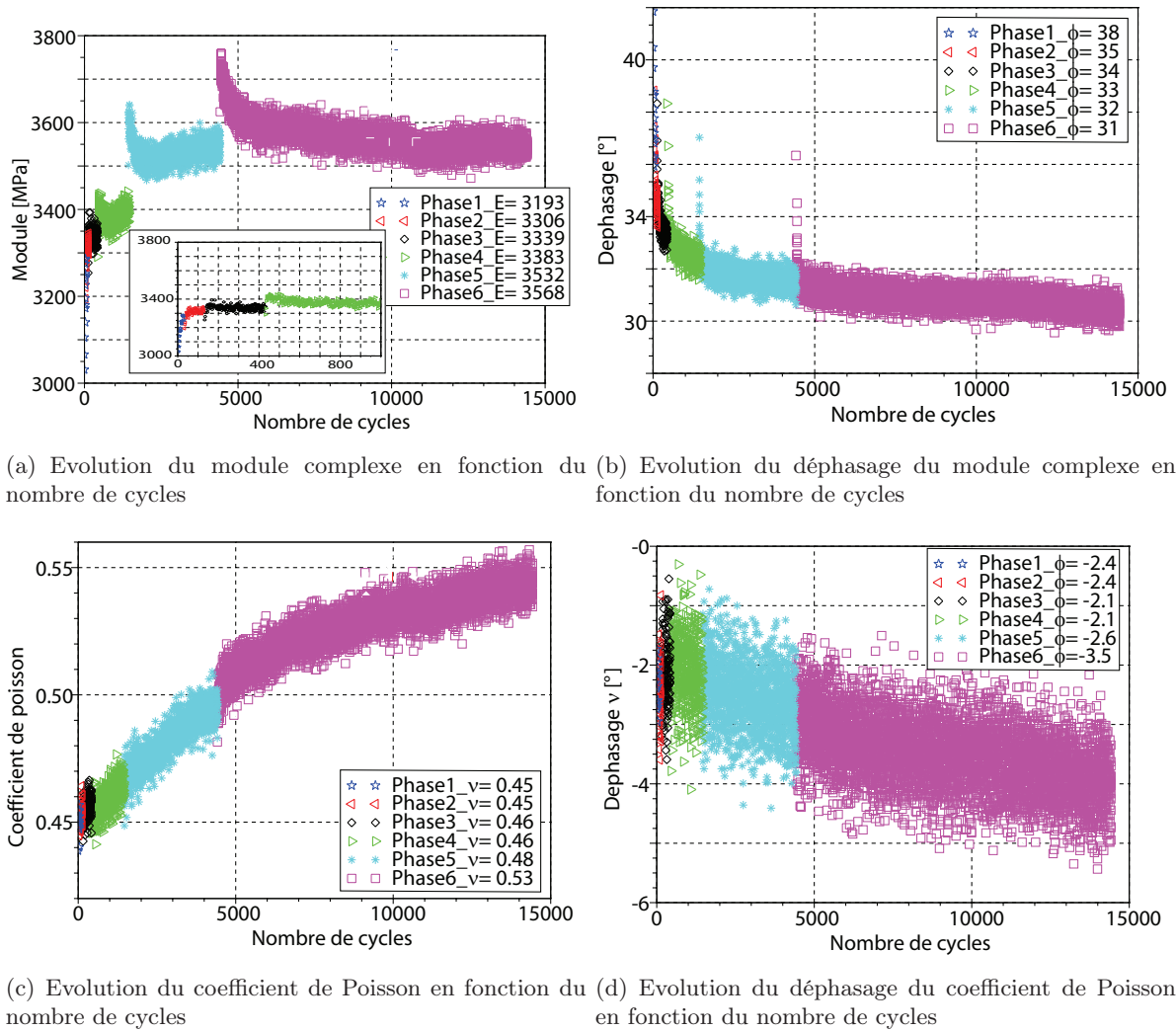


Fig 6.10 – Evolution du module complexe et du coefficient de Poisson lors de l’essai de compression cyclique sinusoïdale à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

Ceci pourrait être expliqué par la présence de micro-vides dans le matériau : au début de chaque phase de sollicitation, les micro-vides se referment, donc le matériau se rigidifie et donc le module augmente. Puis, il y a une diminution de la rigidité, et donc du module, à cause de l’apparition de micro-fissures. A chaque nouvelle phase de sollicitation, le module complexe a une valeur initiale plus élevée que la valeur initiale de la phase précédente. Cela peut être expliqué par l’apparition de déformations permanentes. Le matériau est plus rigide.

La figure 6.10(b) représente l’évolution du déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles de sollicitation. On remarque que le déphasage diminue, de manière générale, au cours de l’essai. On retrouve cette tendance pour chaque phase de sollicitation.

La figure 6.10(c) représente l’évolution du coefficient de Poisson ν en fonction du nombre de cycles de sollicitation. D’une manière générale, le coefficient de Poisson augmente au cours de l’essai et son angle de déphasage (Fig. 6.10(d)) diminue au cours de l’essai. L’angle de déphasage du coefficient de Poisson est négatif et très faible (de -2° à -4°). Les valeurs du coefficient de Poisson ν sont proches de 0.45 en début d’essai et dépassent 0.5 en fin d’essai, ce qui correspond à un comportement dilatant (augmentation de volume).

Nous retrouvons les mêmes résultats que NGUYEN (2010) lors de ses essais de compression cyclique sinusoidale, mais sans pression de confinement.

6.4.5 Représentation dans les axes contrainte-déformation

La figure 6.11 représente les cycles 250 à 254, de la phase 3, de l'essai 2, dans les axes contrainte axiale-déformation axiale. Les cycles ont une forme d'ellipse, ce qui est typique des matériaux visco-élastiques. Par ailleurs, le fittage des points expérimentaux montre des ellipses qui se traduisent vers la droite avec le nombre de cycles, ce qui traduit l'accumulation des déformations permanentes.

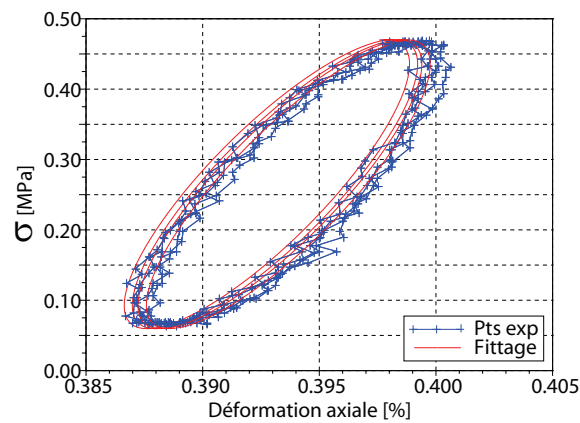


Fig 6.11 – Représentation des cycles 250 à 254, de la phase 3, de l'essai 2, dans les axes contrainte-déformation (axiale)

6.4.6 Déformations des jauges tangentielles

On a vu que les jauges de déformations tangentielles semblent capables de mesurer à tout instant les déformations réversibles (les valeurs du coefficient de Poisson sont proches de celles issues d'autres études) mais que, "paradoxalement" celles-ci n'enregistrent pas les dérives attendues liées aux déformations permanentes. Nous proposons une explication à ce phénomène.

Les jauges suivent bien les déformations réversibles car elles ont bien une rigidité négligeable vis-à-vis de l'éprouvette d'enrobé répondant avec son module complexe (à 1 Hz et 20° C, environ 3000 MPa). En revanche, ces mêmes jauges apparaissent rigides vis-à-vis des déformations permanentes se développant dans l'éprouvette à l'échelle de la durée de l'essai. Les jauges empêchent donc la déformation tangentielle de l'éprouvette d'enrobé sous leurs surfaces de collage. En terme de déformation, elles imposent donc, dans l'éprouvette, une déformation visco-élastique tangentielle qui vient annuler la composante visco-plastique tangentielle. Ceci est possible car, à cette déformation visco-élastique, correspond un faible champ d'auto-contrainte, lié à la faible rigidité du matériau sous contrainte lente.

Le calcul aux éléments finis, effectué avec César, présenté ci-dessous illustre schématiquement ces propos.

Ce calcul a été effectué en déformations planes et au niveau de la section de collage des jauges. Avec les symétries, seul un quart de la section est représenté (Fig. 6.12(a)). La jauge est représentée par des éléments situés sur le quart de sa surface environ.

La loi de comportement de ces éléments est de type élastique avec une rigidité "élevée", de valeur arbitraire, destinée ici à simuler le cas extrême d'une jauge inextensible (ici 1000 MPa).

L'enrobé est modélisé par la loi élastique linéaire isotrope (Hooke) avec déformation initiale $\sigma = H(E_0, \nu)[\varepsilon - \varepsilon^{vp}]$, avec $H(E_0, \nu)$ le tenseur de Hooke associé au module d'Young E_0 et au coefficient de Poisson ν et ε^{vp} le tenseur isotrope de déformations permanentes.

Le module E_0 peut être assimilé à un module de Sayegh mais cette fois-ci, en extension, compte-tenu de l'extension de l'éprouvette dans le sens radial. On prend $E_0=40$ MPa.

Le chargement est constitué du tenseur de contraintes initiales $-H(E_0, \nu)\varepsilon_i^{vp}$. ε_i^{vp} désigne l'intensité des déformations visco-plastiques. ε_i^{vp} est un scalaire positif. Pour les calculs, $\varepsilon_i^{vp}=1\%$.

La figure 6.12(b) montre la déformée de la structure qui prend une légère forme elliptique du fait de l'inextensibilité des jauges. Le déplacement horizontal du point 2 vaut $u_2=0.487$ mm. Le déplacement vertical du point 4 vaut $v_4=0.562$ mm. Ces valeurs sont arbitraires. C'est le rapport entre les deux valeurs qui est important. Le rapport $\frac{v_4-u_2}{(v_4+u_2)/2} \simeq 15\%$ représente le rapport entre "l'effet de la déformation en ellipse" et "l'effet de la déformation volumique de l'ensemble". On voit donc que la déformation en ellipse est "faible" devant la déformation volumique. Expérimentalement, en mesurant le diamètre de l'éprouvette à la fin de l'essai (Fig. 6.13(c)), on obtient un rapport de 20% environ. L'ordre de grandeur donné par le calcul est donc correct.

Sur ce calcul 2D, l'effet de la déformation permanente "bloquée" par les jauges s'avère du second ordre par rapport à la déformation d'ensemble. On peut donc légitimement considérer que malgré ce phénomène, les jauges ont peu perturbé le développement des déformations permanentes enregistrées au cours de nos essais. Ce calcul est de plus défavorable au sens où il est effectué en déformations

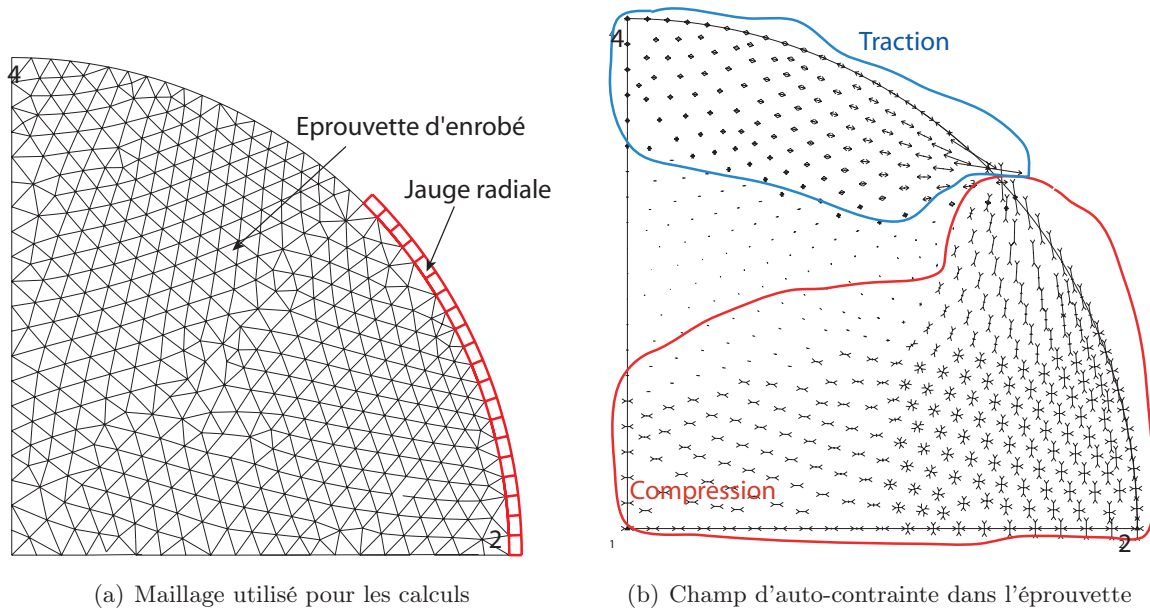


Fig 6.12 – Maillage du quart de l'éprouvette utilisé pour les calculs aux éléments finis et répartitions des contraintes dans l'éprouvette durant un essai

planes, alors que dans la réalité, la hauteur des jauges n'est que de 10 mm à comparer aux 160 mm de hauteur d'éprouvette.

Les contraintes dans les éléments représentant les jauges permettraient d'avoir une idée de l'effort transisant dans les jauges. Compte tenu de la faible valeur donnée à E_0 dans ce calcul, cette force apparaît relativement faible et peut justifier de l'absence de rupture des jauges malgré des déformations permanentes relativement importantes dans leur ensemble.

La figure 6.12(b) représente le champ d'auto-contrainte associé au champ de déformation viscoplastique à variation lente. Cette figure montre une zone de contraintes en compression liée aux déformations de l'enrobé partiellement empêchées par la jauge. A l'inverse, on observe dans la partie supérieure du maillage une zone de contraintes en traction. En extrémité de jauge, on observe une concentration des contraintes en traction qui peuvent expliquer la fissuration de l'éprouvette dans ce secteur, comme on l'a observé expérimentalement (Fig. 6.13). Toutefois, nous avons vu que le "fretage" induit par les jauges tangentielles ne perturbait pas de manière significative les déformations, du moins jusqu'à la rupture.

De plus, les plots d'appui du capteur LVDT radial sont situés perpendiculairement à la génératrice qui est entre les deux jauges tangentielles, et par conséquent, hors des zones de fissuration. On peut donc légitimement penser que les déformations radiales enregistrées pendant l'essai sont peu perturbées par l'effet des jauges et ceci même après apparition des zones fissurées.

Pour mieux voir les fissures verticales, nous avons choisi de montrer deux photographies de l'éprouvette d'enrobé après l'essai de CCS à 20° C, 1 Hz sans pression de confinement, mais on retrouve ce même phénomène lors de tous les essais de CCS. Les fissures verticales sont localisées tout autour de la zone de collage des jauges. De plus, l'éprouvette à la fin d'un essai de CCS a une forme d'ellipse.

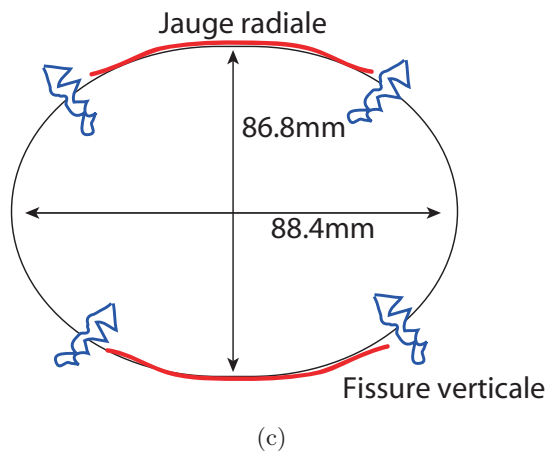
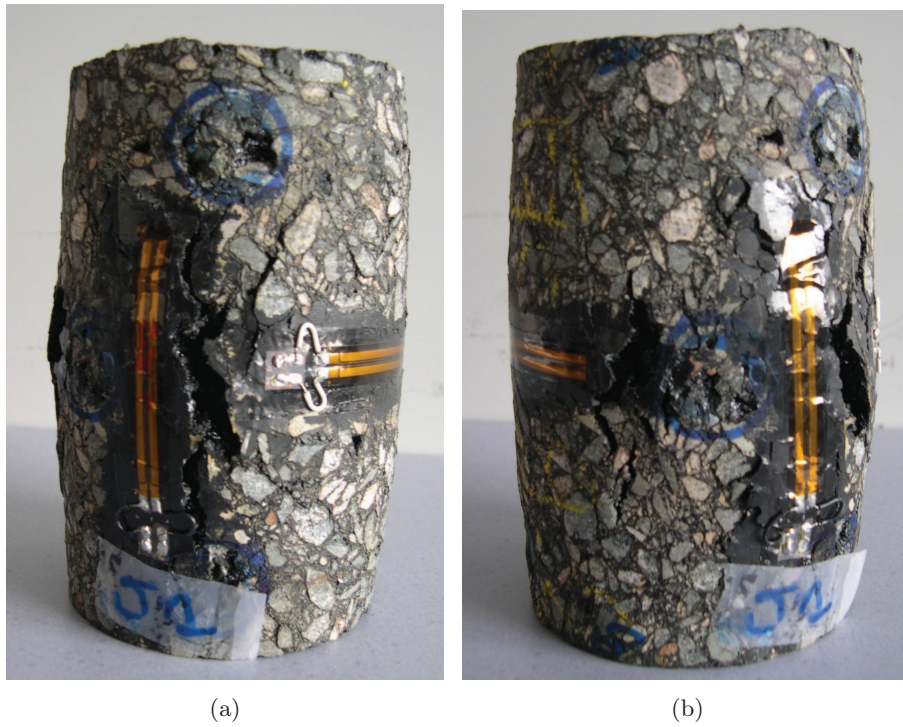


Fig 6.13 – Photographie et schéma de l'éprouvette après l'essai de CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

6.5 Répétabilité des essais de compression cyclique sinusoïdale

6.5.1 Répétabilité des essais avec des éprouvettes provenant de la même plaque

Les caractéristiques des deux essais de répétabilité sont présentées dans le tableau 6.3. Il est important de noter que les échantillons proviennent de la même plaque d'enrobé.

Essai 2	Essai 3
Plaque 12	Plaque 12
Éprouvette 4	Éprouvette 3
20.2° C	20.0° C
$q_{moy}=200$ kPa	$q_{moy}=200$ kPa
$\sigma_r=100$ kPa	$\sigma_r=100$ kPa
$f=1$ Hz	$f=1$ Hz
4.5% de vides	4.6% de vides

Tab 6.3 – Caractéristiques des deux essais de répétabilité

6.5.1.1 Déformations permanentes

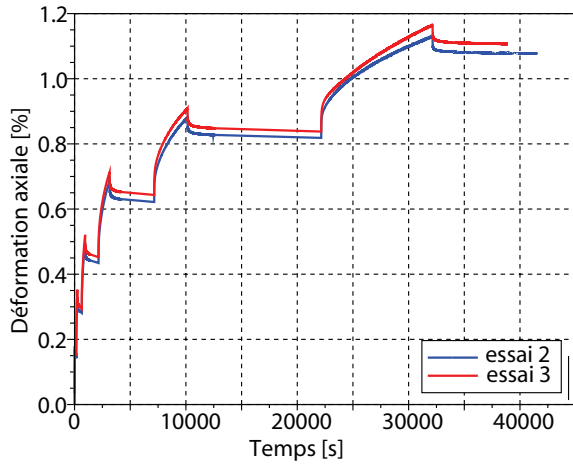
La figure 6.14 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps des essais de répétabilité, la déformation axiale en fonction du nombre de cycles, et la déformation volumique en fonction de la déformation axiale. Les résultats des deux essais sont très proches. Nous avons calculé la moyenne des déformations et l'écart type, pour tous les points (ie, toutes les deux secondes). Nous avons ensuite calculé la moyenne (donc sur tout l'essai) de ces écarts types. La moyenne des écarts type relatifs (ie. l'écart type divisé par la moyenne de la déformation) pour la déformation axiale est 2.9%. Celle de la déformation radiale est 3.9%. Néanmoins, il faut relativiser ces résultats : seuls deux essais avec des éprouvettes provenant de la même plaque ont été réalisés.

6.5.1.2 Module complexe et coefficient de Poisson

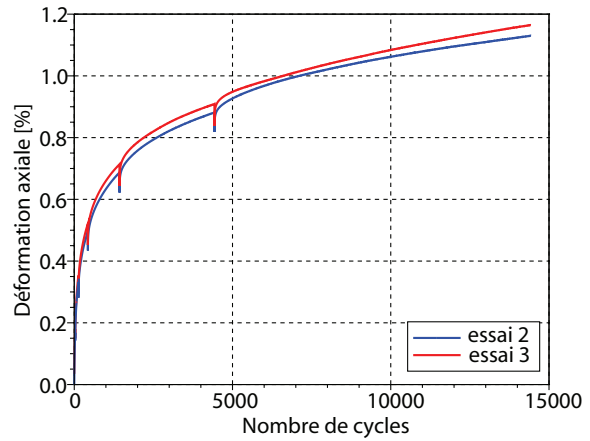
La figure 6.15 représente la norme du module complexe, la norme du coefficient de Poisson, ainsi que leurs déphasages respectifs. Les valeurs du coefficient de Poisson et du module complexe, ainsi que de leurs angles de déphasage, sont semblables. Les écarts types relatifs sont présentés dans le tableau 6.4. Ces écarts sont très faibles. L'écart sur le déphasage du coefficient de Poisson est plus important en valeur relative, mais ce résultat est lié à des valeurs absolues plus faibles (les valeurs de déphasage sont de 2° à 4°). Comme pour les valeurs des déformations moyennes, il est nécessaire de réaliser d'autres essais de répétabilité pour pouvoir conclure plus précisément.

$ E^* $	1.8%
φ_E	0.9%
ν	2.2%
φ_ν	17.7%

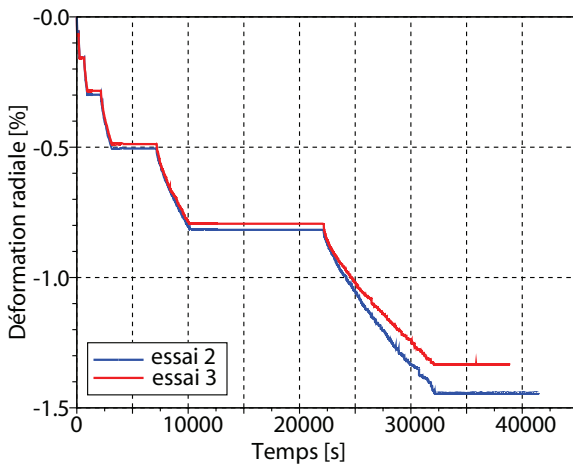
Tab 6.4 – Moyennes des écarts types relatifs des essais de répétabilité



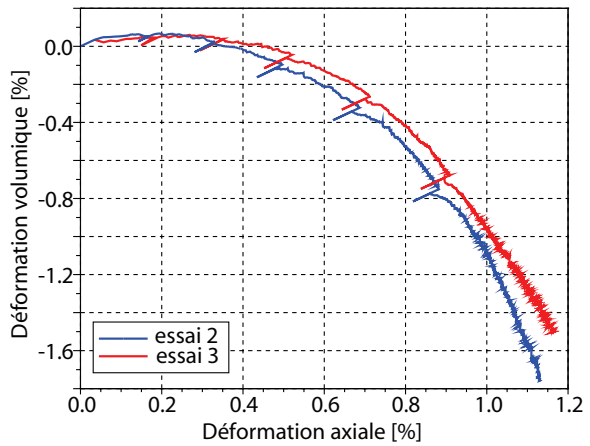
(a) Déformation axiale en fonction du temps



(b) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles de sollicitation

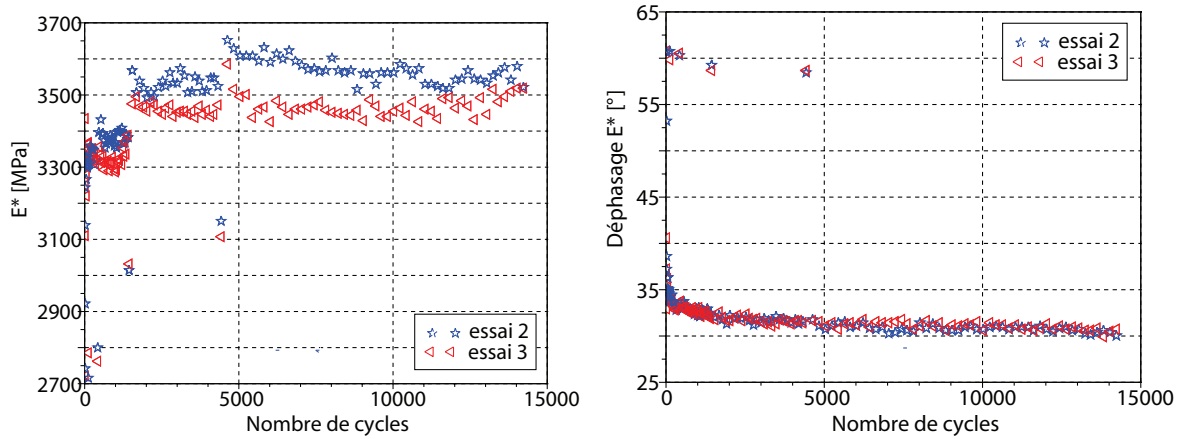


(c) Déformation radiale en fonction du temps

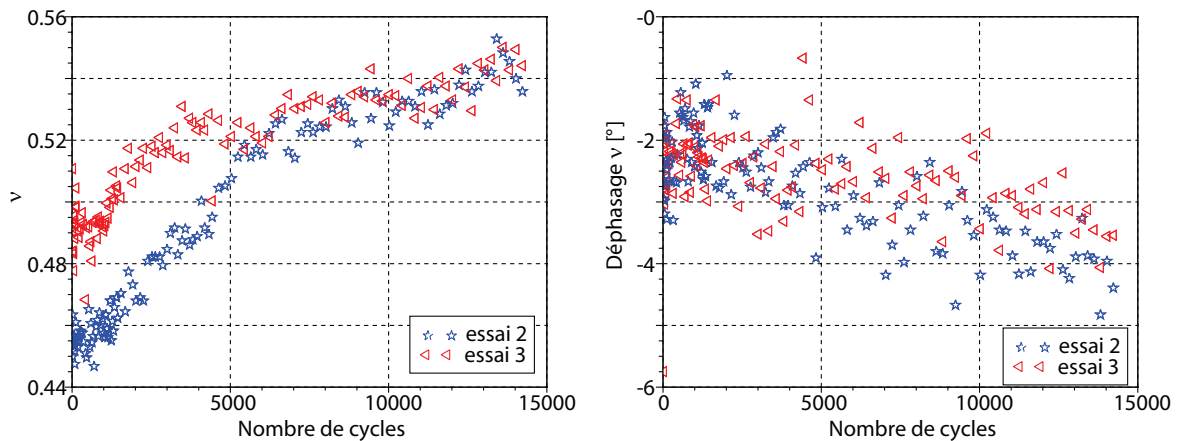


(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

Fig 6.14 – Répétabilité : déformations moyennes des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa $\sigma_r=100$ kPa $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles (b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles



(c) Norme du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles (d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

Fig 6.15 – Répétabilité : module et coefficient de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa $\sigma_r=100$ kPa $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

6.5.2 Répétabilité des essais avec des éprouvettes ne provenant pas de la même plaque

Dans cette partie, on a rajouté aux essais de répétabilité précédents un troisième essai, réalisé sur une éprouvette provenant d'une plaque différente. Les caractéristiques des trois essais sont présentées dans le tableau 6.5.

Essai 2	Essai 3	Essai 5
Plaque 12	Plaque 12	Plaque 11
Éprouvette 4	Éprouvette 3	Éprouvette 6
20.2° C	20.0° C	20.4° C
$q_{moy}=200$ kPa	$q_{moy}=200$ kPa	$q_{moy}=200$ kPa
$\sigma_r=100$ kPa	$\sigma_r=100$ kPa	$\sigma_r=100$ kPa
$f=1$ Hz	$f=1$ Hz	$f=1$ Hz
4.5% de vides	4.6% de vides	5.7% de vides

Tab 6.5 – Caractéristiques des trois essais de répétabilité avec des éprouvettes ne provenant pas des mêmes plaques

6.5.2.1 Déformations permanentes

La figure 6.16 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps des essais de répétabilité, la déformation axiale en fonction du nombre de cycles, et la déformation volumique en fonction de la déformation axiale.

Il y a un écart plus important entre les déformations des éprouvettes venant de la plaque 12 et les déformations de l'éprouvette venant de la plaque 11. La moyenne des écarts types relatifs pour la déformation axiale est de 26.9%. Celle de la déformation radiale est de 13.6%. Cependant, les formes des courbes d'évolution des déformations sont identiques. Il est important de remarquer que cette différence peut être en partie expliquée par la différence des pourcentages de vides : 4.5% et 4.6% pour les éprouvettes de la plaque 11 et 5.7% pour l'éprouvette de la plaque 12. La déformation la plus importante est celle de l'éprouvette avec le plus grand pourcentage de vides.

Ces résultats semblent confirmer la dispersion obtenue sur les résultats de l'essai à l'ornièreur, due probablement à la fabrication ou à la compaction des plaques d'enrobés (paragraphe 1.5.1.1).

Compte tenu des dispersions introduites par des plaques d'enrobé différentes, nous essayerons, dans la suite de ce chapitre, de faire des comparaisons entre les essais réalisés avec des éprouvettes provenant de plaques identiques.

La figure 6.16(d) représente la déformation volumique en fonction de la déformation axiale. Pour tous les essais, il y a une légère phase de contractante, puis le comportement volumique devient dilatant. De plus, il semble qu'un matériau dense (essais 2 et 3, 4.5% et 4.6% de vides), présente une dilatance plus importante qu'un matériau plus lâche (essai 5, 5.7% de vides).

6.5.2.2 Module complexe et coefficient de Poisson

La figure 6.17 représente la norme du module complexe, la norme du coefficient de Poisson, ainsi que leurs déphasages respectifs.

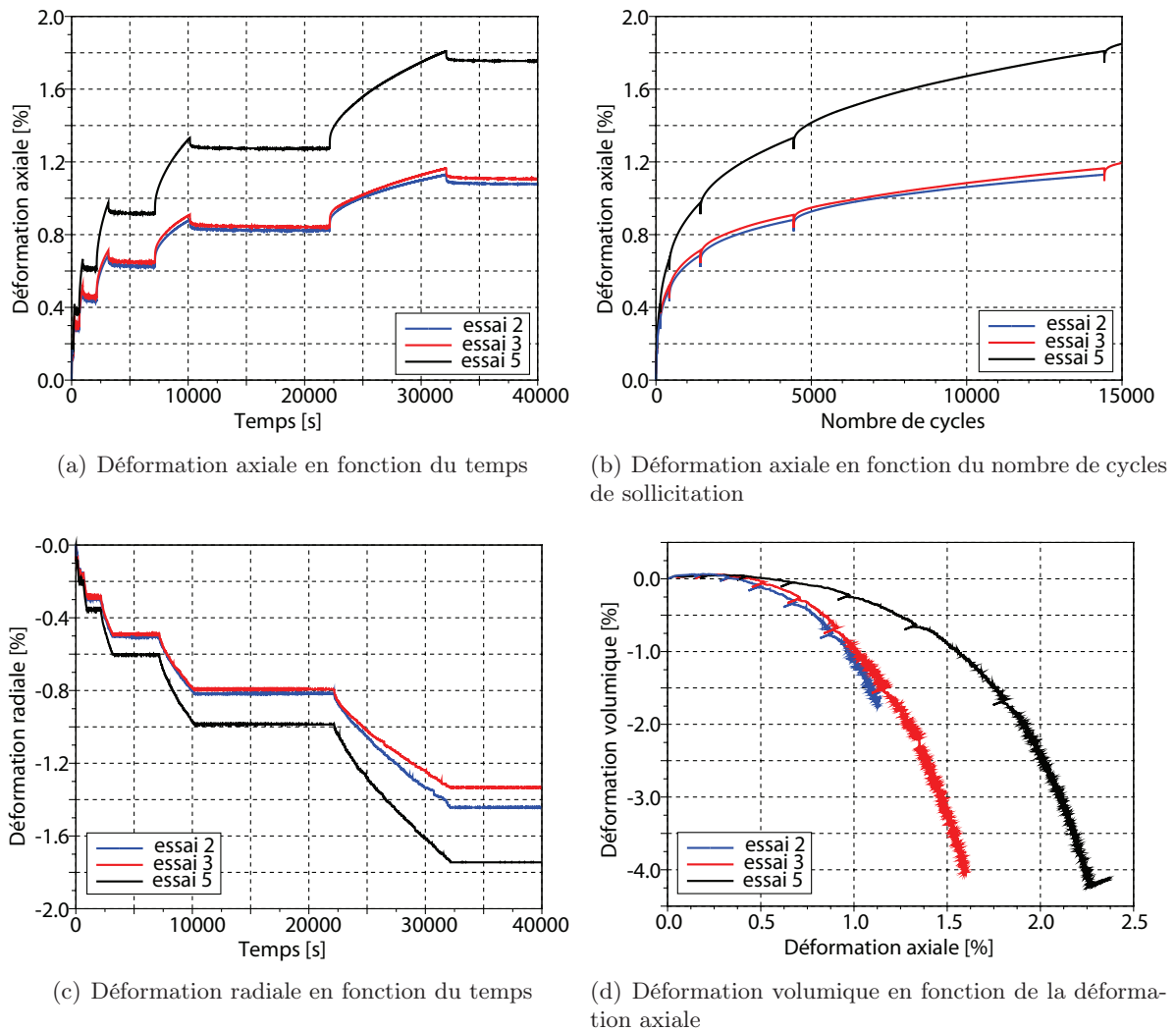
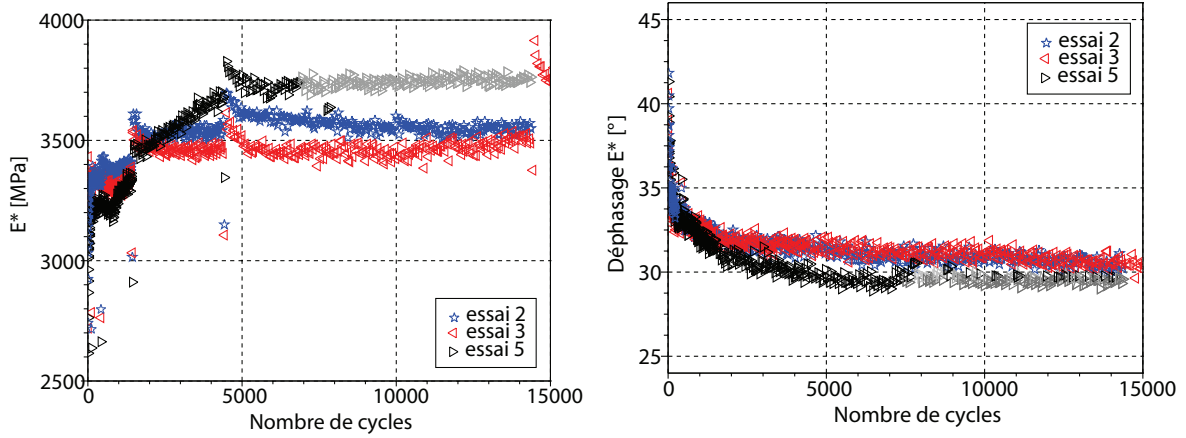


Fig 6.16 – Répétabilité : déformations moyennes des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa $\sigma_r=100$ kPa $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

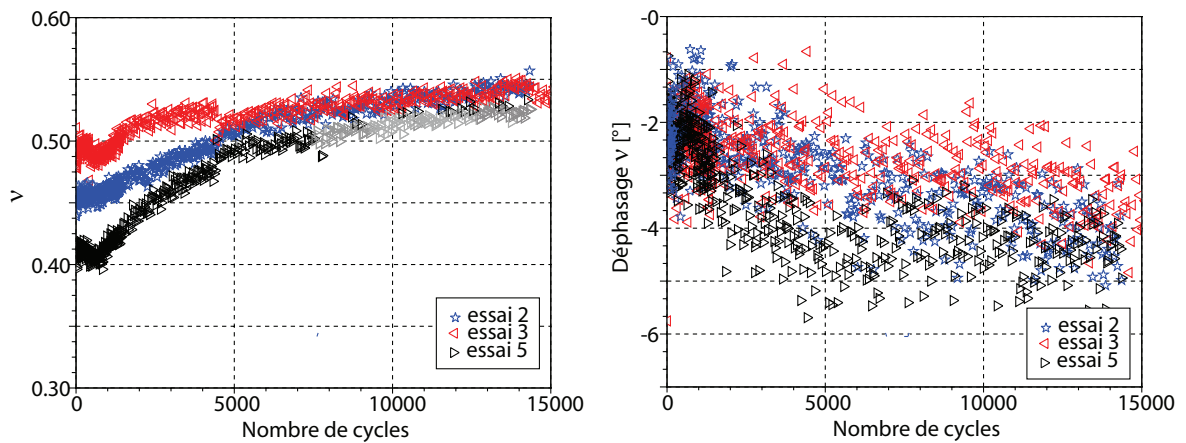
Lors de l'essai 5, vers 7200 cycles, un fil de la jauge 1 s'est désoudé. Le module complexe et le coefficient de Poisson ne sont alors plus calculés en faisant les moyennes des résultats des deux jauges axiales mais avec les résultats de la seule jauge fonctionnelle, en prenant en compte une correction, liée à la valeur de la jauge 1 avant rupture. Les modules et les coefficients de Poisson, ainsi que leurs angles de déphasage, sont alors en gris sur les graphiques (et non plus en noir).

Les valeurs du coefficient de Poisson et du module complexe, ainsi que de leurs angles de déphasage, sont très proches. Les écarts types relatifs moyens sont présentés dans le tableau 6.6. Ces écarts sont faibles en valeur absolue. Il est important de remarquer qu'il y a un écart très important entre les déformations permanentes des éprouvettes qui proviennent de plaques différentes (et qui ont des pourcentages de vides différents), alors que pour le module et le coefficient de Poisson, cet écart reste faible. Le pourcentage de vides (ou la provenance de l'éprouvette) semble avoir moins d'influence sur le module complexe et le coefficient de Poisson que sur l'accumulation des déformations permanentes.

Conclusion : La répétabilité des essais, pour les déformations axiales et radiales est de 25%. La répétabilité concernant le module complexe et le coefficient de Poisson est d'environ 5%.



(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles (b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles



(c) Norme du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles (d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

Fig 6.17 – Répétabilité : module et coefficient de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa $\sigma_r=100$ kPa $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

$ E^* $	4.6%
φ_E	3.5%
ν	2.2%
φ_ν	27.7%

Tab 6.6 – Moyennes des écarts types relatifs des essais de répétabilité

6.6 Influence de la pression de confinement

Le tableau 6.7 présente les caractéristiques des essais considérés à différentes pressions de confinement.

q_{moy} kPa	T ° C	f Hz	σ_r kPa	Vides %	Essai	Éprouvette
200	20	1	0	5.3	1	PI11E2
			100	5.7	5	PI11E6
			200	4.9	4	PI11E5

Tab 6.7 – Comparaison des essais à différentes pressions de confinement

6.6.1 Déformations permanentes

La figure 6.18 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps et du nombre de cycles et la déformation volumique en fonction de la déformation axiale.

Les figures 6.18(a) et 6.18(e) montrent que, plus la pression de confinement est importante, moins les déformations axiales sont importantes. Il y a plus d'écart entre les déformations des essais à 100 et 200 kPa qu'entre les déformations des essais à 0 et 100 kPa. Cela pourrait être expliqué par le pourcentage de vides initial plus élevé de l'éprouvette de l'essai avec une pression de confinement de 100 kPa (Tab. 6.7).

Les figures 6.18(c) et 6.18(f) représentent les déformations radiales en fonction du temps et du nombre de cycles. On voit que plus la pression de confinement est importante, moins les déformations radiales sont importantes (en valeur absolue).

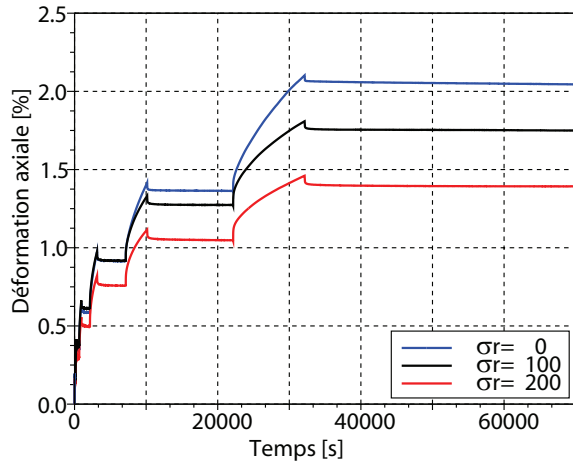
On voit sur la figure 6.18(d) que le comportement volumique est très légèrement contractant puis dilatant pour tous les essais. Pour l'essai à 200 kPa de pression de confinement, le comportement volumique pour l'essai de CCS est très différent de celui de l'essai de fluage où il était uniquement contractant : le cyclage a pour effet de rendre le comportement du matériau dilatant. On n'observe pas non plus de stabilisation des déformations, sous chargement cyclique, contrairement à ce que l'on observait dans les essais de fluage.

6.6.2 Module complexe et coefficient de Poisson

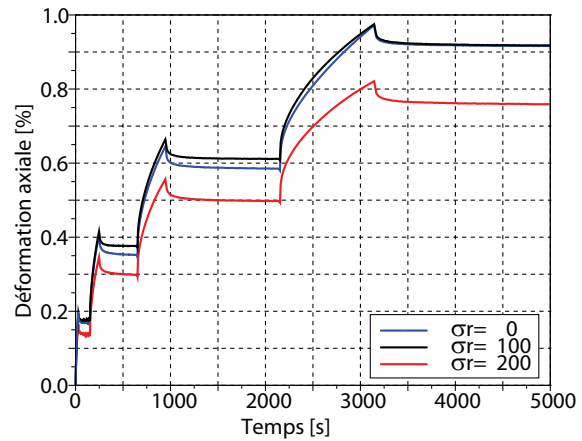
La figure 6.19 représente la norme du module complexe, la norme du coefficient de Poisson, ainsi que leurs déphasages respectifs.

Comme nous l'avons dit précédemment, lors de l'essai à 100 kPa de pression de confinement, vers 7200 cycles, un fil de la jauge 1 s'est désoudé. Le module complexe et le coefficient de Poisson ne sont alors plus calculés en faisant les moyennes des résultats des deux jauges axiales mais avec les résultats de la jauge axiale 4, en prenant en compte une correction liée à la valeur de la jauge 1 avant rupture. Les modules et les coefficients de Poisson, ainsi que leurs angles de déphasage, sont alors en gris sur les graphiques (et non plus en noir).

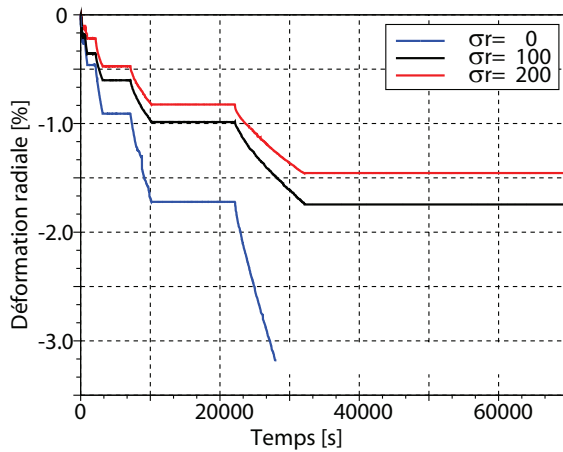
Les valeurs des modules complexes des essais à 0 et 200 kPa de pression de confinement sont assez semblables. Le module complexe obtenu avec l'essai à 100 kPa est plus important. Ces résultats ne



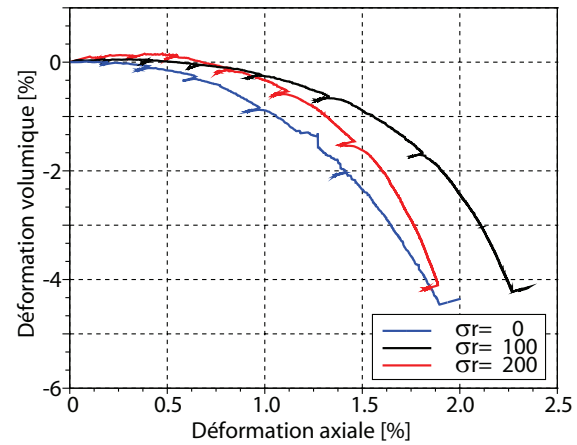
(a) Déformation axiale en fonction du temps



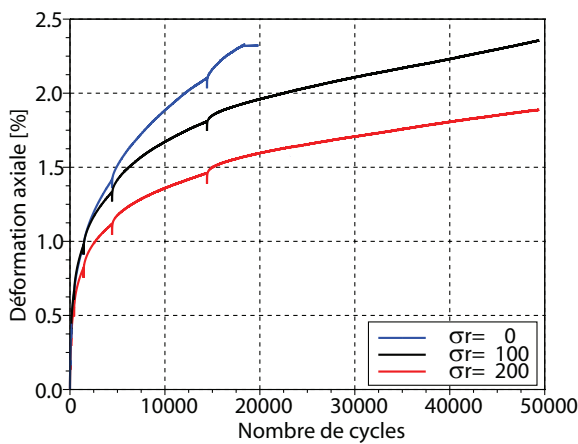
(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps



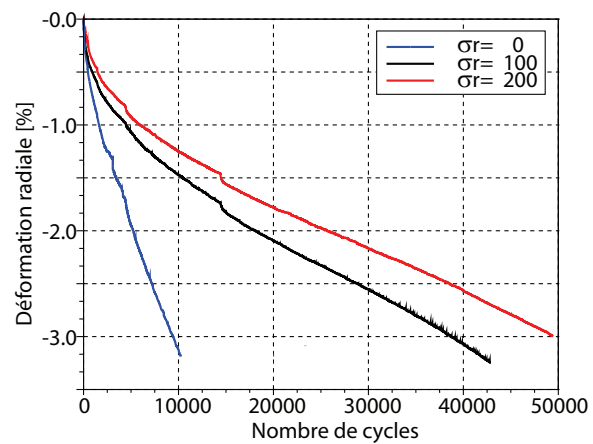
(c) Déformation radiale en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale



(e) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles de sollicitation

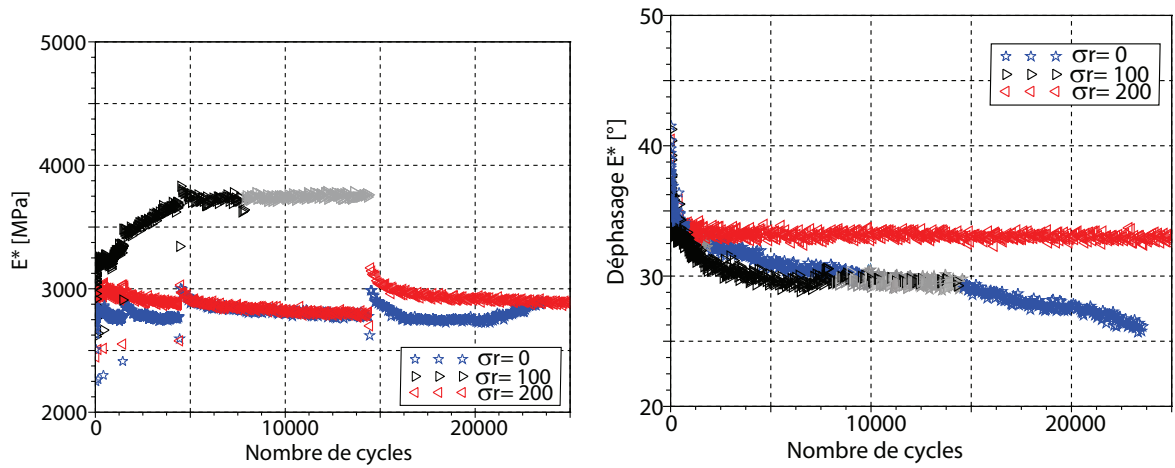


(f) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles de sollicitation

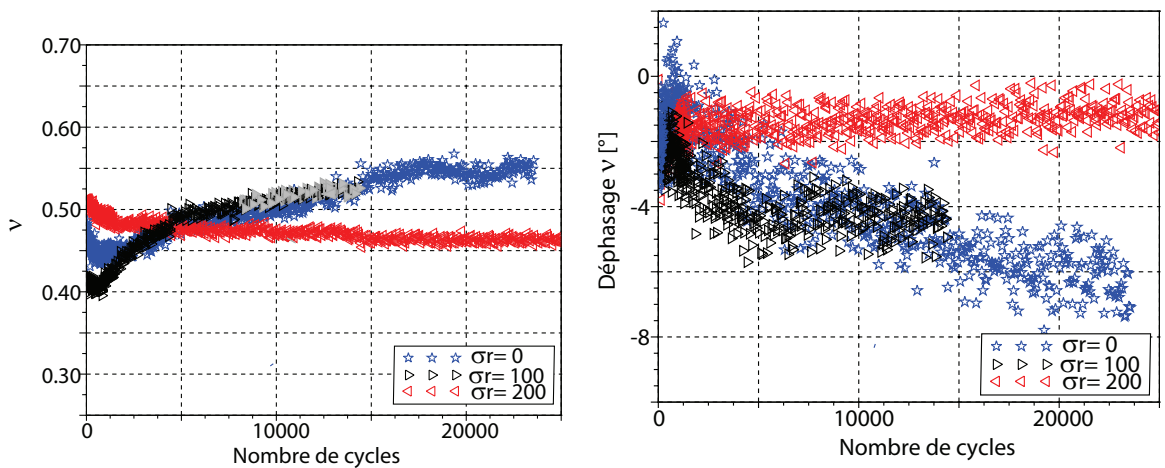
Fig 6.18 – Influence de la pression de confinement sur les déformations des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

nous permettent pas de conclure sur une possible variation du module complexe en fonction de la pression de confinement.

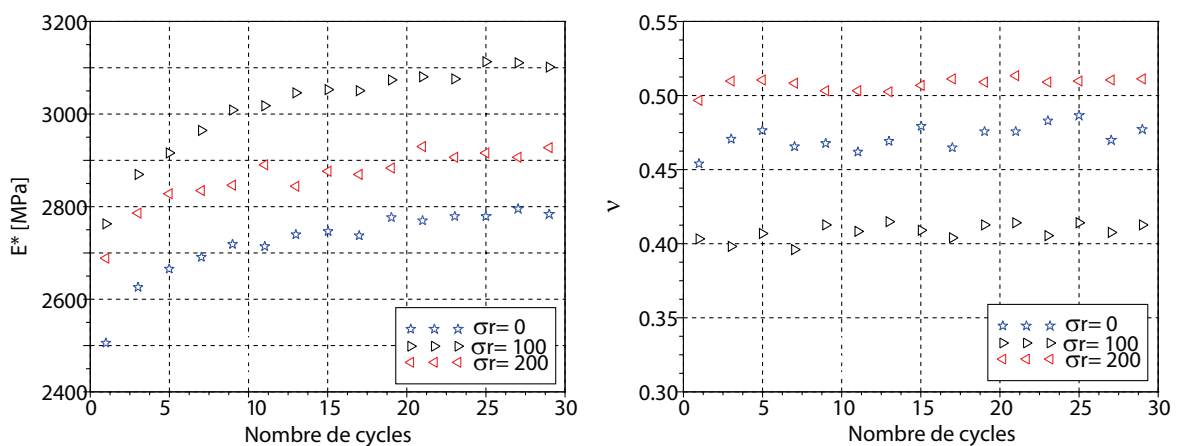
Les valeurs des coefficients de Poisson sont assez semblables. Les angles de déphasage des modules



(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles (b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles



(c) Norme du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles (d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles



(e) Zoom de la norme du module complexe en fonction du nombre de cycles (f) Zoom du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

Fig 6.19 – Influence de la pression de confinement sur les modules et les coefficients de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C

et des coefficients de Poisson ν sont assez proches. Ces valeurs ne semblent pas varier avec la pression de confinement. Les valeurs des coefficients de Poisson sont inférieures à 0.5 en début d'essai

(comportement contractant) puis dépassent 0.5 en fin d'essai pour les essais à $\sigma_R=0$ et 100 kPa. Pour l'essai à $\sigma_R=200$ kPa, le coefficient de Poisson varie moins.

Tous ces résultats semblent indiquer que le module et le coefficient de Poisson ne varient pas de façon significative en fonction de la pression de confinement. Nos résultats sont semblables à ceux de CLEC'H *et al.* (2009) présentés dans le paragraphe 1.3.9.2.

Durant la première phase de sollicitation, l'éprouvette est encore peu déformée. Les modules et les coefficients de Poisson obtenus devraient donc être assez proches des valeurs obtenues avec un essai de module complexe dans le domaine visco-élastique-linéaire. Les figures 6.19(e) et 6.19(f) représentent les valeurs de $|E^*|$ et $|\nu^*|$ durant les 30 premiers cycles de sollicitation. Nous pouvons observer que les évolutions ne sont pas ordonnées en fonction du confinement. Par ailleurs, les écarts entre les valeurs sont du même ordre de grandeur que les écarts de répétabilité. Pour l'essai sans pression de confinement, $|E^*| \simeq 2750$ MPa. Lors d'un essai de module sur éprouvettes trapézoïdales dans le domaine VEL, le module à 20° C et 1 Hz est 2830 MPa, ce qui est assez proche. D'après ces résultats, on peut conclure qu'il n'y a pas de différence significative entre les modules des 3 essais à différentes pressions de confinement par rapport au module obtenu par essai de flexion sur éprouvette trapézoïdale.

Le tableau 6.8 présente les moyennes durant tout un essai des valeurs des modules et des coefficients de Poisson, et de leurs angles de déphasage, pour les essais à différentes pression de confinement.

	$ E^* $ MPa	φ_{E^*} °	ν^*	φ_{ν^*} °
0 kPa	2810	29.7	0.49	-3.34
100 kPa	3772	29.5	0.51	-4.7
200 kPa	2870	33.3	0.48	-1.49

Tab 6.8 – Moyennes durant tout un essai des valeurs des modules et des coefficients de Poisson, et de leurs angles de déphasage, pour les essais à différentes pression de confinement

Conclusion : Nous pouvons conclure qu'en première approximation, dans les gammes de confinement et de fréquence étudiées, le module complexe et le coefficient de poisson n'évoluent pas de manière significative avec la pression de confinement, compte tenu de l'écart de répétabilité des essais. Nos résultats sont semblables à ceux de CLEC'H *et al.* (2009) présentés dans le paragraphe 1.3.9.2.

6.7 Influence de la fréquence

Le tableau 6.9 présente les caractéristiques des essais réalisés à deux fréquences différentes, 1 Hz et 10 Hz.

q_{moy} kPa	T ° C	σ_r kPa	f Hz	Vides %	Essai	Éprouvette
200	20	100	1	4.6	3	P112E3
			10	4.2	6	P112E2

Tab 6.9 – Comparaison des essais à différentes fréquences

6.7.1 Déformations permanentes

La figure 6.20 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps et du nombre de cycles de sollicitation.

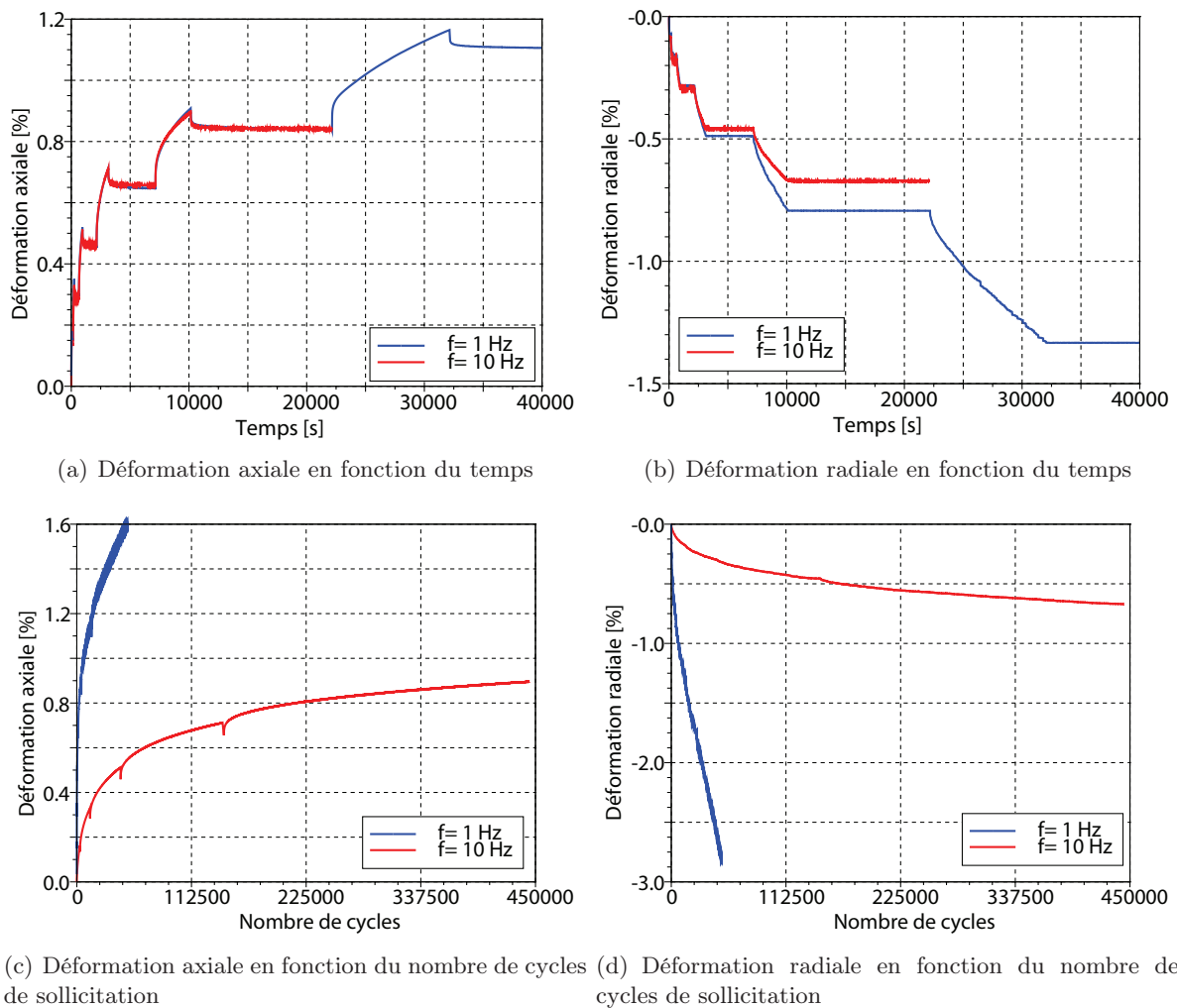


Fig 6.20 – Influence de la fréquence sur les déformations des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C

Les figures 6.20(c) et 6.20(d) représentent les déformations axiales et radiales des essais de CCS, à 1 Hz et 10 Hz, en fonction du nombre de cycles. Les déformations axiales de l'essai à 1 Hz sont

beaucoup plus importantes que celles de l'essai à 10 Hz. Les déformations radiales de l'essai à 1 Hz sont beaucoup plus importantes (en valeur absolue) que celles de l'essai à 10 Hz. Plus la vitesse de sollicitation est faible, plus l'éprouvette est déformée.

Les figures 6.20(a) et 6.20(b) représentent les déformations axiales et radiales des essais de CCS, à 1 Hz et 10 Hz, en fonction du temps. Lors de l'essai à 10 Hz, il y a 10 fois plus de cycles appliqués, mais 10 fois plus rapidement. Cependant, les déformations axiales sont semblables. Les déformations radiales sont un peu plus importantes (en valeur absolue) pour l'essai à 1 Hz.

Les déformations axiales et radiales semblent indépendantes de la fréquence. Il s'agit là d'un comportement typique de matériau visco-élastique, dont le niveau de déformation dépend uniquement du niveau de contrainte moyenne et de la durée d'application de la contrainte moyenne. Cependant, la comparaison avec un essai de fluage montre que, dans les mêmes conditions de température, force et confinement, l'essai cyclique présente des déformations nettement supérieures, ce qui montre un réel effet du cyclage. D'après la bibliographie (DONGMO-ENGELAND, 2005), il semble qu'à des températures plus élevées, l'effet du cyclage est plus important. A 25° C, DONGMO-ENGELAND (2005) trouve des déformations plus élevées à 1 Hz qu'à 10 Hz.

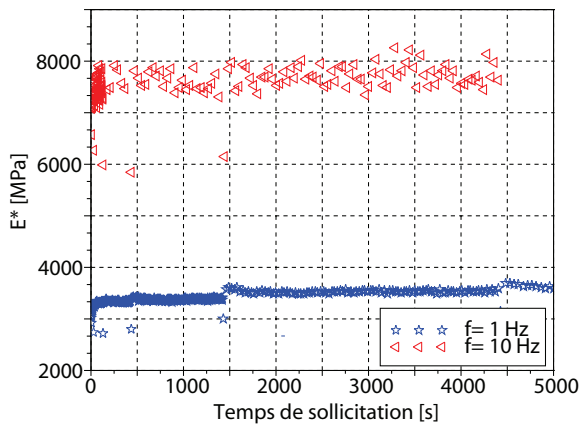
6.7.2 Module complexe et coefficient de Poisson

La figure 6.21 représente la norme du module complexe, la norme du coefficient de Poisson, ainsi que leurs déphasages respectifs.

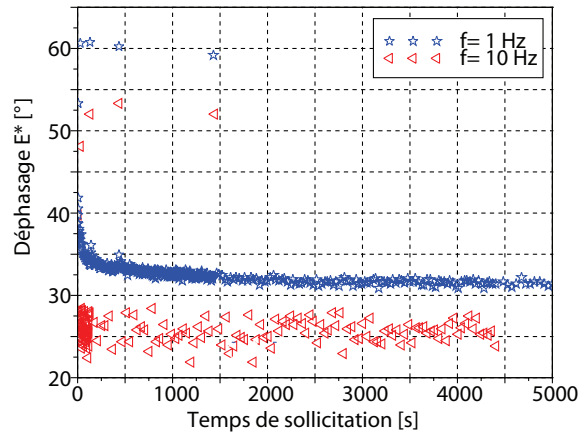
On remarque que les mesures de module et de coefficient de Poisson sont plus dispersées à 10 Hz. Malgré cela, on observe que plus la fréquence est élevée,

- plus le module complexe est important
- plus l'angle de déphasage du module complexe est faible
- plus le coefficient de Poisson est faible
- plus l'angle de déphasage du coefficient de Poisson est faible.

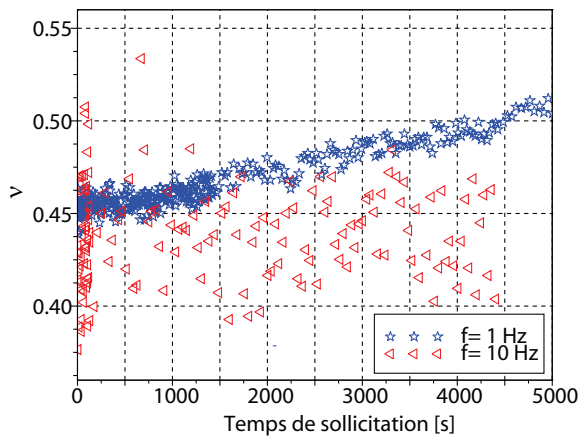
On retrouve les mêmes tendances qu'avec un essai de module complexe réalisé dans le domaine visco-élastique linéaire (paragraphe. 1.3.9.1), et ce, avec des modules et des coefficients de Poisson mesurés dans le domaine non linéaire, avec application d'une pression de confinement. A titre de comparaison avec les valeurs de module complexe de notre enrobé, sur éprouvettes trapézoïdales, à 20° C : le module à 1 Hz est 2830 MPa et le module à 10 Hz est 6950 MPa. On retrouve bien l'ordre de grandeur des modules obtenus lors des essais de compression cyclique sinusoïdale.



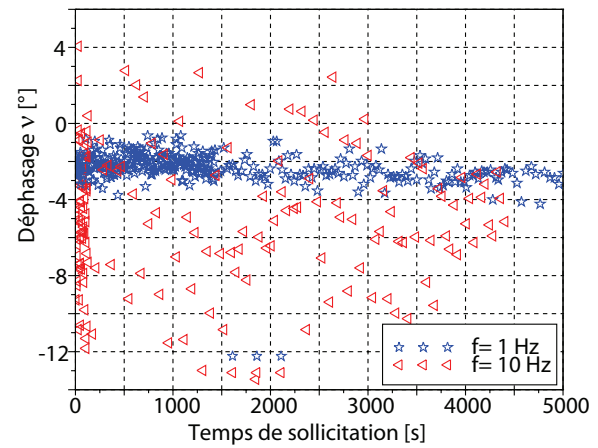
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles



(c) Norme du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles



(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

Fig 6.21 – Influence de la fréquence sur les modules et les coefficients de Poisson des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_R=100$ kPa et $T=20^\circ$ C

6.8 Principe d'équivalence temps-température

Deux essais ont été réalisés afin de vérifier la validité du PETT dans le domaine non linéaire. Les fréquences des essais ont été respectivement choisies égales à 1 Hz et à 10 Hz. La température exacte de l'essai à 1 Hz réalisé avec une pression de confinement est 20.2° C. Nous avons donc calculé la température équivalente de l'essai à 10 Hz (donc pour que $a_T=10$, à la température de référence de 20° C), en utilisant les valeurs de a_T obtenues grâce à l'essai de module complexe réalisé sur éprouvettes trapézoïdales.

Le tableau 6.10 présente les caractéristiques des essais faits pour vérifier le PETT en grandes déformations, avec une pression de confinement.

q_{moy} kPa	σ_r kPa	T ° C	f Hz	Vides %	Essai	Éprouvette
200	100	20.2	1	5.7	5	P111E6
		28.0	10	4.6	7	P111E4

Tab 6.10 – Comparaison des essais à différentes fréquences

Le tableau 6.11 présente les durées des temps de sollicitation et de repos pour les deux essais réalisés. Ces temps permettent d'obtenir des conditions de sollicitation identiques sur une échelle de temps équivalent. Le nombre de cycles de sollicitation reste le même, par contre les durées sont différentes.

		t_{S1}	t_{R1}	t_{S2}	t_{R2}	t_{S3}	t_{R3}	t_{S4}	t_{R4}	t_{S5}	t_{R5}	t_{S6}	t_{R6}
1 Hz	secondes	30	120	100	400	300	1200	1000	4000	3000	12000	10000	40000
	cycles	30		100		300		1000		3000		10000	
10 Hz	secondes	3	12	10	40	30	120	100	400	300	1200	1000	4000
	cycles	30		100		300		1000		3000		10000	

Tab 6.11 – Temps de sollicitation et de repos adoptés pour les essais de CCS pour vérifier le PETT

6.8.1 Déformations permanentes

La figure 6.22 représente les déformations axiales et radiales des deux essais réalisés pour vérifier l'équivalence temps-température, en fonction du temps de sollicitation (et non du temps équivalent). On remarque que les déformations axiales et radiales sont très différentes.

La figure 6.23 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps équivalent à la température de référence de 20° C et la déformation volumique en fonction de la déformation axiale. Les déformations axiales des deux essais sont assez proches au début de l'essai puis ont tendance à s'éloigner. Les déformations radiales sont plus éloignées. Les comportements volumiques sont assez semblables.

Le tableau 6.12 présente les moyennes et les écarts type par rapport à la moyenne du PETT des essais de CCS avec une pression de confinement de 100 kPa, à la température de référence de 20° C.

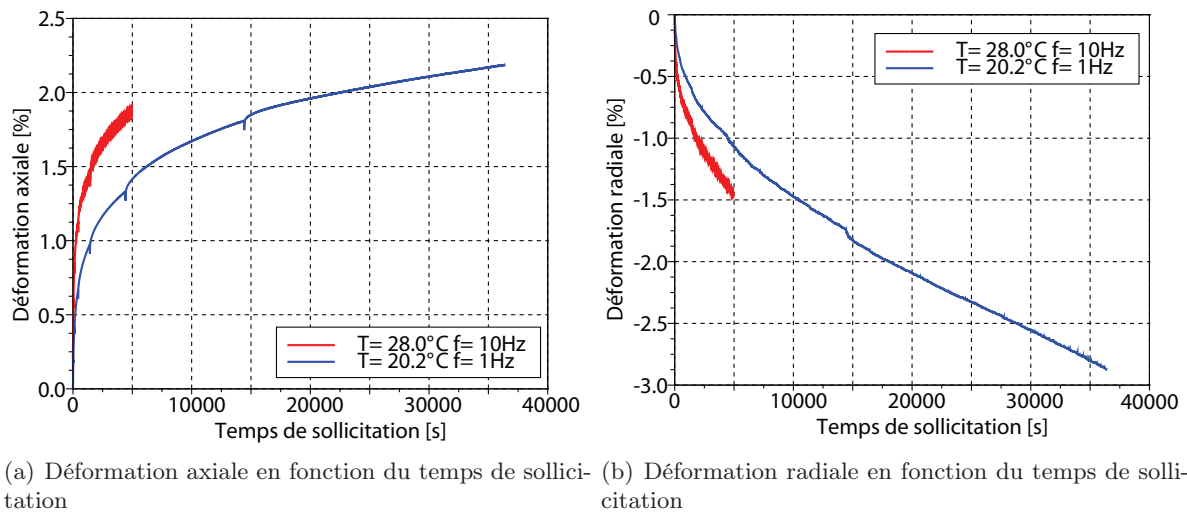


Fig 6.22 – Déformations axiales et radiales des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa, en fonction du temps de sollicitation

L'origine des écarts peut être dû à la répétabilité ou à une mauvaise détermination du coefficient a_T .

	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %	Déf Ax %	Déf Rad %
	$t/a_T=2000$ s		$t/a_T=45000$ s		$t/a_T=135000$ s	
Moyenne	0.58	-0.31	1.56	-1.31	2.06	-2.35
Écart type	0.04	0.06	0.27	0.6	0.35	1.28
Écart type relatif (%)	7.8	20.8	17.2	45.9	17.0	54.3

Tab 6.12 – Moyennes et écarts type du PETT des essais de CCS avec pression de confinement, à la température de référence de 20° C

La comparaison précédente a été réalisée avec des échantillons provenant d'une même plaque, avec comme objectif de ne pas inclure "l'effet plaque" dans l'étude. Nous allons maintenant comparer notre essai à 28° C et 10 Hz aux trois autres essais à 20° C et 1 Hz. La figure 6.24 représente les déformations axiales et radiales en fonction du temps équivalent à la température de référence de 20° C et la déformation volumique en fonction de la déformation axiale, pour tous les essais à $q_{moy}=200$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa. On remarque que la déformation axiale de l'essai à 28° C et 10 Hz est entourée par les déformations axiales des essais à 20° C et 1 Hz. Nous sommes donc dans l'intervalle de répétabilité des essais de CCS. Les déformations radiales de l'essai à 28° C et 10 Hz sont moins importantes (en valeur absolue) que les déformations radiales de tous les essais à 20° C et 1 Hz. Nos résultats ne permettent pas de tirer de conclusion franche mais ils ne mettent pas en défaut la validité du PETT compte-tenu de la dispersion observée lors de notre campagne expérimentale.

6.8.2 Module complexe et coefficient de Poisson

La figure 6.25 représente la norme du module complexe, la norme du coefficient de Poisson, ainsi que leurs déphasages respectifs (à la température de référence de 20° C).

Les modules complexes des deux essais à 28° C et 10 H et à 20.2° C et 1 Hz sont très proches.

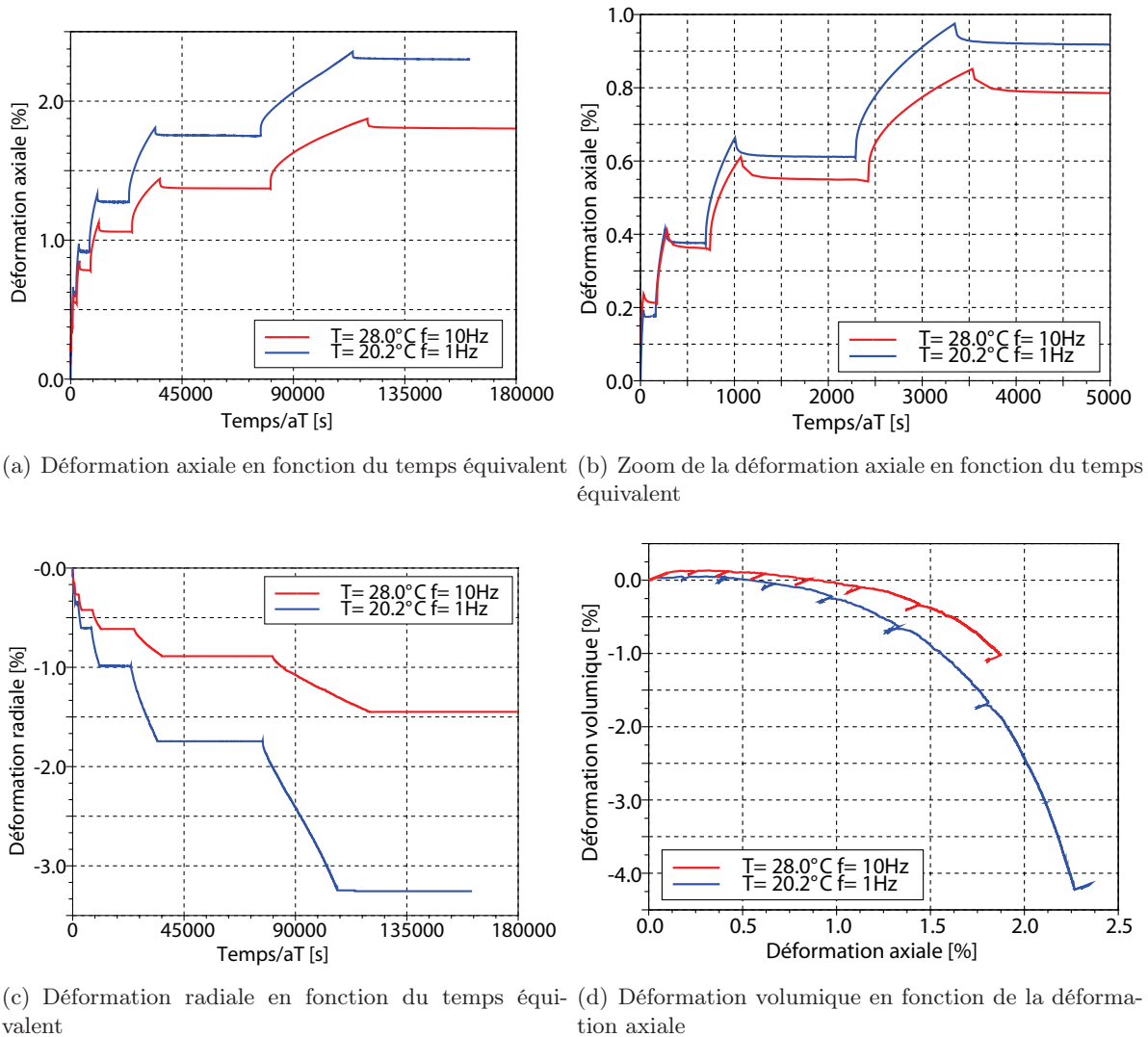


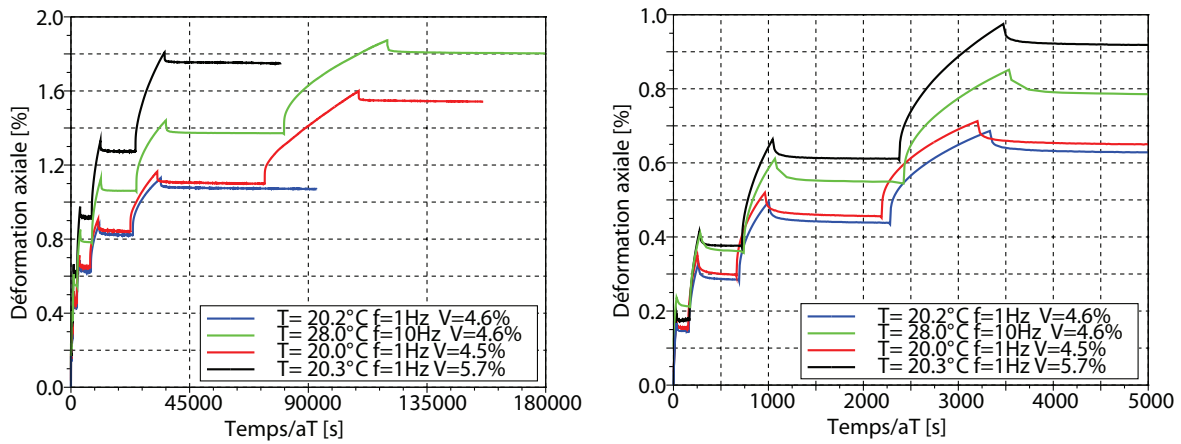
Fig 6.23 – Equivalence temps-température à la température de référence de 20° C pour les déformations des essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa

Le tableau 6.13 présente les valeurs des modules et des coefficients de Poisson et de leurs angles de déphasage, des deux essais réalisés pour vérifier le PETT. Les valeurs des modules et des coefficients de Poisson, ainsi que leurs angles de déphasages sont très proches, ce qui montre que le PETT est valide pour les paramètres de modules et de coefficients de Poisson.

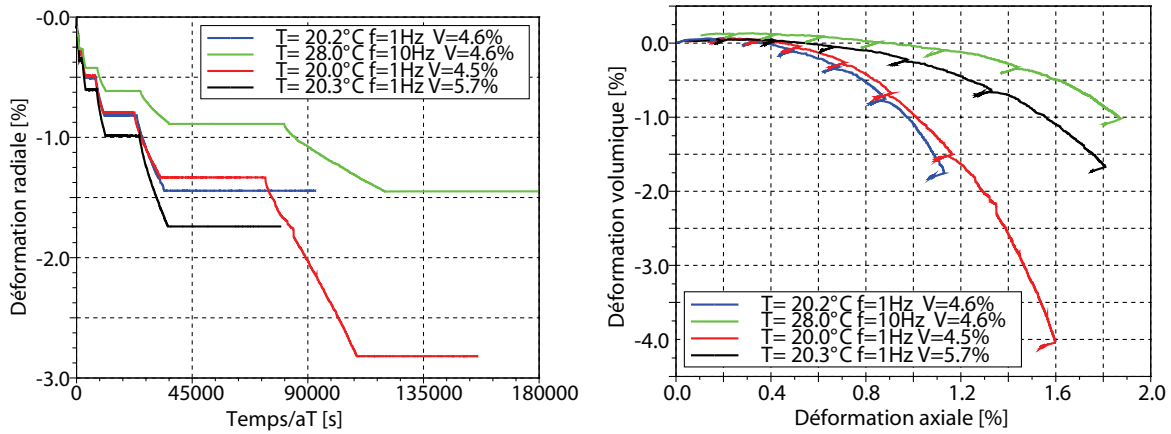
	$ E^* $ MPa	φ_{E^*} °	ν	φ_ν °
20.2° C et 1 Hz	3840	29.6	0.51	-4.42
28.0° C et 10 Hz	3990	32.6	0.44	-3.71
Écart type Relatif (%)	2.7	6.8	10.4	12.4

Tab 6.13 – Valeurs des modules et des coefficients de Poisson, et de leurs angles de déphasage, des deux essais réalisés pour vérifier le PETT

Conclusion : Les écarts entre les déformations axiales des essais à 20.2° C et 1 Hz et 28.0° C et 10 Hz sont assez importants, mais restent dans l'intervalle de répétabilité des essais. Les valeurs des modules et des coefficients de Poisson, ainsi que leurs angles de déphasages sont assez proches. En



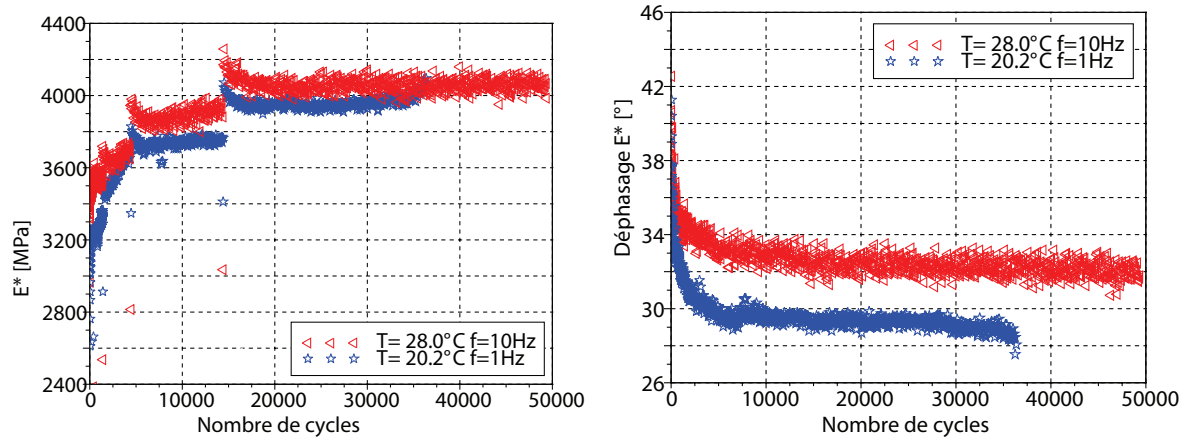
(a) Déformation axiale en fonction du temps équivalent (b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps équivalent



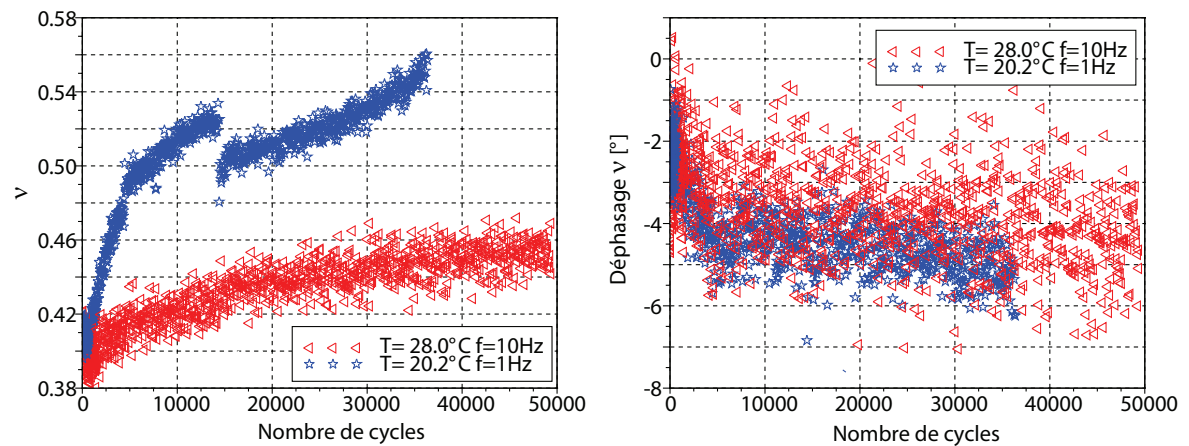
(c) Déformation radiale en fonction du temps équivalent (d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

Fig 6.24 – Equivalence temps-température à la température de référence de 20° C pour les déformations de tous les essais de CCS à $q_{moy}=200$ kPa et $\sigma_R=100$ kPa

conclusion, le nombre limité d'essais qui ont pu être réalisés en cyclique ne permet pas de conclure sur la validité du PETT dans le domaine non linéaire, sous chargement cyclique. L'étude devra être poursuivie afin de conclure sur ce point.



(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles (b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles



(c) Norme du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles (d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

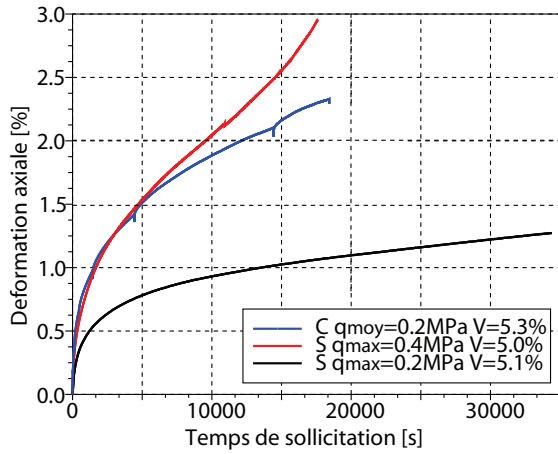
Fig 6.25 – Equivalence temps-température (à la température de référence de 20°C) pour les modules et les coefficients de Poisson des essais de CCS à $q_{\text{moy}} = 200\text{ kPa}$ et $\sigma_R = 100\text{ kPa}$

6.9 Comparaisons cyclique-statique

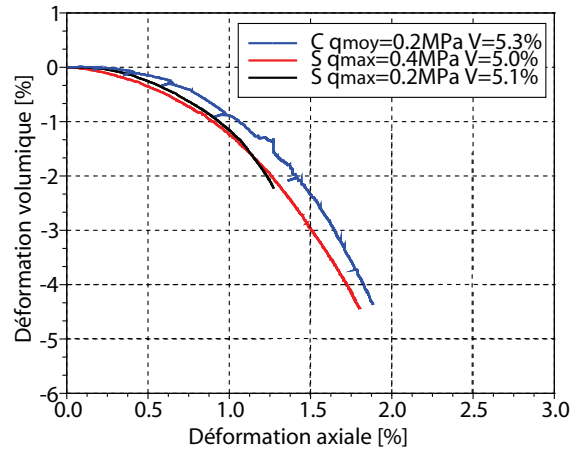
La figure 6.26 représente les comparaisons des déformations axiales et volumiques des essais cycliques ($f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C) et statiques. Lorsque plusieurs essais identiques ont été réalisés, nous avons comparé les essais réalisés avec des éprouvettes ayant des pourcentages de vides les plus proches possibles.

La figure 6.26(a) représente les déformations axiales des essais cyclique et statiques à $\sigma_R=0$ kPa. La déformation axiale de l'essai cyclique à $q_{moy}=0.2$ MPa est très supérieure à celle de l'essai statique à $q_{max}=0.2$ MPa. En revanche, elle est assez proche de celle de l'essai statique à $q_{max}=0.4$ MPa. Ces résultats mettent en évidence l'importance du cyclage sur l'apparition des déformations permanentes. Nous retrouvons les mêmes résultats que DONGMO-ENGELAND (2005) : la déformation d'un essai cyclique à q_{moy} est plus ou moins équivalente à la déformation d'un essai statique à $q_{max} = 2q_{moy}$ lorsqu'il n'y a pas de confinement. Les déformations volumiques sont assez proches (Fig. 6.26(b)).

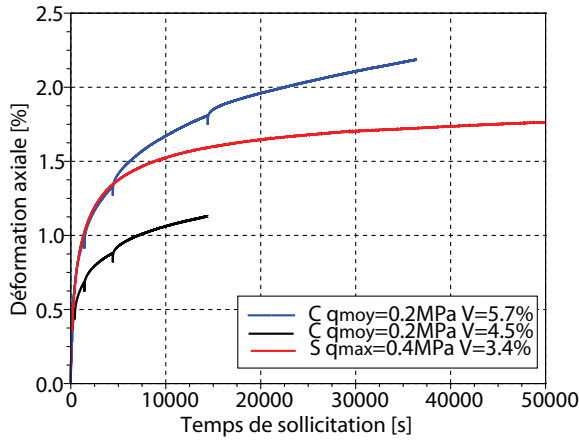
La figure 6.26(e) représente les déformations axiales des essais cyclique et statiques à $\sigma_R=200$ kPa. La déformation axiale de l'essai cyclique à $q_{moy}=0.2$ MPa est très supérieure à celle des essais statiques à $q_{max}=0.2$ MPa ou $q_{max}=0.4$ MPa. Il faut cependant remarquer que le pourcentage de vides de l'essai cyclique est supérieur à ceux des essais statiques. Néanmoins, lors des essais statiques, avec une pression de confinement de 200 kPa, il y a une stabilisation assez rapide des déformations axiales, qu'il n'y a pas lors de l'essai cyclique. Le comportement volumique est lui aussi très différent (Fig. 6.26(f)) : il est uniquement contractant pour les essais statiques, alors qu'il est légèrement contractant puis dilatant pour l'essai cyclique. L'influence du cyclage sur les déformations permanentes est encore plus mise en évidence lorsqu'il y a une pression de confinement. Pour les essais cycliques et statiques à $\sigma_R=100$ kPa (Fig. 6.26(c) et Fig. 6.26(d)), les pourcentages de vides des éprouvettes testées étant très différents, nous pouvons difficilement conclure. On remarque cependant que l'on observe la même tendance que pour les essais à $\sigma_R=200$ kPa : au début des essais, la déformation de l'essai cyclique à $q_{moy}=0.2$ MPa est quasiment identique à la déformation de l'essai statique à $q_{moy}=0.4$ MPa, puis assez rapidement, elle devient très supérieure.



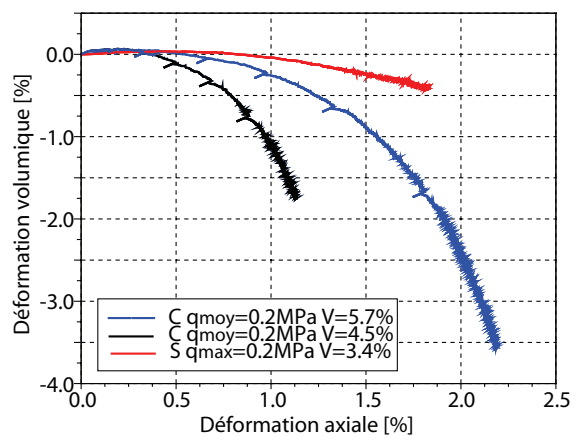
(a) Déformations axiales des essais cycliques et statiques à $\sigma_R=0$ kPa



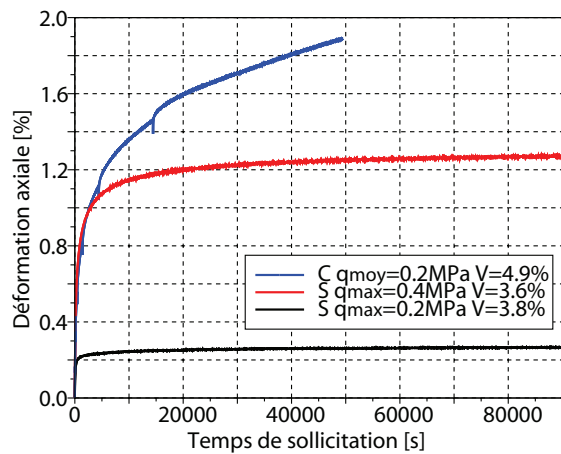
(b) Déformations volumiques des essais cycliques et statiques à $\sigma_R=0$ kPa



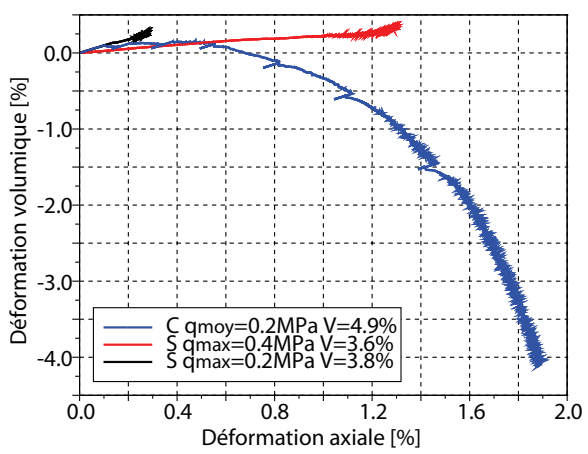
(c) Déformations axiales des essais cycliques et statiques à $\sigma_R=100$ kPa



(d) Déformations volumiques des essais cycliques et statiques à $\sigma_R=100$ kPa



(e) Déformations axiales des essais cycliques et statiques à $\sigma_R=200$ kPa



(f) Déformations volumiques des essais cycliques et statiques à $\sigma_R=200$ kPa

Fig 6.26 – Comparaisons des déformations axiales et volumiques des essais cycliques ($f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C) et statiques

6.10 Conclusion

Dans une seconde partie de campagne expérimentale, nous avons réalisé des essais de compression cyclique sinusoïdale à différentes fréquences et différentes pressions de confinement constantes. 7 essais ont été réalisés. Durant ces essais, deux types de déformations sont mesurées : les déformations à l'échelle des cycles, de l'ordre de 10^{-4} m/m, qui donnent des renseignements sur les caractéristiques du matériau (module complexe et coefficient de Poisson), et les déformations de l'ordre de 10^{-2} m/m, qui nous donnent des informations sur les déformations permanentes. Deux types de capteurs sont alors utilisés et s'avèrent jouer des rôles complémentaires : des jauges axiales et tangentielles collées sur l'éprouvette, pour mesurer les petites déformations et des capteurs LVDT axiaux et radial, pour mesurer les grandes déformations.

Les jauges axiales ne peuvent en effet pas être utilisées seules car lorsque les déformations dépassent 1% en contraction il y a un réarrangement granulaire du matériau et les jauges axiales, qui sont collées sur les granulats, se "plissent". Par contre elles restent capables, même dans cet état, de mesurer à tout instant les déformations réversibles (les valeurs du module complexe sont tout à fait correctes).

Quant aux jauges de déformations tangentielles, elles sont capables de mesurer à tout instant les déformations réversibles (les valeurs du coefficient de Poisson sont tout à fait correctes), sans jamais plisser. Mais "paradoxalement", celles-ci n'enregistrent pas les dérives attendues liées aux déformations permanentes.

En effet, les jauges tangentielles suivent bien les déformations réversibles, car elles ont bien une rigidité négligeable vis-à-vis de l'éprouvette d'enrobé répondant avec son module complexe (à 1 Hz et 20° C, environ 3000 MPa). En revanche, ces mêmes jauges apparaissent rigides vis-à-vis des déformations permanentes se développant dans l'éprouvette à l'échelle de la durée de l'essai. Les jauges empêchent la déformation tangentielle de l'éprouvette d'enrobé sous leurs surfaces de collage et imposent, dans l'éprouvette, un champ de déformation visco-élastique qui vient annuler la composante visco-plastique tangentielle. Ceci est possible car, à cette déformation visco-élastique, correspond un faible champ d'auto-contrainte, lié à la faible rigidité sécante du matériau sous contrainte lente. Toutefois, le "fretage" induit par les jauges de déformations tangentielles ne perturbe pas de manière significative les déformations des éprouvettes testées.

Les conclusions de ces essais de compression cyclique sinusoïdale sont récapitulées ci-dessous.

L'écart entre deux résultats d'essais identiques, pour les déformations axiales et radiales, si les éprouvettes proviennent de la même plaque, est d'environ 3%. Ce résultat est cependant à relativiser car seul deux essais ont été réalisés. De plus, ces essais ont été complétés avec un essai réalisé avec une éprouvette provenant d'une plaque différente. Dans ce cas, la répétabilité est de 25%.

Lors de l'alternance des phases de charge et de décharge, les déformations de recouvrement sont très faibles devant les déformations irréversibles. Plus la pression de confinement est élevée, moins les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) sont importantes.

En nombre de cycles, les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) de l'essai à 1 Hz sont beaucoup plus importantes que celles de l'essai à 10 Hz. Plus la vitesse de sollicitation est faible, plus l'éprouvette est déformée. Sur une échelle en temps, les déformations semblent ne pas dépendre

de la fréquence, probablement parce que les températures des essais sont assez faibles (20° C). Le matériau ne se comporte cependant pas comme un fluide visco-élastique puisque le fait de cycliser autour d'une valeur moyenne q_{moy} modifie l'évolution des déformations permanentes.

Le nombre limité d'essais qui ont pu être réalisés en cyclique ne permet pas de conclure sur la validité du PETT dans le domaine non linéaire, sous chargement cyclique. L'étude devra être poursuivie afin de conclure sur ce point.

Les essais de compression cyclique sinusoïdale ont été comparés aux essais de fluage statique. Il semble que plus la pression de confinement appliquée est importante, plus l'influence du cyclage est mise en évidence.

Lors des essais de compression cyclique sinusoïdale, le module complexe et le coefficient de Poisson ont été mesurés. Leurs évolutions correspondent à celles généralement observées lors d'un essai de module complexe dans le domaine visco-élastique (augmentation du module avec la fréquence,...). De plus, le module complexe et le coefficient de Poisson, ainsi que leurs angles de déphasages ne semblent pas varier avec la pression de confinement, dans les conditions de nos essais. Nos résultats sont semblables à ceux de CLEC'H *et al.* (2009) présentés dans le paragraphe 1.3.9.2.

Conclusion et perspectives

L'orniérage et la fissuration par fatigue sont les principaux modes de dégradation potentiel des structures de chaussées bitumineuses. Si la méthode française actuelle de dimensionnement des chaussées intègre un critère de prédiction de la durée de vie en fatigue, il n'en est pas de même pour l'orniérage. La seule approche pour l'évaluation de la résistance à l'orniérage repose sur la définition des valeurs seuil de profondeur d'ornière, à l'essai à l'orniéreur. Cet essai, réalisé pour des conditions fixes de chargement, et à température élevée (60° C) est fiable pour classer les matériaux, et limiter le risque d'orniérage pour des conditions d'utilisation courantes sur chaussée routière. Pour compléter cette approche empirique, le LCPC a décidé de mettre au point un essai homogène, permettant de caractériser de manière plus intrinsèque le comportement au fluage des enrobés, et leur comportement à l'orniérage sous chargement cyclique, et de développer des modèles de prédiction de ces comportements. Il est également attendu de cet essai de pouvoir caractériser le comportement sous charge statique des enrobés qui intervient dans de nombreuses situations telles que les aires de stationnement de poids lourds, d'aéronefs ou les plates-formes industrielles.

D'après GOMES CORREIA *et al.* (1988), si on analyse les conditions de chargement au niveau d'une assise de chaussée sous le passage d'une roue, on conclut rapidement à l'impossibilité actuelle de simuler ces conditions par des essais homogènes de laboratoire. Entre autre, une simulation correcte imposerait la rotation des contraintes principales pendant l'essai. Cependant, un compromis entre la simulation réelle et une complexité expérimentale excessive a conduit à considérer l'essai triaxial de révolution à chargements cycliques comme un bon essai de laboratoire.

Un essai triaxial à contrainte latérale constante (CLC) a été mis au point. Il ne reproduit que partiellement les états de contraintes dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante. Cependant, les paramètres suivants peuvent être modifiés : la contrainte, la pression de confinement, la température, la fréquence et la forme du signal. Il est évident qu'un essai à contrainte latérale variable (CLV) reproduirait mieux l'état de contraintes dans une chaussée sous le passage d'une charge roulante. Cependant, pour des raisons techniques et financières, la division SMIT a décidé de se limiter, dans un premier temps, à l'acquisition d'une cellule triaxiale permettant de faire des essais CLC. Cette cellule n'ayant jamais été utilisée auparavant, une première et importante partie de la thèse a consisté à mettre au point cet essai ainsi que l'instrumentation des éprouvettes (capteurs LVDT et jauges).

La cellule triaxiale est équipée d'un capteur de force de 25 kN, d'un capteur de pression de 1000 kPa, de deux sondes de température PT 100, de deux capteurs LVDT axiaux de course totale 5 mm (5% de déformation) et d'un capteur LVDT radial de course totale 5 mm (2.5% de déformation). L'in-

certitude de mesure due à la chaîne de mesure, déterminée au cours de ce travail, est de 0.2% de l'étendue de mesure. L'incertitude de mesure due à la fixation des capteurs LVDT sur l'éprouvette, accentuée par la déformation en tonneau de l'éprouvette, est de 3% de l'étendue de mesure. L'incertitude sur la mesure des déformations, due aux capteurs et au montage de l'essai, s'avère donc de 3% de l'étendue de mesure.

Le système de régulation de température permet de faire des essais allant de 0 à 60° C. Le système n'a cependant été utilisé que pour des températures allant de 10 à 40° C, permettant ainsi d'assurer une assez bonne homogénéité de la température dans l'éprouvette.

Des essais de faisabilité ont été réalisés avec une éprouvette de *Delrin*[®]. Ces essais ont montré que les capteurs LVDT utilisés ne permettent pas, lors d'essais cycliques, de mesurer de façon suffisamment précise l'amplitude des cycles (de l'ordre de 10^{-4} m/m). Des jauges de déformations sont alors ajoutées pour mesurer l'amplitude des cycles. Des écarts compris entre 2.2% et 5% ont ainsi été obtenus entre la valeur de module du *Delrin*[®] connue et la valeur mesurée avec les jauges.

L'enrobé qui a été testé dans l'ensemble de la thèse est un Béton Bitumineux Semi-Grenu 0/10 (BBSG). C'est un matériau généralement utilisé en couches de roulement sur les chaussées à faible trafic. A 30000 cycles le pourcentage d'ornièrerie moyen, obtenu avec l'essai à l'ornièrerie, est de 7.2%. La norme NF EN 13108-1 : *Mélange bitumineux, spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux* (CEN, 2007f) prescrit une valeur inférieure à 10% à 30000 cycles. Sa résistance à l'ornièrerie est donc assez moyenne. Par ailleurs, son module complexe à 15° C et 10 Hz est de 10430 MPa. La norme NF EN 13108-1 prescrit un module supérieur à 5500 MPa. L'enrobé utilisé lors de la campagne expérimentale pourrait ainsi être utilisé en couche de roulement sur une chaussée à faible trafic.

La première partie de la campagne expérimentale concerne les essais de fluage statique, à différentes pressions de confinement, différents déviateurs de contraintes et différentes températures. 25 essais ont été réalisés. Ces essais sont destinés à caractériser le comportement rhéologique du matériau sous charge statique. De plus, ils pourraient avoir une application opérationnelle directe, en leur associant un protocole de sélection de matériaux bitumineux sous charges statiques.

Les principales conclusions de ces essais de fluage sont :

- Une évaluation de leur répétabilité est d'environ 15%. Ce résultat est probablement dû à des écarts de pourcentages de vides, mais aussi au fait que les éprouvettes ne proviennent pas de la même plaque.
- Les essais de fluage mettent en évidence les déformations réversibles et irréversibles. Les déformations réversibles sont très faibles devant les déformations irréversibles.
- Pour nos conditions d'essais, le comportement volumique dépend fortement de la pression de confinement : pour des pressions de confinement comprises entre 0 et 100 kPa, le comportement volumique est contractant puis dilatant ; pour des pressions de confinement de l'ordre de 200 kPa, le comportement volumique est uniquement contractant. Ces phénomènes sont similaires à ceux observés sur les matériaux granulaires non liés.
- Lorsqu'une pression de confinement élevée est appliquée, les déformations axiales et radiales semblent se stabiliser vers une valeur asymptotique, ceci est alors associé à un comportement volumique contractant.

- Une différence de température de quelques degrés peut avoir une grande importance sur la réponse d'un essai.
- Pour nos conditions d'essais, le principe d'équivalence temps-température est validé, dans le domaine des déformations non réversibles, avec et sans pression de confinement, pour la plage de température qui a été étudiée (de 10° C à 40° C). Ce résultat est très important puisqu'il est possible d'étudier le comportement rhéologique du matériau à partir d'essais réalisés à une seule température.

Un modèle à deux composantes visco-élastique et visco-plastique en série a été développé pour simuler le comportement des enrobés sous charge statique. Les hypothèses adoptées pour ce modèle sont basées sur les observations de notre campagne expérimentale :

- comportement visco-élastique pour des faibles niveaux de sollicitation
- vérification de l'équivalence temps-température
- effet de la pression de confinement sur le comportement volumique contractant ou dilatant
- stabilisation des déformations axiales et radiales vers des valeurs asymptotiques quand la pression de confinement σ_r est élevée

Le modèle de Huet-Sayegh a été choisi pour modéliser la composante visco-élastique. Les paramètres du modèle ont été déterminés à l'aide d'un essai de module complexe en flexion sur éprouvette trapézoïdale et du logiciel Visco-Analyse. Toutefois, les calages ont montré que ces paramètres engendraient trop de déformations visco-élastiques lors des phases de décharge des essais de fluage. La valeur du paramètre E_0 a alors été ajustée. Il est intéressant d'observer que la valeur de module à long terme ($E_0=400$ MPa) se rapproche en fait de l'ordre de grandeur des valeurs de module sécant obtenu en compression sur graves non traitées de granulométries identiques. Ceci pourrait inciter à substituer à la branche élastique linéaire de Sayegh, un modèle élastique tensoriel non linéaire unilatéral (ne travaillant qu'en compression $p > 0$) comme le modèle de Boyce utilisé pour les graves non traitées (BOYCE, 1980).

La composante visco-plastique est simulée à partir d'un modèle de type Perzyna. La surface de charge est parabolique dans le plan de contraintes (p, q) , avec p la contrainte moyenne et q la contrainte déviatorique. L'équation de cette surface de charge est : $f_{PV}(p, q) = p^2 - pp_c + \frac{qp_c}{2x_M}$ avec p_c et x_M , paramètres d'écroûissage positifs.

p_c est le "seuil de résistance" du matériau à la compression isotrope. x_M peut être relié aux propriétés de frottement interne du matériau.

Les évolutions des paramètres d'écroûissage p_c et x_M sont fonction du niveau des déformations volumiques ε_V^{vp} et déviatoriques ε_D^{vp} :

$$p_c = p_{c0}(1 + c\varepsilon_V^{vp} + e\varepsilon_D^{vp}) \text{ et } x_M = x_{mi}(1 + b\varepsilon_D^{vp} + d\varepsilon_V^{vp})$$

avec p_{c0} , c , e , x_{mi} , b et d : constantes positives pour la convention mécanique des sols

La détermination des paramètres a été faite à partir de 24 valeurs de déformations axiales et 24 valeurs de déformations radiales (3 points à des instants t donnés, choisi sur 8 essais de fluage). Les variations de températures n'ont pas été prises en compte lors du calage des paramètres, en effet, tous les essais utilisés ont été réalisés à 20° C. Les paramètres du modèle sont déterminés en faisant une minimisation entre les courbes expérimentales et les courbes obtenues avec la simulation.

Les quatre coefficients c , e , b et d sont du même ordre de grandeur. ε_V^{vp} et ε_D^{vp} influent donc avec des

poids équivalents sur les variations des lois d'écroûissage. La constante c est supérieure à 0, ce qui traduit, comme attendu, une augmentation du seuil en compression avec la contractance, ou encore une augmentation de la compacité.

La loi d'écroûissage positive de x_M peut traduire une augmentation d'angle de frottement interne du matériau sous l'effet des sollicitations de compression appliquées et des déformations résultantes. Peut-être que ce phénomène peut s'expliquer par une augmentation de "contacts secs" ou de "densité d'engrènements" entre les granulats sous l'effet d'une diminution de l'épaisseur des films de liant dans le matériau.

Un tel choix de paramètres d'écroûissage peut sembler surprenant sur deux plans : p_c est une fonction de ε_D^{vp} et x_M est variable. Cependant, les valeurs c , e , b et d obtenues par identification sont toutes significatives et un tel modèle permet de représenter assez bien l'ensemble des essais.

Les déformations modélisées sont, dans l'ensemble, assez proches des déformations expérimentales. En fonction de l'usage visé, une étude plus poussée de la réponse du modèle et de ses lois d'écroûissage (compte-tenu de l'importance de l'évolution de ses surfaces de charge) serait à faire.

De plus, plus le déviateur est élevé, moins le modèle semble fonctionner. Ce qui fait penser que le modèle nécessiterait d'être mieux calé, ou alors la prise en compte des contraintes déviatoriques dans le modèle nécessiterait d'être améliorée, si l'on veut simuler des conditions de chargement à très fort déviateur.

Dans une seconde partie de campagne expérimentale, nous avons réalisé des essais de compression cyclique sinusoïdale à différentes fréquences et différentes pressions de confinement constantes. 7 essais ont été réalisés. Durant ces essais, deux types de déformations sont mesurées : les déformations à l'échelle des cycles, de l'ordre de 10^{-4} m/m, qui donnent des renseignements sur les caractéristiques du matériau (module complexe et coefficient de Poisson), et les déformations de l'ordre de 10^{-2} m/m, qui nous donnent des informations sur les déformations permanentes. Deux types de capteurs sont alors utilisés et s'avèrent jouer des rôles complémentaires : des jauges axiales et tangentielles collées sur l'éprouvette, pour mesurer les petites déformations et des capteurs LVDT axiaux et radial, pour mesurer les grandes déformations.

Les principales conclusions expérimentales de nos essais de compression cyclique sinusoïdale sont les suivantes :

- L'écart entre deux résultats d'essais identiques, pour les déformations axiales et radiales pour les éprouvettes provenant de la même plaque, est d'environ 3%. Ce résultat est cependant à relativiser car seul deux essais ont été réalisés.
- Si les éprouvettes proviennent de plaques différentes, la répétabilité des essais est de 25%.
- Les essais mettent en évidence des phases de décharge faibles devant les phases de charge.
- Sur la base de nos essais le pourcentage de vides semble avoir une forte influence sur les déformations permanentes axiales et radiales mais moindre sur le module et le coefficient de Poisson.
- Le module complexe et le coefficient de Poisson, ainsi que leurs angles de déphasages ne semblent pas varier avec la pression de confinement, dans les conditions de nos essais.
- En nombre de cycles, les déformations axiales et radiales (en valeur absolue) de l'essai à 1 Hz sont beaucoup plus importantes que celles de l'essai à 10 Hz. Plus les fréquences de sollicitation sont faibles, plus l'éprouvette se déforme.

- Sur une échelle en temps, les déformations semblent ne pas dépendre de la fréquence, probablement parce que les températures des essais sont assez faibles (20° C). Contrairement à ce que pourrait laisser penser cette propriété, le matériau ne se comporte cependant pas comme un fluide visco-élastique puisque le fait de cycliser autour d'une valeur moyenne q_{moy} n'est pas équivalent à un essai de fluage statique à contrainte q_{moy} imposée.
- Si l'on compare les essais cycliques et statiques, il semble que plus la pression de confinement appliquée est importante, plus l'influence du cyclage est mise en évidence.

Plusieurs perspectives sont à envisager pour la poursuite des travaux de cette thèse.

Tout d'abord le dispositif expérimental pourrait être amélioré, pour les essais à hautes températures, en faisant circuler le fluide à l'intérieur de cellule, afin d'assurer une meilleure homogénéité de la température dans l'éprouvette testée. L'ajout d'un système de variation cyclique de la pression de confinement pourrait constituer une perspective de ce travail.

Une valorisation à court terme des essais de fluage statique pourrait s'appliquer à la conception des structures bitumineuses appelées à recevoir des charges statiques lourdes : aires de stationnement de poids lourds et d'aéronefs et plates formes industrielles de stockage de containers. En l'occurrence, l'essai mis au point ici pourrait servir à évaluer le potentiel de résistance des matériaux bitumineux aux charges statiques, soit en absolu, soit en relatif, par comparaison des matériaux entre eux. Un protocole d'essai (portant aussi sur la sensibilité à la température) devrait être associé à la détermination des performances seuil pour une déformation maximale atteinte pour des conditions de chargements données. L'élaboration d'un tel protocole gagnerait sans doute à disposer d'un modèle de réponse structurelle de chaussée bitumineuse sous charge statique. Le développement d'un tel modèle, sans doute à partir d'une méthode aux éléments finis, fait donc également parti des perspectives de ce travail et pourrait s'appuyer sur l'utilisation de la loi de comportement "visco-élastique visco-plastique" mise au point dans cette thèse.

Il pourrait être intéressant d'approfondir le travail de comparaison à long terme entre la similarité du comportement asymptotique d'un enrobé et celui d'une GNT, de même composition granulométrique, afin d'avoir une meilleure compréhension du comportement des enrobés.

La campagne expérimentale des essais de compression cyclique sinusoïdale doit être complétée afin de vérifier ou non la validité du principe d'équivalence temps-température sur plusieurs essais, dont certains devraient être réalisés à des températures supérieures à 40° C. Il serait aussi intéressant d'étudier plus en détail l'influence de la pression de confinement sur le module complexe et le coefficient de Poisson.

Le modèle développé dans cette thèse pourrait être testé pour les essais de compression cyclique sinusoïdale. On peut cependant penser que l'ajustement ne sera pas bon car les conditions initialement fixées au départ pour la simulation des essais de fluage (comportement volumique contractant pour les pressions de confinement importantes, stabilisation des déformations s'il y a une pression de confinement) ne correspondent pas à celles qu'il faudrait fixer pour la simulation des essais cy-

cliques. Un modèle à double surface de charge serait à envisager (HECK, 2001).

Une telle loi de comportement pourrait alimenter le module ORNI de César-LCPC. Ce module a été développé spécifiquement pour la modélisation de l'orniérage des chaussées. Il repose sur une approche originale, consistant à calculer de manière découplée, l'état de contraintes dans la chaussée (en visco-élasticité), puis l'orniérage produit par cet état de contraintes. Un calcul itératif peut être réalisé, en considérant successivement différentes phases de chargement, avec des conditions différentes de chargement (niveau de charge, vitesse) ou de température. Actuellement, seul un modèle d'orniérage des graves non traitées est implanté dans ORNI (EL ABD, 2006).

Bibliographie

- AIREY, G., RAHIMZADEH, B. et COLLOP, A. (2003). Viscoelastic linearity limits for bituminous materials. *In Materials and Structures*, volume 36, pages 643–647, Zurich. International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials.
- AIREY, G., RAHIMZADEH, B. et COLLOP, A. (2004). Linear rheological behavior of bituminous paving materials. *Journal of Materials in civil Engineering*, 16:212–220.
- ANDERSON, D., BAHIA, H. et DONGRE, R. (1992). Rheological properties of mineral filler-asphalt mastics and its importance to pavement performance. *In Effects of Aggregates and Mineral Fillers on Asphalt Mixture Performance : ASTM STP 1147*, pages 131–176, Philadelphia.
- AUSSEDAT, G. (1977). L'essai de fluage dynamique dans la formation des enrobés et le dimensionnement des chaussées. *Bulletin de Liaison du Laboratoire des Ponts et Chaussées*, Numéro spécial V:pp. 139–151.
- AUVRAY, R. (2009). Etude sur l'appareil triaxial au lcpc. Rapport de stage ST2.
- AVRIL, J. (1984). *Encyclopédie d'analyse des contraintes*. Lavoisier.
- BALAY, J., A.GOMEZ CORREIA, HORNYCH, P., JOUVE, P. et PAUTE, J. (1998). Etude expérimentale et modélisation du comportement mécanique des graves non traitées et des sols supports de chaussées. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 216:3–18.
- BESSON, J., CAILLETAUD, G., CHABOCHE, J. et FOREST, S. (2001). *Mécanique non linéaire des matériaux*. Hermès Sciences Publications.
- BLAB, R., KAPPL, K., LACKNER, R. et AIGNER, L. (2005). Permanent deformation of bituminous bound materials in flexible pavements, evaluation of test methods and prediction models. Rapport technique SAM-05-DE28, SAMARIS.
- BONNOT, J. (1984). Essais mécaniques pratiques de formulation et de contrôle des enrobés bitumineux, rapport général. *Bulletin de Liaison du Laboratoire des Ponts et Chaussées*, 132:79–90.
- BOYCE, J. (1980). A non-linear model for the elastic behaviour of granular materials under repeated loading. *In International Symposium of Soils under Cyclic and Transient Loading*, pages 285–294, Swansea.
- BROWN, S. (1977). Essais triaxiaux sur enrobés bitumineux en chargement répété ou en fluage. *Bulletin de Liaison du Laboratoire des Ponts et Chaussées*, Numéro spécial V:pp. 125–138.

- BROWN, S. et SNAITH, M. (1974). The measurement of recoverable and irrecoverable deformations in the repeated load triaxial test. *Geotechnique*, 24:255–259.
- BURMISTER, D. (1943). The theory of stresses and displacements in layered systems and applications to the design of airport runways. In *Proceedings of the Highway Research Board*, volume 23.
- BUTLAR, W., BOZKURT, D., AL-KHATEEB, G. et WALDHOFF, S. (1999). Understanding asphalt mastic behavior through micromechanics. In *Transportation Research Record; Journal of the Transportation Research Board*, volume 1681, pages 157–169, Washington.
- CEN (2003). Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 7 : détermination de la masse volumique apparente des éprouvettes bitumineuses par les rayons gamma. Rapport technique NF EN 12697-7, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2004). Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 26 : Module de rigidité. Rapport technique NF EN 12697-26, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2005). Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 25 : Essai de compression cyclique. Rapport technique NF EN 12697-25, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2006). Essais pour déterminer les propriétés géométriques des granulats, partie 1 : détermination de la granularité, analyse granulométrique par tamisage. Rapport technique NF EN 933-1/A1, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2007a). Bitumes et liants bitumineux : Détermination de la pénétrabilité à l'aiguille. Rapport technique NF EN 1426, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2007b). Bitumes et liants bitumineux : Détermination du point de ramollissement (méthode bille et anneau). Rapport technique NF EN 1427, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2007c). Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 22 : essai d'orniérage. Rapport technique NF EN 12697-22+A1, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2007d). Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 33 : confection d'éprouvettes au compacteur de plaque. Rapport technique NF EN 12697-33+A1, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2007e). Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 35 : malaxage en laboratoire. Rapport technique NF EN 12697-35+A1, Comité Européen de Normalisation.
- CEN (2007f). Spécifications des matériaux, partie 1 : enrobés bitumineux. Rapport technique NF EN 13108-1, Comité Européen de Normalisation.
- CHABOT, A., TAMAGNY, P., DUHAMEL, D. et POCHE, D. (2006). Visco-elastic modeling for asphalt pavements - software viscoroute. In *Proceedings of 10th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, pages 5–14, Québec, Canada.
- CHAILLEUX, E., SUCH, C., RAMOND, G. et DE LA ROCHE, C. (2006). A mathematical-based master-curve construction method applied to complex modulus of bituminous materials. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, 7, Special Issue EATA:75–92.

- CHAZALLON, C., HORNYCH, P. et MOUHOUDI, S. (2006). Elastoplastic model for the long-term behavior modelling of unbound granular materials in flexible pavements. *International Journal of Geomechanics*, pages 279–289.
- CHKIR, R., BODIN, D., GAUTHIER, G. et PIJAUDIER CABOT, G. (2007a). Calage inverse d'un modèle d'endommagement sur des essais de fatigue en flexion. Grenoble. Congrès Français de Mécanique.
- CHKIR, R., BODIN, D., GAUTHIER, G. et PIJAUDIER CABOT, G. (2007b). Inverse fitting of a fatigue damage model on structural tests. *In Proceedings of International Conference on Advanced Characterisation of Pavement and Soil Engineering Materials*, pages 93–102, Athènes.
- CLEC'H, P., SAUZEAT, C. et DI BENEDETTO, H. (2009). Multidirectional behavior of bituminous mixture. *In Proceedings of Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields*, pages 377–386, Champaign, Illinois, USA.
- CORTE, J., BROSSEAUD, Y., GRAMSAMMER, J., TIRET, L., CAROFF, G. et SPERNOL, A. (1994). Etude de l'orniérage de couches de roulement, influence du facteur liant et de la configuration des charges roulantes. *Revue Générale des Routes et des Aérodrômes*, 714.
- CORTE, J., BROSSEAUD, Y., KERZREHO, J. et SPERNOL, A. (1997). Study of rutting of wearing courses on the lcpc test track. *In Proceedings of 8th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, pages 1555–1569, Seattle.
- CORTE, J. et DI BENEDETTO, H. (2004). *Matériaux routiers bitumineux 1 : description et propriétés des constituants*, volume 1. Hermès Lavoisier.
- DE LA ROCHE, C. (1990). Contribution à l'étude du comportement thermomécanique des enrobés bitumineux : Détermination des caractéristiques thermophysiques - mise au point d'un essai triaxial de révolution à température variable. Mémoire de D.E.A., ENTPE.
- DE VISSCHER, J., MAECK, J. et VANELSTRAETE, A. (2006). The permanent deformation law of asphalt mixtures : investigation of the effect of mix composition and material properties. *In Proceedings of 10th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, page 1, Quebec.
- DELORME, J. (2010). Rapport de présentation des résultats numéro 6-1-009 concernant les essais d'orniérage. Rapport technique, Essais d'Aptitude Par Inter Comparaison.
- DI BENEDETTO, H. (1987). *Modélisation du comportement des géomatériaux. Application aux enrobés bitumineux et aux bitumes*. Thèse de doctorat d'état, INPG.
- DI BENEDETTO, H. et CORTE, J. (2005). *Matériaux routiers bitumineux 2 : constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges bitumineux*, volume 2. Hermès Lavoisier.
- DI BENEDETTO, H., DELAPORTE, B. et SAUZEAT, C. (2006). Three-dimensional linear behavior of bituminous materials : experiments and modelling. *International Journal of Geomechanics*, 7:149–157.

- DI BENEDETTO, H., NEIFAR, M., SAUZEAT, C. et OLARD, F. (2007). Three-dimensional thermo-viscoplastic behavior of bituminous materials : the dbn model. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, 8:285–315.
- DI BENEDETTO, H., NGUYEN, M., POUGET, S. et SAUZEAT, C. (2008). Time-temperature superposition principle for bituminous mixtures : three dimensional approach and extension in the non-linear domain. Beijing. ICTI.
- DI BENEDETTO, H., OLARD, F., SAUZEAT, C. et DELAPORTE, B. (2004). Linear viscoelastic behavior of bituminous materials : from binders to mixes. *In International Journal of Road Materials and Pavement Design*, volume 5, Nottingham. European Asphalt Technology Association (EATA).
- DI BENEDETTO, H., PARTL, M., FRANCKEN, L. et DE LA ROCHE ST ANDRE, C. (2001). Stiffness testing for bituminous mixtures. *Materials and Structures*, 34:66–70.
- DI BENEDETTO, H., SAUZEAT, C. et SOHM, J. (2009). Stiffness of bituminous mixtures using ultrasonic wave propagation. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, 10:789–814.
- DI BENEDETTO, H. et YAN, X. (1994). Comportement mécanique des enrobés bitumineux et modélisation de la contrainte maximale. *Materials and Structures*, 21:539–547.
- DONGMO-ENGELAND, B. (2005). *Caractérisation des déformations d'orniérage des chaussées bitumineuses*. Thèse de doctorat, ENTPE - INSA.
- DOUBBANEH, E. (1995). *Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux des "petites" aux "grandes" déformations*. Thèse de doctorat, ENTPE - INSA.
- DUHAMEL, D., CHABOT, A., TAMAGNY, P. et HARFOUCHE, L. (2005). Viscoroute : Visco-elastic modelling for asphalt pavements. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, pages 89–103.
- EBELS, L. et JENKINS, K. (2006). Determination of materials properties of bitumen stabilised materials using tri-axial testing. *In Proceedings of 10th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, Québec, Canada.
- EISENMANN, J. et HILMER, A. (1987). Influence of wheel load and inflation pressure on the rutting effect at asphalt pavements, experiments and theoretical investigation. *In Proceedings of 6th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, pages 392–403, Ann Arbor.
- EL ABD, A. (2006). *Développement d'une méthode de prédiction des déformations de surface des chaussées à assises non traitées*. Thèse de doctorat, Université de Bordeaux 1, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.
- FRANCKEN, L. (1977). Permanent deformation law of bituminous road mixes in repeated triaxial compression. *In Proceedings of 4th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, pages 483–496, Ann Arbor.

- GABET, T. (2006). *Comportement triaxial du béton sous fortes contraintes : influence du trajet de chargement*. Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier.
- GABET, T., MALECOY, Y. et DAUDEVILLE, L. (2008). Triaxial behavior of concrete under high stresses : influence of loading path on compaction and limit states. *Cement and Concrete Research*, 38:403–412.
- GIDEL, G., HORNYCH, P., CHAUVIN, J., BREYSSE, D. et DENIS, A. (2001). Nouvelle approche pour l'étude des déformations permanentes des graves non traitées à l'appareil triaxial à chargements répétés. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 233:5–21.
- GOMES CORREIA, A., GUILLIN, J. et LIVET, M. (1988). Triaxial à force axiale et contrainte latérale cyclique. Rapports des laboratoires, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.
- GRAMSAMMER, J. (1991). Le manège de fatigue du lpc et la recherche. *Revue Générale des Routes et Aérodromes*, Numéro spécial V:pp. 17–20.
- GRIMAU, J. et HIERNAUX, R. (1977). Utilisation de l'orniéreur lpc. *Bulletin de Liaison du Laboratoire des Ponts et Chaussées*, Numéro spécial V:pp. 165–172.
- HAMMOUM, F., CHABOT, A., ST LAURENT, D., CHOLLET, H. et VULTURESCU, B. (2009). Accelerating and decelerating effects of tramway loads moving on bituminous pavement. *Materials and Structures*.
- HECK, J. (2001). *Modélisation des déformations réversibles et permanentes des enrobés bitumineux : application à l'orniérage des chaussées*. Thèse de doctorat, Université de Nantes.
- HIERNAUX, R. (1996). L'expérience d'exactitude de l'essai d'orniérage et de répétabilité du compactage de plaques. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 202:3–9.
- HUET, C. (1963). *Etude par une méthode d'impédance du comportement visco-élastique des matériaux hydrocarbonés*. Thèse de doctorat, Faculté des sciences de Paris.
- JCGM (2008). Evaluation des données de mesures - guide pour l'expression de l'incertitude de mesure. Rapport technique JCGM 100 :2008(F), Comité Commun pour les Guides en Métrologie.
- KAPPL, K. et BLAB, R. (2009). Enhanced algorithms for the derivation of material parameters from triaxial cyclic compression tests on asphalt specimen. In *7th RILEM Symposium Advanced Testing and Characterization of Bituminous Materials*, pages 357–366, Rhodes, Grece.
- LEMAITRE, J. et CHABOCHE, J. (1996). *Mécanique des matériaux solides*. Dunod.
- MANDEL, J. (1955). *Sur les corps visco-élastiques à comportement linéaire - Comptes rendus de l'Académie des Sciences*, volume 241.
- MOLENAAR, J. et MOLENAAR, A. (2000). Susceptibility to permanent strain of asphalt in the dynamic triaxial compression creep test. In *Proceedings of 2nd Euroasphalt and Eurobitume Congress*, pages 490–499, Barcelone, Espagne.
- NEIFAR, M. (1997). *Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux : expérimentation et modélisation*. Thèse de doctorat, ENTPE - INSA.

- NEIFAR, M. et DI BENEDETTO, H. (2000). Etude de l'orniérage des mélanges bitumineux : mise au point d'un dispositif expérimental et campagne d'essais-rapport de synthèse du contrat lcpc 97/259. Rapport technique, ENTPE.
- NEIFAR, M. et DI BENEDETTO, H. (2001). Thermo-viscoplastic law for bituminous mixtures. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, 2:71–95.
- NGUYEN, D. (2006). *Prédiction des déformations permanentes des couches de surface des chaussées bitumineuses*. Thèse de doctorat, ENPC.
- NGUYEN, D., NEDHAR, B. et TAMAGNY, P. (2006). Cyclic elasto-viscoplastic model for asphalt concrete materials. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, 7:200–220.
- NGUYEN, M. (2010). *Comportement cyclique aux déformations permanentes des enrobés bitumineux*. Thèse de doctorat, INSA-ENTPE.
- NUNN, M., LAWRENCE, D. et BROWN, A. (2000). Development of a practical test to assess the deformation resistance of asphalt. In *Proceedings of 2nd Euroasphalt and Eurobitume Congress*, pages 587–596, Barcelone, Espagne.
- OLARD, F. (2003). *Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures, relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé*. Thèse de doctorat, ENTPE - INSA.
- OLARD, F. et DI BENEDETTO, H. (2003). General "2s2p1d" model and relation between the linear viscoelastic behaviors of bituminous binders and mixes. *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, 4.
- OLARD, F. et DI BENEDETTO, H. (2005). Loi thermo-visco-élasto-plastique pour les enrobés bitumineux : Simulations des essais de traction directe et de retrait thermique empêché. *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, 254:15–39.
- PERRATON, D., DI BENEDETTO, H., SAUZEAT, C., and W. BANKOWSKI, C. D., PARTL, M. et GRENFELL, J. (2011). Rutting of bituminous mixtures : Wheel tracking tests campaign analysis. *Materials and Structures*.
- PERZYNA, P. (1966). Fundamental problems in viscoplasticity. *Advances in applied mechanics*, 9:244–368.
- POUGET, S. (2007). Comportement à l'orniérage des mélanges bitumineux. Mémoire de D.E.A., ENTPE.
- PRONK, A. (2003). *Revival of the Huet-Sayegh response model - Notes on the Huet-Sayegh rheological model*. RHED-Delft.
- ROSCOE, K. et BURLAND, J. (1968). On the generalized stress-strain behaviour of "wet" clay. *Engineering plasticity*, 3:539–609.
- SAYEGH, G. (1965). *Contribution à l'étude des propriétés viscoélastiques des bitumes purs et des bétons bitumineux*. Thèse de doctorat, Faculté des sciences de Paris.

- SAYEGH, G. (1967). Viscoelastic properties of bituminous mixtures. *In Proceedings of 2nd International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, pages 743–755, Ann Arbor.
- SCHOFIELD, A. et WROTH, P. (1968). *Critical state soil mechanics*. Mc Graw-Hill.
- SETRA-LCPC (1998). Catalogue de dégradations de surface des chaussées. Rapport technique, LCPC.
- SOHM, J. (2007). Etude de la propagation des ondes dans les enrobés bitumineux. Mémoire de D.E.A., ENTPE.
- SOHM, J., HORNYCH, P., GABET, T. et DI BENEDETTO, H. (2010). Cyclic triaxial apparatus for the study of permanent deformations of bituminous mixes. *In Proceedings of 12th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, Nagoya, Japon.
- TAHERKHANI, H. et COLLOP, A. (2006). Compressive uniaxial and triaxial testing of asphaltic mixtures. *In Proceedings of 10th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, page 1, Quebec.
- TAHERKHANI, H., GRENFELL, J., COLLOP, A., AIREY, G. et SCARPAS, A. (2007). Characterisation of repeated creep recovery behaviour of asphaltic mixtures. *Advanced characterisation of pavement and soil engineering materials*.
- TIOUAJNI, S. (2009). Comportement tridimensionnel des revêtements bitumineux de ponts à dalle orthotrope. Mémoire de D.E.A., ENTPE.
- VANELSTRAETE, A. et FRANCKEN, L. (1995). Orniérage : synthèse des principaux constats et résultats. *Bulletin CRR*, Numéro 25:pp. 9–16.
- VERSTRAETEN, J. (1995). Enrobés bitumineux à haute résistance à l’orniérage par fluage. Rapport technique, Association Internationale Permanente des Congrès de la Route (AIPCR).
- WILLIAM, M., LANDEL, R. et FERRY, J. (1955). The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass-forming liquids. *Journal of American Chemistry Society*, 20.
- WILLIAMS, R. C. et PROWELL, B. D. (1999). Comparison of laboratory wheel-tracking test results with westrack performance. *In Transportation Research Record 1681*, pages 121–128, Washington.
- XU, QINWU, SOLAIMANIAN et MANSOUR (2009). Modelling linear viscoelastic properties of asphalt concrete by the huet-sayegh model. *International Journal of Pavement Engineering*, 10:401–422.
- YAN, X. (1992). *Comportement mécanique des enrobés au bitume et au bitume-polymère (styrelf 13)*. Thèse de doctorat, ENTPE - INSA.

Annexe A

Rapport d'orniérage

La figure A.1 indique où les différentes mesures sont faites.

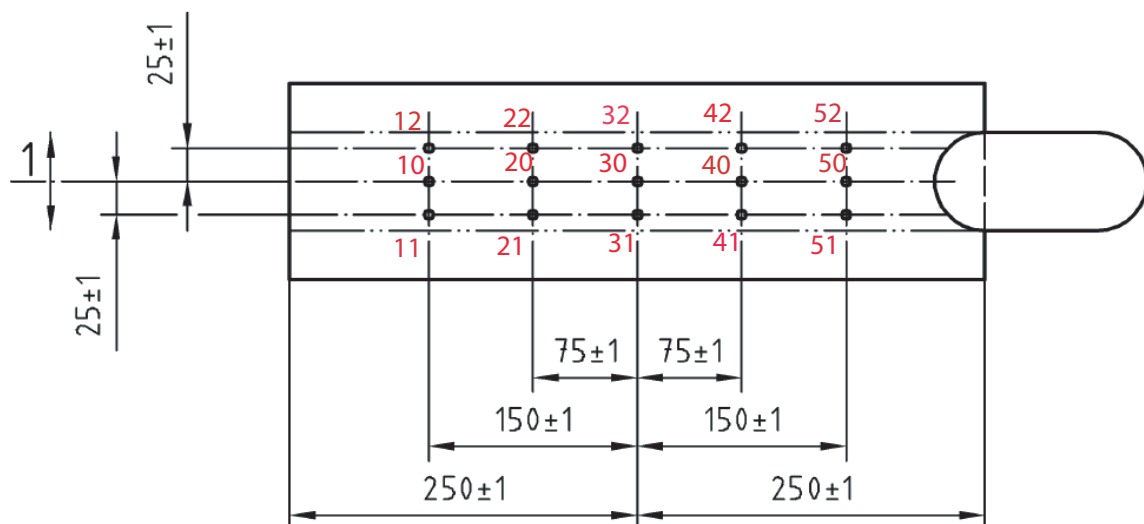


Fig A.1 – Emplacement des points de mesure

Les tableaux A.1 et A.2 regroupent les valeurs des profondeurs d'ornière des plaques droite gauche en fonction du nombre de cycles.

Profil	Point	30	100	300	1000	3000	10000	30000
1	11	10.7	10.9	11.5	11.3	13.2	13.5	16.4
	10	10.2	11.0	11.5	12.3	14.2	16.1	18.2
	12	13.3	13.3	13.6	14.0	14.7	15.0	18.1
2	21	12.8	13.1	13.6	14.3	15.2	16.6	19.9
	20	13.7	14.3	14.8	14.7	16.6	16.9	21.1
	22	13.1	13.3	14.0	14.5	15.2	17.3	20.6
3	31	14.9	15.2	15.8	16.7	17.3	18.8	22.5
	30	16.4	17.1	16.9	18.1	18.8	20.5	23.3
	32	14.7	14.4	13.8	16.0	17.3	18.1	22.2
4	41	14.4	15.0	15.5	16.1	17.1	18.7	22.3
	40	15.0	15.5	16.1	16.8	18.3	19.5	22.5
	42	14.5	14.9	15.0	15.8	16.8	18.2	21.6
5	51	13.5	13.6	15.1	15.6	16.3	17.2	21.2
	50	15.4	15.8	16.6	17.2	17.8	18.9	21.2
	52	13.6	14.0	14.3	14.8	15.5	16.9	20.4
Total		206.1	211.3	217.9	228.3	244.03	262.1	311.6
Moyenne		13.74	14.1	14.5	15.2	16.3	17.5	20.8
Ornière absolue (mm)		1.4	1.7	2.2	2.9	3.9	5.1	8.4
Ornière relative (%)		1.3	1.7	2.1	2.8	3.8	5.0	8.2

Tab A.1 – Evolution de l'ornière (plaque droite)

Profil	Point	30	100	300	1000	3000	10000	30000
1	11	14.8	15.8	16.6	16.5	17.0	18.0	20.3
	10	17.0	16.4	16.7	17.4	18.1	19.3	20.9
	12	15.7	17.0	17.2	18.2	18.7	19.7	21.4
2	21	16.8	17.3	17.8	18.2	19.0	20.1	22.1
	20	18.7	18.9	19.6	20.0	20.9	22.3	24.6
	22	17.7	18.0	18.3	19.1	19.8	21.0	23.1
3	31	17.5	19.3	19.3	19.8	20.5	21.6	23.3
	30	19.2	19.9	20.2	21.0	21.5	22.8	24.5
	32	17.0	17.3	17.4	18.2	19.5	20.4	21.6
4	41	17.8	18.2	18.5	19.3	19.9	20.9	22.8
	40	14.3	19.4	19.6	20.4	20.9	22.2	24.0
	42	18.0	17.7	18.9	18.9	19.7	20.8	22.2
5	51	16.7	17.5	17.8	18.4	18.3	19.7	20.4
	50	16.9	17.4	17.9	18.4	19.0	20.0	21.7
	52	16.5	16.7	17.1	17.6	17.7	19.1	20.9
Total		254.6	266.8	273.1	281.4	290.5	307.8	333.7
Moyenne		17.0	17.8	18.2	18.8	19.4	20.5	22.2
Ornière absolue (mm)		0.8	1.6	2.0	2.6	3.2	4.4	6.1
Ornière relative (%)		0.8	1.6	2.1	2.6	3.2	4.4	6.2

Tab A.2 – Evolution de l'ornière (plaque gauche)

La figure A.2 montre les pourcentages d'ornière de la plaque gauche et de la plaque droite.

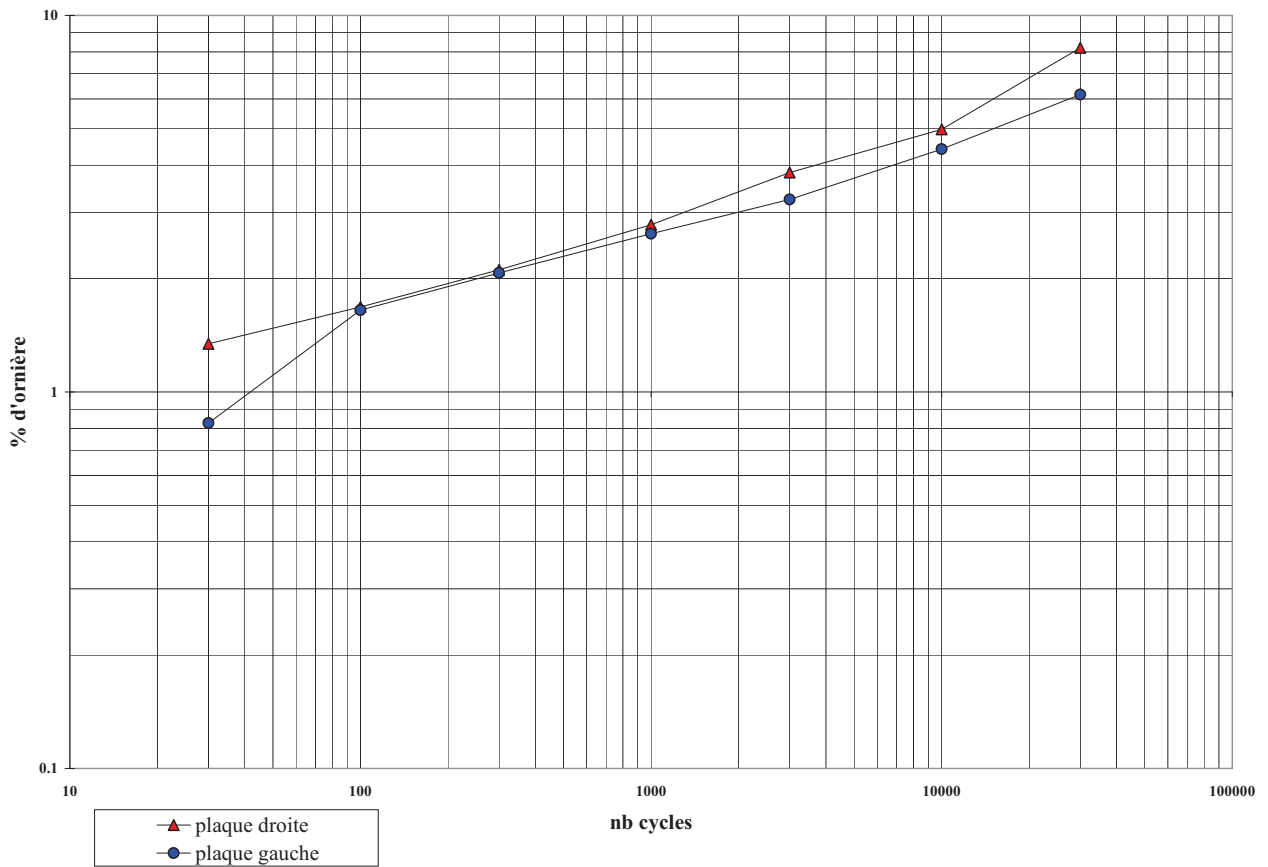


Fig A.2 – Pourcentage d'ornière de la plaque gauche et de la plaque droite

Annexe B

Carottage des éprouvettes

La figure B.1 montre la localisation des éprouvettes dans les plaques d'enrobé bitumineux .

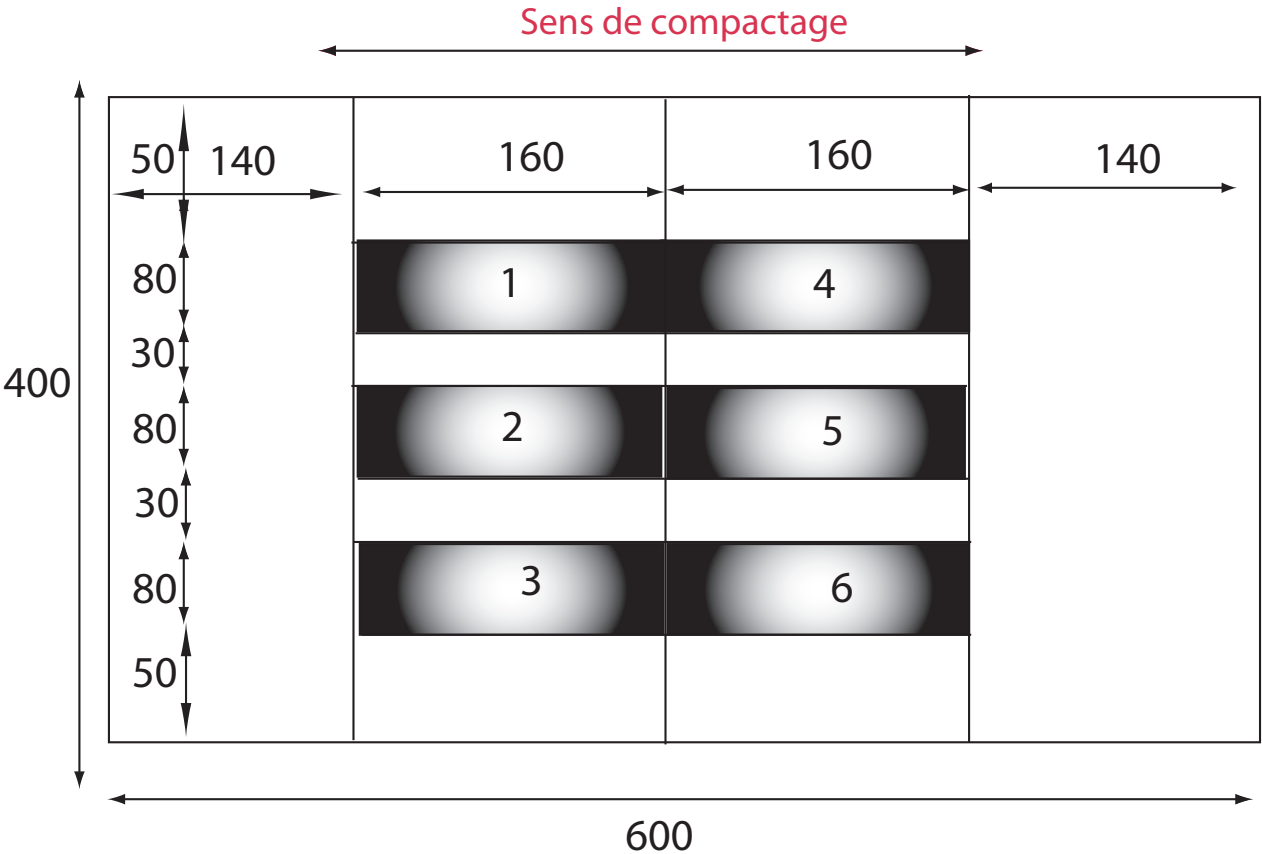


Fig B.1 – Plan de carottage des éprouvettes

Annexe C

Pourcentage de vides des différentes éprouvettes

Les pourcentages de vides des différentes éprouvettes testées ont été mesurés au banc gamma selon la norme NF EN 12697-7 : *Méthode d'essai pour mélange hydrocarbonnés à chauds, partie 7 : détermination de la masse volumique apparente des éprouvettes bitumineuses par les rayons gamma* (CEN, 2003). Les pourcentages de vides des 7 éprouvettes de la plaque 1 n'ont pas été mesurés. Les résultats sont regroupés dans les tableaux C.1 et C.2.

Plaque	Eprouvette	Diamètre (mm)	Hauteur (mm)	Pourcentage de vides (%)	Masse Volumique apparente (g/cm ³)
2	1	79.0	160.0	4.604	2.497
2	2	78.9	160.0	4.595	2.497
2	3	79.0	160.0	4.298	2.505
2	4	79.0	159.7	4.299	2.504
2	5	79.0	159.6	4.133	2.509
2	6	79.0	159.5	4.735	2.493
3	1	79.0	160.8	4.398	2.502
3	2	79.0	161.4	4.674	2.495
3	3	78.9	159.5	5.168	2.482
3	4	79.0	158.4	5.108	2.483
3	5	79.0	158.5	4.061	2.511
3	6	79.0	158.1	4.723	2.493
5	1	79.0	160.7		
5	2	78.9	160.7		
5	3	79.0	160.7		
5	4	79.0	160.9	3.921	
5	5	79.0	161.0	4.024	2.512
5	6	79.0	161.0	5.121	2.483
6	1	78.9	161.1	4.001	2.512
6	2	78.9	161.2	3.405	2.528
6	3	79.0	161.2	3.416	2.528
6	4	78.9	161.4	3.612	2.522
6	5	78.9	161.1	3.840	2.517
6	6	78.9	161.2	4.634	2.496
7	1	78.9	161.2	4.589	2.497
7	2	78.9	161.4	4.913	2.489
7	3	78.9	161.3	4.933	2.488
7	4	78.8	161.2	5.752	2.467
7	5	78.9	161.2	5.271	2.479
7	6	78.9	161.1	5.616	2.470

Tab C.1 – Pourcentage de vides et masse volumique apparente des différentes éprouvettes

Plaque	Eprouvette	Diamètre (mm)	Hauteur (mm)	Pourcentage de vides (%)	Masse Volumique apparente (g/cm ³)
8	1	78.9	159.8	4.520	2.499
8	2	78.9	159.8	4.330	2.504
8	3	78.9	159.8	4.393	2.502
8	4	78.9	159.8	3.951	2.514
8	5	78.9	159.8	3.624	2.522
8	6	78.9	159.9	4.314	2.504
9	1	78.9	160.5	4.437	2.501
9	2	78.9	160.6	4.498	2.499
9	3	78.9	160.6	4.630	2.496
9	4	78.9	159.8	5.463	2.474
9	5	78.9	159.8	4.716	2.493
9	6	78.9	159.8	5.002	2.486
10	1	78.9	160.1	3.870	2.516
10	2	78.9	160.6	3.555	2.524
10	3	78.9	160.3	3.829	2.517
10	4	78.9	159.7	4.856	2.490
10	5	78.9	159.6	4.445	2.501
10	6	78.9	160.6	3.631	2.522
11	1	78.9	160.6	5.925	2.462
11	2	78.9	160.5	5.257	2.479
11	3	78.9	160.6	6.027	2.459
11	4	79.0	160.8	4.554	2.498
11	5	78.8	160.0	4.870	2.490
11	6	79.0	159.4	5.663	2.469
12	1	79.0	160.0	4.711	2.494
12	2	79.1	160.1	4.231	2.506
12	3	79.0	160.5	4.604	2.496
12	4	79.0	160.6	4.536	2.498
12	5	79.0	160.1	4.308	2.504
12	6	79.0	160.7	4.363	2.503

Tab C.2 – Pourcentage de vides et masse volumique apparente des différentes éprouvettes

Les pourcentages de vides des éprouvettes de la plaque 12 ont été mesurés de 2 manières différentes : avec le banc gamma et avec la méthode Poids-Volume. Les résultats sont présentés dans le tableau C.3

Plaque	Eprouvette	Pourcentage de vides (%) Banc Gamma	Pourcentage de vides (%) Méthode PV	Écart (%)
12	1	4.71	4.17	0.54
12	2	4.23	4.01	0.13
12	3	4.60	4.30	0.30
12	4	4.54	4.93	-0.39
12	5	4.31	4.07	0.24
12	6	4.36	4.24	0.12

Tab C.3 – Pourcentages de vides mesurés avec le banc gamma et avec la méthode PV des éprouvettes de la plaque 12

Annexe D

Courbes d'étalonnage des capteurs de déplacement

L'étalonnage des trois capteurs LVDT a été fait avec un multimètre ASYC II (étalonné COFRAC le 6 août 2007).

Lors de l'étalonnage du capteur LVDT axial Marron, la température de la pièce était de 24.8° C.

Lors de l'étalonnage du capteur LVDT axial Rouge, la température de la pièce était de 22.4° C.

Lors de l'étalonnage du capteur LVDT radial Orange, la température de la pièce était de 22.6° C.

Les résultats d'étalonnage du capteur LVDT axial marron sont présentés dans le tableau D.1.

Déplacement (mm)	Tension 1 (V)	Tension 2 (V)	Tension 3 (V)	Moyenne (V)	Ecart de linéarité (%)
-2.5	-9.239	-9.244	-9.244	-9.242	-0.108
-2	-7.363	-7.364	-7.365	-7.364	0.021
-1.5	-5.486	-5.488	-5.490	-5.488	0.105
-1	-3.616	-3.615	-3.617	-3.616	0.108
-0.5	-1.750	-1.746	-1.746	-1.747	0.044
0	0.120	0.121	0.122	0.121	-0.026
0.5	1.989	1.989	1.989	1.989	-0.103
1	3.861	3.861	3.860	3.861	-0.107
1.5	5.734	5.734	5.737	5.735	-0.057
2	7.609	7.610	7.612	7.610	0.013
2.5	9.488	9.487	9.486	9.487	0.110

Tab D.1 – Etalonnage du capteur LVDT Axial Marron

Les résultats d'étalonnage du capteur LVDT axial rouge sont présentés dans le tableau D.2.

Les résultats d'étalonnage du capteur LVDT radial orange sont présentés dans le tableau D.3.

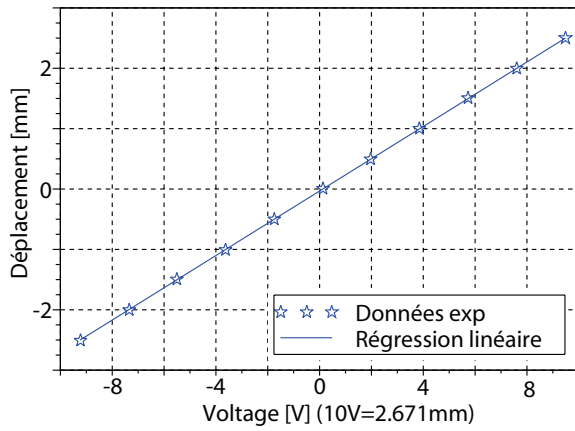
La courbe d'étalonnage du capteur LVDT axial marron et les écarts de linéarité sont présentés sur les figures D.1(a) et D.1(b). La courbe d'étalonnage du capteur LVDT axial rouge et les écarts de linéarité sont présentés sur les figures D.1(c) et D.1(d). La courbe d'étalonnage du capteur LVDT radial orange et les écarts de linéarité sont présentés sur les figures D.1(e) et D.1(f).

Déplacement (mm)	Tension 1 (V)	Tension 2 (V)	Tension 3 (V)	Moyenne (V)	Ecart de linéarité (%)
-2.5	-9.671	-9.676	-9.673	-9.673	-0.099
-2	-7.786	-7.787	-7.784	-7.786	-0.010
-1.5	-5.896	-5.900	-5.901	-5.902	0.058
-1	-4.016	-4.015	-4.015	-4.015	0.067
-0.5	-2.133	-2.133	-2.131	-2.132	0.062
0	-0.252	-0.251	-0.253	-0.252	0.004
0.5	1.630	1.631	1.630	1.630	-0.015
1	3.510	3.513	3.512	3.512	-0.053
1.5	5.395	5.397	5.398	5.397	-0.018
2	7.280	7.282	7.281	7.281	0.004
2.5	9.162	9.165	9.165	9.164	-0.001

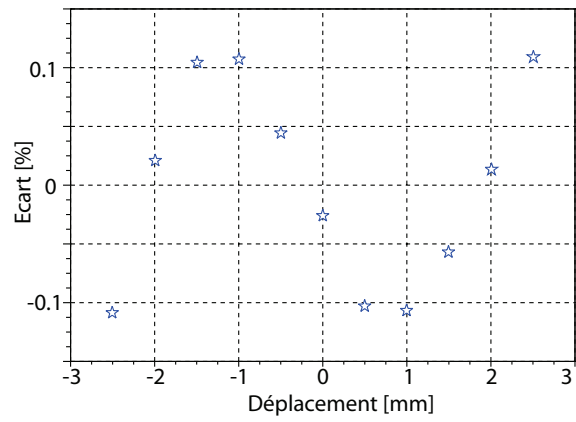
Tab D.2 – Etalonnage du capteur LVDT Axial Rouge

Déplacement (mm)	Tension 1 (V)	Tension 2 (V)	Tension 3 (V)	Moyenne (V)	Ecart de linéarité (%)
-2.5	-9.614	-9.614	-9.613	-9.614	-0.183
-2	-7.710	-7.708	-7.708	-7.709	-0.071
-1.5	-5.799	-5.801	-5.802	-5.801	0.100
-1	-3.901	-3.898	-3.901	-3.900	0.125
-0.5	-2.000	-1.995	-2.000	-1.998	0.170
0	-0.106	-0.104	-0.104	-0.105	0.055
0.5	1.792	1.792	1.794	1.793	0.013
1	3.684	3.686	3.684	3.685	-0.135
1.5	5.589	5.588	5.590	5.589	-0.037
2	7.486	7.486	7.487	7.486	-0.078
2.5	9.390	9.394	9.391	9.392	0.040

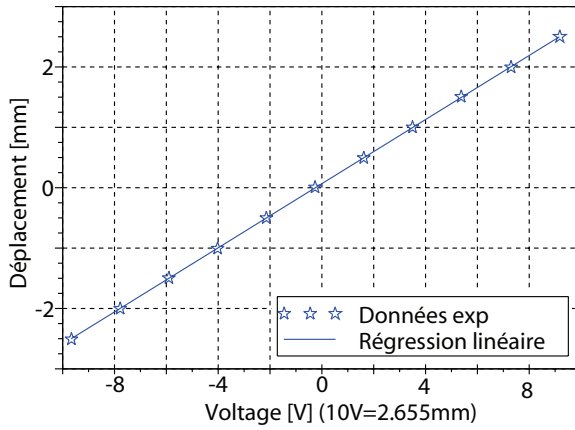
Tab D.3 – Etalonnage du capteur LVDT Radial Orange



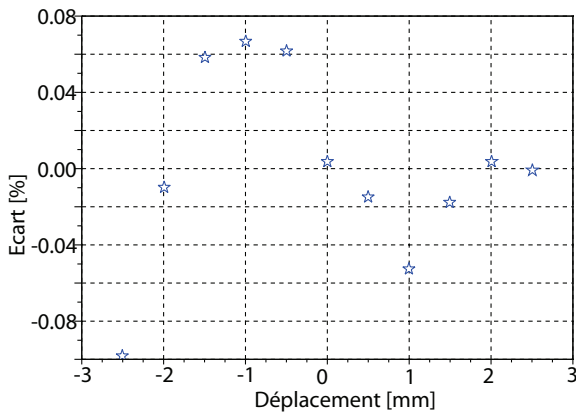
(a) Courbe d'étalonnage du capteur de déplacement axial marron



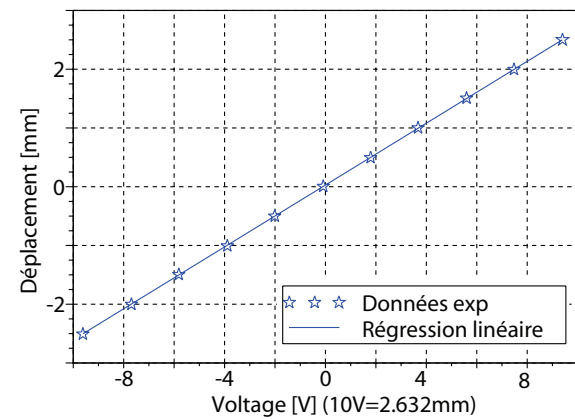
(b) Écart de linéarité du capteur de déplacement axial marron



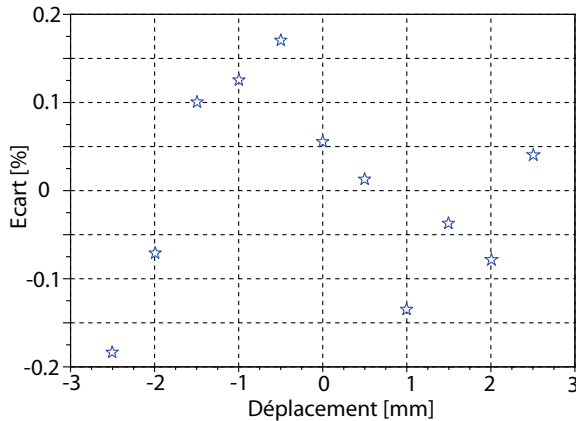
(c) Courbe d'étalonnage du capteur de déplacement axial rouge



(d) Écart de linéarité du capteur de déplacement axial rouge



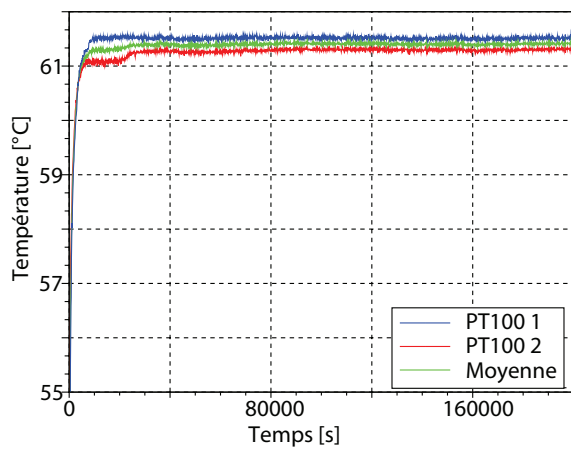
(e) Courbe d'étalonnage du capteur de déplacement radial orange



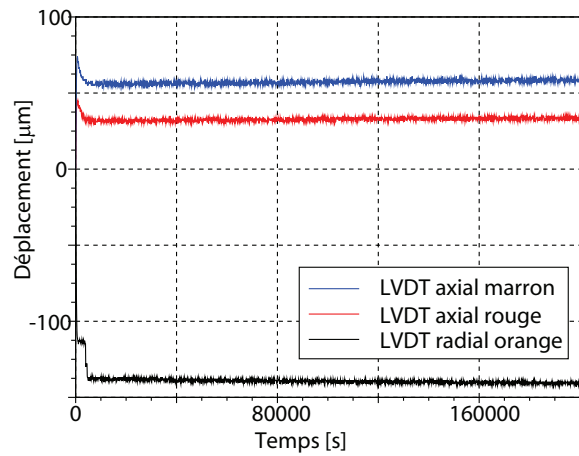
(f) Écart de linéarité du capteur de déplacement radial orange

Fig D.1 – Étalonnage et écart de linéarité des capteurs LVDT

Pour vérifier le décalage du zéro avec la température, les capteurs LVDT ont été fixés sur une éprouvette d'aluminium puis placés dans une étuve. La température a été réglée sur 60° C. Les valeurs des capteurs LVDT et de la sonde de température ont été enregistrées. La courbe de variation de la température en fonction du temps est représentée figure D.2(a). La dérive du zéro des capteurs LVDT est représentée figure Fig.D.2(b). On remarque que, lorsque la température augmente (de 30 à 62° C), le zéro des capteurs LVDT dérive d'environ 50 micro mètres pour les LVDT axiaux et d'environ 140 micro mètres pour le LVDT radial. Ceci est du à la dilatation de l'éprouvette d'aluminium et à celle des capteurs LVDT. Par contre, une fois que la température est stabilisée, le zéro des capteurs LVDT ne dérive plus. Comme nos essais se font à température constante, il n'y aura donc pas de problème de dérive du zéro.



(a) Variation de la température pour vérifier le décalage de Zéro des capteurs LVDT



(b) Décalage du zéro des capteurs LVDT avec la température

Fig D.2 – Décalage du zéro des capteurs LVDT avec la température

Annexe E

Courbes d'étalonnage du capteur de force 25 kN

Lors de l'étalonnage, le capteur 25 kN numéro 29438 (GDS instruments), type STAL C9, était alimenté en 24 V (alimentation HP 6114A numéro 2357979). La lecture a été faite sur un multimètre 8505A numéro 2358042. La température de la pièce était de 21° C. Lors de chaque chargement, le capteur a été tourné de 90°. Les résultats d'étalonnage du capteur force 25 kN sont présentés dans le tableau E.1.

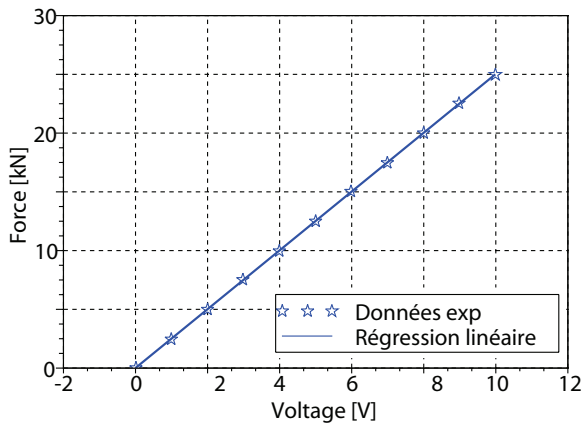
Force	Tension 1	Tension 2	Tension 3	Tension 4	Moyenne	Ecart de linéarité
kN	V	V	V	V	V	%
0	0.000	-0.001	-0.001	-0.001	-0.003	-0.51
2.5	1.008	0.994	0.982	0.998	0.996	-0.29
5	2.007	1.997	1.974	1.995	1.993	0.30
7.5	3.004	2.998	2.972	2.992	2.992	0.64
10	4.006	3.998	3.970	3.991	3.991	0.23
12.5	5.006	4.999	4.969	4.990	4.991	-0.17
15	6.007	5.998	5.963	5.990	5.990	0.004
17.5	7.006	6.997	6.962	6.989	6.898	0.02
20	8.006	7.995	7.958	7.990	7.987	0.11
22.5	9.004	8.996	8.957	8.990	8.987	-0.17
25	10.001	9.996	9.957	9.989	9.986	-0.20

Tab E.1 – Étalonnage du capteur force 25 kN

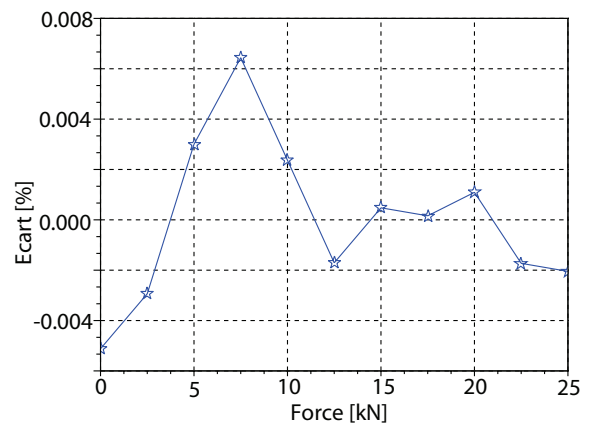
La courbe d'étalonnage du capteur force 25 kN et les écarts de linéarité sont présentés sur les figures E.1(a) et E.1(b).

Pour vérifier le décalage du zéro avec la température, le capteur force a été placé dans une étuve. La température a été réglée sur 60° C. Les valeurs du capteur force et de la sonde de température ont été enregistrées. La courbe de variation de la température en fonction du temps est représentée figure E.2(a). La dérive du zéro du capteur force est représentée figure E.2(b).

On remarque que, lorsque la température augmente (de 22 à 62° C), le zéro du capteur force dérive de 0.06 kN, ce qui est négligeable. Une fois que la température est stabilisée, le zéro du capteur force



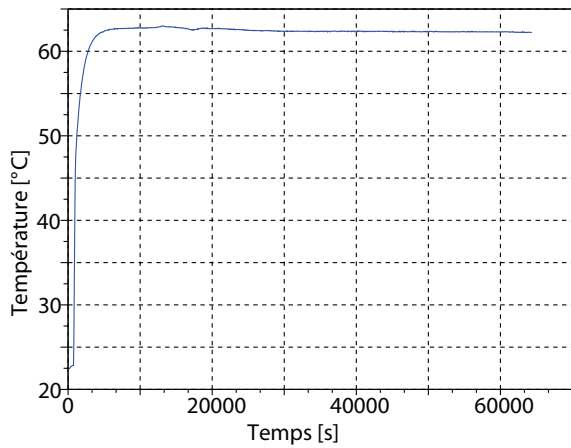
(a) Courbe d'étalonnage du capteur de force de 25 kN



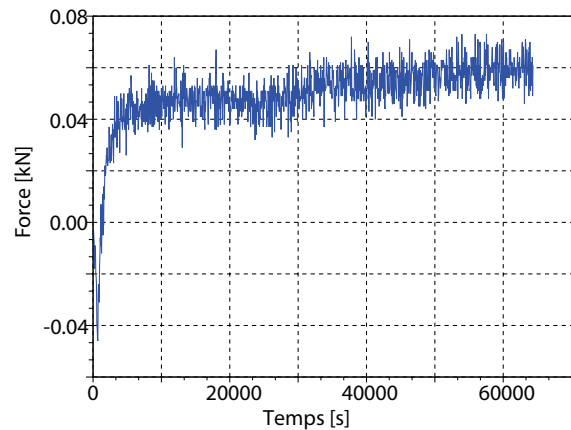
(b) Écart de linéarité du capteur de force 25 kN

Fig E.1 – Étalonnage et écart de linéarité du capteur de force

ne dérive plus. Comme nos essais se font à température constante, il n'y aura donc pas de problème de dérive du zéro.



(a) Variation de la température pour vérifier le décalage de Zéro du capteur de force 25 kN



(b) Décalage du zéro du capteur de force 25 kN avec la température

Fig E.2 – Décalage du zéro de capteur de force avec la température

Annexe F

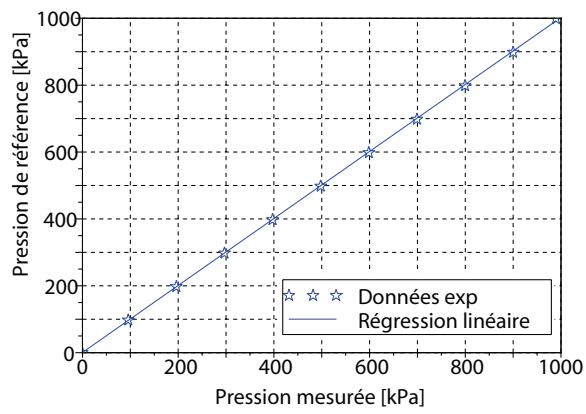
Courbes d'étalonnage du capteur de pression 1000 kPa

Le capteur de pression 1000 kPa (Wykeham) numéro 17060607060 a été étalonné avec une balance Budenberg. La température de la pièce était de 22° C. Les résultats d'étalonnage du capteur de pression 1000 kPa sont présentés dans le tableau F.1.

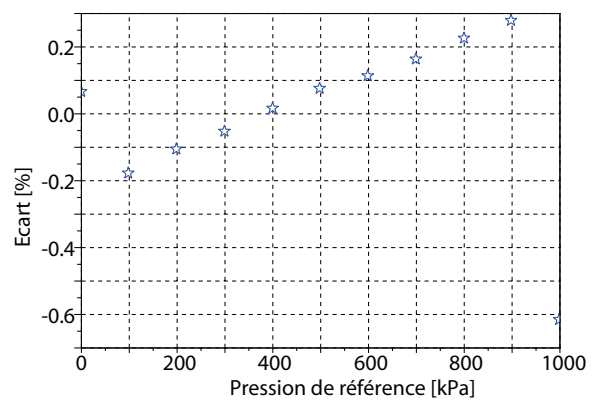
Pression de référence kPa	Pression 1 kPa	Pression 2 kPa	Pression 3 kPa	Moyenne kPa	Ecart de linéarité %
0	0	0	0	0	0.07
98.4	95.9	96	95.5	95.8	-0.17
198.4	196.4	196.6	196.0	196.3	-0.10
298.5	297.0	296.9	296.5	296.8	-0.05
398.5	397.5	397.4	397.0	397.3	0.02
498.5	497.9	497.8	497.5	497.7	0.08
598.5	598.1	598.1	597.6	597.9	0.12
698.6	698.6	698.4	698.1	698.3	0.16
798.6	799.0	799.0	798.4	798.8	0.23
898.6	899.3	899.3	898.7	899.2	0.28
998.6	985.2	985.2	999.7	990.0	-0.61

Tab F.1 – Étalonnage du capteur de pression 1000 kPa

La courbe d'étalonnage du capteur de pression 1000 kPa et les écarts de linéarité sont présentés sur les figures F.1(a) et F.1(b).



(a) Courbe d'étalonnage du capteur de pression 1000 kPa



(b) Écart de linéarité du capteur de pression 1000 kPa

Fig F.1 – Étalonnage et écart de linéarité du capteur de force

Annexe G

Incertitudes sur les mesures des capteurs LVDT

L'objectif est d'estimer et de minimiser l'influence de "l'effet tonneau" sur les mesures des LVDT. Cesar-LCPC permet d'effectuer une validation du dispositif expérimental par un calcul élastique aux éléments finis. En effet, on fait l'hypothèse d'un matériau élastique, linéaire et isotrope. Le but est d'optimiser l'écartement des plots de fixation des capteurs LVDT et de déterminer l'incertitude de mesure due au système de mesure des déformations. Expérimentalement, l'éprouvette d'enrobé bitumineux est collée aux casques. Le déplacement horizontal est empêché au niveau des faces supérieures et inférieures de l'éprouvette. Le champ de déformation n'est donc plus homogène. Il est important d'étudier l'impact des effets de bords. De plus, les capteurs LVDT sont fixés sur des plots métalliques qui sont collés sur l'éprouvette. Ainsi, quand l'éprouvette se déforme, les plots des capteurs LVDT restent perpendiculaires à la surface (Fig. G.1). Il est donc important de voir quel est l'influence de ce déplacement sur notre mesure. Le calcul de l'erreur de mesure a été fait pour trois écartements différents entre les plots : 120 mm, 100 mm et 80 mm.

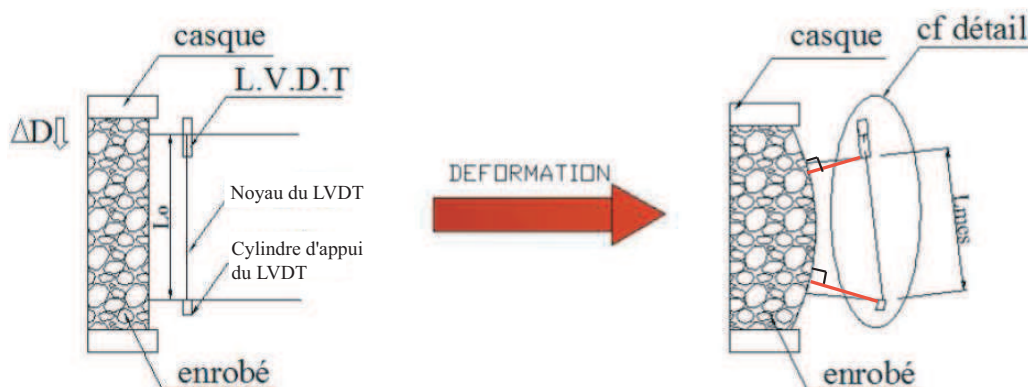


Fig G.1 – Schéma de l'éprouvette avant et après déformation (AUVRAY, 2009)

Les hypothèses de calcul

Les hypothèses suivantes sont faites :

- Le matériau est élastique linéaire et isotrope ($E=3000$ MPa et $\nu=0.4$)
- Les calculs sont linéaires et axisymétriques

Concernant la géométrie de l'éprouvette, on ne représente qu'un rectangle de hauteur 160 mm et de largeur 40 mm (dimension de l'éprouvette cylindrique expérimentale), le volume entier étant engendré par rotation de ce rectangle autour de l'axe AB (Fig. G.2).

Les conditions aux limites choisies sont :

- Pour l'axe de symétrie AB, un déplacement nul selon \vec{u}
- Pour la partie inférieure AD, un déplacement nul selon \vec{u} et \vec{v} , le casque inférieur étant considéré comme fixe et indéformable, et collé à l'éprouvette
- Pour la surface libre CD, un déplacement libre
- Pour la partie supérieure BC, un déplacement nul selon \vec{u} (éprouvette collée au casque supérieure) et variable selon \vec{v}

Un déplacement selon \vec{v} est appliqué sur la partie supérieure BC. Les valeurs des déplacements sont -3 mm et -5 mm.

Les calculs

On obtient, à l'aide de César, la contrainte appliquée en tout point de la face supérieure et les valeurs des déplacements axiaux et radiaux pour la partie CD.

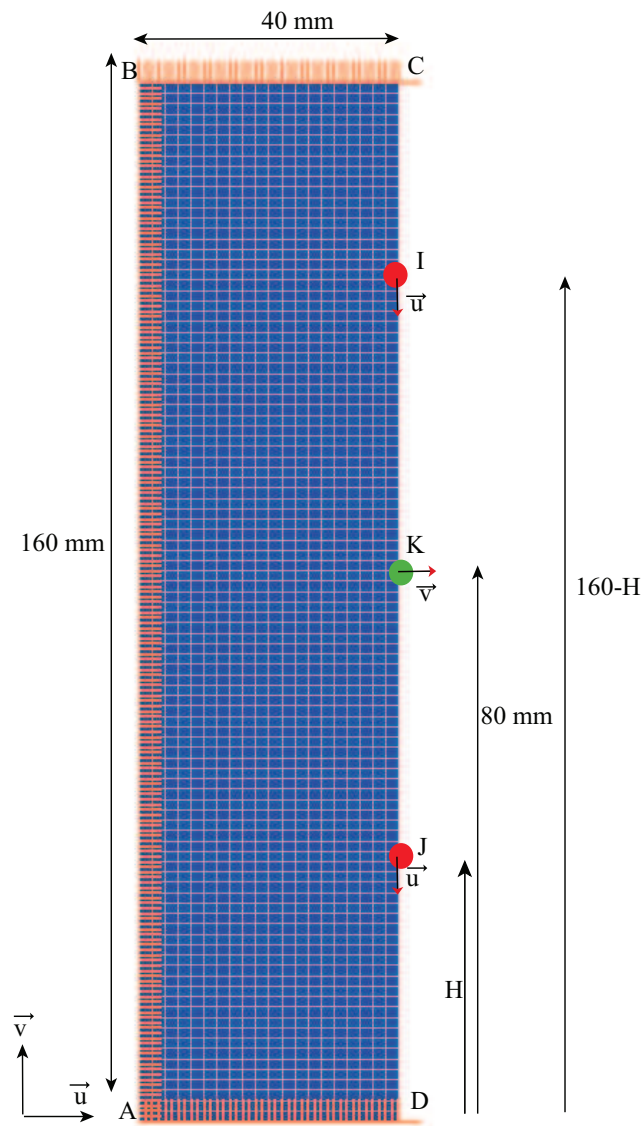


Fig G.2 – Géométrie et maillage de l'éprouvette cylindrique

La hauteur finale et le rayon final peuvent donc être calculés (Fig. G.3). On remarque que l'éprouvette se déforme bien en "tonneau".

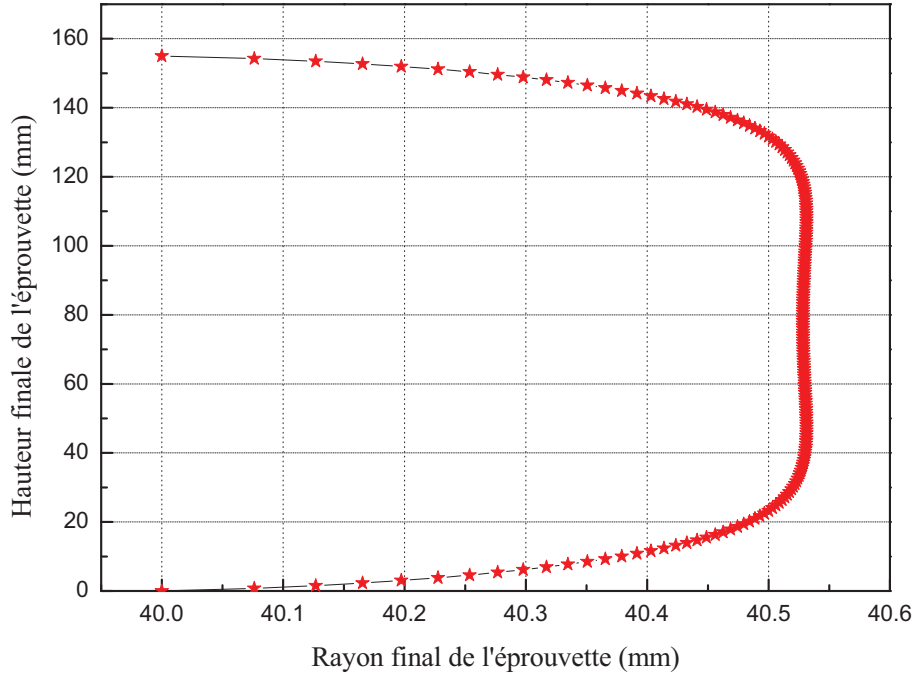


Fig G.3 – Hauteur et rayon de l'éprouvette après déplacement imposé de 5 mm

En considérant que l'angle de rotation des capteurs φ (Fig. G.4) est donné par :

$$\tan(\varphi) = \frac{\Delta \text{Rayon}}{\Delta \text{Hauteur}} \quad (\text{G.1})$$

nous pouvons calculer quelle est la longueur réellement mesurée par nos capteurs.

La longueur réellement mesurée est :

$$L_{mes} = (2L_1 + L_R) * \cos(\varphi) + E \quad (\text{G.2})$$

On a :

$$L_1 = L_0 * \sin(\varphi) \quad (\text{G.3})$$

$$E = D * \tan(2\varphi) \quad (\text{G.4})$$

Et

$$D = \sin(\varphi) * (2L_1 + L_R) \quad (\text{G.5})$$

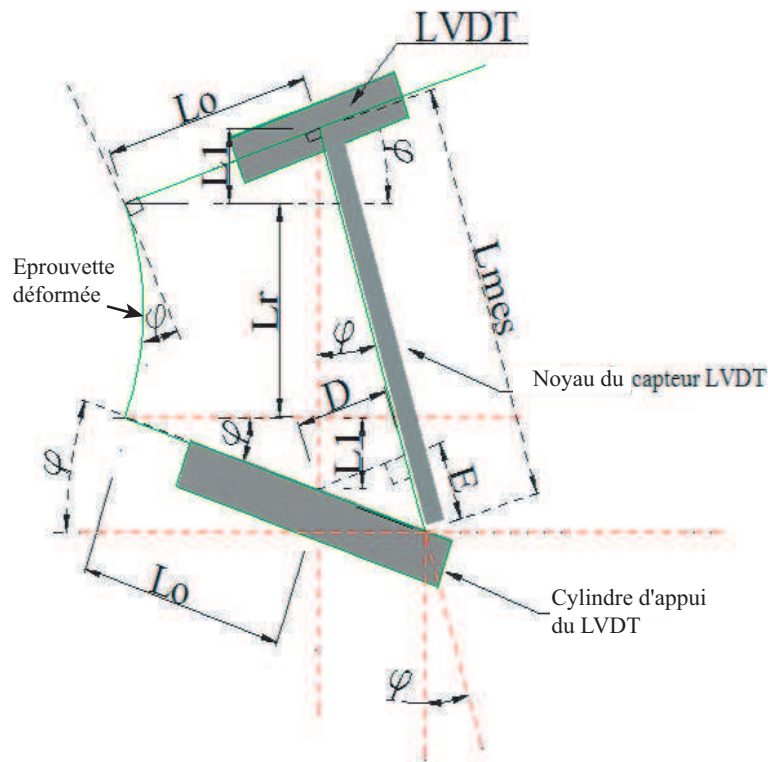


Fig G.4 – Détail de la position d'un capteur LVDT après déformation de l'éprouvette (AUVRAY, 2009)

D'où :

$$L_{mes} = (2 * L_0 * \sin(\varphi) + L_R) * \cos(\varphi) + \sin(\varphi) * (2L_1 + L_R)) * \tan(2\varphi) \quad (G.6)$$

Les résultats

Les valeurs des longueurs théoriques et mesurées ainsi que les écarts sur la mesure de la déformation sont présentées dans le tableau G.1.

Déplacement imposé	Écart entre les deux plots axiaux	Longueur théorique L_r	Longueur mesurée L_{mes}	Écart sur la déformation
mm	mm	mm	mm	%
-3	120	117.72	117.90	7.8
	100	98.08	98.13	2.9
	80	78.44	78.46	0.9
-5	120	116.21	116.50	8.0
	100	96.79	96.88	3.0
	80	77.40	77.43	0.9

Tab G.1 – Valeurs des longueurs théoriques et mesurées pour différents écartements des plots axiaux et écart sur la déformation

Conclusion

En conclusion, l'écartement initialement choisi, 120 mm, ne convient pas car il intègre trop les effets de bord. Les écartements de 100 mm ou 80 mm conviennent mieux. Nous avons choisi d'écarter les plots axiaux de 100 mm. Il faudra alors prendre en compte l'incertitude de 3% due à la déformation en tonneau, quand nous calculerons l'incertitude de mesure des capteurs LVDT.

Annexe H

Les jauges comme système de mesure de déplacements

H.1 Théorie des jauges d'extensométrie

Le principe des jauges (AVRIL, 1984)

Les brins de fils constituant la jauge étant principalement alignés suivant la direction ε_x , on peut admettre en première approximation que le fil subit les mêmes déformations que la surface sur laquelle elle est collée. La théorie la plus communément utilisée est celle qui considère que le fil subit les mêmes déformations que s'il était tendu par ses extrémités.

Si l'on considère un fil fin que l'on soumet à une traction, dans les limite de son domaine élastique, il s'allonge sous l'effet de la charge, cependant que sa section diminue. Si ε est l'allongement relatif, le diamètre subit une diminution relative, soit $-\mu\varepsilon$, μ étant le coefficient de Poisson, chiffre voisin de 0.3 pour la plupart des métaux.

Sachant que la résistance du fil conducteur est :

$$R = \rho \frac{l}{S} \quad (\text{H.1})$$

avec ρ la résistivité, l la longueur, S la section, on a par dérivation logarithmique, et en confondant les faibles variations de grandeurs physiques avec les différentielles mathématiques :

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + \frac{\Delta l}{l} - \frac{\Delta S}{S} \quad (\text{H.2})$$

soit, en tenant compte des remarques précédentes :

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + \frac{\Delta l}{l} (1 + 2\mu) \quad (\text{H.3})$$

Si en première approximation, on admet que sa résistivité ρ est constante, on devrait trouver :

$$\frac{\Delta R}{R} = 1.6 \frac{\Delta l}{l} \quad (\text{H.4})$$

En fait on trouve :

$$\frac{\Delta R}{R} = k \frac{\Delta l}{l} \quad (\text{H.5})$$

k étant une constante dépendant des matériaux utilisés (environ 2 dans notre cas).

Principes fondamentaux des mesures

Sans entrer dans le détail des instruments de mesures traités par ailleurs, considérons le principe. Soient quatre résistances R_1 , R_2 , R_3 et R_4 branchées suivant le schéma de la figure H.1.

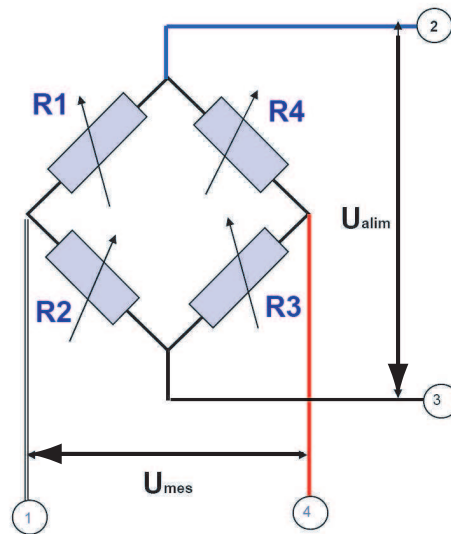


Fig H.1 – Pont de Wheatstone

Une déformation produit sur une jauge une variation de résistance relative. La sensibilité de la jauge est représentée par le symbole k , appelé aussi facteur de jauge.

$$\frac{U_{mes}}{U_{alim}} = \frac{k}{4} \left(\frac{\Delta L_1}{L_1} - \frac{\Delta L_2}{L_2} + \frac{\Delta L_3}{L_3} - \frac{\Delta L_4}{L_4} \right) \quad (\text{H.6})$$

Dans notre cas (montage quart de pont, donc une jauge active) nous avons l'équation suivante :

$$\frac{U_{mes}}{U_{alim}} = \frac{k}{4} \varepsilon \quad (\text{H.7})$$

H.2 La procédure de collage des jauges

Le collage des jauges est une phase assez délicate de l'essai et demande beaucoup de temps. La procédure est présentée en détail ci-dessous.

- **Nettoyage et préparation de l'éprouvette**

- a *Remarque : Les jauges axiales doivent être collées verticalement sur l'éprouvette et les jauges radiales doivent être collées horizontalement. Il est très important de les coller bien droites (sinon il peut y avoir un décalage dans les mesures)*

- b Tracer des traits au feutre sur l'éprouvette d'enrobé : un trait au niveau du milieu de l'éprouvette (à 8 cm de hauteur) et quatre traits verticaux, chacun espacé de 90° (Fig. H.2).



Fig H.2 – Traçage des traits sur l'éprouvette d'enrobé

- c Nettoyer l'éprouvette avec de l'acétone. Pour cela, nous enroulons une compresse autour d'une pince et nous nettoyons plusieurs fois la surface. La compresse ne doit pas être utilisée plusieurs fois afin de ne pas mettre d'impuretés sur une surface déjà propre. Cette opération doit être réalisée plusieurs fois afin de bien nettoyer la surface.

• Préparation des jauges

- a *Remarque : Pour la préparation des jauges, nous utilisons une plaque de verre sur laquelle des lignes droites ont été gravées*
- b Nettoyer la plaque plusieurs fois avec de l'acétone, de la même manière que l'éprouvette d'enrobé
- c "Scotcher" ensuite un morceau de scotch sur la plaque de verre, sur une ligne droite. Relever le scotch et nettoyer à nouveau la plaque de verre
- d Sortir les jauges de leur emballage en utilisant une pince, les disposer chacune sous un morceau de scotch avec une cosse relais (Fig. H.3). Les aligner avec les lignes de la plaque de verre
- e Tracer un trait au feutre sur le scotch pour bien marquer la direction verticale de la jauge

• Collage

- a Fabrication de la colle GA-2 : mélanger 3.24 g de produit noir avec 7 ml de durcisseur
- b Mélanger cette préparation pendant 5 min.
- c *Remarque : La colle ne commence à sécher qu'au bout de 30 min*
- d Répartir de la colle là où l'éprouvette doit être collée
- e Coller une des extrémités du scotch avec la jauge sur l'éprouvette
- f Avec le doigt, appuyer sur le scotch pour bien le fixer et pour répartir et enlever le surplus de colle sous la jauge (Fig. H.4). Il faut faire attention à bien aligner les traits que nous avons

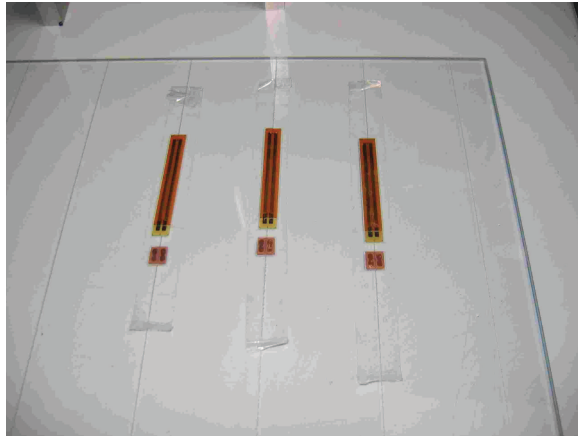


Fig H.3 – Préparation des jauges avant le collage

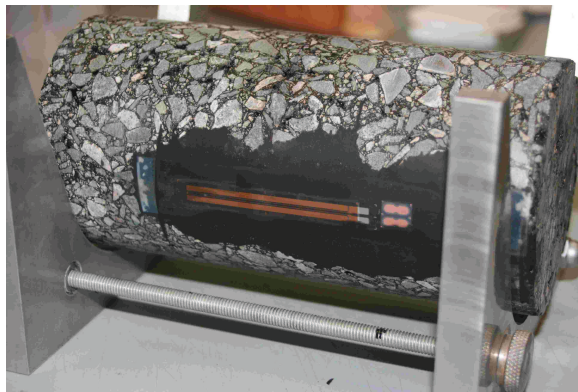


Fig H.4 – Collage de la jauge

tracé sur l'éprouvette avec ceux de la jauge.

- **Placage des jauges sur l'éprouvette**

- Remarque : Une fois que les jauges sont collées sur l'éprouvette, il faut appliquer une forte pression pour que le collage se fasse bien. Pour cela, nous utilisons une membrane en latex de 60 mm de diamètre et de 1 mm d'épaisseur. Nous mettons cette membrane à l'intérieur d'un cylindre en PVC de diamètre 100 mm et de hauteur 160 mm (tuyau d'évacuation sanitaire) et nous faisons le vide (Fig. H.5)*
- Placer l'éprouvette dans la membrane en faisant bien attention de ne pas toucher les bords (Fig. H.6)
- Laisser sécher l'éprouvette pendant 24 heures.

- **Soudage**

- Une fois le séchage terminé, les jauges doivent être reliées aux cosses relais (Fig. H.7)
- Remarque : Les fils utilisés pour faire la liaison entre les jauges et les cosses relais sont volontairement plus long que nécessaire pour ne pas qu'ils cassent si durant l'essai la jauge et*



Fig H.5 – Dispositif pour tendre la membrane et pompe à vide

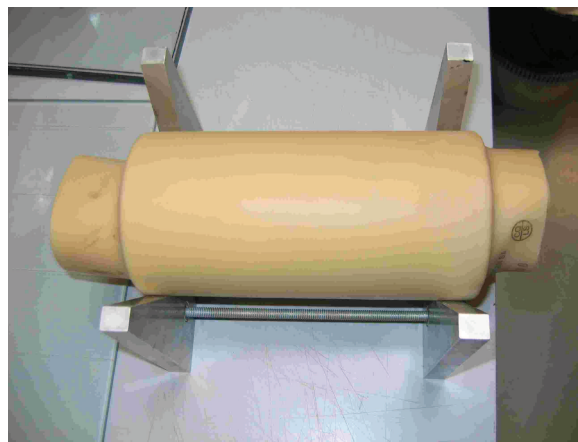


Fig H.6 – Mise sous pression des jauges

la cosse relais se déplacent

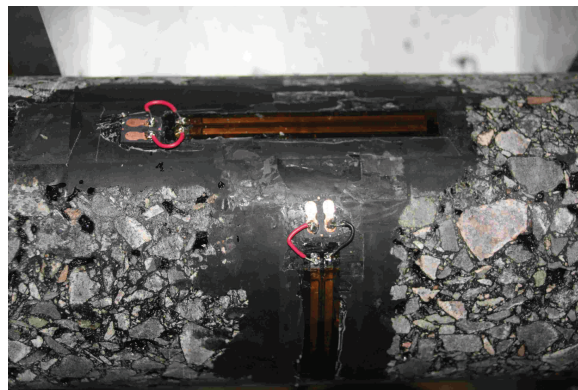


Fig H.7 – Soudure de deux fils entre la jauge et la cosse relais

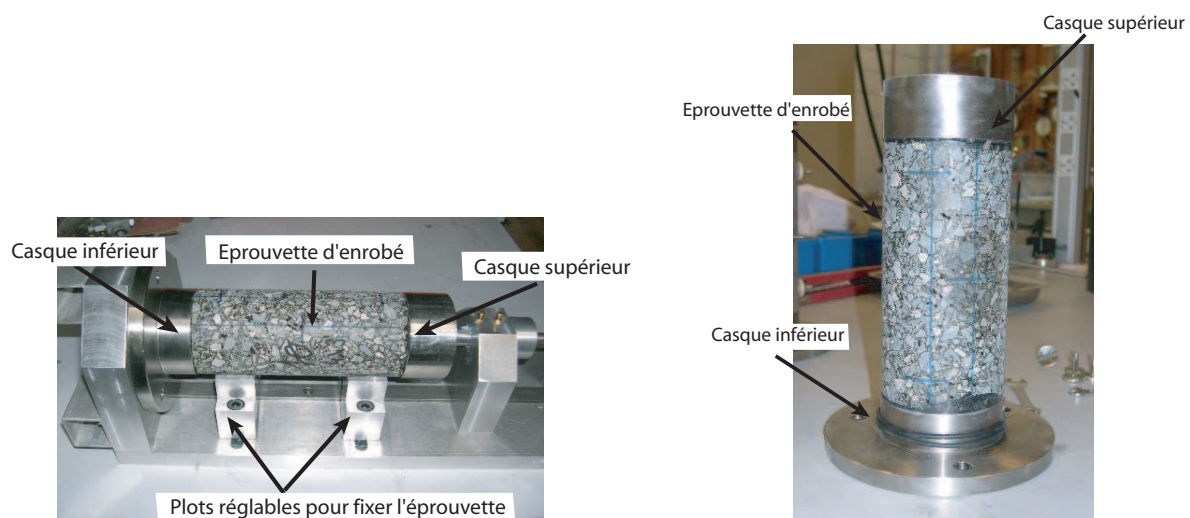
Annexe I

Procédure pour la réalisation de l'essai triaxial

(a) **Étape 1** : Collage des casques sur l'éprouvette d'enrobé

a *Remarque* : Lors de la mise en place de l'essai, il est nécessaire de relier le casque supérieur de l'éprouvette d'enrobé (collé à l'éprouvette) au capteur force (qui est lui même fixé au piston de la cellule). Cette opération se fait à l'intérieur de la cellule. Comme elle est opaque, nous ne voyons pas si toutes les pièces du dispositif sont alignées et solidarisées. C'est pour cette raison qu'il est absolument nécessaire que les deux casques (supérieur et inférieur) collés à l'éprouvette soient parfaitement alignés.

Pour cela, nous avons développé, avec l'aide de la division Mécanique et Instrumentation du LCPC, un banc de collage. Celui-ci permet de coller les casques sur l'éprouvette d'enrobé, en étant sûr que les casques soient parfaitement alignés (Fig. I.1(a)).



(a) Photographie d'une éprouvette d'enrobé sur le banc de collage

(b) Photographie d'une éprouvette d'enrobé collée sur les casques

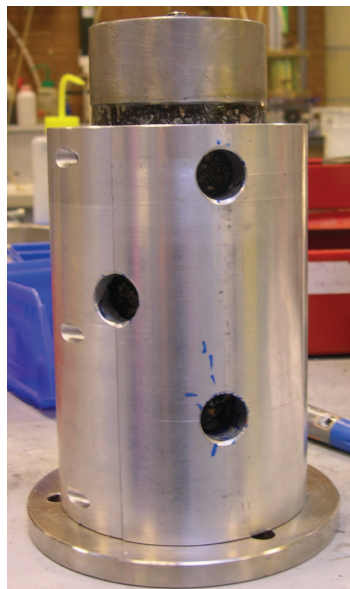
Fig I.1 – Collage des casques

b Nettoyer les casques et les faces planes de l'éprouvette avec de l'acétone

- c Préparer la colle : mélanger 5 g d'araldite AW 106 avec 4 g de durcisseur HV 953 U
- d Coller les casques et l'éprouvette et laisser sécher 24 heures (Fig. I.1(b))
- e *Remarque : Le banc de collage peut être adapté à la taille des éprouvettes dont le diamètre peut varier de ± 1 mm et la hauteur peut varier de ± 2 mm*

(b) **Étape 2** : Collage des plots sur l'éprouvette d'enrobé

- a Nettoyer les plots avec de l'acétone
- b Mettre en place le dispositif de collage des plots
- c Faire une croix avec un marqueur indélébile au niveau de chaque "trou"
- d Enlever le dispositif de collage des plots
- e Nettoyer l'éprouvette d'enrobé avec de l'acétone au niveau de chaque croix
- f Placer chaque plot sur l'éprouvette et avec un marqueur faire un trait vertical pour indiquer dans quelle position il doit être collé
- g *Remarque : les 4 plots pour les capteurs axiaux sont filletés sur la moitié de la tige, les 2 plots pour le capteur radial sont filletés sur toute la tige*
- h Mettre en place le dispositif de collage des plots
- i Coller les plots sur l'éprouvette avec de la colle cyano, appuyer sur les plots pendant 15 secondes environ (Fig. I.2(a))



(a) Dispositif de mise en place des plots



(b) Eprouvette avec les plots de fixation des capteurs

Fig I.2 – Photographie du dispositif de mise en place des plots et d'une éprouvette d'enrobé collée sur les casques, avec les plots de fixation des capteurs LVDT

(c) **Étape 3** : Mise en place de la membrane

- a Faire passer au dessus des plots les 2 joints pour le bas de l'éprouvette

- b Mettre en place la membrane en latex
- c Mettre en place les 2 joints pour le bas de l'éprouvette
- d Trouer la membrane en latex au niveau de chaque plot avec un petit tournevis (attention à faire un très petit trou)
- e Pour les plots des capteurs axiaux mettre : pièce plastique pour étanchéité + rondelle + boulon
- f Pour les plots des capteurs radiaux mettre : pièce plastique pour étanchéité + rondelle + pièce rectangle métallique + boulon
- g Mettre en place les 2 joints du haut de l'éprouvette

(d) **Étape 4** : Mise en place des capteurs

- a Installation des 4 pièces support des LVDT axiaux
- b Installer l'éprouvette sur la base de la cellule (visser les 3 vis)
- c Installer les 2 LVDT axiaux (Fig. I.3)
- d *Les 2 capteurs doivent indiquer environ -2.45 mm pour des essais en compression*
- e *Remarque : Si les vis donnent l'impression de ne pas "bien serrer", c'est qu'elles sont usées et qu'il faut les changer*
- f Installer le collier pour le capteur radial
- g Visser les 8 petites vis
- h Installer le capteur radial
- i *Le capteur doit indiquer environ 2.6 mm pour permettre un maximum de dilatation*

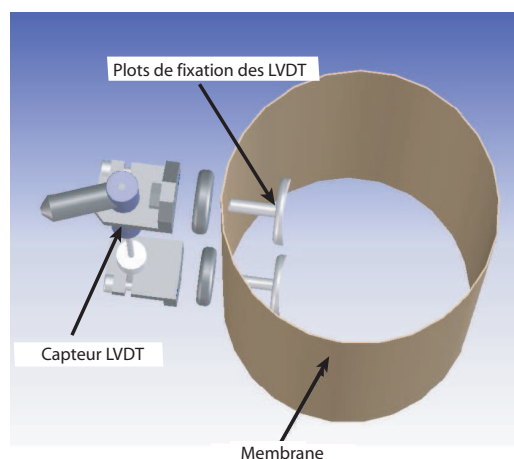


Fig I.3 – Fixation des LVDT axiaux sur l'éprouvette

(e) **Étape 5** : Installation des 2 sondes de température

- a Scotcher la PT 100 1 sur le bas de l'éprouvette
- b Scotcher la PT 100 2 sur le haut de l'éprouvette

- c Scotcher le thermocouple sur le milieu de l'éprouvette

- (f) **Étape 6** : Mise en place de la partie supérieure de la cellule
 - a Installer les tiges de guidage sans les visser
 - b A l'aide de la chèvre, soulever la cellule
 - c *Remarque : Les 3 croix sur les différentes parties de la cellule triaxiale doivent coïncider*
 - d Faire glisser la partie supérieure de la cellule le long des tiges de guidage
 - e Visser les 6 vis
 - f Visser le capteur force

- (g) **Étape 7** : Démarrage de la presse
 - a Allumer le groupe hydraulique
 - b *Remarque : Attendre qu'il y ait un petit "clic"*
 - c Allumer les isolateurs haute-pression
 - d Brancher le capteur force
 - e Activer les limites
 - f Contrôler la presse en mode "déplacement"
 - g Relever le piston à 0 mm

- (h) **Étape 8** : Mise en place de la cellule sous la presse
 - a Faire coïncider les 3 croix de la cellule avec la croix du socle
 - b Bien fixer la cellule contre les 2 cales du socle
 - c Installer les 2 dispositifs de fixation de la cellule
 - d Descendre le piston de la presse (toujours contrôle en mode "déplacement") le plus près du piston de la cellule sans qu'ils se touchent

- (i) **Étape 9** : Remplissage de la cellule
 - a Mettre en place le capteur de pression et ouvrir le robinet "pression" de la cellule
 - b Remplissage de la réserve d'eau du haut
 - i Robinet 1 : position gauche
 - ii Robinet 2 : position horizontale
 - iii Ouvrir le robinet d'eau à fond
 - iv Monter la pression du manomètre en 450 et 500 mbar
 - v Robinet 1 : position en face
 - vi Fermer le robinet
 - vii Robinet 2 : position verticale

-
- viii Ouvrir le robinet d'eau pour vider l'air (2 à 3 s environ) puis le fermer et mettre le bouchon
 - ix Robinet 1 : position gauche
 - x Quand le manomètre descend à 100, réitérer l'opération
 - xi monter l'eau jusqu'au trait puis enlever le bouchon
 - xii Sortir le tuyau du bidon (et le secouer jusqu'à ce que le manomètre indique 0)
 - c Remplissage du réservoir de 2 bars
 - i Robinet 2 : position verticale
 - ii Robinet 3 : position verticale
 - iii Robinet 4 : position horizontale
 - iv Le réservoir de 2 bars se remplit jusqu'au trait
 - d Remplissage du réservoir de 10 bars
 - i Robinet 3 : position horizontale
 - ii Robinet 4 : position verticale
 - iii Robinet 5 : position horizontale
 - iv Le réservoir de 10 bars se remplit jusqu'au trait
 - v Robinet 5 : position verticale
 - e Fixer le tuyau d'arrivée d'eau des réservoirs au robinet d'arrivée d'eau de la cellule
 - f Vérifier que les autres robinets sont fermés
 - g Ouvrir le robinet d'arrivée d'eau de la cellule triaxiale et ouvrir les deux vannes du haut de la cellule (la cellule se remplit)
 - h Remplissage de la cellule
 - i Ouvrir le robinet du capteur de pression, jusqu'à ce qu'un peu d'eau s'écoule
 - j *Remarque : La cellule est remplie au bout de 2.5 réservoirs de 2 bars environ*
 - k Quand l'eau fuit par les 2 vannes supérieures c'est que la cellule est pleine
 - l Fermer les deux vannes
 - m Laisser ouvert le robinet d'arrivée d'eau de la cellule (sur le réservoir de 10 bars)
 - n Tarer le capteur de pression

 - (j) **Étape 10** : Mise en place de la chambre thermique
 - a Fixer les deux tuyaux de circulation du fluide de refroidissement
 - b Mettre en place la chambre thermique

 - (k) **Étape 11** : Mise en température
 - a Mettre en place la chambre thermique
 - b Allumer le groupe de froid
 - c Enfoncer le bouton "Cooling"

- d Régler les températures de consigne du fluide de refroidissement et de la cellule
- e Si la température voulue dans la cellule est 10°C :
 - i T consigne = 10°C
 - ii T fluide = 5°C
 - iii Quand la sonde du bas atteint 10°C on augmente T fluide à 7°C
- f Si la température voulue dans la cellule est 20°C :
 - i T consigne = 20°C
 - ii T fluide = 20°C (à plus ou moins 2°C en fonction de la température de la pièce)
- g Si la température voulue dans la cellule est 30°C :
 - i T consigne = 31°C
 - ii T fluide = 37°C
 - iii Quand la sonde du bas atteint 30°C , on baisse T fluide à 32°C
- h Une fois que la température voulue est atteinte, il faut attendre 4 heures avant de lancer l'essai

(l) **Étape 12** : Passage en mode "force"

- a Contrôle mode "déplacement"
- b Tarer le capteur force
- c On descend le piston de la presse 0.1 mm par 0.1 mm
- d Dès qu'il y a une très petite force d'appliquée, contrôle en mode "force"
- e Appliquer une force de 0.2 kN

(m) **Étape 13** : Application de la pression de confinement

- a Ouvrir le robinet "pression" du dispositif de remplissage des réservoir et de mise sous pression
- b Tourner le robinet "P eau" jusqu'à l'application de la pression voulue

(n) **Étape 14** : Lancement de l'essai

- a Appliquer le "bloc" de l'essai
- b Lancement de l'essai

Annexe J

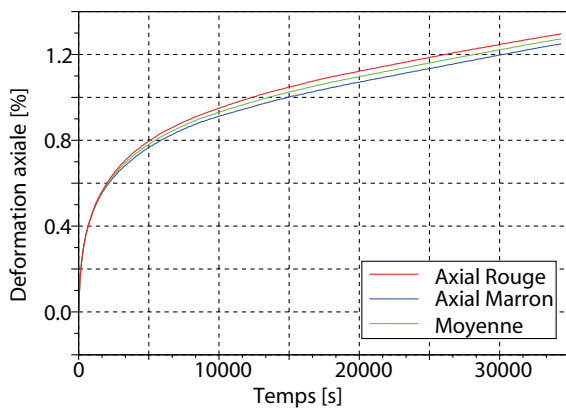
Résultats des essais de fluage

Les différents essais de fluage réalisés sont présentés dans le tableau J.1. Seuls les essais considérés comme "justes" seront présentés.

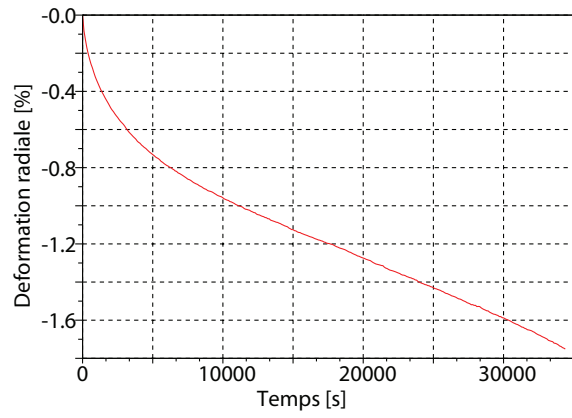
Essai	Température ° C	Contrainte q MPa	Pression σ_r kPa	Plaque	Eprouvette	% vide %
1	20	0.2	0	3	4	5.1
2	10	0.2	0	3	5	4.1
3	10	0.6	0	3	6	4.7
4	10	0.4	0	5	1	
5	30	0.12	0	5	2	
6	20	0.6	0	5	4	3.9
7 - ÉCHEC	20	0.4	0	5	6	5.1
8	20	1	0	5	5	4.0
9	20	2	0	6	1	4.0
10	20	0.4	0	6	2	3.4
11	20	0.4	100	6	3	3.4
12	20	0.4	200	6	4	3.6
13	30	0.4	0	6	5	3.8
14 - ÉCHEC	20	0.4	50	6	6	4.6
15 - ÉCHEC	30	0.6	0	7	1	4.6
16 - ÉCHEC	30	0.4	0	7	2	4.9
17 - ÉCHEC	30	0.4	100	7	3	4.9
18 - ÉCHEC	30	0.6	0	7	4	5.8
19	20	0.4	50	7	5	5.3
20	20	0.4	0	7	6	5.6
21 - ÉCHEC	20	0.4	25	8	1	4.5
22	20	0.5	100	8	2	4.3
23 - ÉCHEC	10	0.4	100	8	3	4.4
24	20	0.4	25	8	4	4.0
25	10	0.4	100	8	5	3.6
26	30	0.4	100	10	2	3.6
27 - ÉCHEC	20	0.4	100	8	6	4.3
28	10	0.4	200	9	1	4.4
29	30	0.4	200	9	2	4.5
30 - ÉCHEC	20	0.4	0	9	3	4.6
31	20	0.4	0	9	4	5.5
32	20	0.4	0	10	6	3.6
33	20	0.4	0	9	6	5.0
34 - ÉCHEC	20	0.4	0	10	1	3.9
35	20	0.2	200	10	3	3.8
36	40	0.4	100	10	5	4.4

Tab J.1 – Récapitulatif des essais de fluage à contrainte imposée

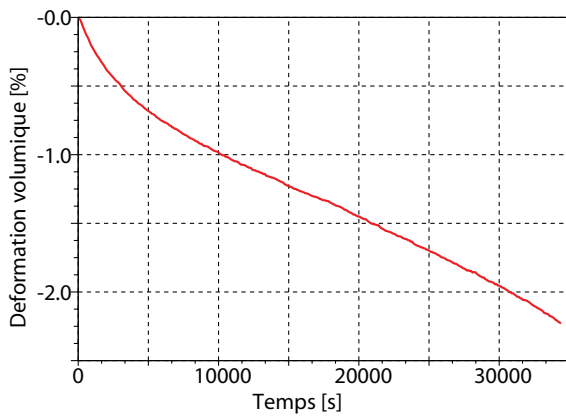
Les résultats de tous les essais de fluage réalisés sont présentés ci-dessous.



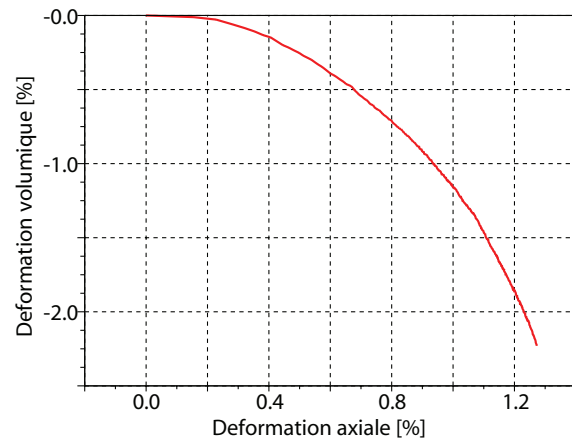
(a) Déformation axiale en fonction du temps



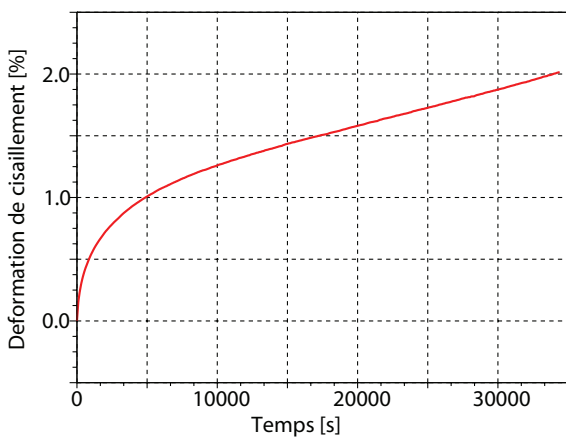
(b) Déformation radiale en fonction du temps



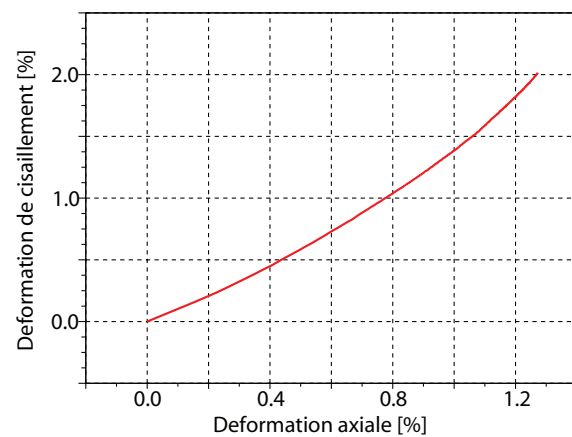
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

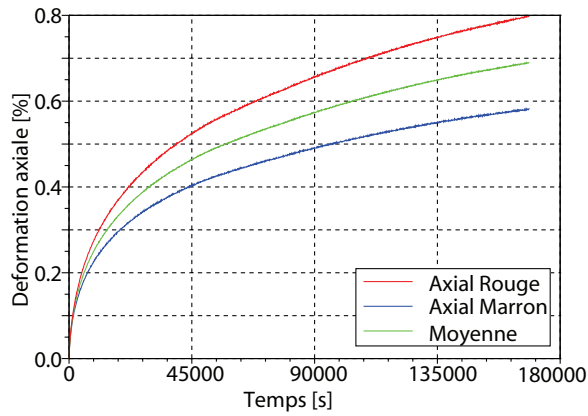


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

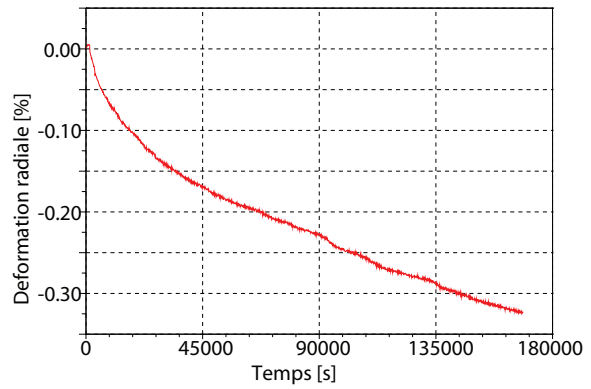


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

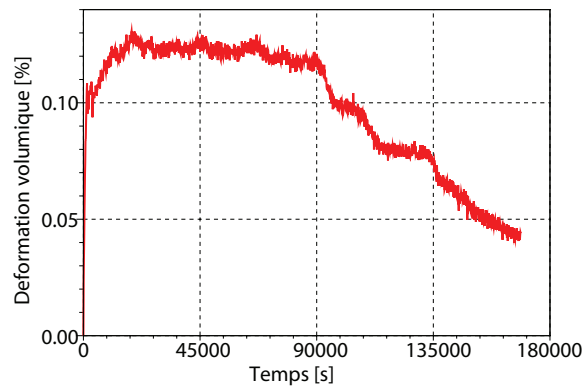
Fig J.1 – Résultats de l'essai 1 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



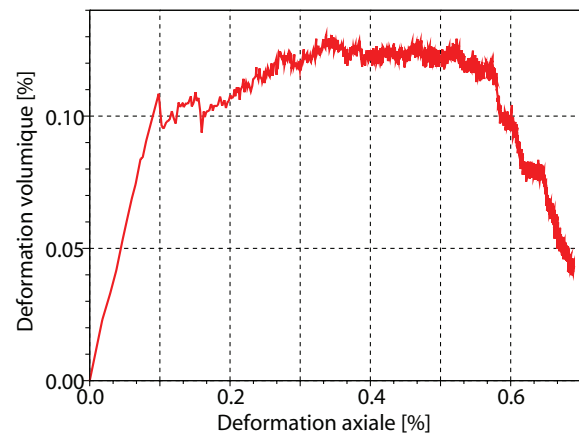
(a) Déformation axiale en fonction du temps



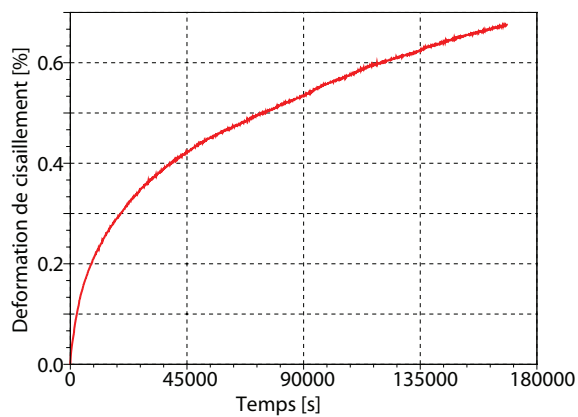
(b) Déformation radiale en fonction du temps



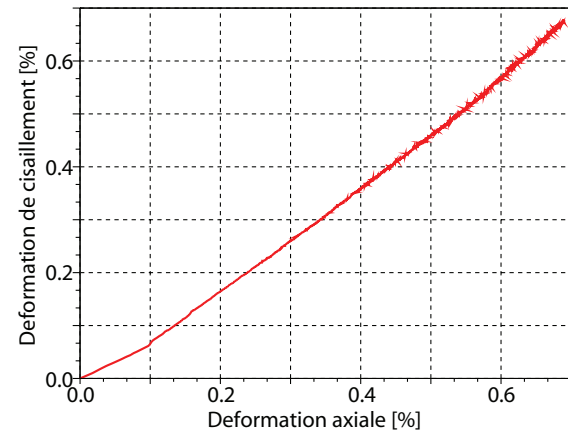
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

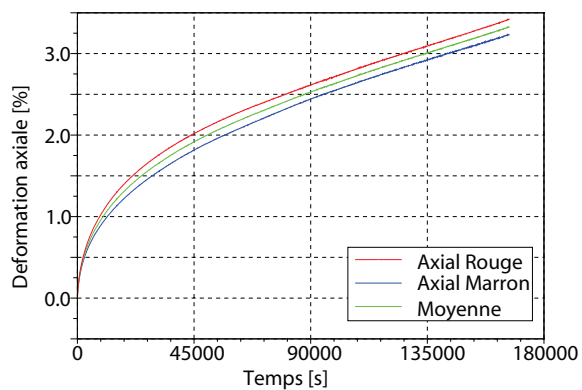


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

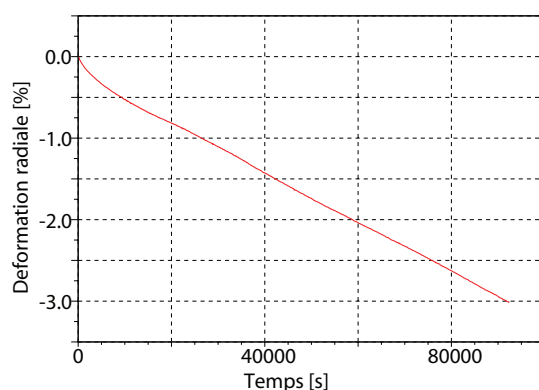


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

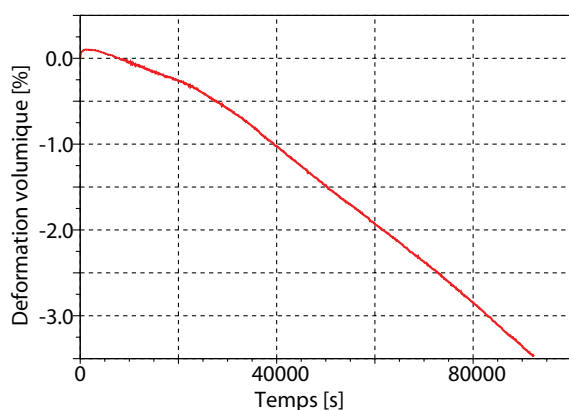
Fig J.2 – Résultats de l'essai 2 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



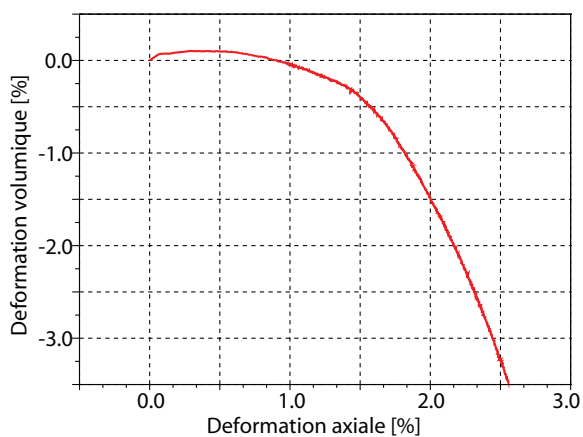
(a) Déformation axiale en fonction du temps



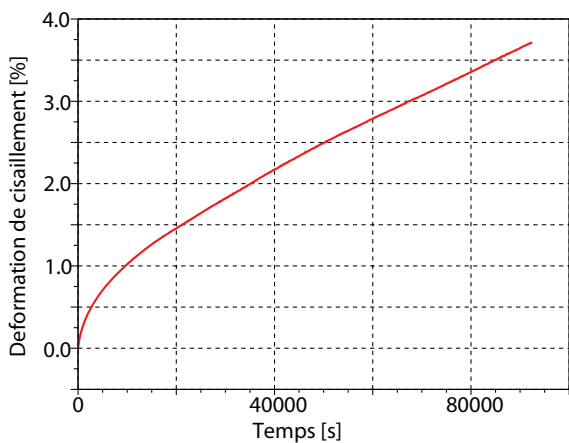
(b) Déformation radiale en fonction du temps



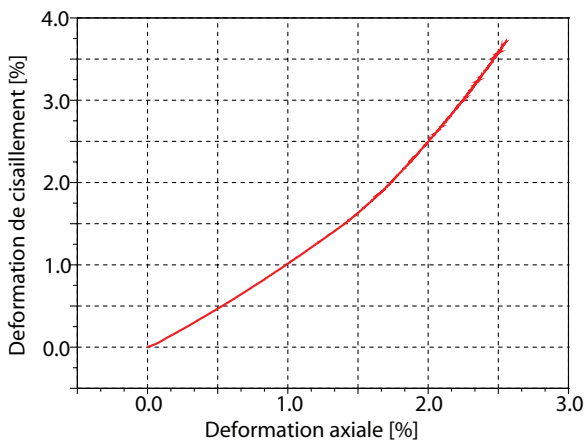
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

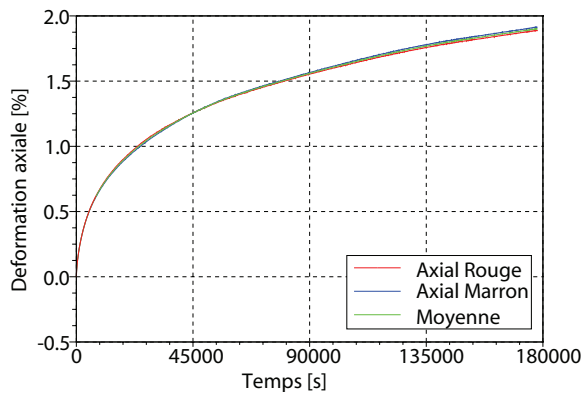


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

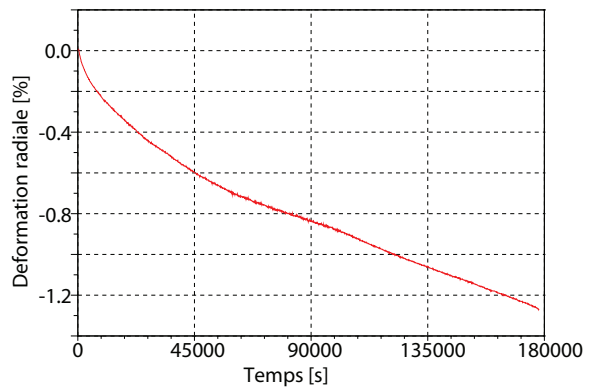


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

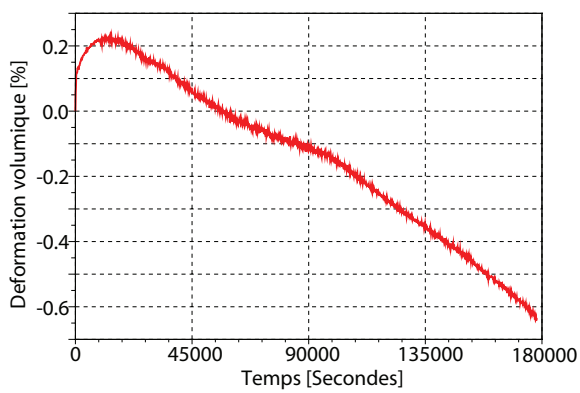
Fig J.3 – Résultats de l'essai 3 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



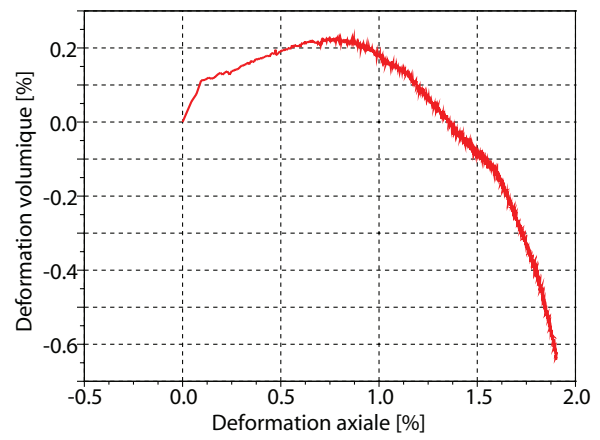
(a) Déformation axiale en fonction du temps



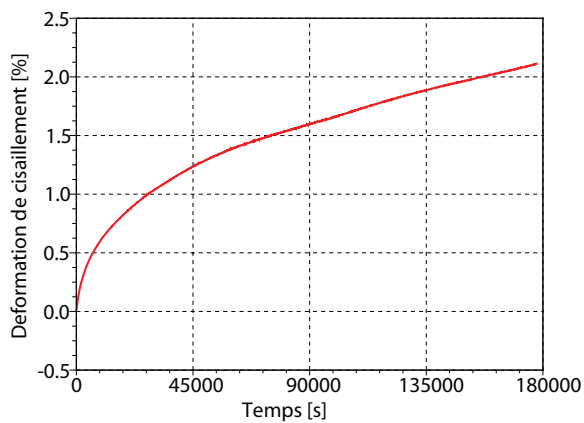
(b) Déformation radiale en fonction du temps



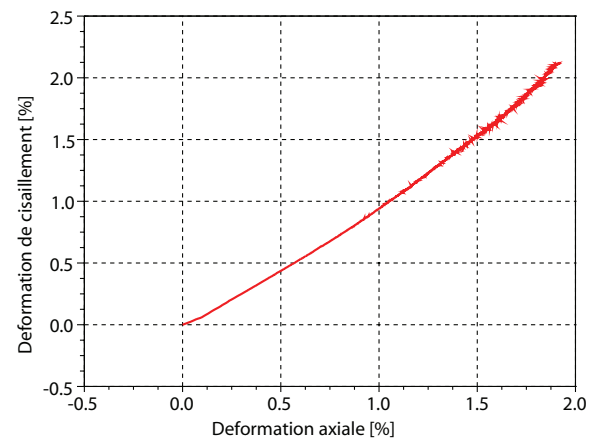
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

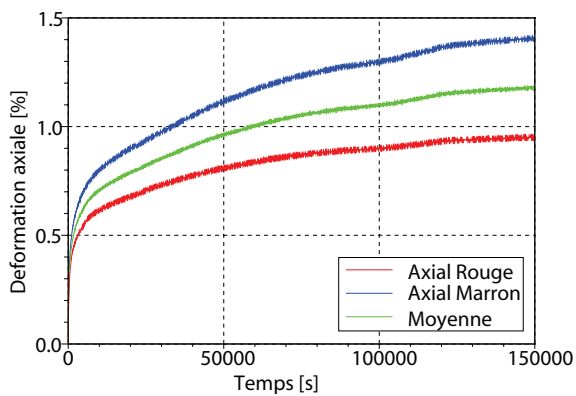


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

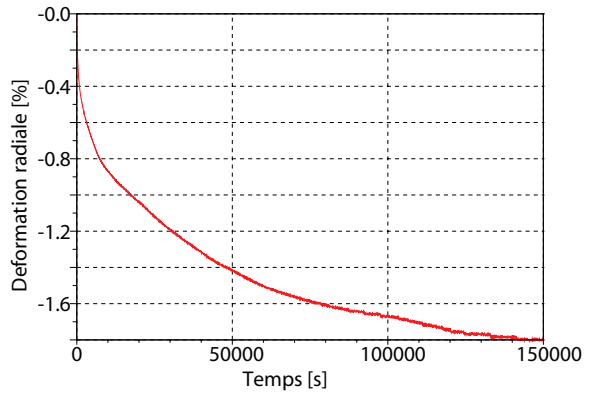


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

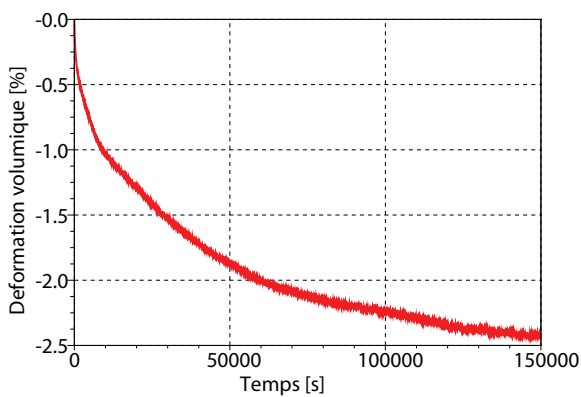
Fig J.4 – Résultats de l'essai 4 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



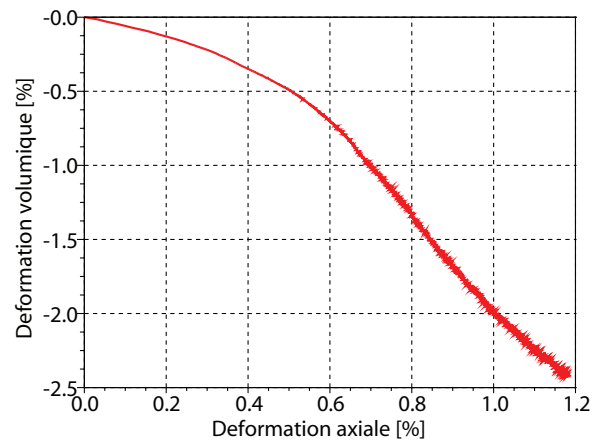
(a) Déformation axiale en fonction du temps



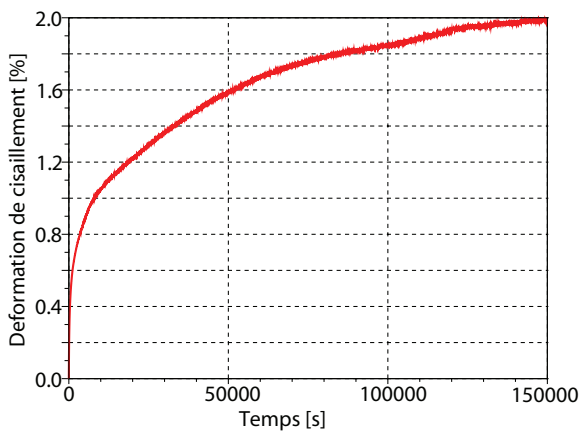
(b) Déformation radiale en fonction du temps



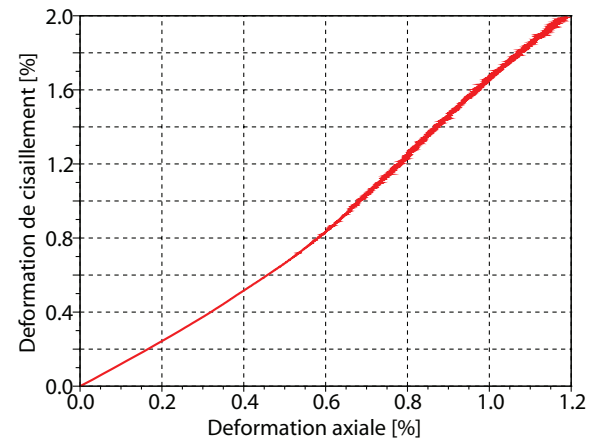
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

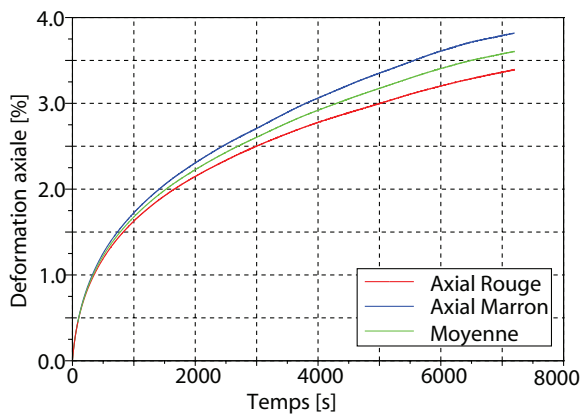


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

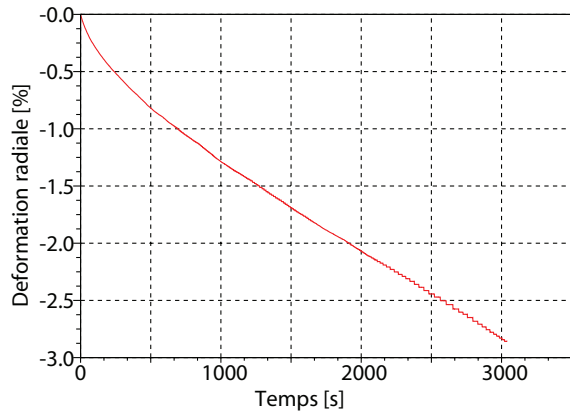


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

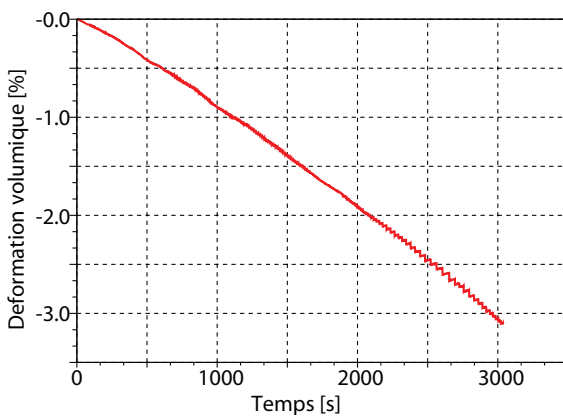
Fig J.5 – Résultats de l'essai 5 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



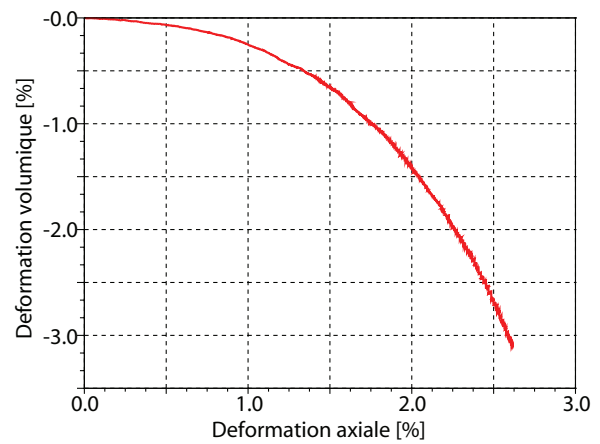
(a) Déformation axiale en fonction du temps



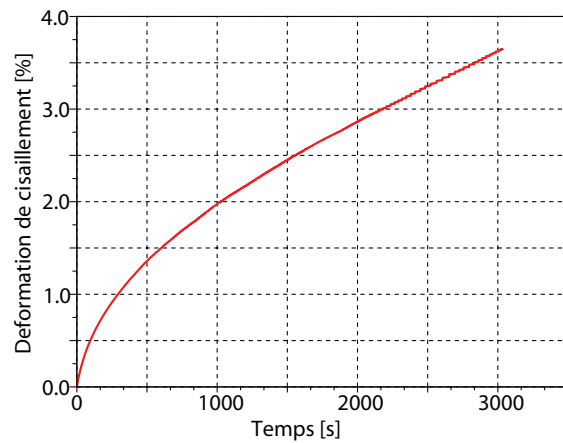
(b) Déformation radiale en fonction du temps



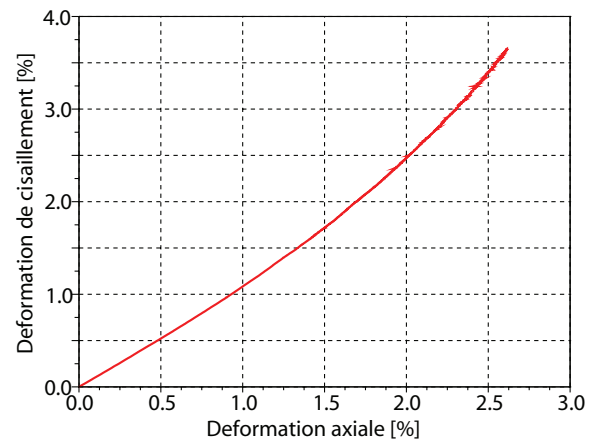
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

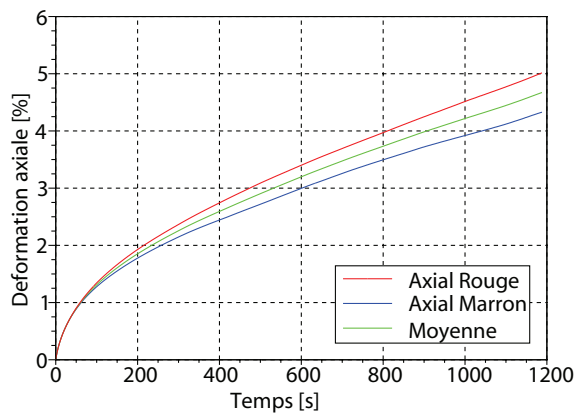


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

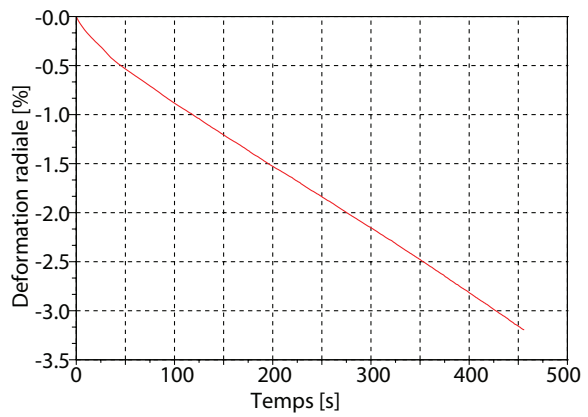


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

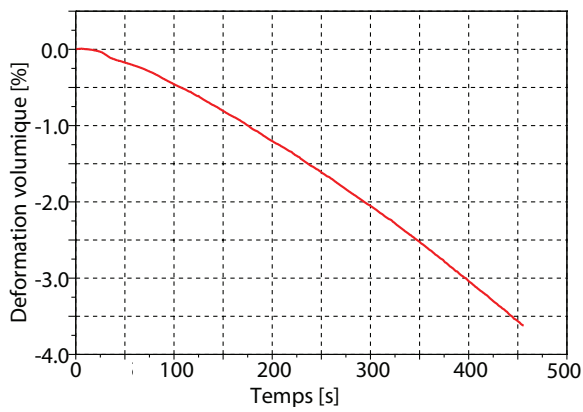
Fig J.6 – Résultats de l'essai 6 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



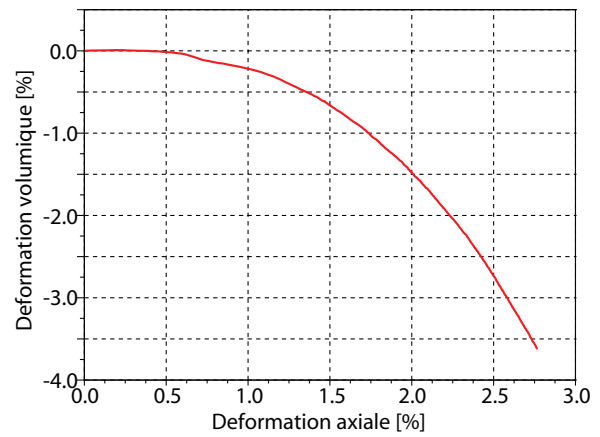
(a) Déformation axiale en fonction du temps



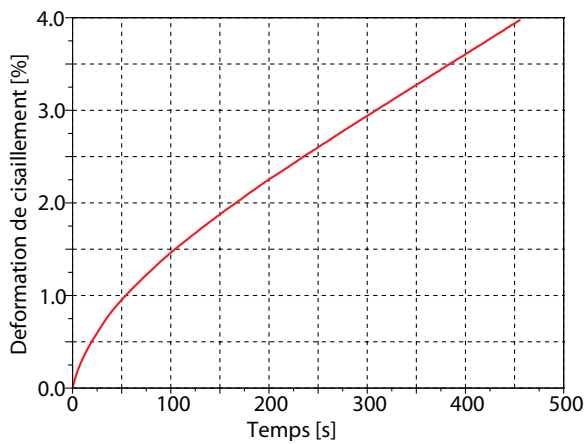
(b) Déformation radiale en fonction du temps



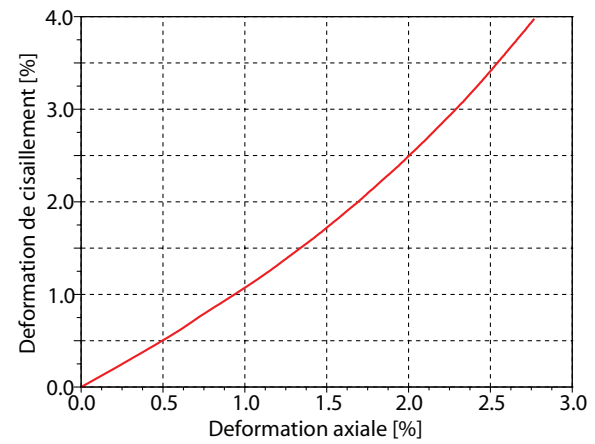
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

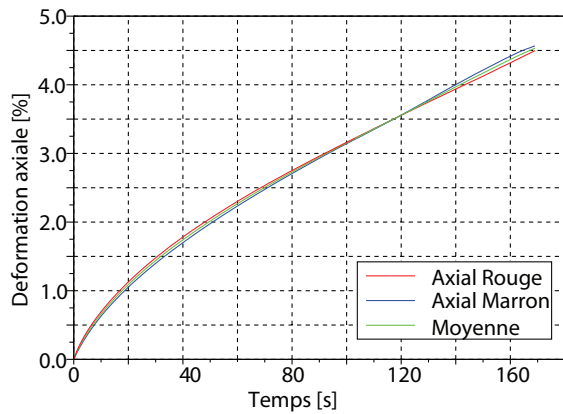


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

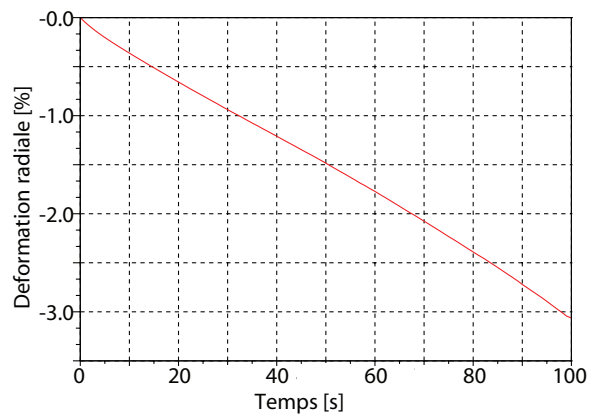


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

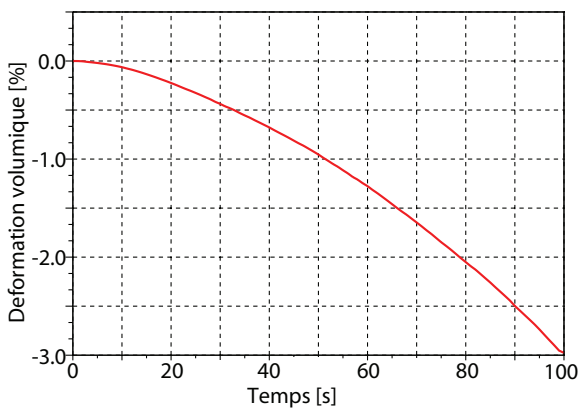
Fig J.7 – Résultats de l'essai 8 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



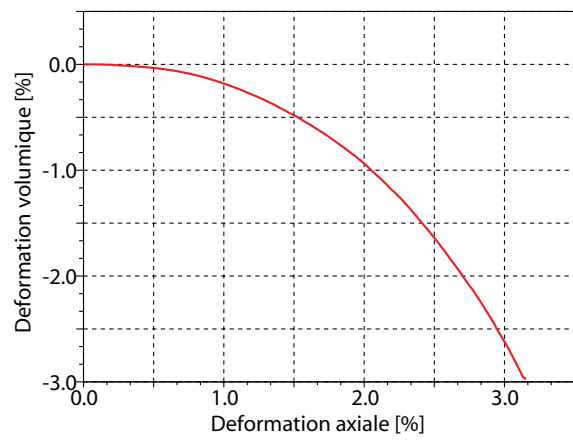
(a) Déformation axiale en fonction du temps



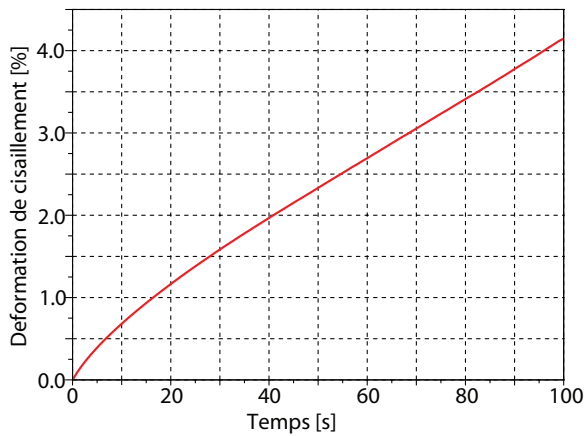
(b) Déformation radiale en fonction du temps



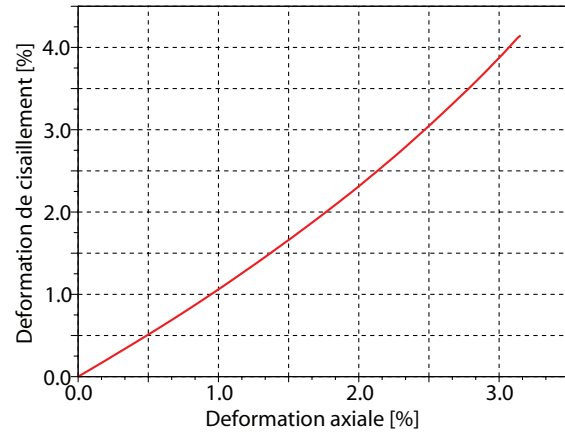
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

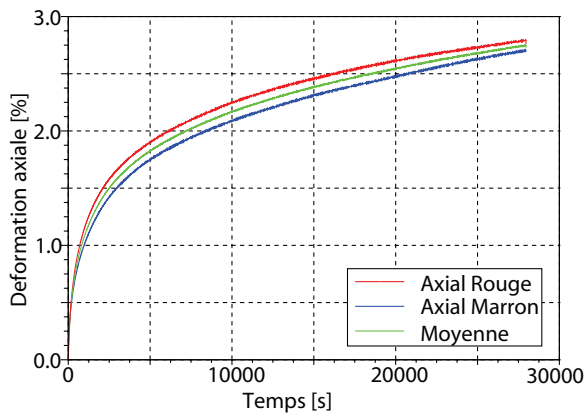


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

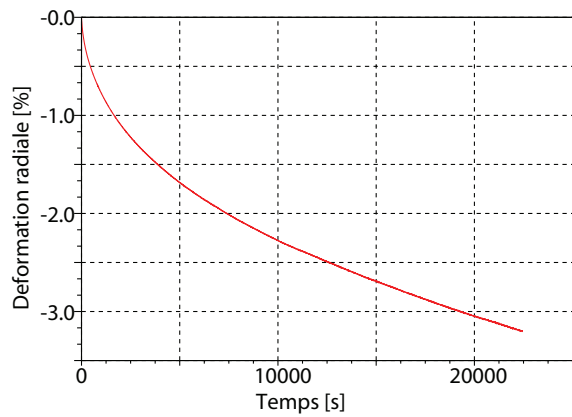


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

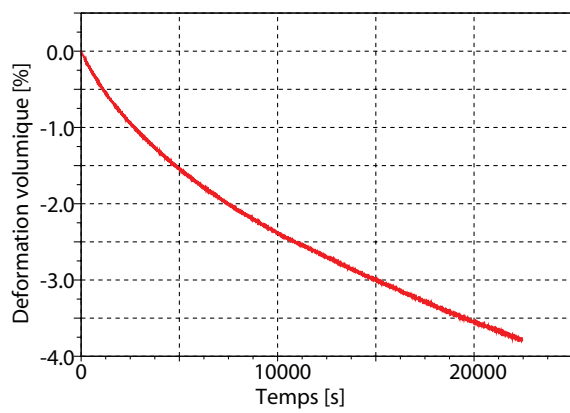
Fig J.8 – Résultats de l'essai 9 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



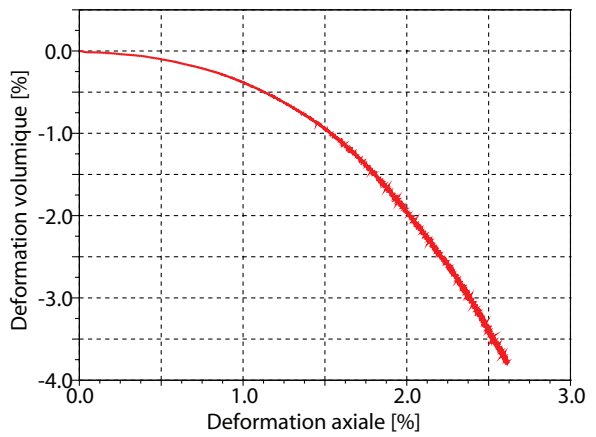
(a) Déformation axiale en fonction du temps



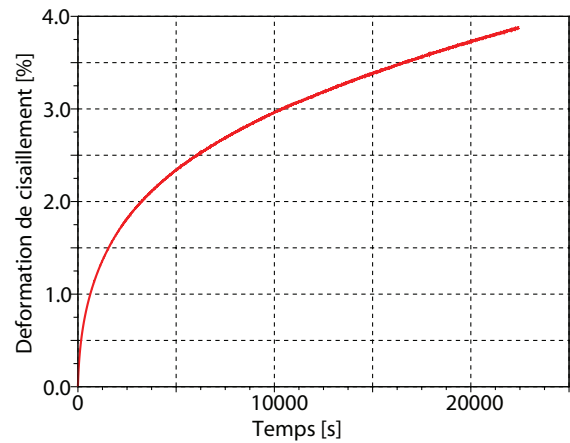
(b) Déformation radiale en fonction du temps



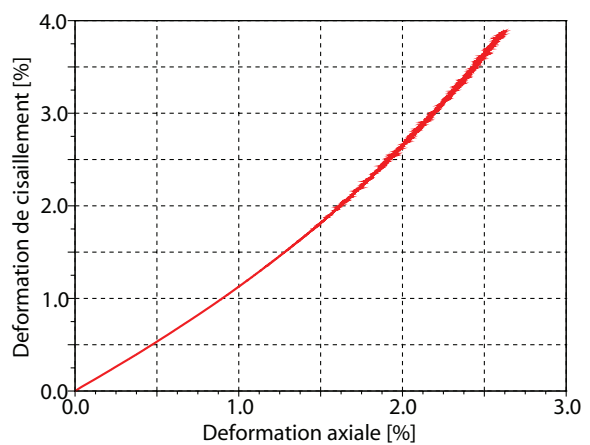
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

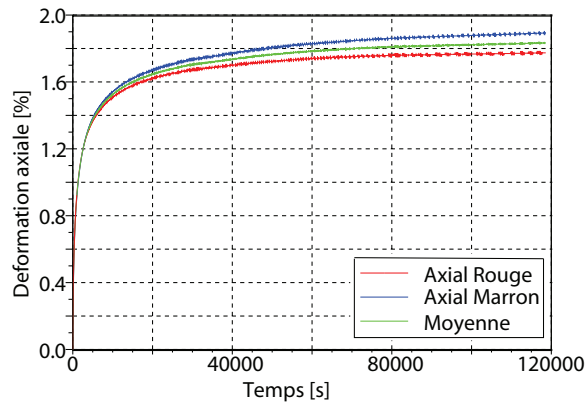


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

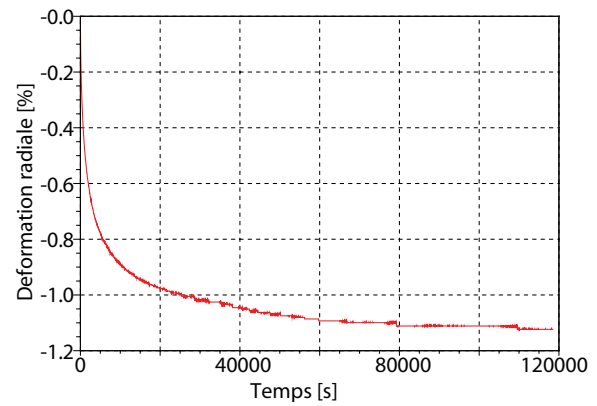


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

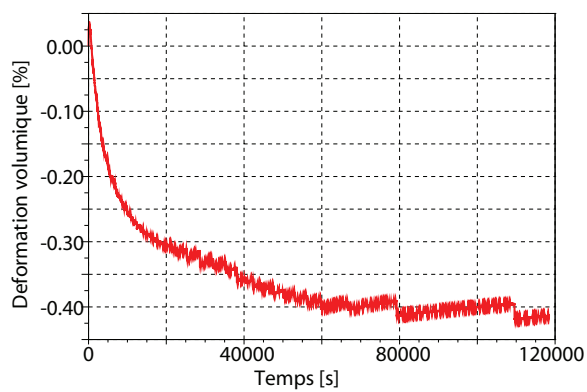
Fig J.9 – Résultats de l'essai 10 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



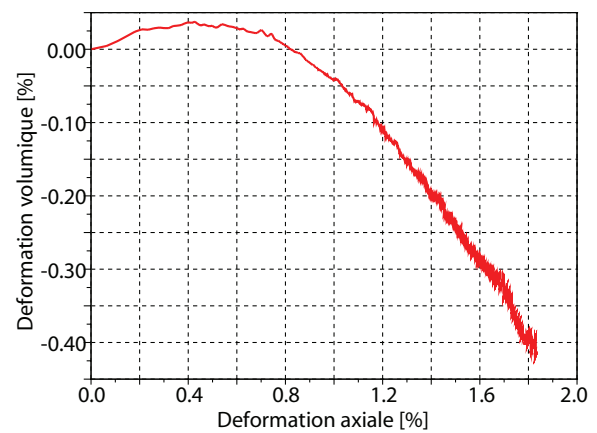
(a) Déformation axiale en fonction du temps



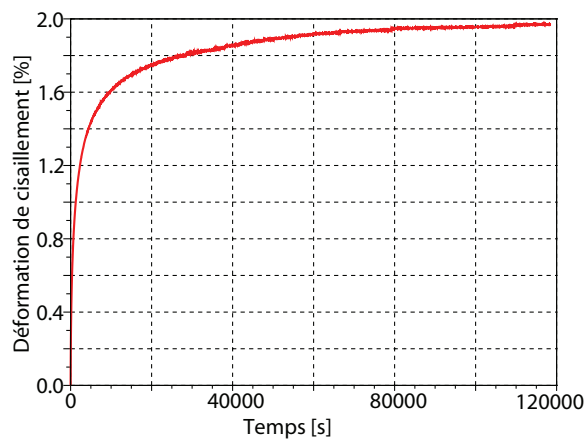
(b) Déformation radiale en fonction du temps



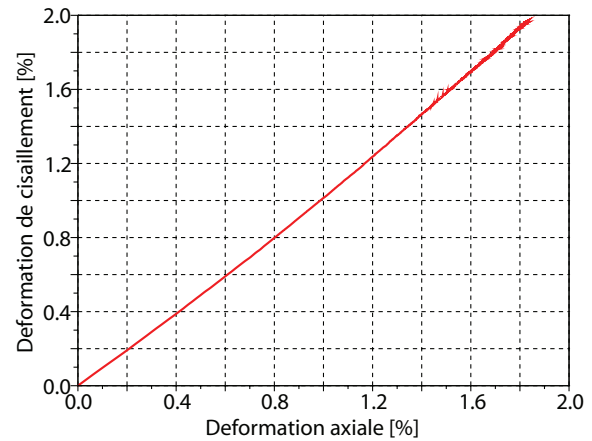
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

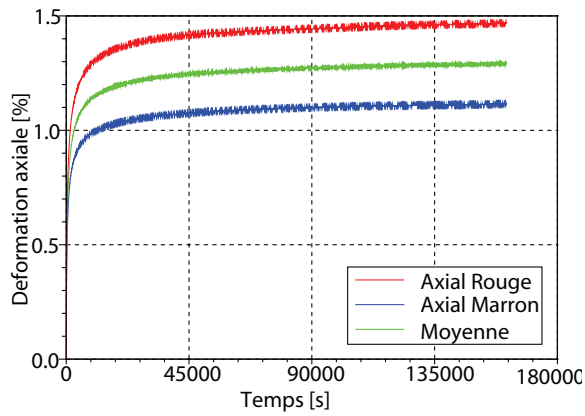


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

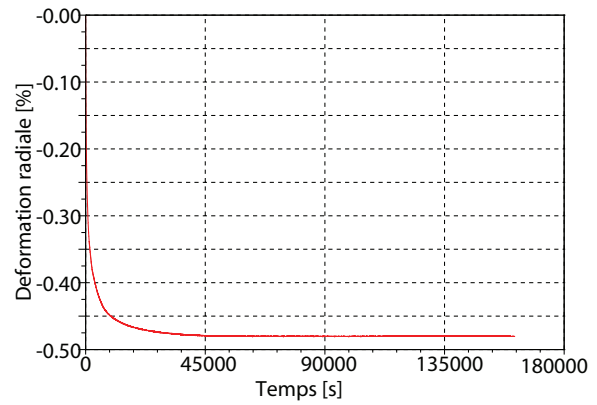


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

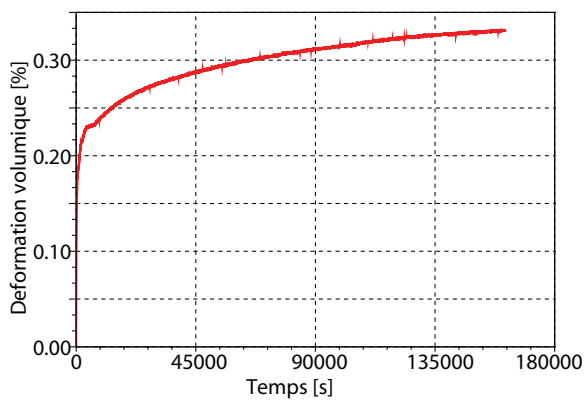
Fig J.10 – Résultats de l'essai 11 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^\circ$ C



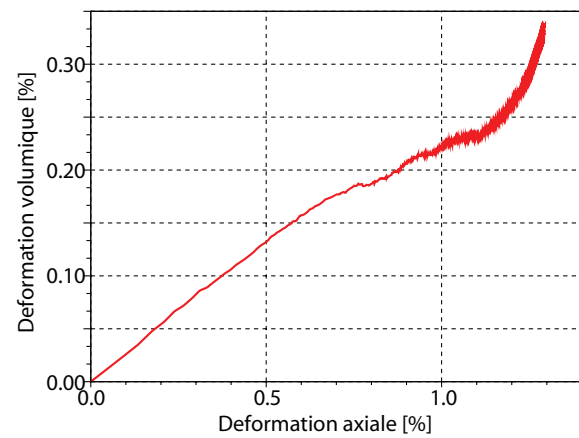
(a) Déformation axiale en fonction du temps



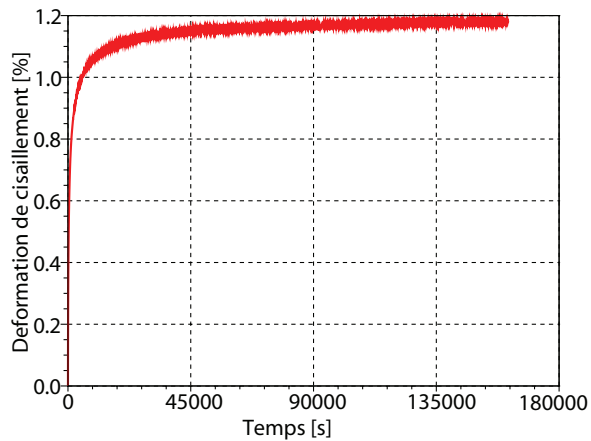
(b) Déformation radiale en fonction du temps



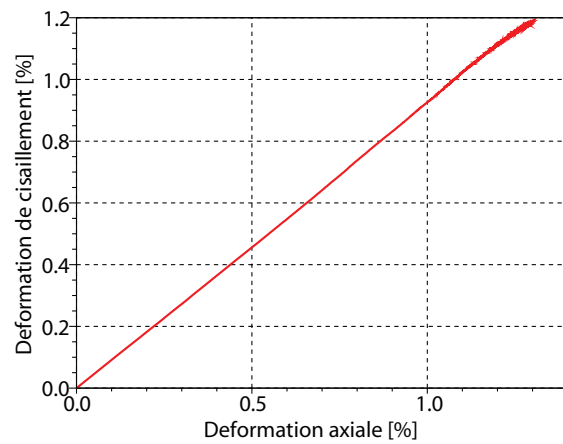
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

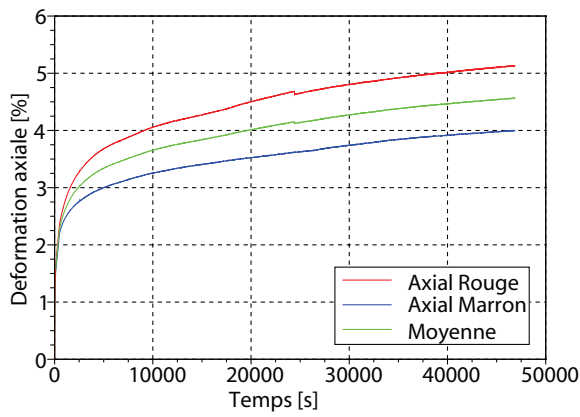


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

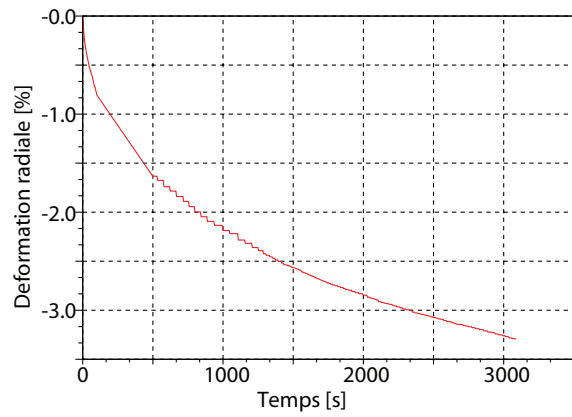


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

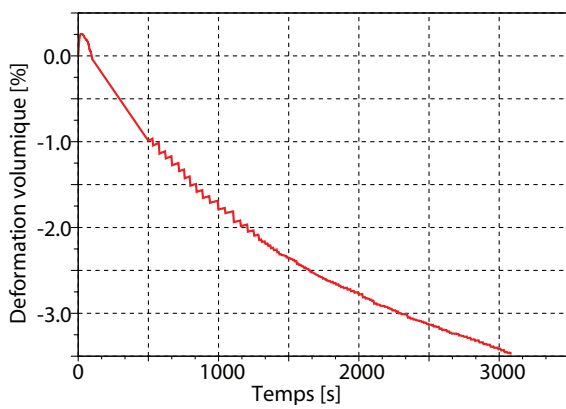
Fig J.11 – Résultats de l'essai 12 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=20^\circ$ C



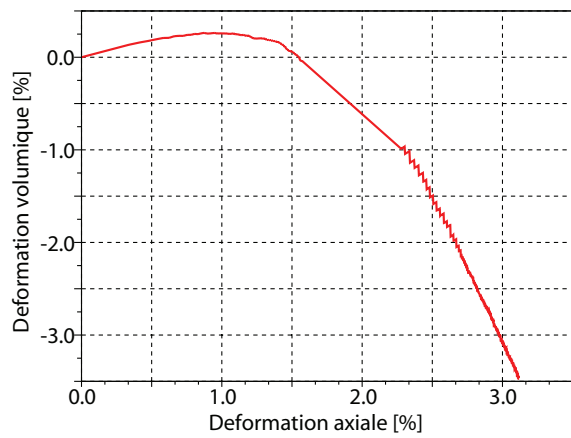
(a) Déformation axiale en fonction du temps



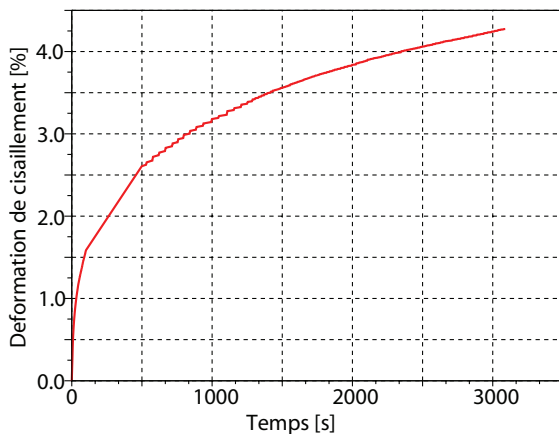
(b) Déformation radiale en fonction du temps



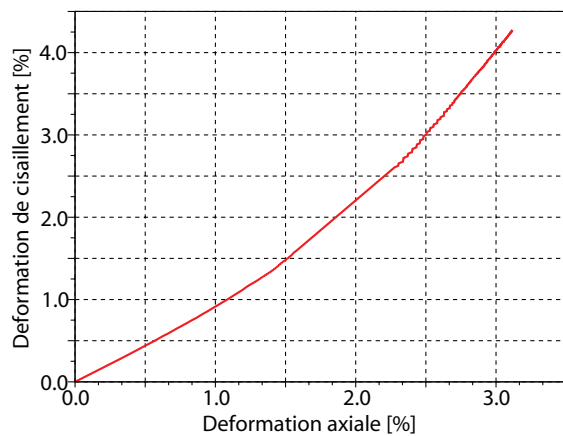
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

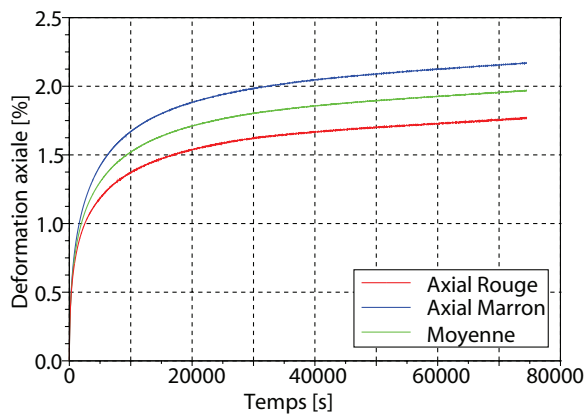


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

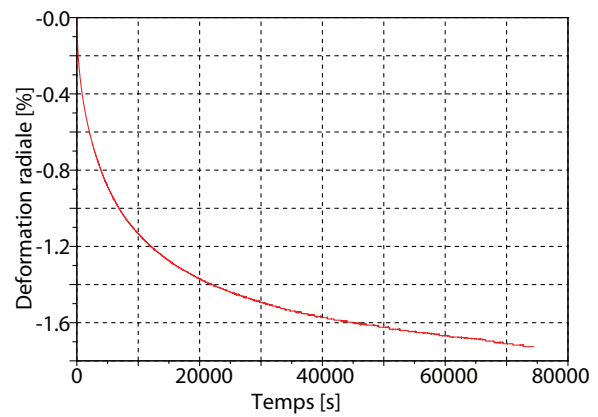


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

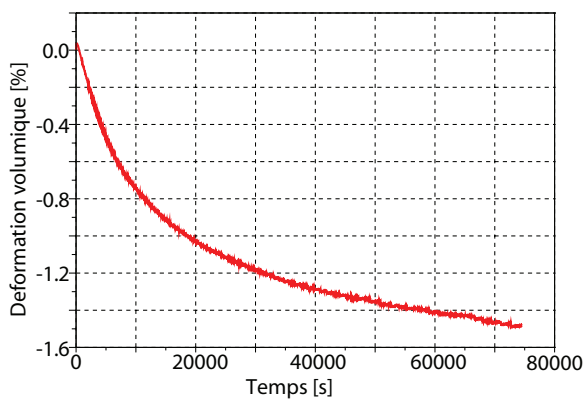
Fig J.12 – Résultats de l'essai 13 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=30^\circ$ C



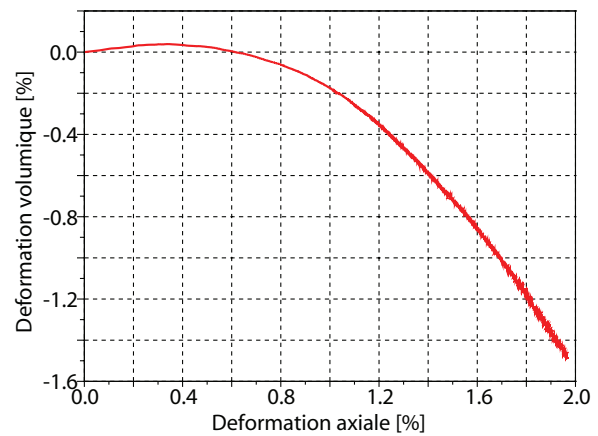
(a) Déformation axiale en fonction du temps



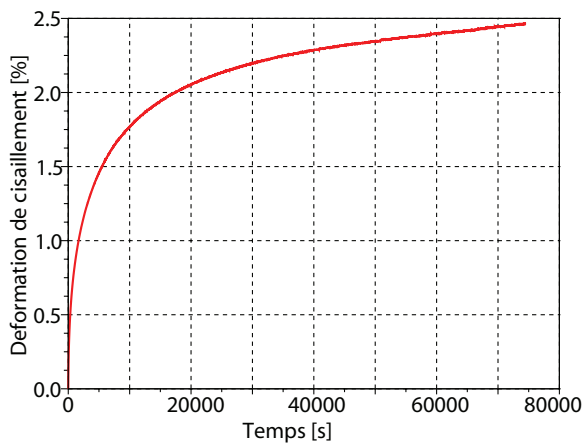
(b) Déformation radiale en fonction du temps



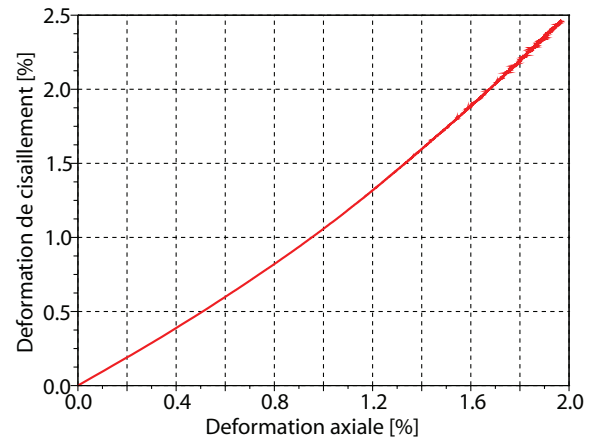
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

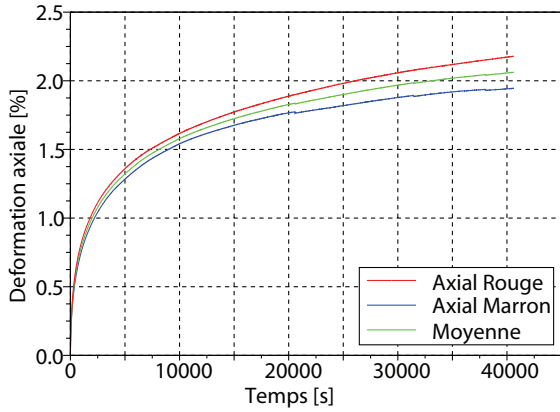


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

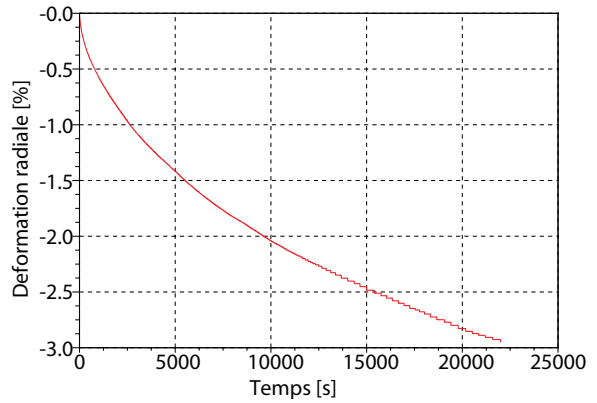


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

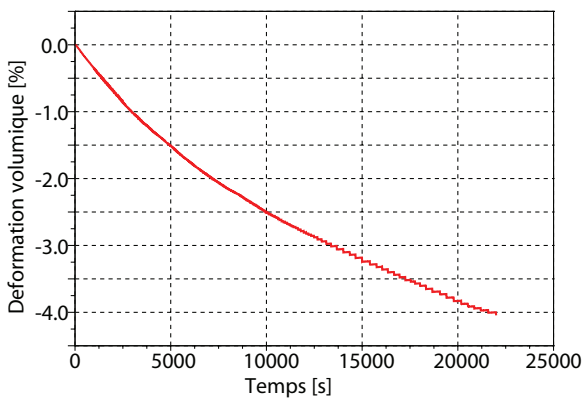
Fig J.13 – Résultats de l'essai 19 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=50$ kPa et $T=20^\circ$ C



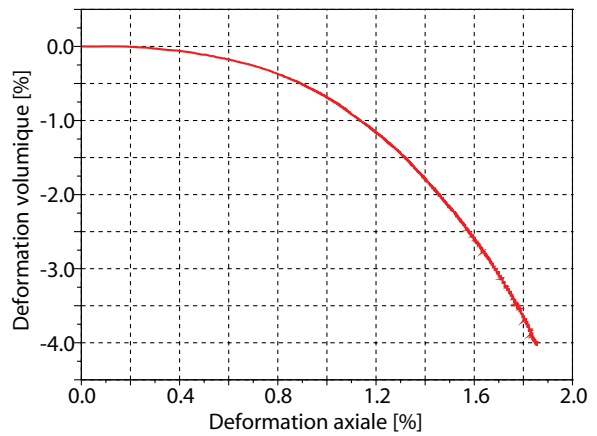
(a) Déformation axiale en fonction du temps



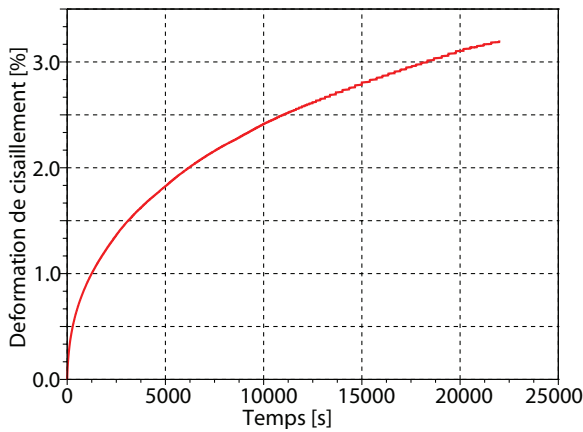
(b) Déformation radiale en fonction du temps



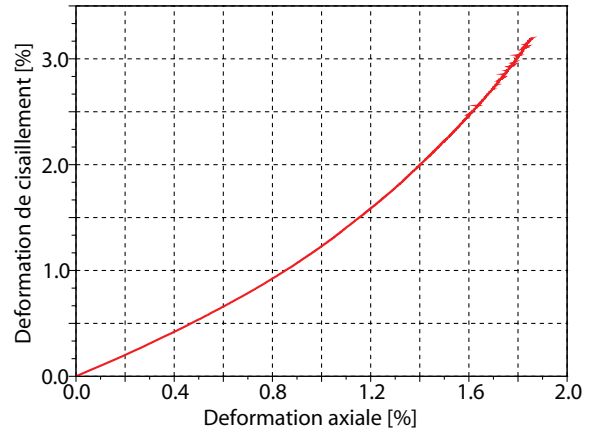
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

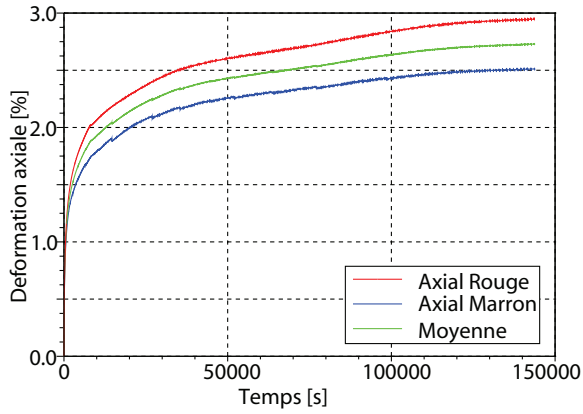


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

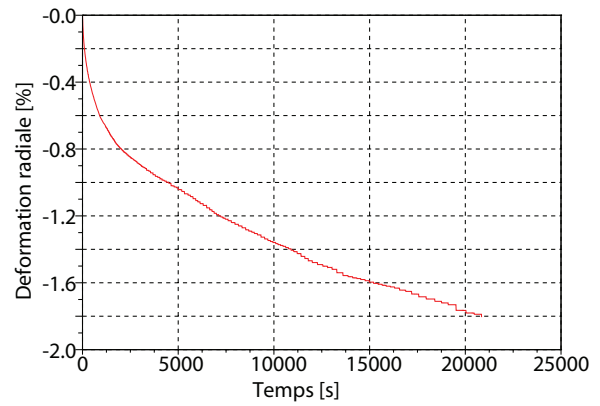


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

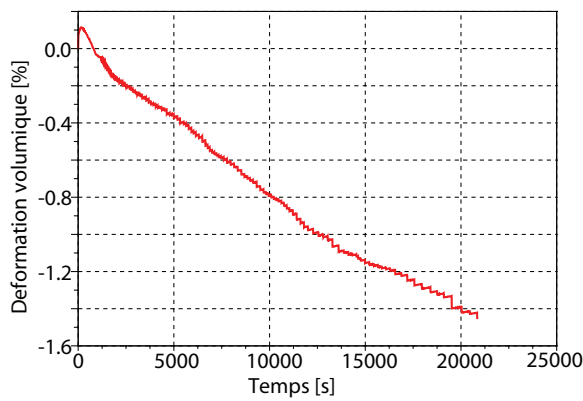
Fig J.14 – Résultats de l'essai 20 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



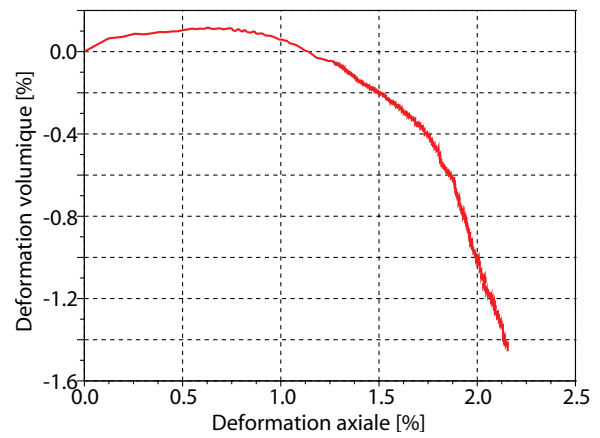
(a) Déformation axiale en fonction du temps



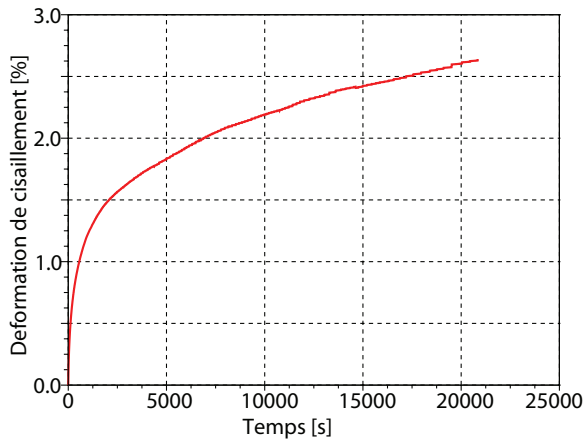
(b) Déformation radiale en fonction du temps



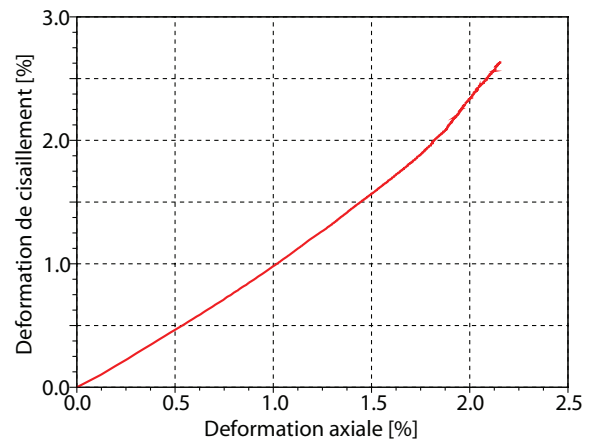
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

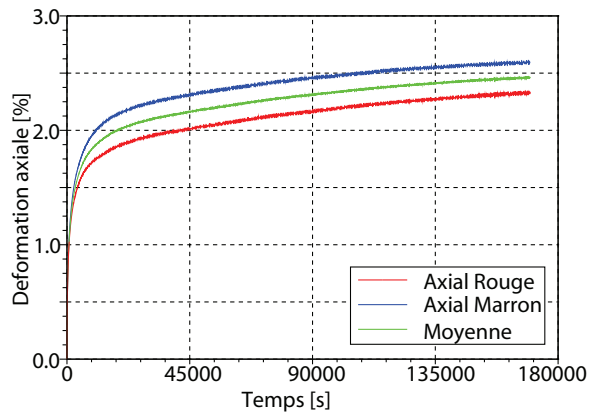


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

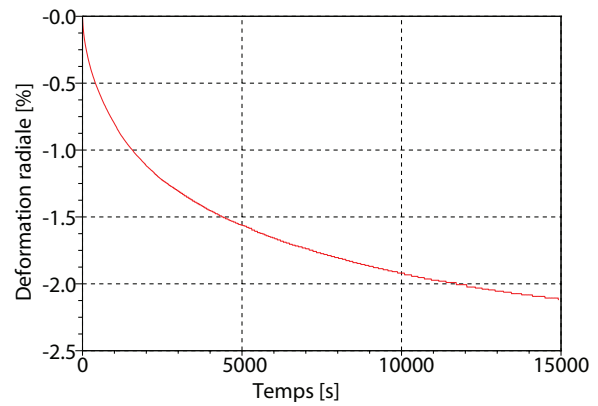


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

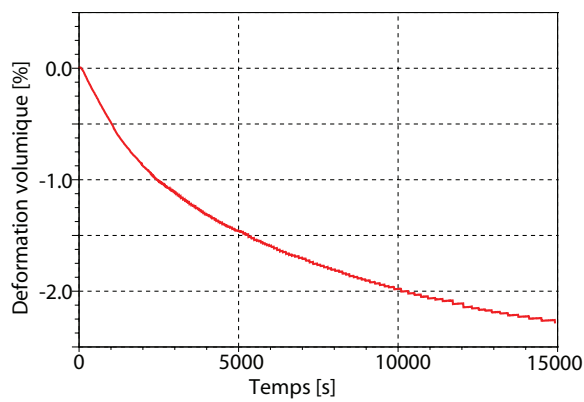
Fig J.15 – Résultats de l'essai 22 : fluage à $q=500$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=20^\circ$ C



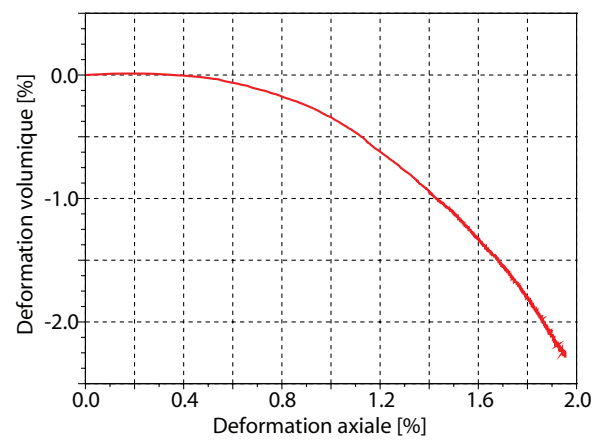
(a) Déformation axiale en fonction du temps



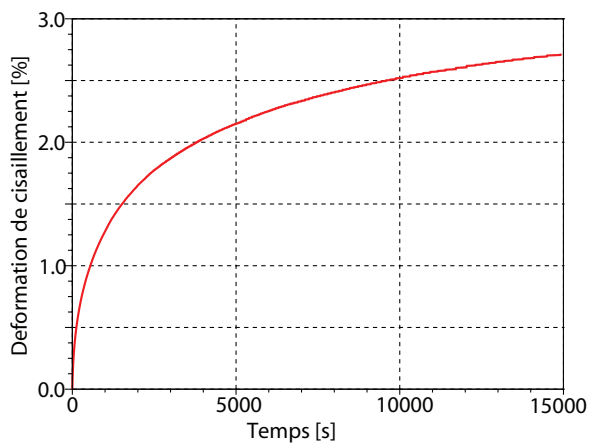
(b) Déformation radiale en fonction du temps



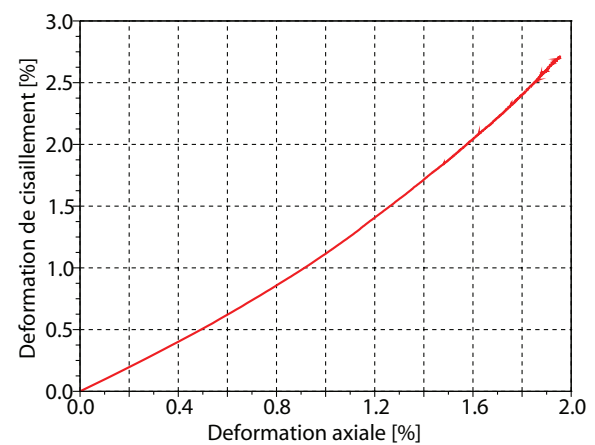
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

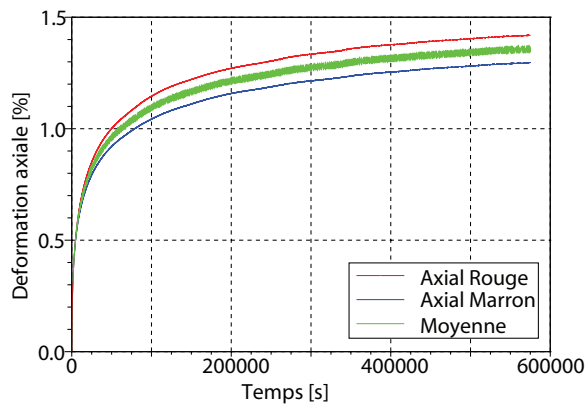


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

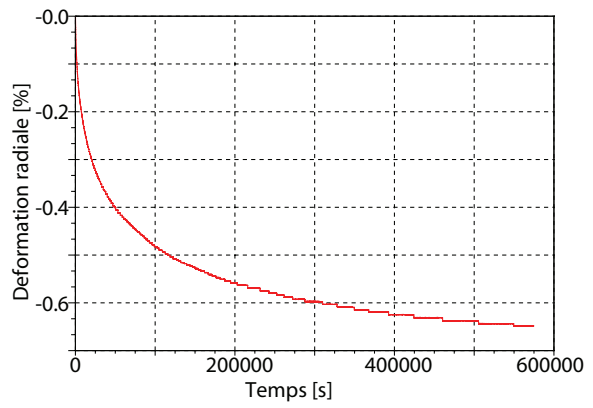


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

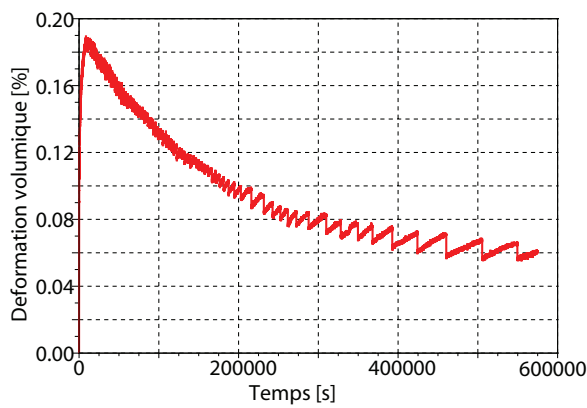
Fig J.16 – Résultats de l'essai 24 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=25$ kPa et $T=20^\circ$ C



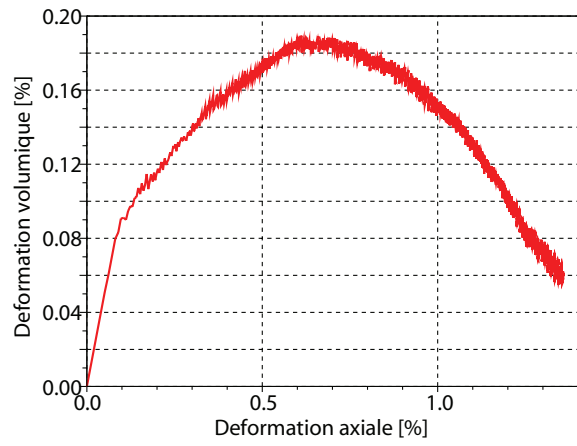
(a) Déformation axiale en fonction du temps



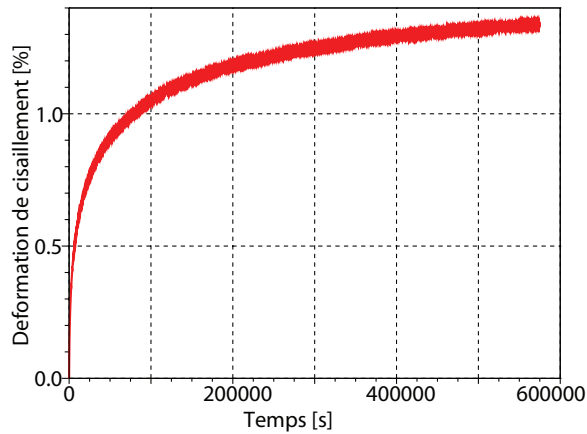
(b) Déformation radiale en fonction du temps



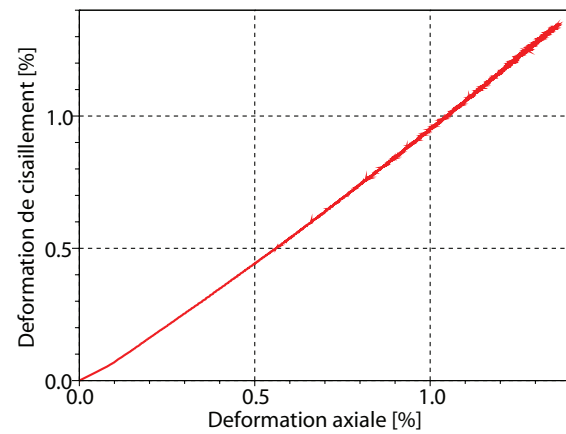
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

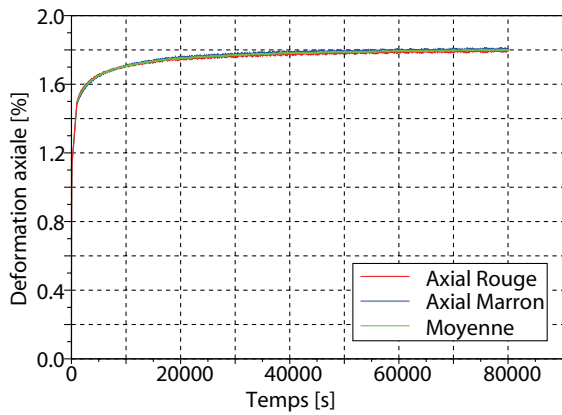


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

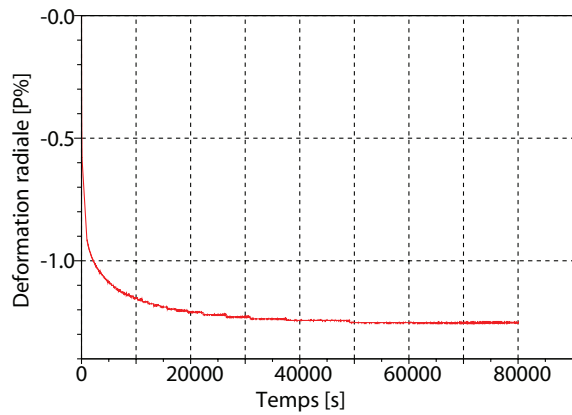


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

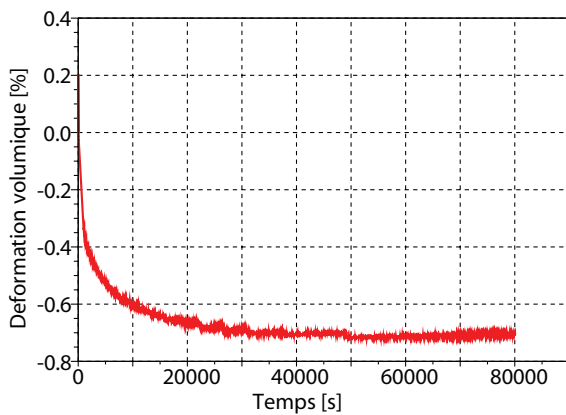
Fig J.17 – Résultats de l'essai 25 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=10^\circ$ C



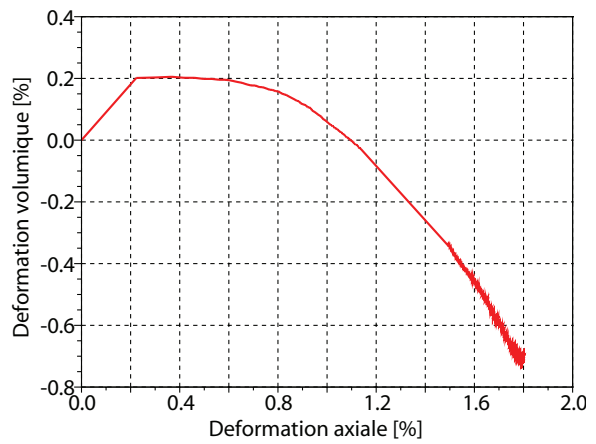
(a) Déformation axiale en fonction du temps



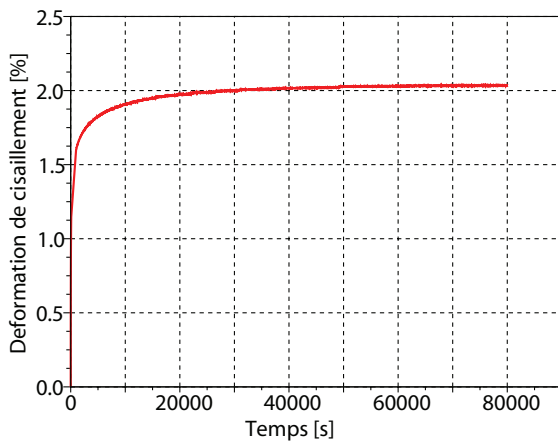
(b) Déformation radiale en fonction du temps



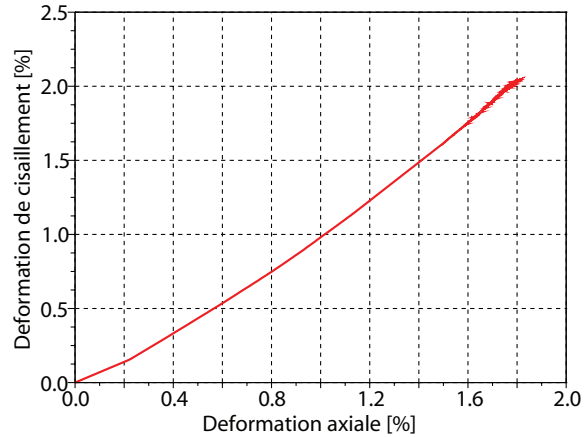
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

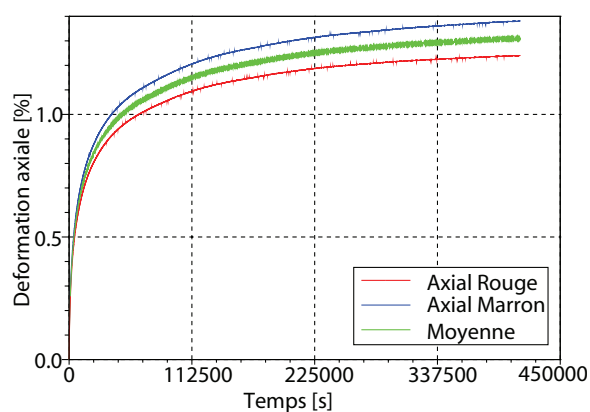


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

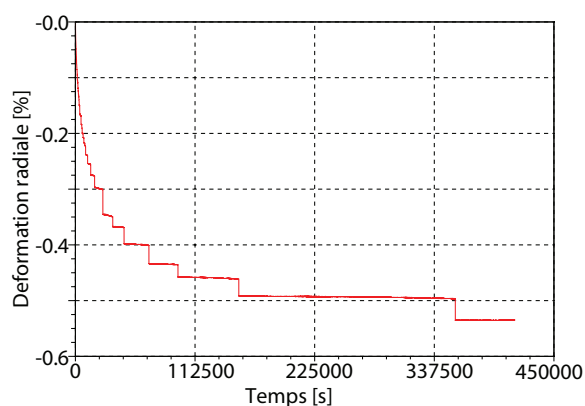


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

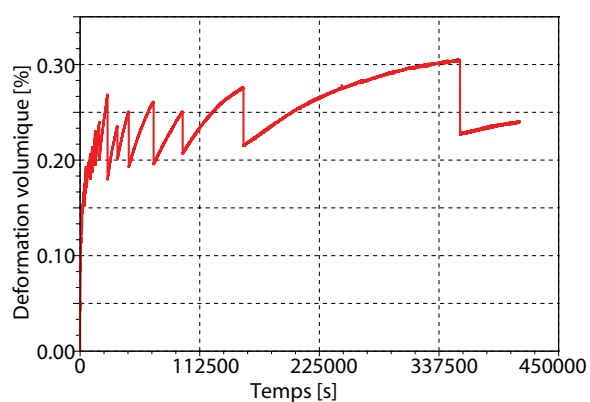
Fig J.18 – Résultats de l'essai 26 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=30^\circ$ C



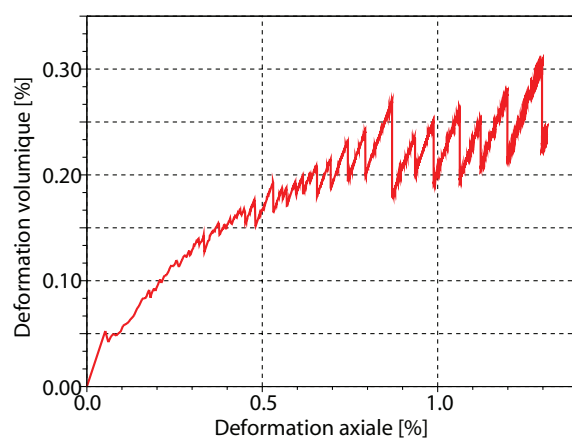
(a) Déformation axiale en fonction du temps



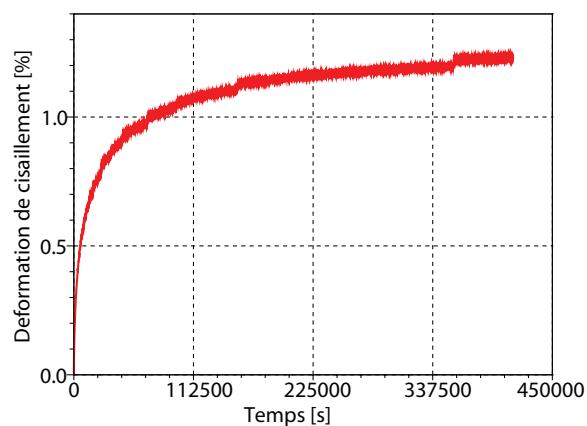
(b) Déformation radiale en fonction du temps



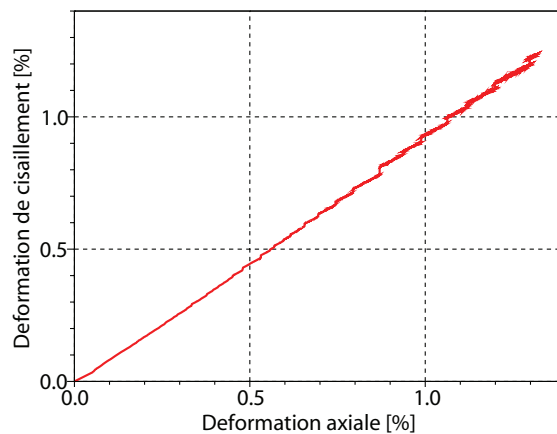
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

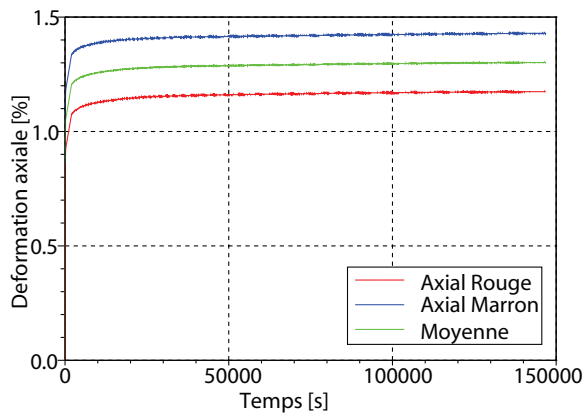


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

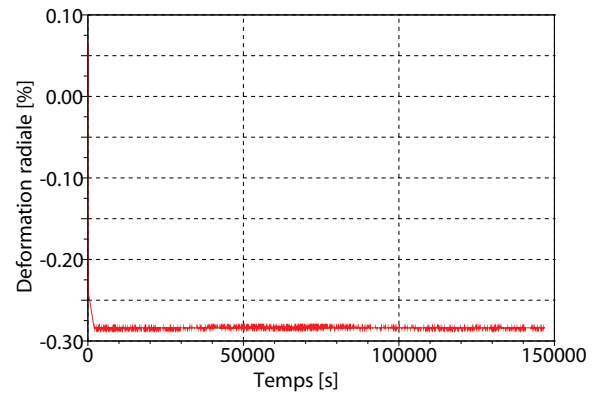


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

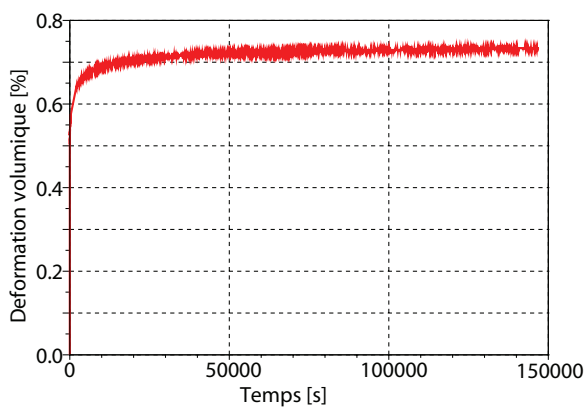
Fig J.19 – Résultats de l'essai 28 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=10^\circ$ C



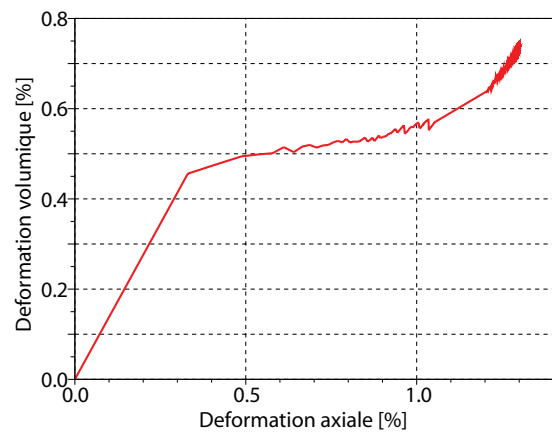
(a) Déformation axiale en fonction du temps



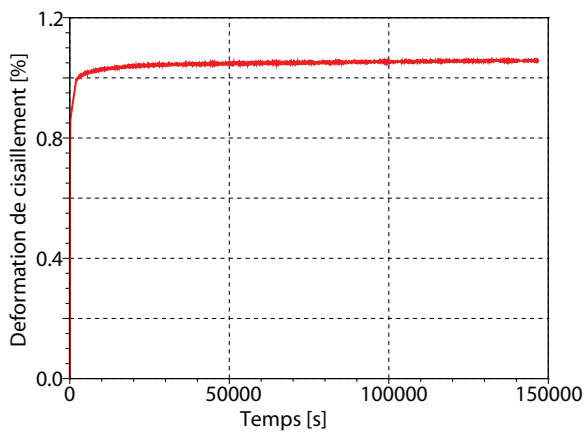
(b) Déformation radiale en fonction du temps



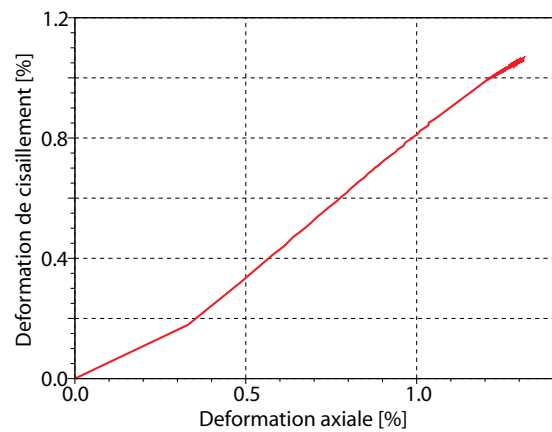
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

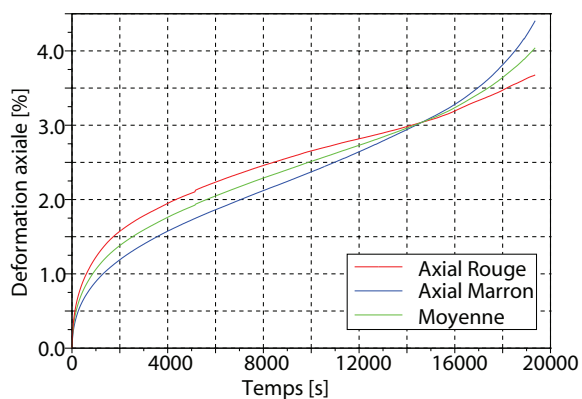


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

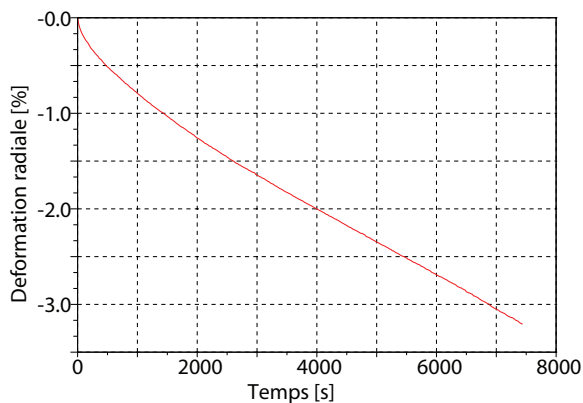


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

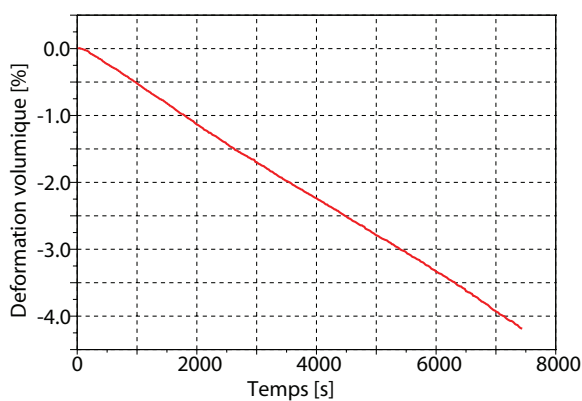
Fig J.20 – Résultats de l'essai 29 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=30^\circ$ C



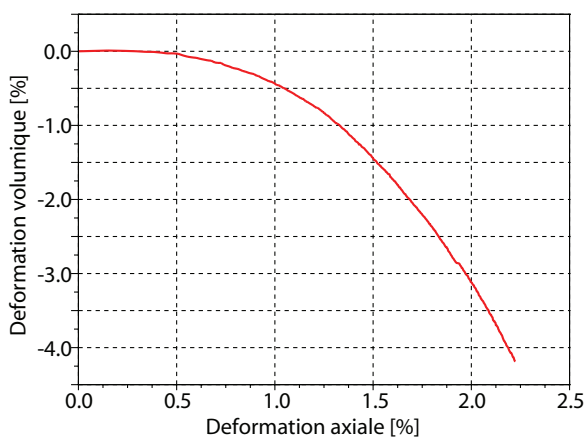
(a) Déformation axiale en fonction du temps



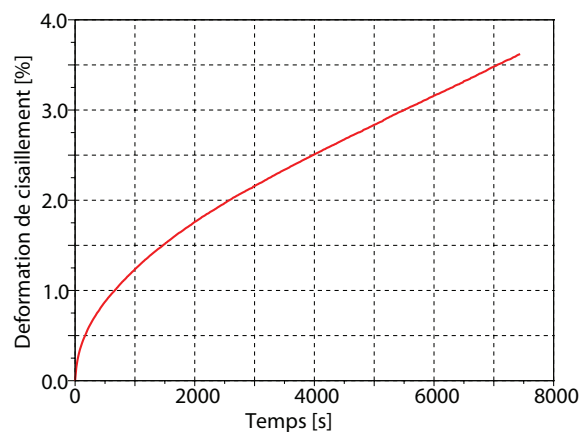
(b) Déformation radiale en fonction du temps



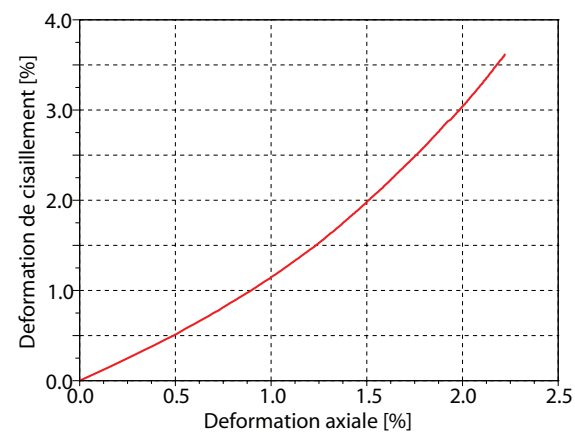
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

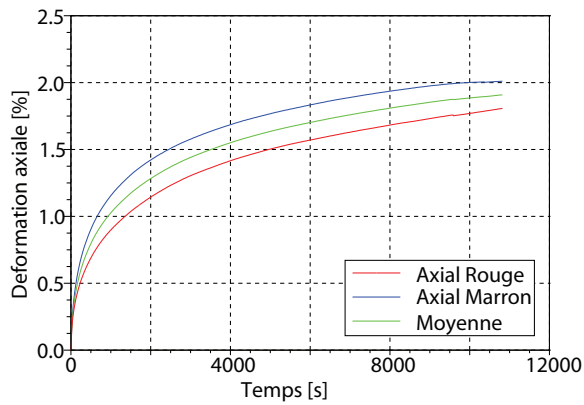


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

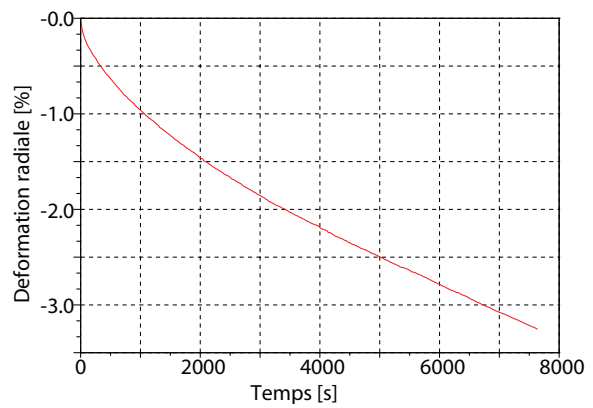


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

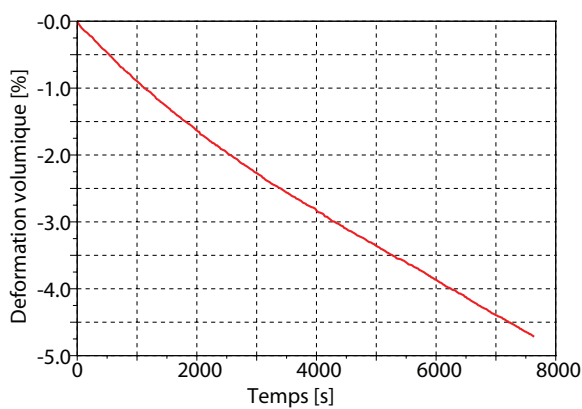
Fig J.21 – Résultats de l'essai 31 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



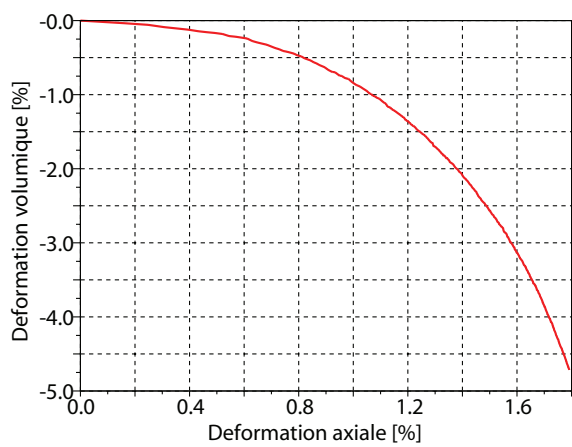
(a) Déformation axiale en fonction du temps



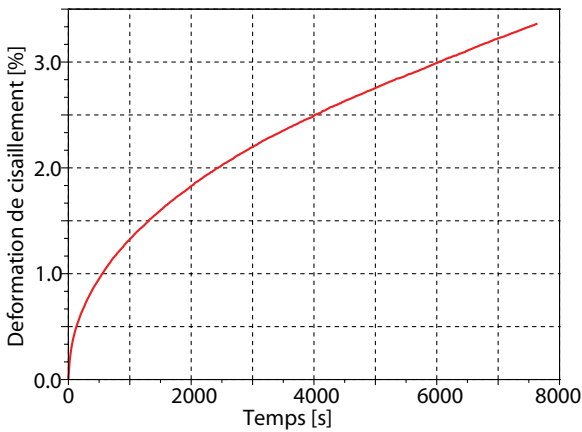
(b) Déformation radiale en fonction du temps



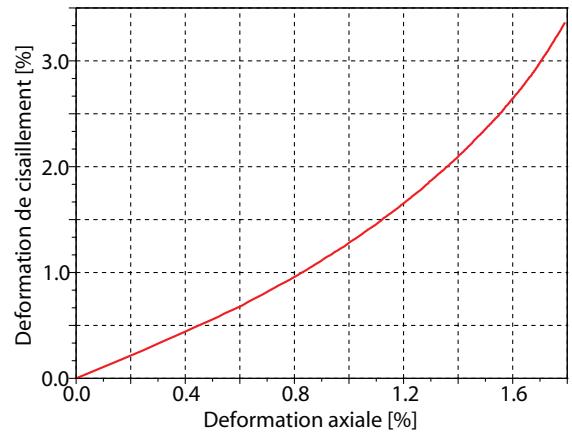
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

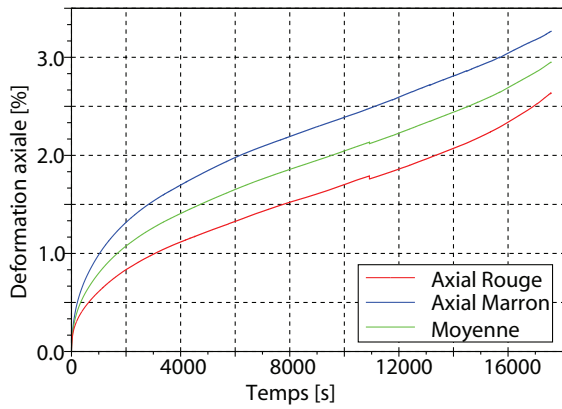


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

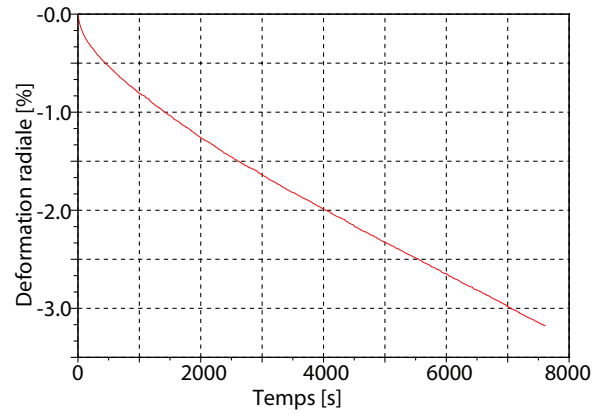


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

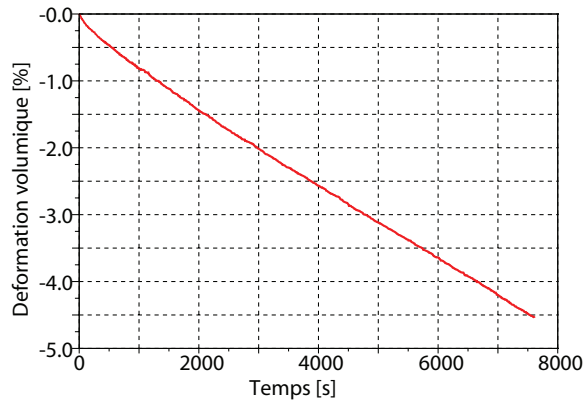
Fig J.22 – Résultats de l'essai 32 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



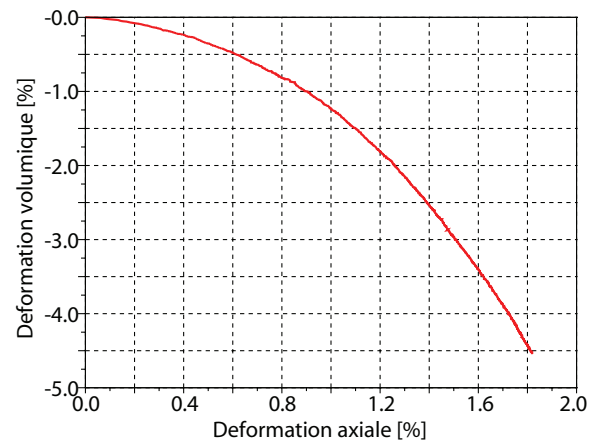
(a) Déformation axiale en fonction du temps



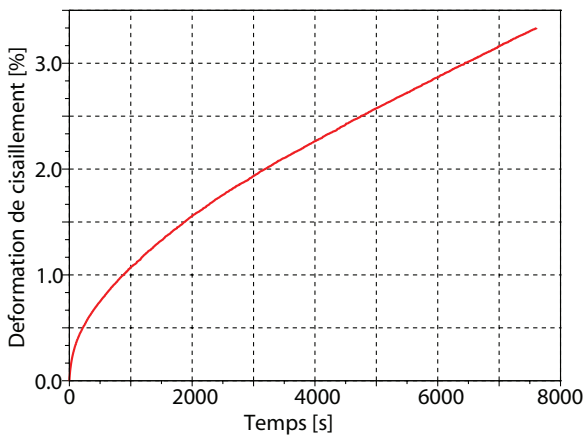
(b) Déformation radiale en fonction du temps



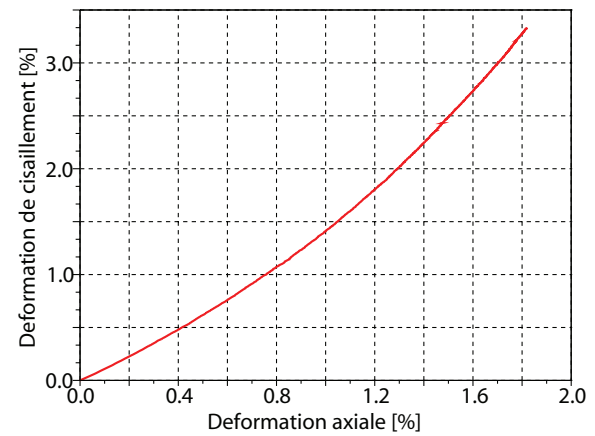
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

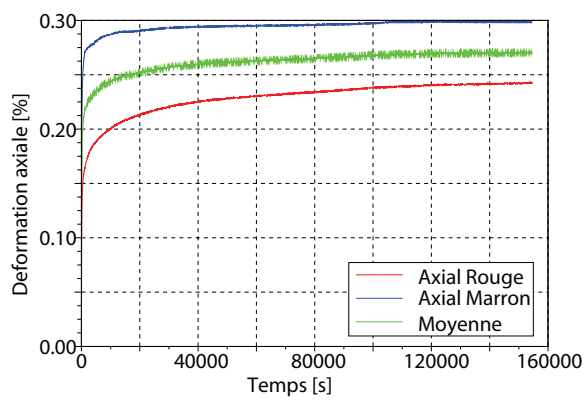


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

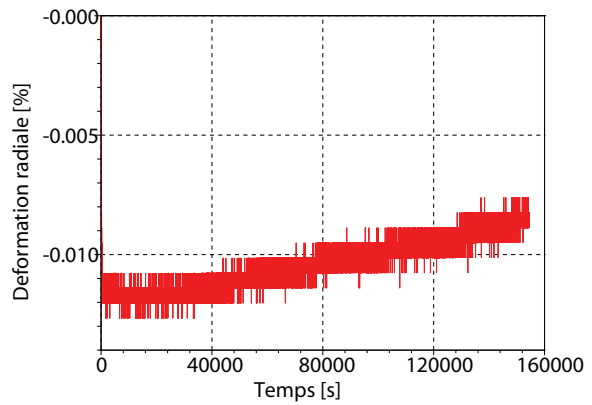


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

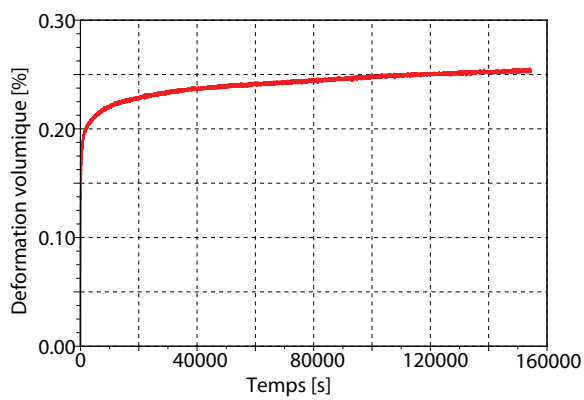
Fig J.23 – Résultats de l'essai 33 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa et $T=20^\circ$ C



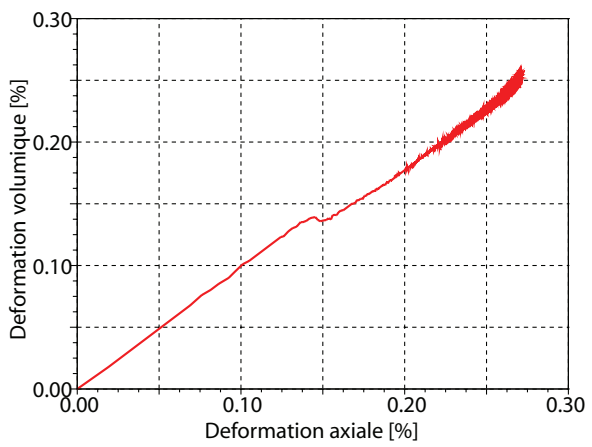
(a) Déformation axiale en fonction du temps



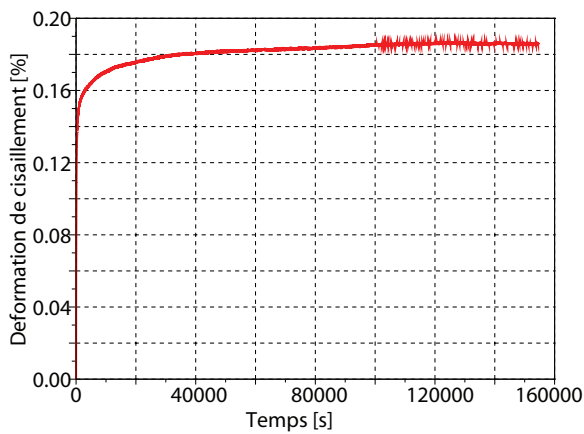
(b) Déformation radiale en fonction du temps



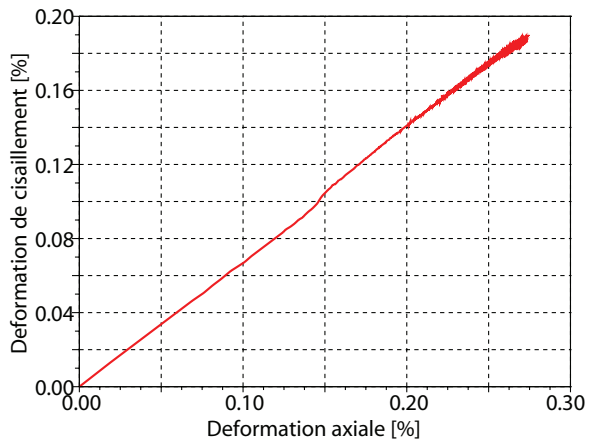
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

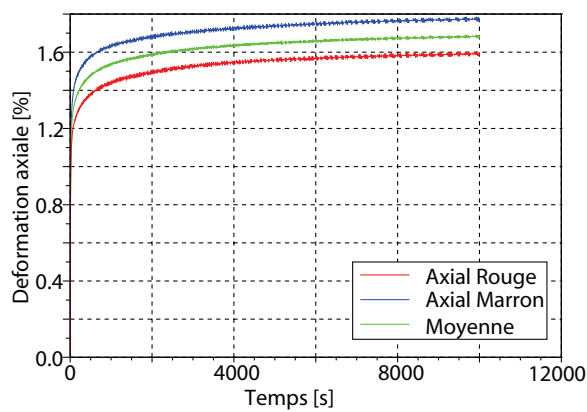


(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps

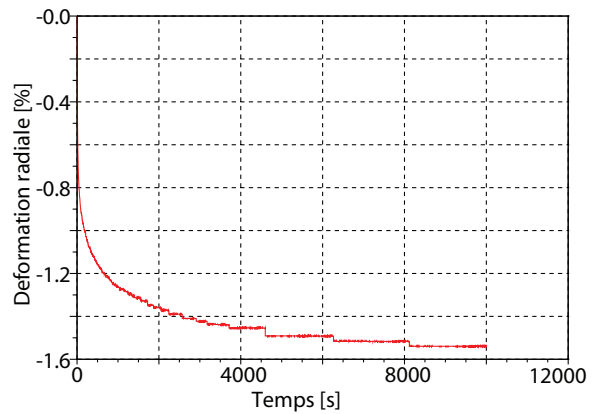


(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

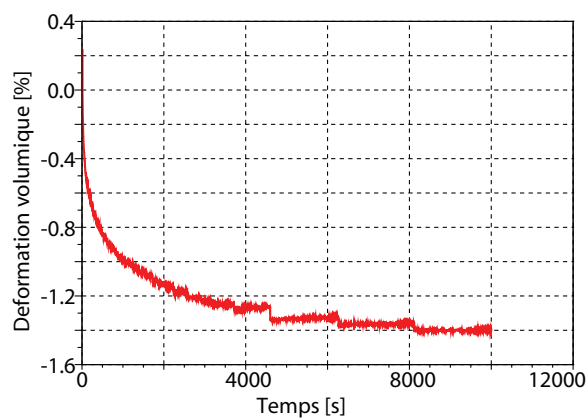
Fig J.24 – Résultats de l'essai 35 : fluage à $q=200$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa et $T=20^\circ$ C



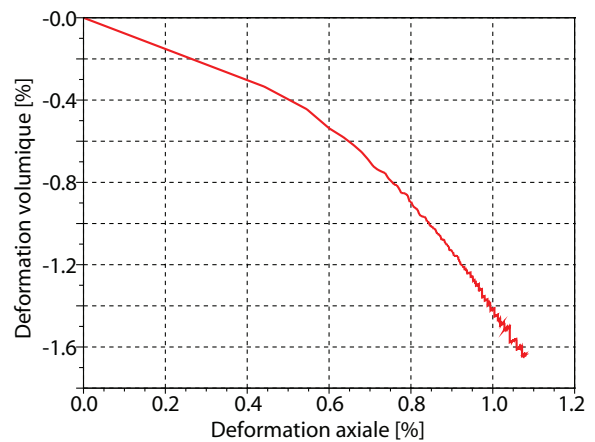
(a) Déformation axiale en fonction du temps



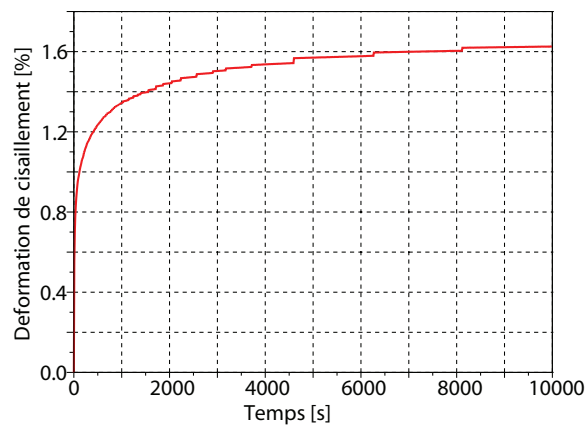
(b) Déformation radiale en fonction du temps



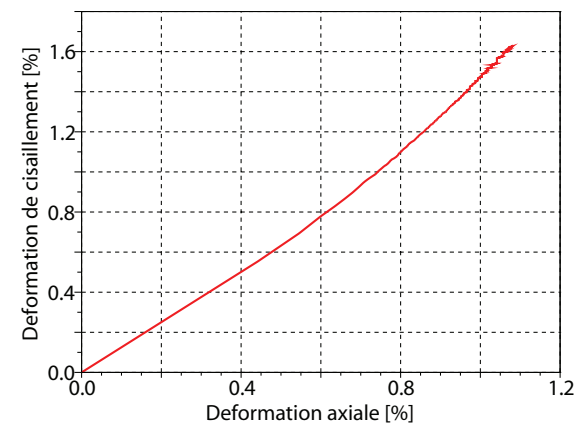
(c) Déformation volumique en fonction du temps



(d) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale



(e) Déformation de cisaillement en fonction du temps



(f) Déformation de cisaillement en fonction de la déformation axiale

Fig J.25 – Résultats de l'essai 36 : fluage à $q=400$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa et $T=40^\circ$ C

Annexe K

Essais de fluage à différentes températures sans correction des valeurs

La figure K.1 représente les déformations axiales en fonction de temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa à différentes températures.

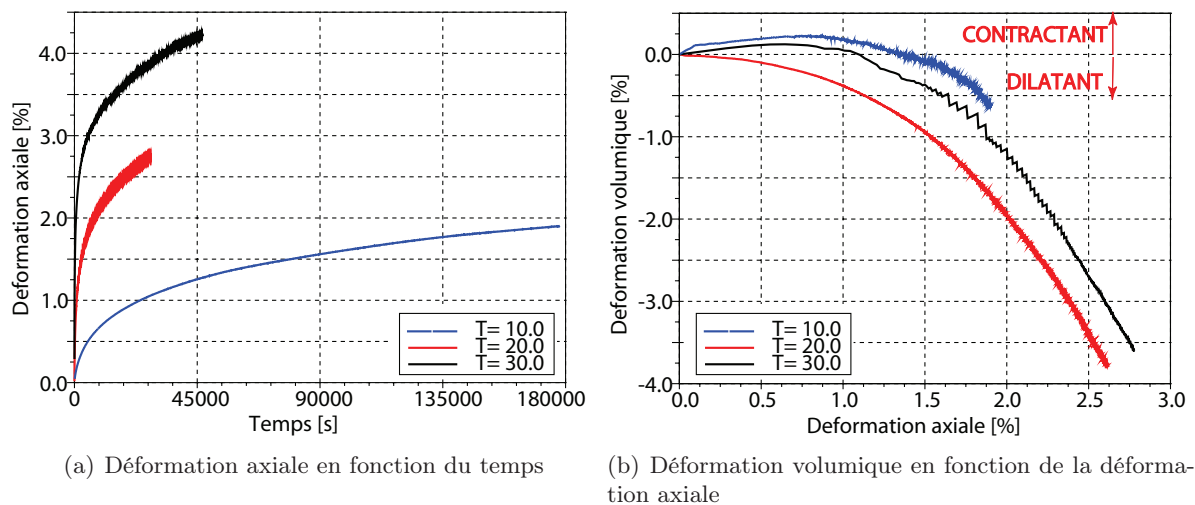
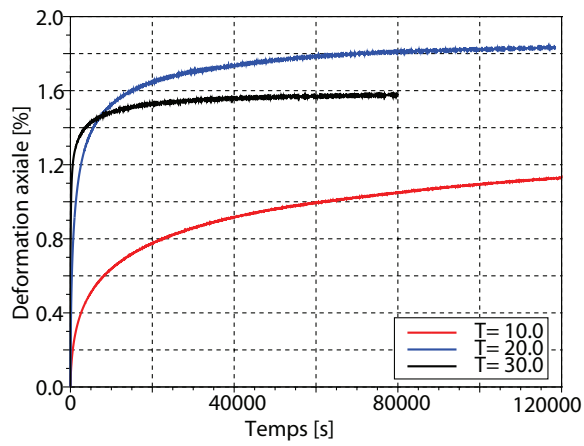
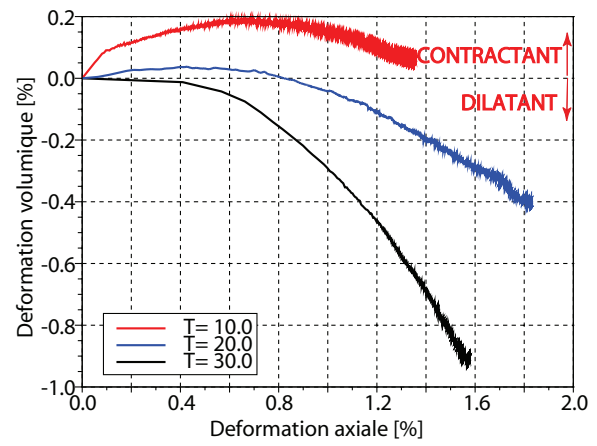


Fig K.1 – Essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=0$ kPa sans correction des valeurs

La figure K.2 représente les déformations axiales en fonction de temps et les déformations volumiques en fonction des déformations axiales des essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa à différentes températures.



(a) Déformation axiale en fonction du temps

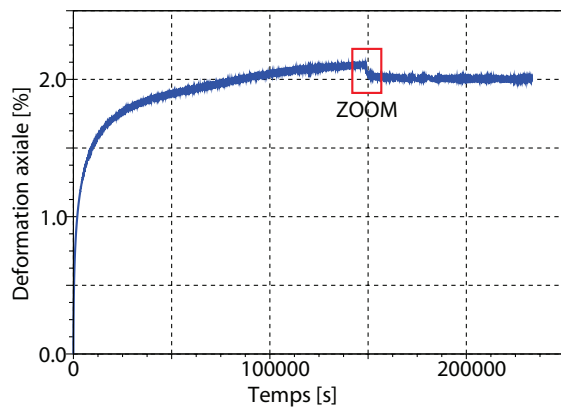


(b) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

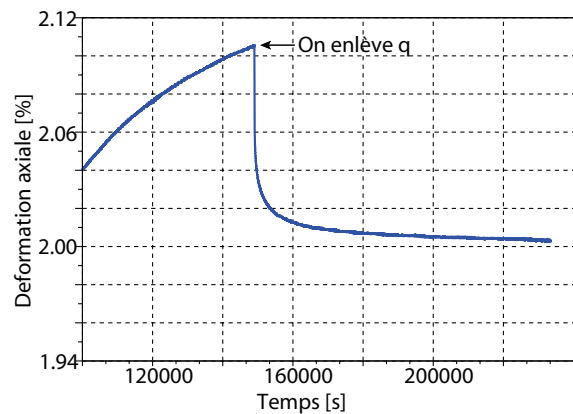
Fig K.2 – Essais de fluage à $q=400$ kPa et $\sigma_r=100$ kPa sans correction des valeurs

Annexe L

Charge et décharge des essais de fluage

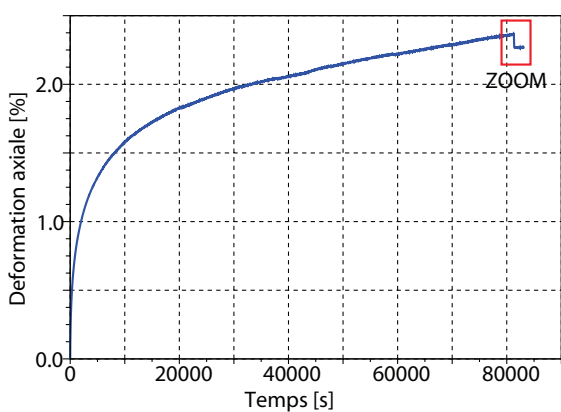


(a) Déformation axiale en fonction du temps

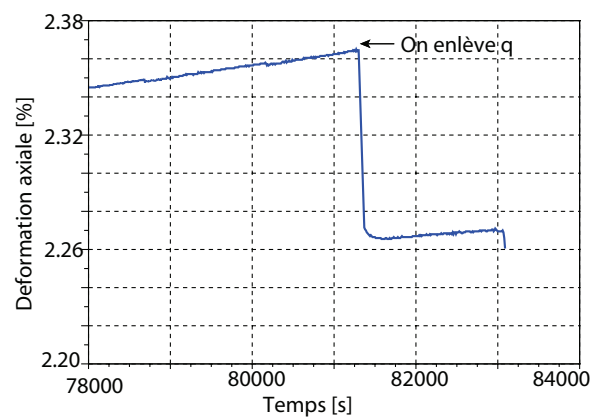


(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

Fig L.1 – Charge et décharge de l'essai 19 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=50$ kPa $T=20^\circ$ C

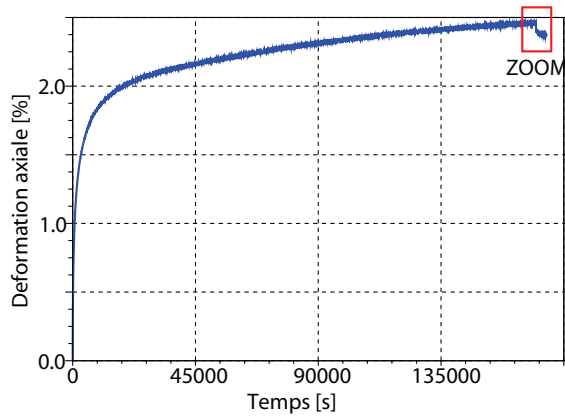


(a) Déformation axiale en fonction du temps

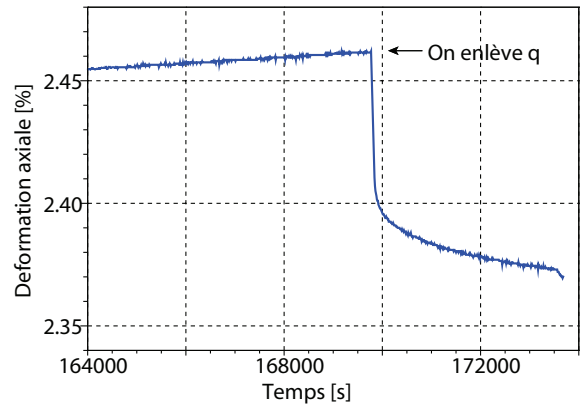


(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

Fig L.2 – Charge et décharge de l'essai 20 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=0$ kPa $T=20^\circ$ C

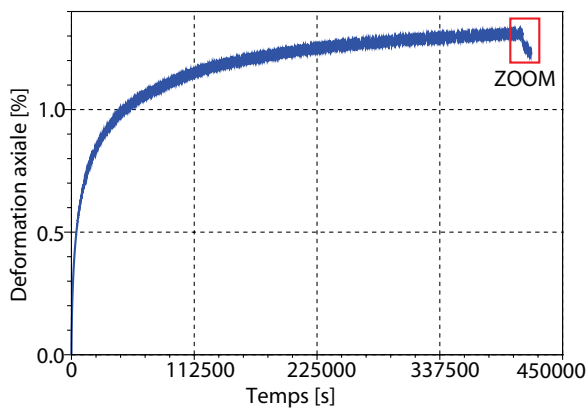


(a) Déformation axiale en fonction du temps

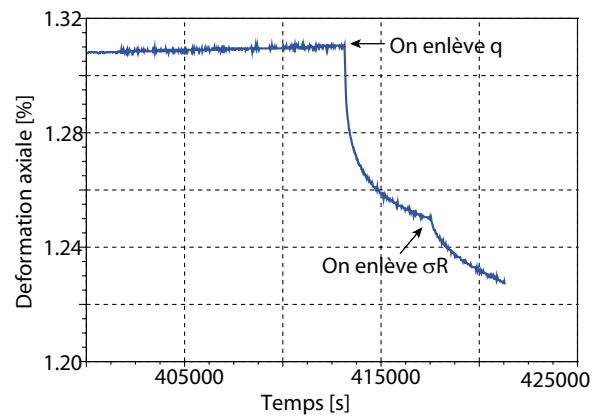


(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

Fig L.3 – Charge et décharge de l’essai 24 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=25$ kPa $T=20^\circ$ C

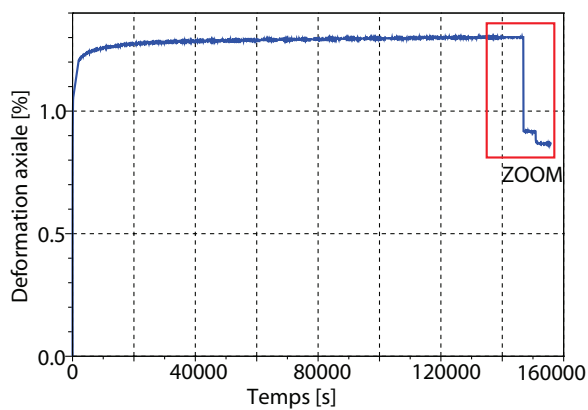


(a) Déformation axiale en fonction du temps

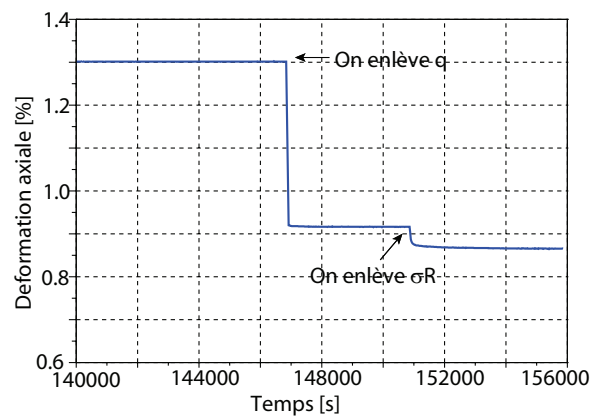


(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

Fig L.4 – Charge et décharge de l’essai 28 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=200$ kPa $T=10^\circ$ C

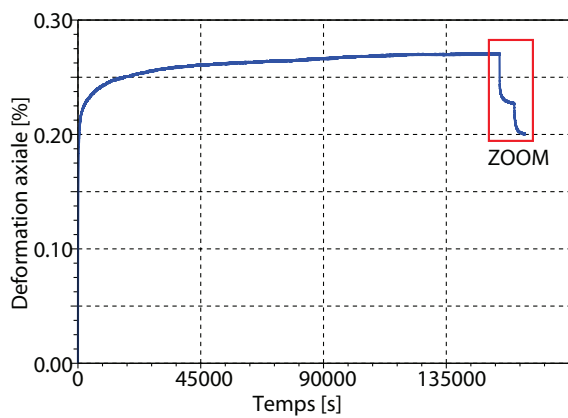


(a) Déformation axiale en fonction du temps

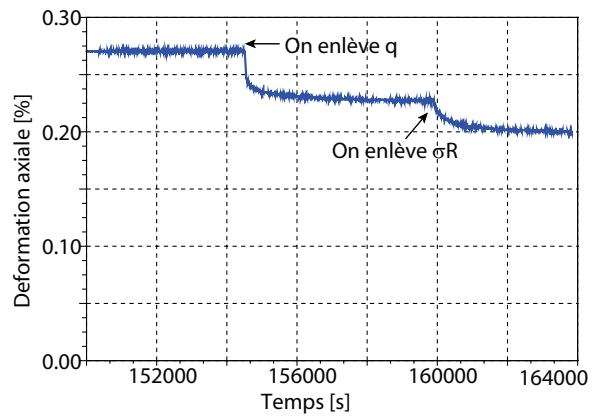


(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps

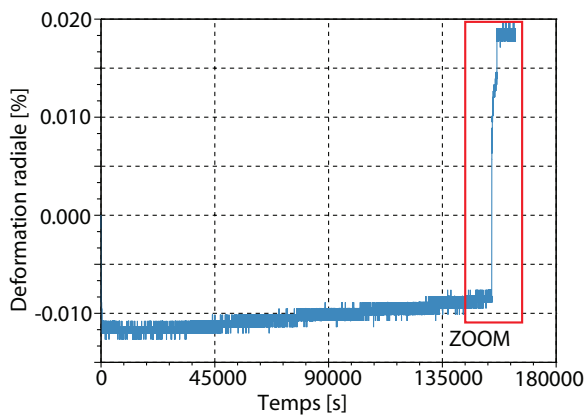
Fig L.5 – Charge et décharge de l’essai 29 : fluage à $q=400$ kPa $\sigma_r=200$ kPa $T=30^\circ$ C



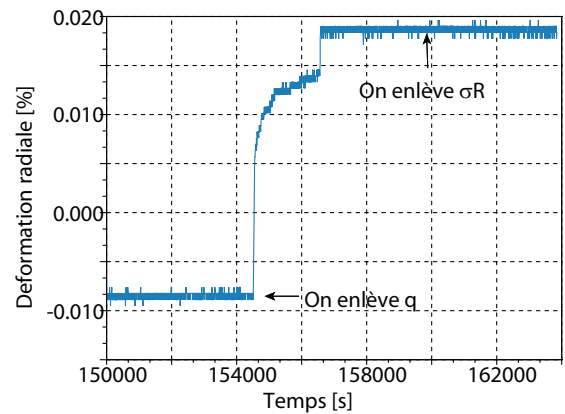
(a) Déformation axiale en fonction du temps



(b) Zoom de la déformation axiale en fonction du temps



(c) Déformation radiale en fonction du temps



(d) Zoom de la déformation radiale en fonction du temps

Fig L.6 – Charge et décharge de l'essai 35 : fluage à $q=200$ kPa $\sigma_r=200$ kPa $T=20^\circ$ C

Annexe M

Le traitement des données des essais cycliques sinusoïdaux

M.1 Principe du traitement des données

Pour ajuster le modèle au mieux, le problème d'optimisation nécessite de définir une fonction distance modèle -expérience qu'il faut minimiser. Les méthodes des moindres carrés définissent cette fonction ϕ comme la moitié de la somme des résidu au carré :

$$\phi(\alpha) = \frac{1}{2m} \sum_{j=1}^m r_j^2(\alpha) \quad (\text{M.1})$$

Dans cette expression $\alpha = (\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_n)$ est le vecteur des n paramètres du modèle. Chaque r_j représente la distance algébrique entre le j^{eme} point de m ($m \geq n$) points expérimentaux et les points du modèle au même nombre de cycle. A savoir si $K_{exp}(N_j)$ et $K_{num}(N_j)$ sont respectivement les valeurs expérimentales et numériques de la raideur au cycle (N_j) :

$$r_j = K_{exp}(N_j) - K_{num}(N_j) \quad (\text{M.2})$$

On peut réécrire ϕ de la façon suivante :

$$\phi(\alpha) = \frac{1}{2m} \|r(\alpha)\|^2 \quad \text{avec} \quad r(\alpha) = (r_1(\alpha), r_2(\alpha), \dots, r_m(\alpha)) \quad (\text{M.3})$$

L'objectif de cette méthode consiste à résoudre l'équation suivante :

$$\frac{\partial \phi}{\partial \alpha_k} = 0 \quad (\text{M.4})$$

En définissant $\nabla \phi$ le gradient de ϕ :

$$\nabla \phi = \frac{\partial \phi}{\partial \alpha} \quad (\text{M.5})$$

Le problème revient à résoudre

$$\nabla \phi = 0 \quad (\text{M.6})$$

Le gradient de ϕ s'écrit de la façon suivante :

$$\nabla\phi(\alpha) = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^3 r_j(\alpha) \nabla r_j(\alpha) = \frac{1}{m} J(\alpha)^T r(\alpha) \quad (\text{M.7})$$

avec J le jacobien de ϕ qui s'écrit :

$$J_{kj}(\alpha) = \frac{\partial r_j}{\partial \alpha_k}, \quad 1 \leq j \leq m, \quad 1 \leq k \leq n \quad (\text{M.8})$$

Dans le cas linéaire, c'est à dire le cas où tous les r_j sont tous des fonctions linéaires, le Jacobien devient constant. On peut écrire alors la fonction ϕ de la façon suivante :

$$\phi(\alpha) = \frac{1}{m} \|J\alpha + r(0)\|^2 \quad (\text{M.9})$$

On aura ainsi :

$$\nabla\phi(\alpha) = \frac{1}{m} J^T (J\alpha + r) \quad (\text{M.10})$$

et le hessien H :

$$H = \nabla^2\phi(\alpha) = J^T J \quad (\text{M.11})$$

Avec ces données, on peut résoudre facilement notre objectif (Eq. M.6).

On obtient comme minimum :

$$\alpha_{min} = -(J^T J)^{-1} J^T r \quad (\text{M.12})$$

Dans le cas non linéaire, $\nabla^2\phi(\alpha)$ s'écrit :

$$\nabla^2\phi(\alpha) = \frac{1}{m} J(\alpha)^T J(\alpha) + \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m r_j(\alpha) \nabla^2 r_j(\alpha) \quad (\text{M.13})$$

Quand on est proche de la solution, on peut considérer que les résidus r_j sont assez petits pour pouvoir réaliser une linéarisation locale et se référer au cas précédent. Alors le hessien devient :

$$H = \nabla^2\phi(\alpha) = J(\alpha)^T J(\alpha) \quad (\text{M.14})$$

Dans le cas où les résidus sont grands, le problème ne peut être résolu en utilisant cette approximation.

La résolution de l'équation (Eq.M.6) se fait de manière itérative, permettant de calculer α^{i+1} de l'étape $i+1$ à partir de leurs valeurs de l'étape i , α^i :

$$\alpha^{i+1} = f(\alpha^i) \quad (\text{M.15})$$

L'algorithme nécessite d'être initialisé, on choisit α^0 comme paramètre initial.

Pour ce faire, il existe plusieurs méthodes. On peut citer l'algorithme du gradient simple, l'algorithme de Newton-Raphson et l'algorithme de Levenberg-Marquardt. Ce dernier algorithme a été choisi pour

la suite du travail. L'avantage de cette méthode est qu'elle est fiable et converge généralement après quelques itérations vers une solution précise.

M.2 Algorithme de Levenberg Marquardt

Comme on l'a indiqué dans la section précédente, l'équation (Eq.M.6) se résout en utilisant une méthode itérative de Levenberg-Marquardt.

En effet, en partant de α^0 on construit α^i par :

$$\alpha^i = \alpha^{i-1} + (H(\alpha^{i-1}) + \lambda I)^{-1} \nabla \phi(\alpha^{i-1}) \quad (\text{M.16})$$

H est le hessien de ϕ défini par $\nabla^2 \phi$.

λ est un scalaire initialisé (par exemple à 1) au début de l'itération, puis divisé par 10 si l'itération est efficace (c'est à dire ϕ diminue) pour réduire l'influence de la descente du gradient. Sinon (quand ϕ augmente) il est multiplié par 10. La valeur de λ diminue ainsi à mesure que ϕ tend vers son minimum.

L'équation (Eq.M.6), $\nabla \phi = 0$, est ramenée à un conditionnement d'arrêt de l'algorithme, $|\nabla \phi| < \varepsilon$.

Une fois le minimum atteint, une dernière itération est faite avec $\lambda = 0$ pour pouvoir calculer H^{-1} . Ce calcul servira pour le calcul de l'intervalle de confiance et la précision des paramètres. (A voir)

Dans ce qui suit, l'algorithme de Levenberg-Marquardt est détaillé. En premier lieu, un tableau de notations (Tab. M.1), permettant de mieux comprendre les étapes de l'algorithme, est présenté.

Notations	Signification
ϕ	Somme des résidus au carré
Y_{exp}	Vecteur des données expérimentales de dimension m
Y_{pred}	Vecteur des données ajustées
α	Vecteur des paramètres de dimension n
α^i	Vecteur des paramètres de l'itération i
r	Vecteur résidu de dimension n
J	Jacobien
$d\alpha$	Réel très petit (en général de l'ordre de 10^{-8})
∇	Gradient
H	Hessien
λ	Réel initialisé à 1
ε	Variable de convergence

Tab M.1 – Notations

Algorithme

- (a) **Etape 1** : rentrer le paramétrage initial α^0
 (b) **Etape 2** : initialisation : $\alpha = \alpha^0$ et $r = Y_{exp} - Y_{pred}(\alpha)$

$$\phi(\alpha) = \frac{1}{2m} \sum_{j=1}^n r_j^2$$

- (c) **Etape 3** : itération i

a $J_{kj}(\alpha^{i-1}) = \frac{r_j(\alpha_k^{i-1} + d\alpha) - r_j(\alpha_k^{i-1})}{d\alpha} (\simeq \frac{\partial r_j}{\partial \alpha_k^{i-1}})$

b $\nabla\phi(\alpha^{i-1}) = \frac{1}{m} J^T(\alpha^{i-1})r(\alpha^{i-1})$

c $H(\alpha^{i-1}) = \frac{1}{m} J^T(\alpha^{i-1})J(\alpha^{i-1})$

d calcul de p :

$$p = (H(\alpha^{i-1}) + \lambda^i I)^{-1} \nabla\phi(\alpha^{i-1})$$

e calcul de la pente de la direction de descente du gradient :

$$\cos \gamma = \frac{p \nabla\phi}{\|p\| \|\nabla\phi\|}$$

f **Si** $\cos \gamma \geq \cos \min$

Alors $\lambda^{i+1} = 0.1\lambda^i$

Sinon $\lambda^i = 10\lambda^i \rightarrow$ étape (3d)

g calcul du modèle de prédiction associé aux nouveaux paramètres estimés :

i $kk = 0$

ii $\zeta = 2^{-kk}$

iii $\phi(\alpha_i) = \frac{1}{2m} \sum (Y_{exp} - Y_{pred}(\alpha^{i-1} + \zeta p))^2$

iv **Si** $\phi(\alpha_i) < \phi(\alpha_{i-1})$

Alors $\alpha^i = \alpha^{i-1} + \zeta p$, on calcule $J(\alpha^i)$ et $r(\alpha^i) = Y_{exp} - Y_{pred}(\alpha^i)$

Sinon $kk = kk + 1$ et on revient à

h calcul du nouveau gradient

$$\|\nabla\phi(\alpha^i)\| = \frac{1}{m} J^T(\alpha^i)r(\alpha^i)$$

i **Si** $\|\nabla\phi\| \leq \varepsilon^2$

Alors il y a convergence

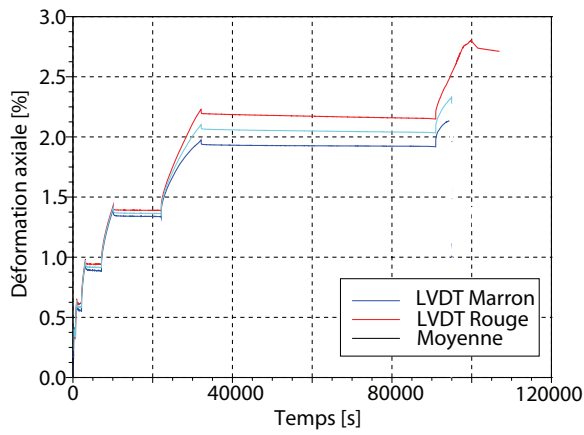
Sinon $i = i + 1$ et \rightarrow étape (3a)

- (d) **Etape 4** : sortir les paramètres optimum

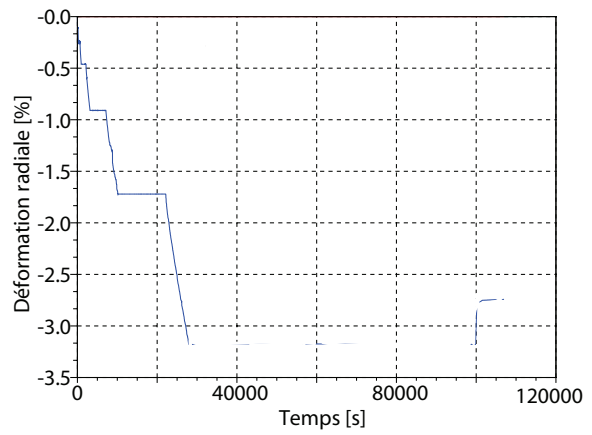
Annexe N

Résultats des essais de compression cyclique sinusoïdale

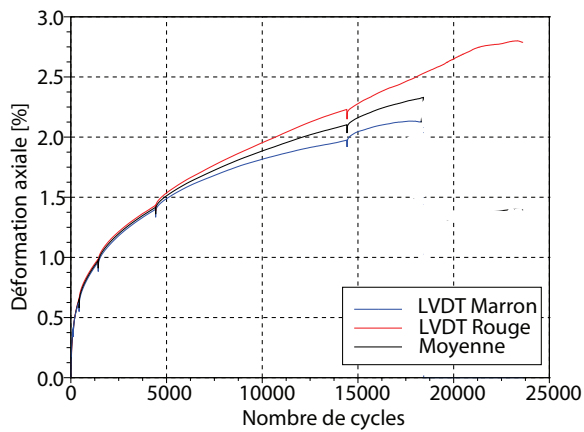
Les résultats de tous les essais de compression cyclique sinusoïdale réalisés sont présentés ci-dessous.



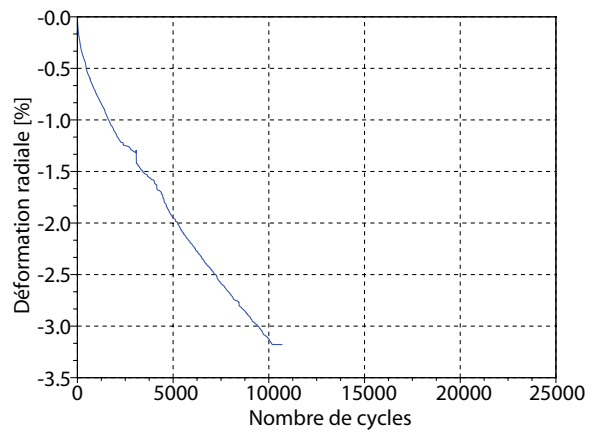
(a) Déformation axiale en fonction du temps



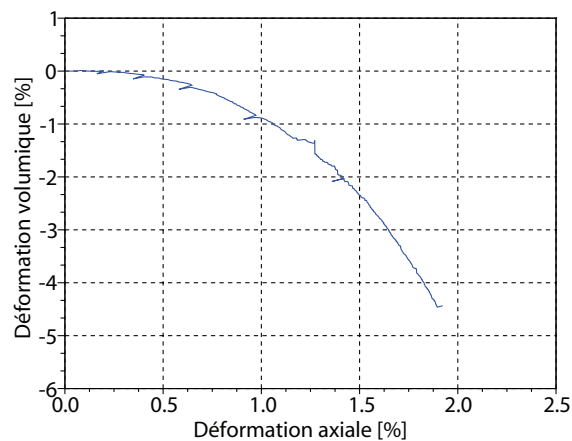
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

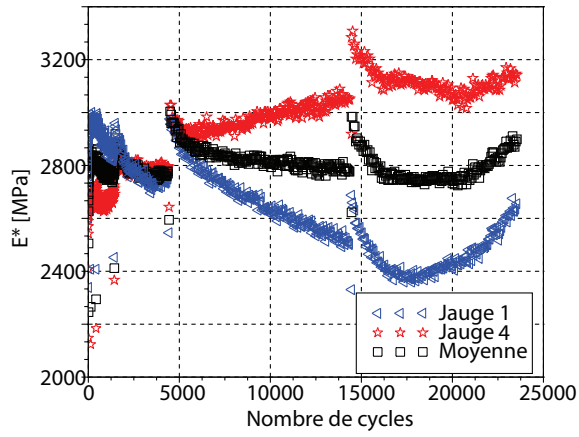


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

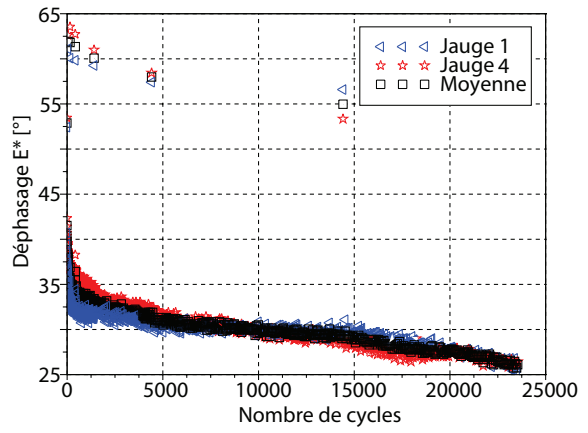


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

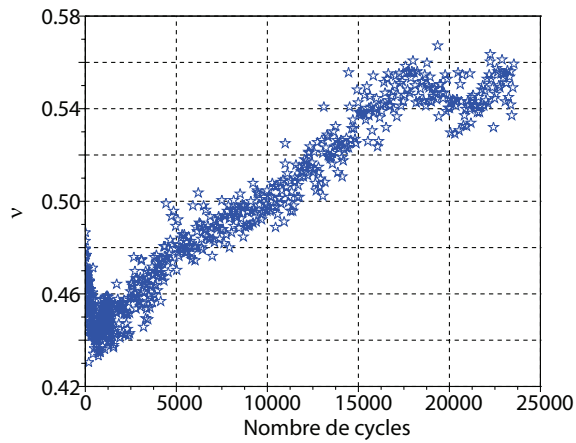
Fig N.1 – Résultats de l'essai 1 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



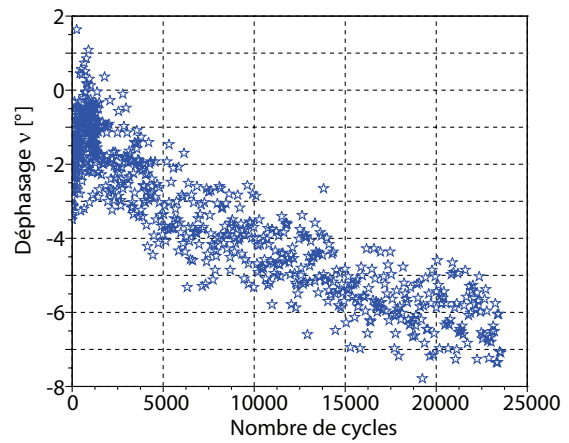
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles

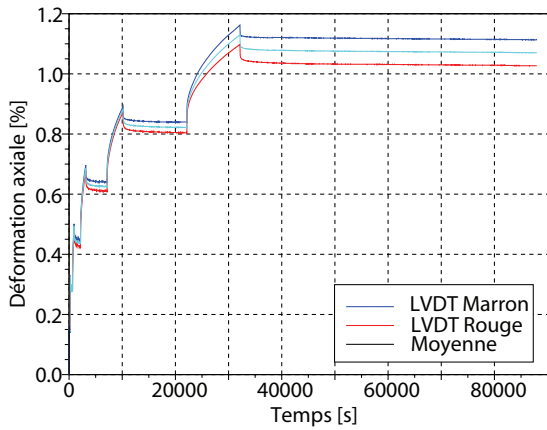


(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

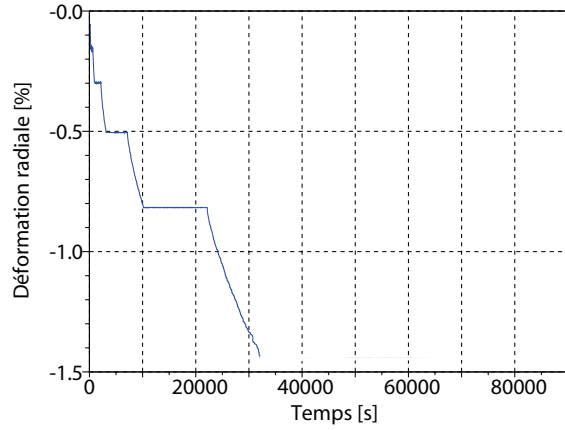


(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

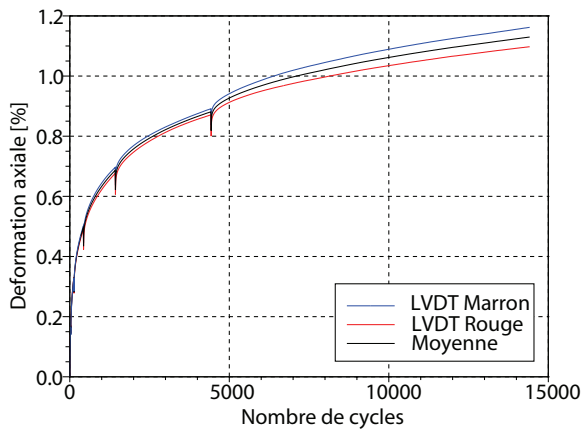
Fig N.2 – Résultats de l'essai 1 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=0$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



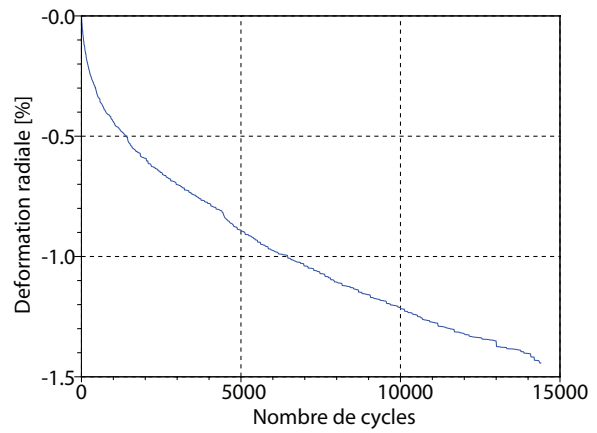
(a) Déformation axiale en fonction du temps



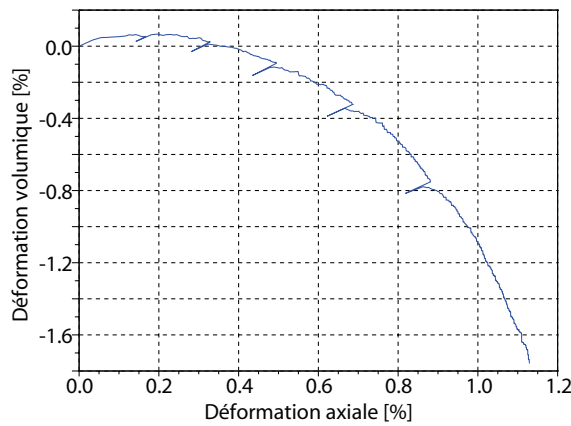
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

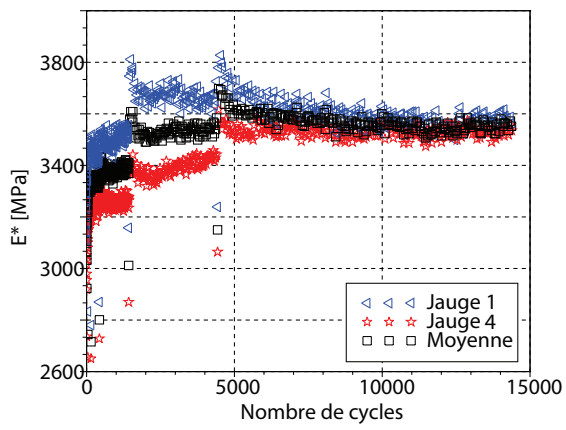


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

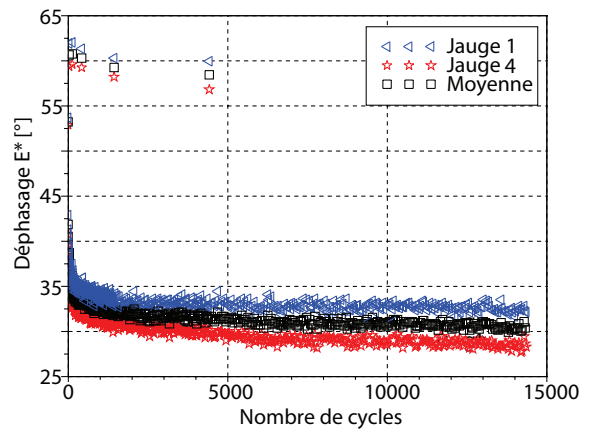


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

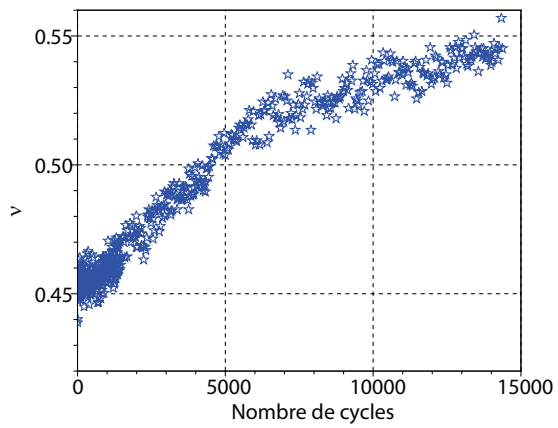
Fig N.3 – Résultats de l'essai 2 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



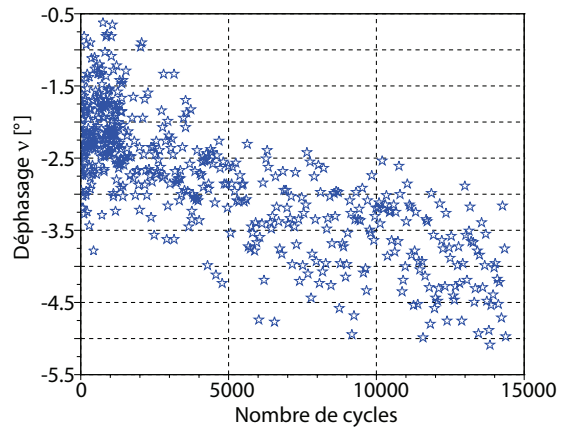
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles

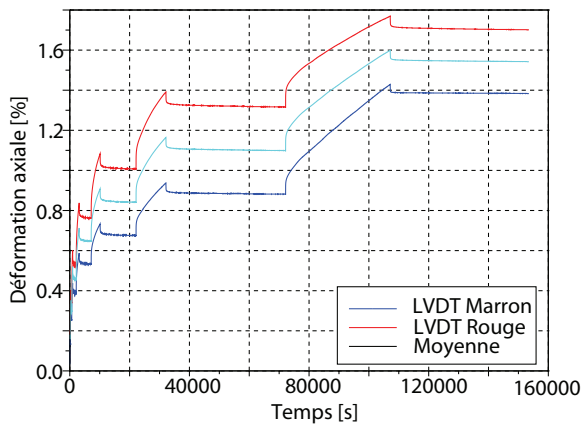


(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

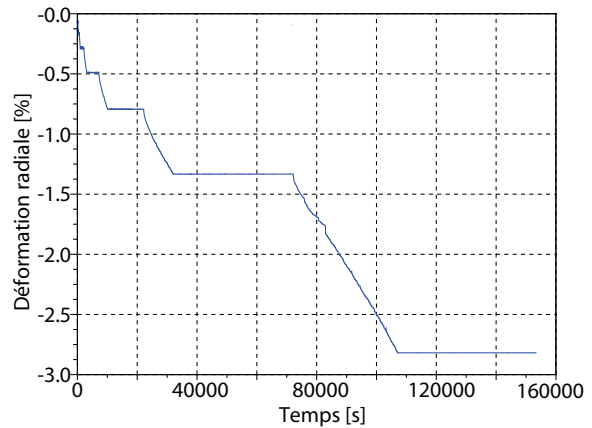


(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

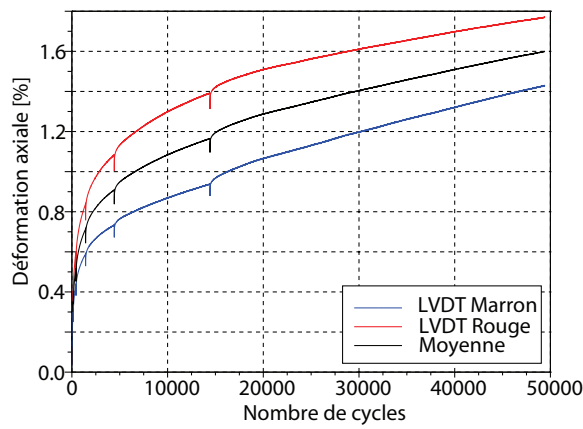
Fig N.4 – Résultats de l'essai 2 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



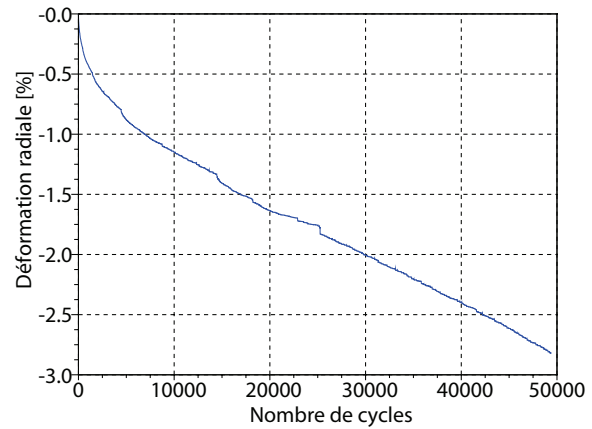
(a) Déformation axiale en fonction du temps



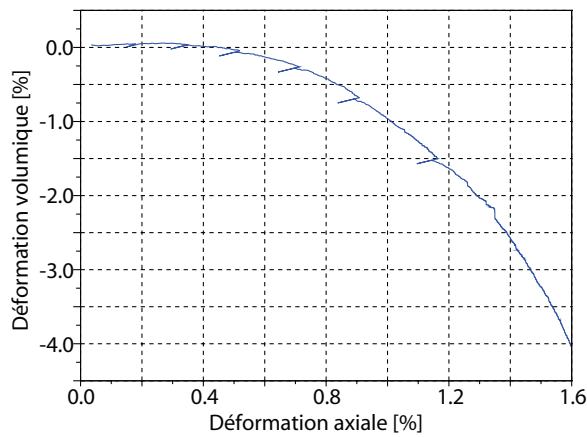
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

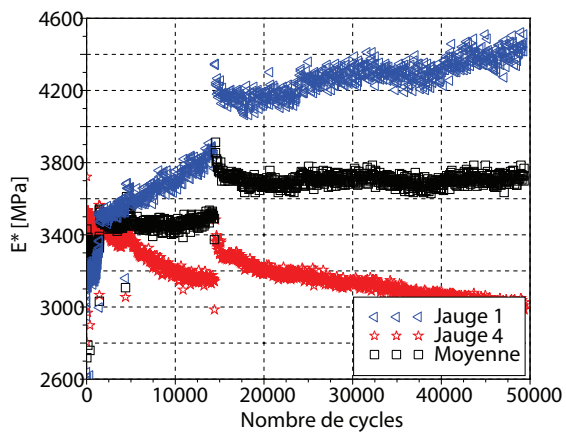


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

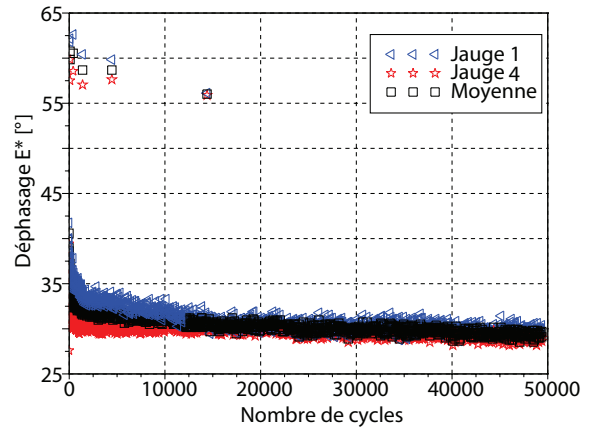


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

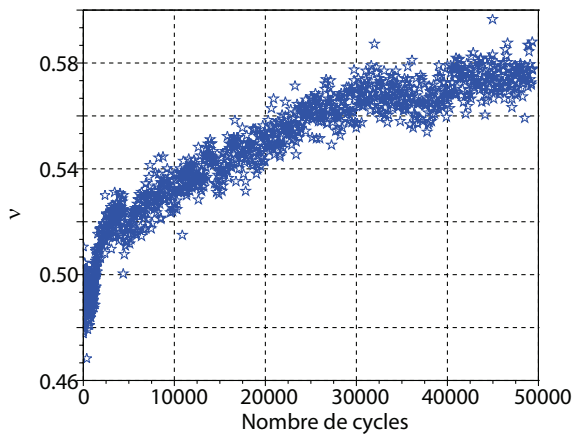
Fig N.5 – Résultats de l'essai 3 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



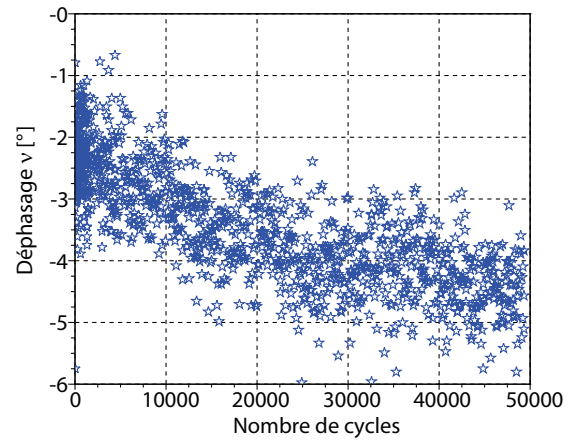
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles

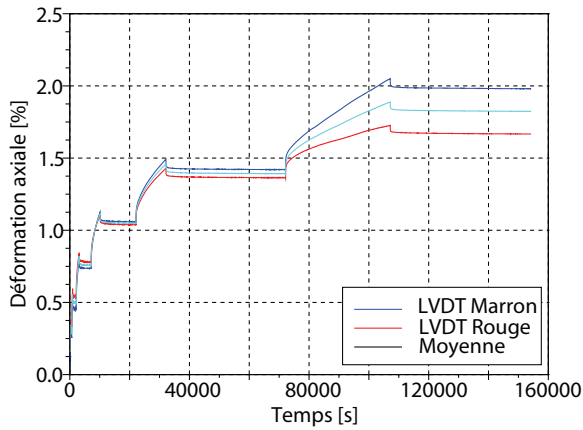


(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

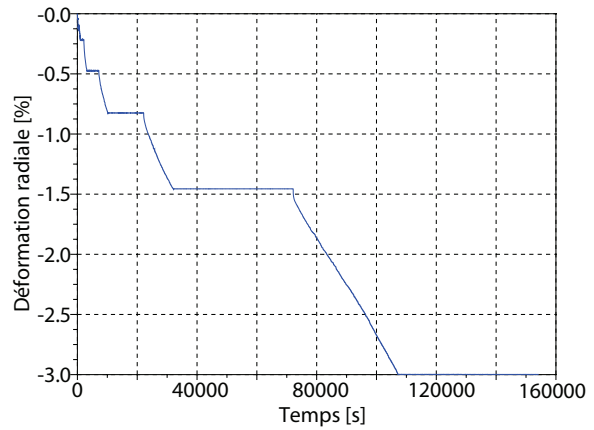


(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

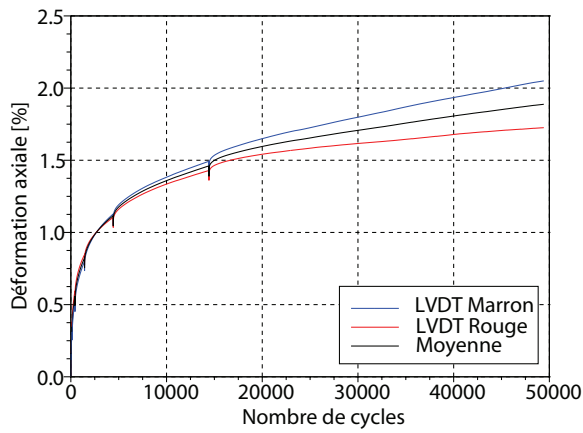
Fig N.6 – Résultats de l'essai 3 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



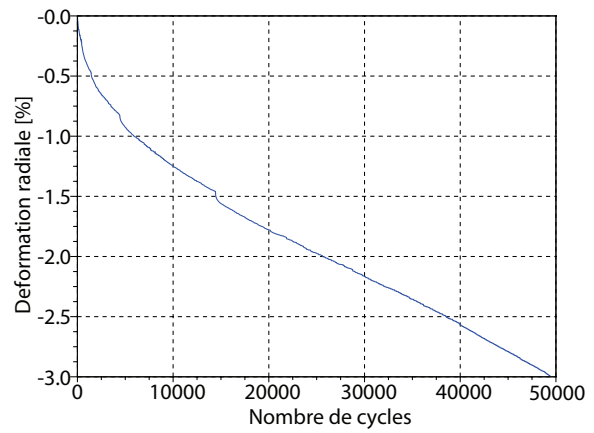
(a) Déformation axiale en fonction du temps



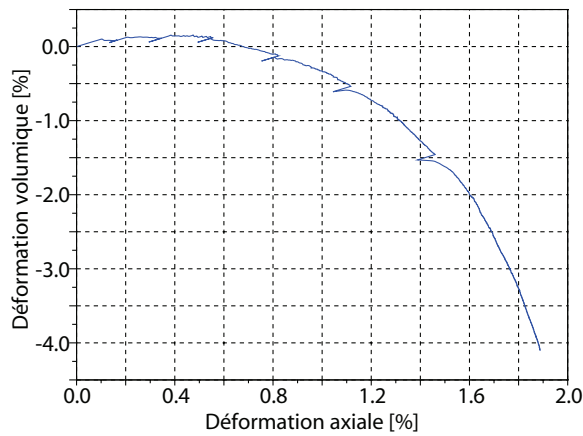
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

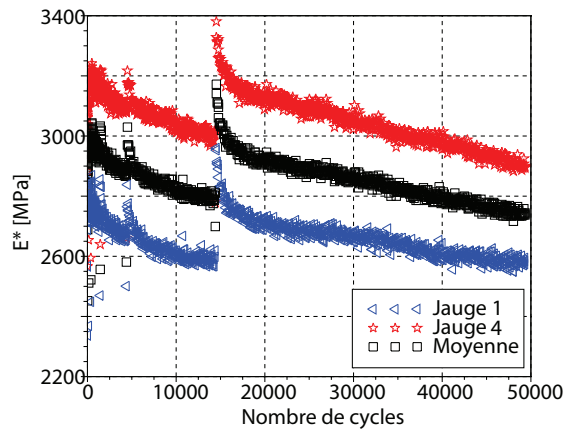


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

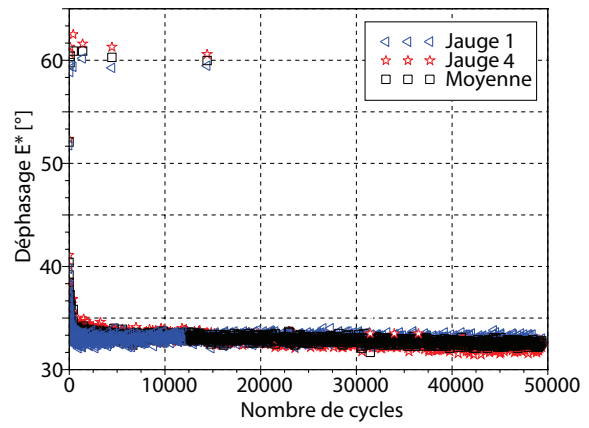


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

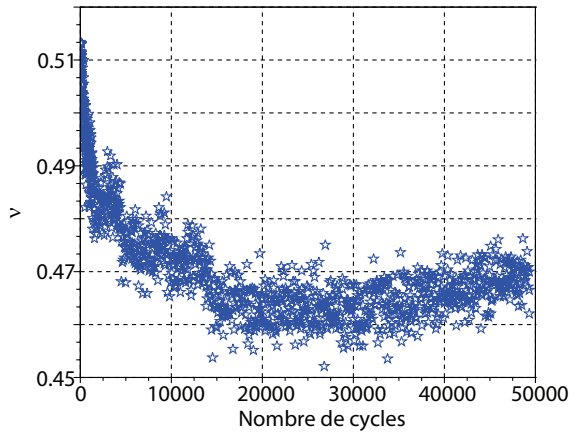
Fig N.7 – Résultats de l'essai 4 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



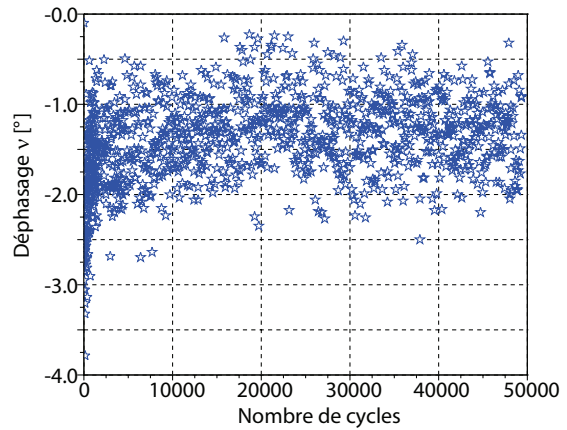
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles

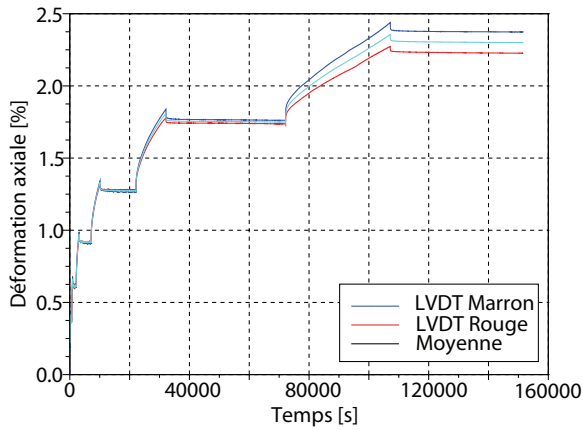


(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

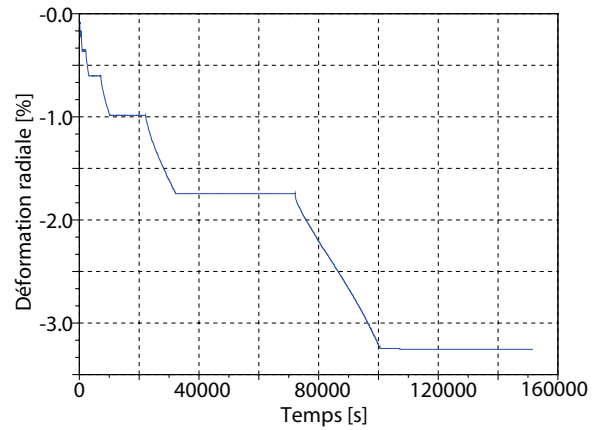


(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

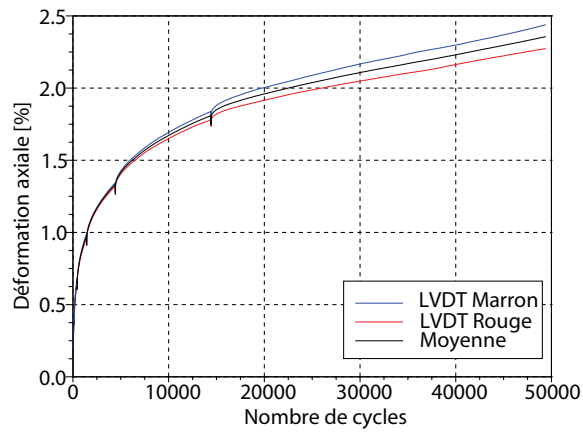
Fig N.8 – Résultats de l'essai 4 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=200$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



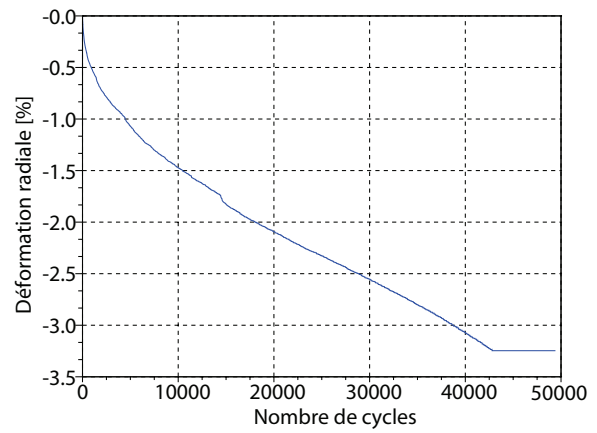
(a) Déformation axiale en fonction du temps



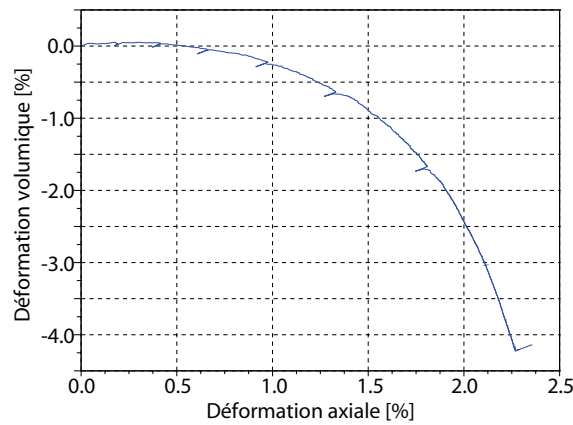
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

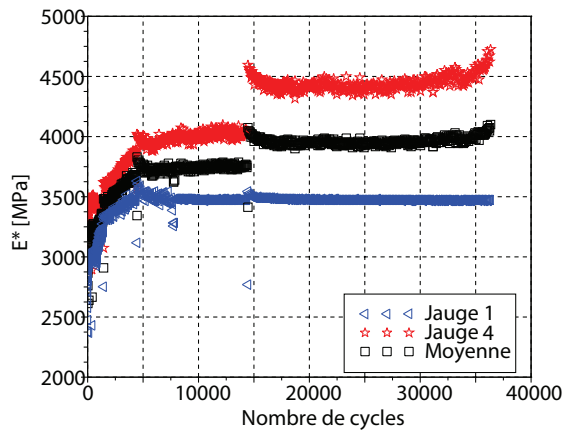


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

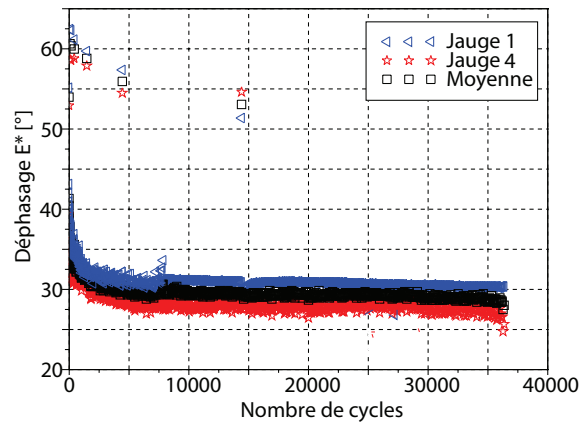


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

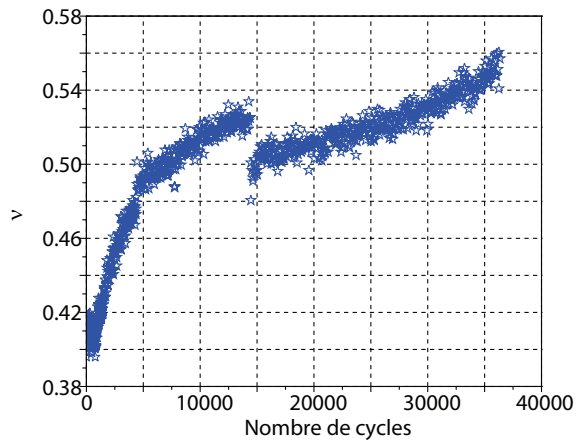
Fig N.9 – Résultats de l'essai 5 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



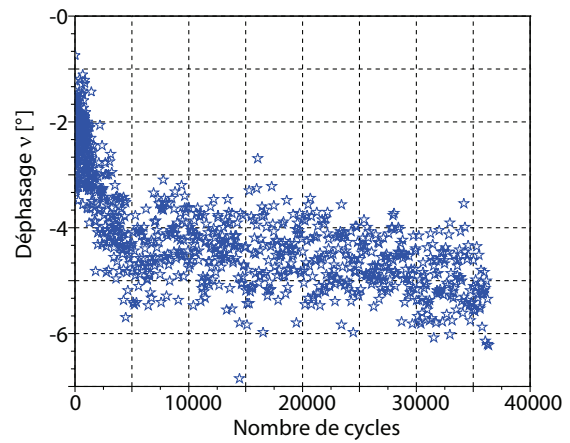
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles

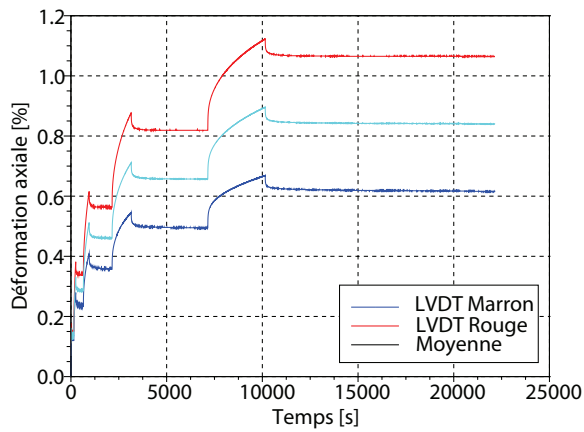


(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

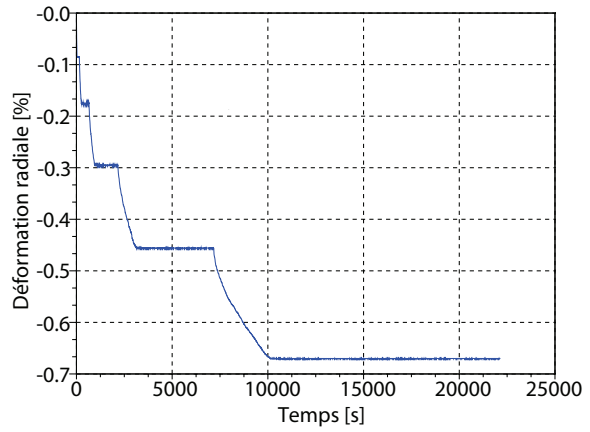


(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

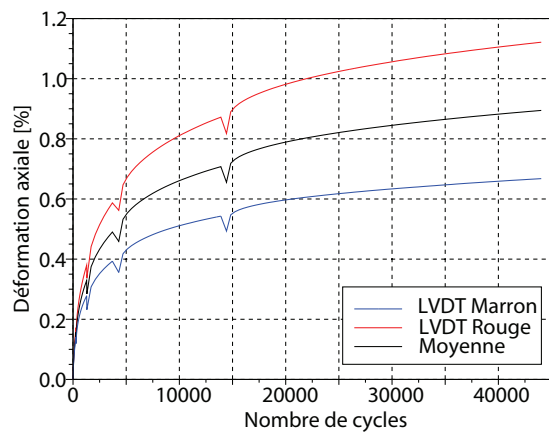
Fig N.10 – Résultats de l'essai 5 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=20^\circ$ C



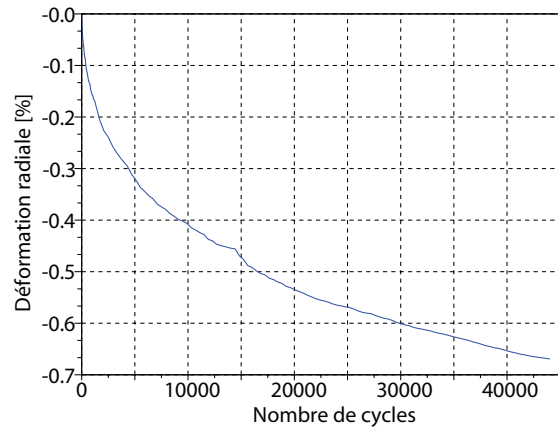
(a) Déformation axiale en fonction du temps



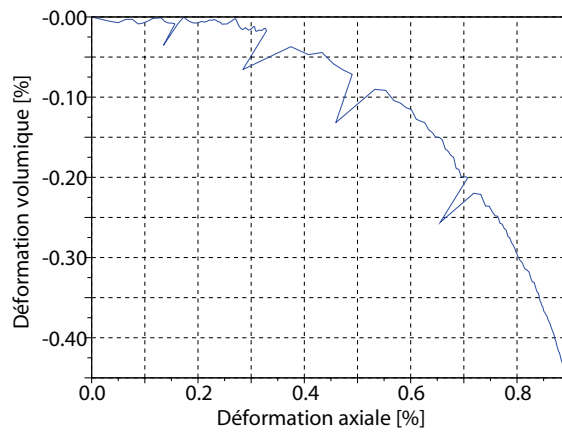
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

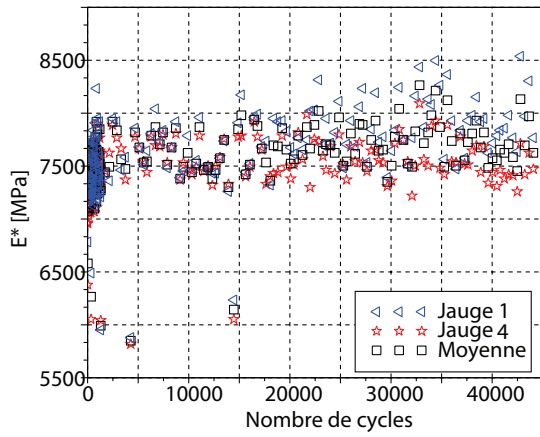


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

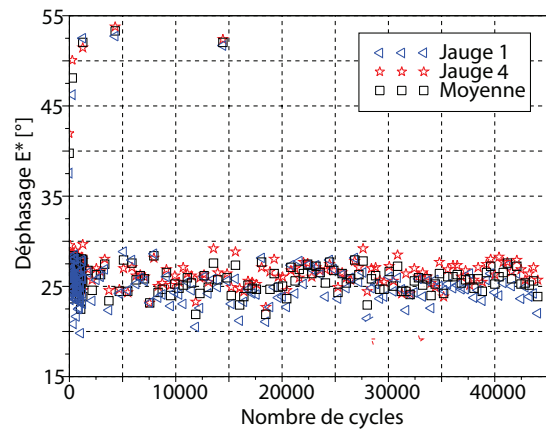


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

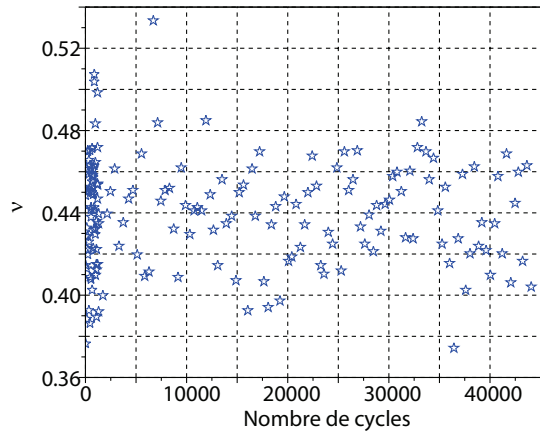
Fig N.11 – Résultats de l'essai 6 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=10$ Hz et $T=20^\circ$ C



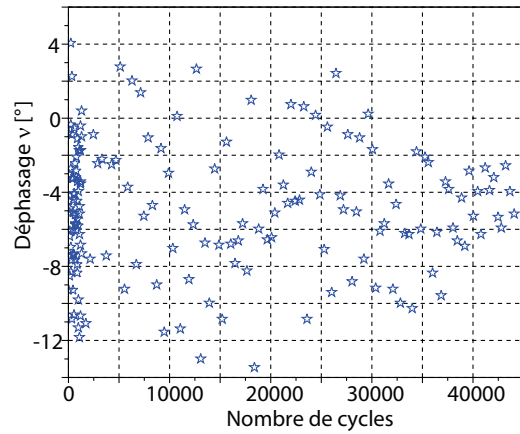
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles

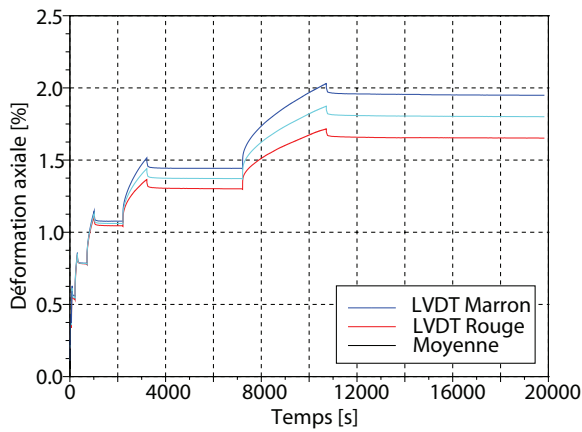


(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

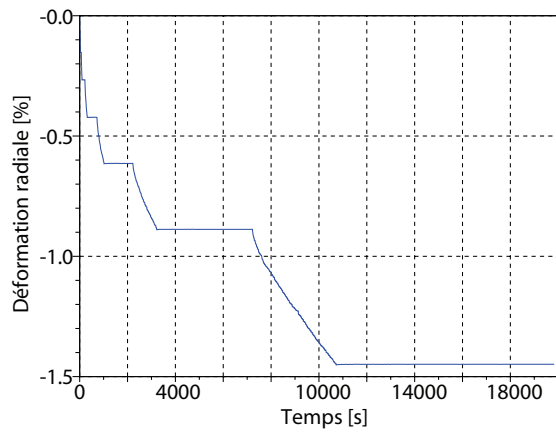


(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

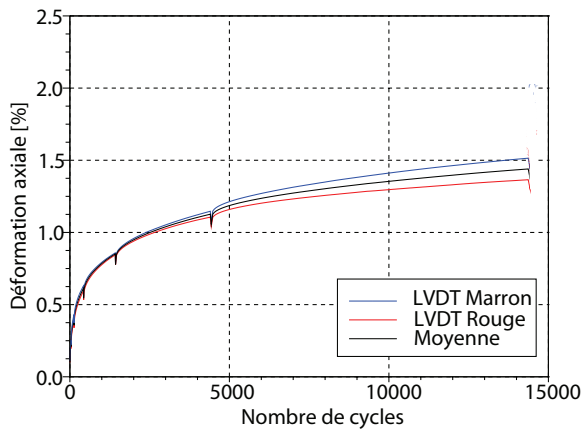
Fig N.12 – Résultats de l'essai 6 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=10$ Hz et $T=20^\circ$ C



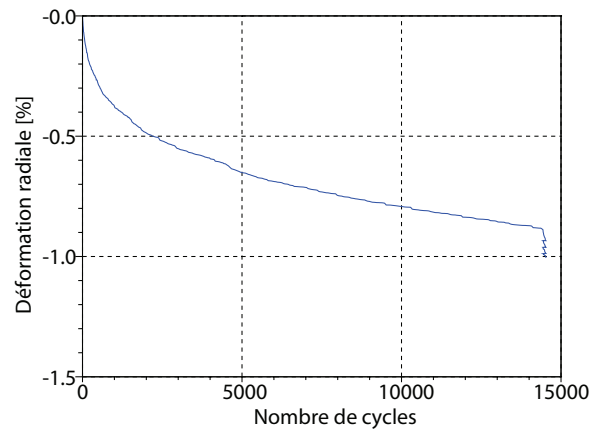
(a) Déformation axiale en fonction du temps



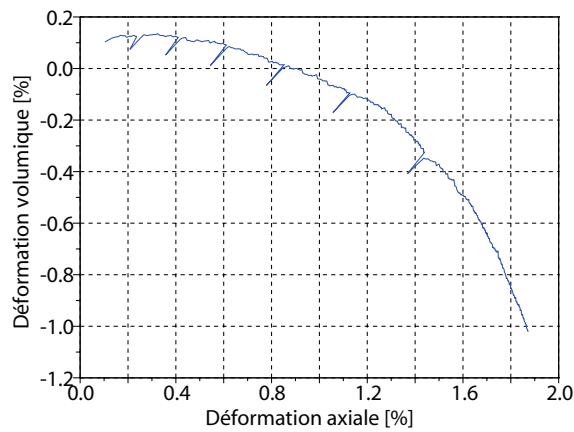
(b) Déformation radiale en fonction du temps



(c) Déformation axiale en fonction du nombre de cycles

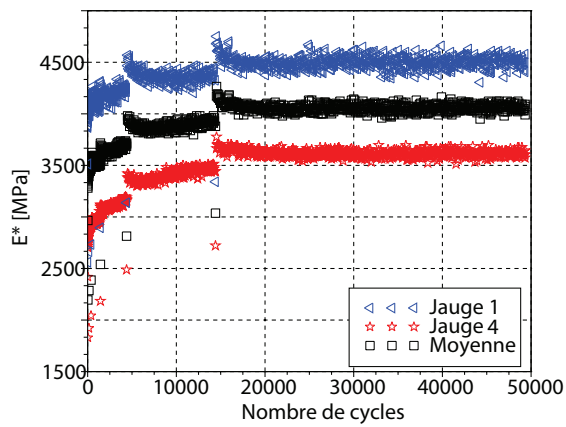


(d) Déformation radiale en fonction du nombre de cycles

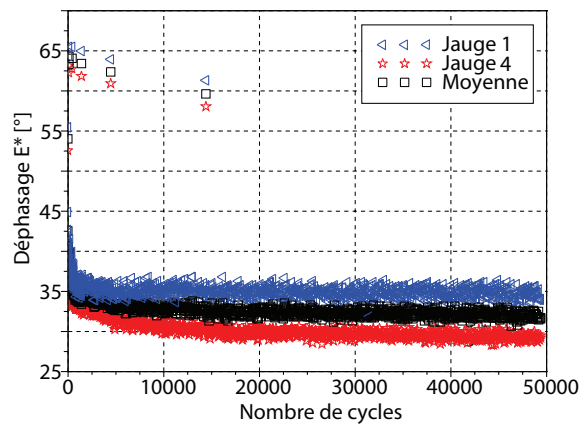


(e) Déformation volumique en fonction de la déformation axiale

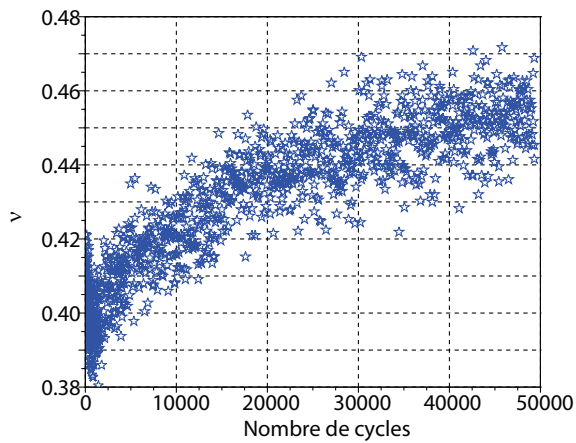
Fig N.13 – Résultats de l'essai 7 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=10$ Hz et $T=28^\circ$ C



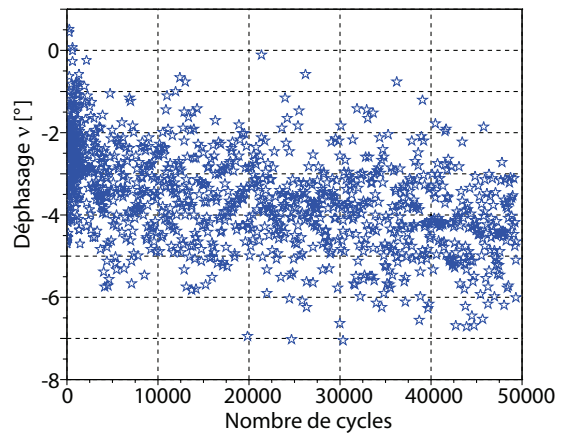
(a) Norme du module complexe en fonction du nombre de cycles



(b) Déphasage du module complexe en fonction du nombre de cycles



(c) Coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles



(d) Déphasage du coefficient de Poisson en fonction du nombre de cycles

Fig N.14 – Résultats de l'essai 7 : CCS à $q_{moy}=200$ kPa, $\sigma_r=100$ kPa, $f=1$ Hz et $T=28^\circ$ C