



HAL
open science

Propriétés thermomécaniques d'enrobés multi-recyclés

Alvaro Pedraza

► **To cite this version:**

Alvaro Pedraza. Propriétés thermomécaniques d'enrobés multi-recyclés. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Lyon, 2018. Français. NNT : 2018LYSET001 . tel-01799561

HAL Id: tel-01799561

<https://theses.hal.science/tel-01799561>

Submitted on 24 May 2018

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.



N°d'ordre NNT : 2018LYSET001

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein de
Ecole Nationale de Travaux Publics de l'Etat

Ecole Doctorale N° 162
Mécanique, Energétique, Génie Civil et Acoustique (MEGA)

Spécialité: Génie Civil

Soutenue publiquement le 06/03/2018
Alvaro PEDRAZA

**Propriétés thermomécaniques
d'enrobés multi-recyclés**

Devant le jury composé de :

DJERAN-MAIGRE Irini	Professeur	INSA	Présidente
DUBUJET, Philippe	Professeur	ENISE	Invité
PETIT, Christophe	Professeur	Université de limoges	Rapporteur
POUGET, Simon	Docteur	Eiffage Infrastructures	Examineur
POIRIER, Jean-Éric	Directeur scientifique	COLAS	Rapporteur
DI BENEDETTO, Hervé	Professeur	ENTPE	Directeur de thèse
SAUZEAT, Cédric	Professeur	ENTPE	Tuteur

*« No hay medicina que cure,
lo que no cura la felicidad »
Gabriel García Márquez*

Sommaire

1	INTRODUCTION	16
1.1	Contexte général.....	16
1.2	Les projets MURE et IMPROVMURE.....	17
1.3	Travaux de thèse.....	18
2	ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	21
2.1	Présentation des enrobés bitumineux et leurs composants	21
2.2	Les grandes catégories de bitumes.....	22
2.3	Les bitumes modifiés	23
2.4	Détermination de la teneur en liant dans les enrobés (Norme EN 12697-1).....	24
2.4.1	Récupération des bitumes à la colonne à distiller (EN 12697-4, 2006)	25
2.4.2	Evaporateur rotatif (EN 12697-3, 2006).....	25
2.5	Les différents types d'enrobés bitumineux (Norme EN 13108-1).....	26
2.5.1	Béton Bitumineux Semi-Grenu (BBSG).....	26
2.5.2	Béton Bitumineux Mince (BBM).....	26
2.5.3	Béton Bitumineux Très Mince (BBTM)	26
2.5.4	Les Graves Bitumes (GB).....	26
2.5.5	Enrobé à Module Elevé (EME)	27
2.5.6	Béton Bitumineux à Module Elevé (BBME)	27
2.5.7	Béton Bitumineux à froid (BBF)	27
2.5.8	Les Graves Emulsions	27
2.5.9	Béton Bitumineux Aéronautique (BBA).....	27
2.5.10	Béton Bitumineux Colorés (BBC)	27
2.6	Types des enrobés bitumineux selon la température de fabrication.....	28
2.6.1	Enrobés à Chaud	28
2.6.2	Enrobés tièdes et semi-tièdes	28
2.6.3	Enrobés à Froid	30
2.7	Recyclage des enrobés.....	31
2.7.1	Quelques chiffres sur le recyclage et multi-recyclage des matériaux bitumineux.....	32

2.7.2	Contraintes normatives des enrobés recyclés	33
2.7.3	Degré de remobilisation	33
2.7.4	Mélange de bitumes.....	35
2.8	Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux	37
2.8.1	Sollicitation des couches en enrobés bitumineux	37
2.8.1.1	Effet du trafic.....	37
2.8.1.2	Effet de la température	37
2.8.2	Comportements types des enrobés	38
2.9	Viscoélasticité linéaire et comportement en petites déformations des enrobés bitumineux	39
2.9.1	Viscoélasticité linéaire.....	39
2.9.2	Sollicitation en contrainte –fonction de fluage (ou de retard)	40
2.9.3	Sollicitation en déformation-Fonction relaxation	41
2.9.4	Calcul opérationnel-transformée Carson-Laplace	42
2.9.5	Théorie tridimensionnelle	43
2.9.6	Module complexe et coefficient de Poisson complexe	44
2.9.7	Module Complexe de cisaillement et coefficient de Poisson complexe	44
2.9.8	Comportement VEL des enrobés bitumineux - Essai de module complexe	45
2.9.9	Modélisation du comportement viscoélastique des matériaux bitumineux.....	47
2.9.9.1	Modèle de Maxwell	47
2.9.9.2	Modèle de Kelvin-Voigt.....	47
2.9.9.3	Modèles à un spectre continu	48
2.10	Propagation des ondes	51
2.10.1	Différents types d'ondes	51
2.10.2	Les ondes de volume.....	52
2.10.3	Les ondes P ou ondes primaires	52
2.10.4	Les ondes S ou ondes secondaires.....	52
2.10.5	Les ondes de surface.....	52
2.10.6	Propagations dans le cas d'un milieu continu élastique homogène	52
2.10.7	Cas d'un milieu élastique linéaire isotrope	55
2.10.8	Propagation des ondes dans un milieu viscoélastique linéaire isotrope	56
2.10.8.1	Loi de comportement et équation de propagation	56
2.10.8.2	Solution d'équation	57
2.10.8.3	Etude de l'onde de compression	58
2.10.8.4	Etude de l'onde de cisaillement.....	58
2.10.8.5	Atténuation de l'onde	59

2.11	Essais de retrait thermique empêché (TSRST).....	60
2.11.1	Définition et calcul des paramètres thermomécaniques	60
2.11.2	Différents essais TSRST issus de la littérature	61
2.12	Essai de propagation de fissure	63
2.12.1	Introduction à la mécanique non linéaire de la rupture (MNLR)	63
2.12.2	Champ de contrainte Facteur d'intensité de contrainte	64
2.12.3	Approche énergétique.....	65
2.12.3.1	Correction de complaisance du système et poinçonnement.....	68
2.12.3.2	Mesure de hauteur de fissure avec la méthode de corrélation des images numériques pour mesurer la propagation de la fissure.....	69
2.13	Analyse numérique de l'essai de flexion 4 points.....	70
2.13.1	Présentation de l'analyse numérique de l'essai de flexion 4 points	70
2.13.2	Calcul des déplacements correspondant aux mesures expérimentales	71
2.13.3	Calcul de la rigidité de l'éprouvette	72
2.13.4	Calcul du facteur de forme intervenant pour la détermination de la ténacité	73
2.13.5	Obtention de la courbe charge – déplacement.....	74
2.13.6	Détermination de la hauteur de fissure avec à la méthode DRCL	76
3	DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX.....	80
3.1	Essais de module de complexe.....	80
3.1.1	Presse hydraulique	80
3.1.2	Enceinte thermique	80
3.1.3	Capteur de force	81
3.1.4	Extensomètres axiaux.....	81
3.1.5	Capteurs de mesure sans contact.....	81
3.1.6	Sonde de température	82
3.2	Dispositif expérimental pour la propagation des ondes	83
3.2.1	Dispositif expérimental pour la propagation des ondes P et ondes S	83
3.2.1.1	Générateur de fonctions	83
3.2.1.2	Amplificateur des ondes.....	84
3.2.1.3	Oscilloscope.....	84
3.2.1.4	Capteurs des ondes P	85
3.2.1.5	Capteurs des ondes S	85
3.2.2	Dispositif expérimental pour l'essai d'impact résonance	86

3.3	Dispositif expérimental pour l'essai TSRST	87
3.3.1	Presse hydraulique	87
3.3.2	Enceinte thermique	87
3.3.3	Extensomètres axiaux.....	87
3.3.4	Capteur sans contact.....	88
3.4	Dispositif expérimental pour l'essai de propagation de fissure.....	88
3.4.1	Presse hydraulique	89
3.4.2	Modification apportée à l'enceinte thermique	90
3.4.3	Capteur de force et capteur de déplacement de la presse.....	90
3.4.4	Linear Variable Differential Transducers (LVDTs).....	90
3.4.5	Capteur d'ouverture de fissure (CMOD).....	91
3.4.6	Caméras	91
4	PROCEDURES EXPERIMENTALES DES ESSAIS ET EXEMPLES DE RESULTATS ...	92
4.1	Essai de module complexe.....	92
4.1.1	Collage des casques et montage des éprouvettes.....	92
4.1.2	Mise en température	93
4.1.3	Procédure de l'essai de module complexe	93
4.1.4	Acquisition et traitement des données essais module complexe	94
4.1.5	Exemple d'essai de module complexe	96
4.1.5.1	Influence de la température et de la fréquence : courbe isotherme et isochrone	96
4.1.5.2	Courbes dans le plan de «Cole-Cole» et dans le plan de «Black»	97
4.1.5.3	Principe de Superposition Temps – Température. (PSTT)	98
4.2	Essais de propagation d'ondes.....	100
4.2.1	Procédure de l'essai de propagation d'ondes P : méthode de mesure directe	100
4.2.2	Procédure de l'essai de propagation d'ondes S : méthode de mesure directe	101
4.2.3	Calcul des paramètres des essais	102
4.2.4	Impact résonance	103
4.2.5	Exemple d'essai de propagation d'ondes	104
4.3	Essai de retrait thermique empêché ou « TSRST ».....	108
4.3.1	Procédure de l'essai TSRST	108
4.3.2	Calibration des capteurs pour l'essai TSRST avec le matériau Zérodur®	108
4.3.3	Exemple d'essai TSRST	109
4.4	Essai de propagation de fissure	111

4.4.1	Préparation des échantillons	111
4.4.2	Mise en place des essais de propagation de fissure	111
4.4.3	Calibration du système de caméras pour l'exécution des essais	112
4.4.3.1	Acquisition et traitement des données de logiciel Vic-SNAP et VIC-3D	113
4.4.3.2	Jauge virtuelle et critère de rupture	113
4.4.4	Procédure de l'essai de propagation de fissure	116
4.4.5	Exemple de résultats pour l'essai de propagation de fissure	117
5	PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE	122
5.1	Campagne expérimentale	122
5.1.1	Objectif	122
5.1.2	Matériaux testés	122
5.1.3	Nomenclature des matériaux	124
5.1.3.1	Nomenclature pour enrobés bitumineux	124
5.1.4	Nomenclature pour les AE	125
5.2	Fabrication des éprouvettes testées	125
5.2.1	Caractérisation des composants	126
5.2.1.1	Granulats	127
5.2.1.2	Liants	128
5.2.1.3	AE pour enrobés de premier cycle	128
5.2.2	Formulation et fabrication des enrobés condition laboratoire	129
5.2.2.1	Processus de fabrication de multi-recyclage des enrobés	129
5.2.2.2	AE pour enrobés de deux et trois cycles	131
5.2.2.3	Règle « log-log » fixant la péné du liant d'apport	133
5.2.2.4	Températures de chauffe des granulats	134
5.2.2.5	Température de chauffe du liant d'apport	135
5.2.2.6	Température de chauffe des AE	136
5.2.2.7	Températures de fabrication des enrobés	136
5.2.3	Fabrication et caractérisation des enrobés	136
5.2.3.1	Malaxage	136
5.2.3.2	Remplissage et compactage de plaques	137
5.2.4	Sciage et carottage	138
5.2.5	Compactibilité des enrobés	140
5.2.6	Masse Volumique Réelle des enrobés	144
6	RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE MODULE COMPLEXE	145

6.1	Validation du Principe de Equivalence Temps-Température (PETT)	145
6.2	Simulation du comportement VEL des enrobés bitumineux (2S2P1D)	153
6.3	Analyse des constantes 2S2P1D	156
6.4	Analyse de courbes maitresses de module complexe normalisé.	163
6.5	Analyse des températures de référence estimés lorsque $\tau_{ref} = 0.2s$	168
6.6	Analyse de la norme du module complexe à 15°C/10Hz	169
6.7	Conclusion	172
7	RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE PROPAGATION DES ONDES.....	173
7.1	Vitesses de propagation des ondes	173
7.1.1	Vitesses des ondes P et S obtenues par la méthode de temps de vol	173
7.1.2	Vitesse des ondes P obtenues par la méthode Impact Résonance	174
7.2	Détermination de la norme du module complexe des enrobés bitumineux.....	175
7.2.1	Estimation de la norme du module complexe avec les vitesses d'onde P et S.....	175
7.2.2	Estimation de la norme de module complexe avec les vitesses d'onde P avec l'essai d'impact résonance	179
7.3	Comparaison des normes du module complexe obtenues par propagation d'ondes à celles calculées avec le modèle 2S2P1D	180
7.4	Effet de teneur en vides sur les valeurs estimées de E^*	182
7.5	Détermination de la norme du coefficient de Poisson des éprouvettes testés	184
7.6	Erreurs relatives entre la norme du module complexe déterminées par propagation d'ondes P et S et celle calculée avec le modèle 2S2P1D	185
7.7	Conclusions	188
8	RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE RETRAIT THERMIQUE EMPECHE « TSRST »	189
8.1	Répétabilité de l'essai TSRST	189
8.2	Détermination du coefficient de dilatation/contraction thermique moyen des enrobés.....	193
8.3	Détermination du coefficient de Poisson	194
8.4	Analyse comparative des résultats des essais de TSRST	199
8.4.1	Contrainte de rupture	199
8.4.2	Température de rupture	201
8.4.3	Déformation radiale de rupture et coefficient de Poisson	204

8.5	Conclusions	207
9	RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE PROPAGATION DE FISSURE	208
9.1	Courbes obtenues	208
9.1.1	Courbes LVDT _{piston} –temps	208
9.1.2	Courbes P-LVDT _{piston}	208
9.1.3	Courbes P, CMOD, a_{ECAM} et a_{DRCL-f}	210
9.1.4	Courbes $K_{IC-ECAM}$ $K_{IC-DRCL}$ –a	215
9.2	Mesures obtenues par caméras et par approche DRCL/ENTPE.....	219
9.2.1	Ouverture de fissure	219
9.2.2	Hauteur de fissure initiale	220
9.2.3	Hauteur de fissure lors de la propagation.....	221
9.3	Force maximale et flèche associée.....	222
9.4	Analyse des propriétés obtenues par la MLR.....	224
9.4.1	Taux de restitution d'énergie	224
9.4.2	Facteur d'intensité de contrainte.....	225
9.4.2.1	Facteur d'intensité de contrainte critique initial	225
9.4.2.2	Facteur d'intensité de contrainte critique pour a=35mm	228
9.5	Conclusions	230
10	232
11	REFERENCES	237

LISTE DES ABREVIATIONS

Symbole	Français	English
a_T	Coefficient de translation	Shift factor
AE	Agréats d'enrobé	Reclaimed asphalt pavements (RAP)
C_1, C_2	Constantes de la loi WLF	WLF constants
E^*	Module d'Young complexe	Complex Young modulus
E_1	Partie réelle de E^*	Real part of E^*
E_2	Partie imaginaire de E^* ou module de perte	Imaginary part of E^*
$F(t)$	Fonction de fluage	Creep function
f	Fréquence	Frequency
\check{g}	Transformée de Carson de la fonction $g(t)$	Carson transform of $g(t)$
i	Nombre complexe $i^2 = -1$	Complex number
MVA	Masse volumique apparente	Bulk density
MVR	Masse volumique réelle	Theoretical maximum density
N	Nombre de cycles	Number of cycles
$R(t)$	Fonction de relaxation	Relaxation function
$S(t)$	Module sécant	Secant modulus
t	Temps	Time
T	Température	Temperature
T_{ref}	Température de référence	Reference temperature
W_N	Energie visqueuse dissipée par cycle	Viscous dissipated energy per cycle
δ	Impulsion de Dirac	Dirac function
φ_E	Angle de phase de E^*	Phase angle of E^*
φ_v	Angle de phase de v^*	Phase angle of v^*
η	Viscosité	Viscosity
ν	Coefficient de Poisson	Poisson's ratio
ν^*	Coefficient de Poisson complexe	Complex Poisson's ratio
ρ	Masse volumique	Density
σ	Contrainte	Stress
ε_{ax}	Amplitude de déformation axiale	Axial deformation amplitude
ε_{rad}	Amplitude de déformation radiale	Radial deformation amplitude
ω	Pulsation ($=2\pi f$)	Angular frequency
ΣW	Energie visqueuse dissipée totale	Total viscous dissipated energy

Avant-propos

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS), le Centre National de la Recherche Scientifique (CNRS) et l'entreprise EIFFAGE Infrastructures. Je désire en avant-propos adresser mes remerciements aux personnes qui ont permis l'aboutissement de ce travail de thèse.

Tout d'abord, Je voudrais exprimer toute ma gratitude à mon directeur de thèse, le professeur Hervé Di Benedetto ainsi que le professeur Cédric Sauzéat. Leur rigueur scientifique et leur dynamisme m'ont motivé pendant ces 3 ans de collaboration. Je les remercie leur patience, de m'avoir fait confiance et de m'avoir guidé pendant toute cette période de ma vie. Améliorer mon niveau de rigueur est une des choses que j'ai apprécié en travaillant dans votre équipe.

Je tiens à remercier de manière spéciale le professeur Philippe DUBUJET de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint Etienne (ENISE), ainsi que le professeur Christophe PETIT de l'Université de Limoges d'avoir accepté la lourde tâche de rapporter cette thèse.

Je remercie Irini Djeran-Maigre pour la présidence de ce jury de thèse.

Pour son accueil dans EIFFAGE Infrastructures, j'exprime mes remerciements à monsieur Simon Pouget. Les journées de travail ensemble et les discussions m'ont beaucoup aidé. Je le remercie également d'avoir accepté d'être membre du jury.

Mes remerciements vont à l'ANR pour le soutien financier du projet.

Je remercie sincèrement monsieur François Olard, de l'entreprise EIFFAGE Infrastructures, qui a suivi ce travail. Ses apports aux discussions ont beaucoup aidé à avoir un travail de qualité.

Mes remerciements vont également à Jean-Paul Desgrange de l'entreprise EIFFAGE Infrastructures, qui a réalisé une partie des essais dans cette thèse et avec qui j'ai fabriqué des matériaux étudiés. Je le considère un grand ami et collaborateur de ce travail. Je remercie aussi Silvana Torres pour sa collaboration et les journées de travail qu'elle a passées avec moi. Finalement j'adresse ma gratitude à toutes les personnes des deux laboratoires d'EIFFAGE Infrastructures à Corbas

L'accomplissement du travail expérimental est dû à l'aide des techniciens du laboratoire LTDS : Stéphane Cointet, qui a passé beaucoup de dures journées de travail pour obtenir le matériel nécessaire pour exécuter mes essais ainsi que Frédéric Sallet. Aussi à l'ingénieur Joachim Blanc Gonnet pour son aide et idées pour

améliorer mes dispositifs. Egalement Marie-Victoire Baussant ma secrétaire et amie pendant mes années de thèse. Je les remercie sincèrement.

Je voudrais remercier tous mes collègues : Salvatore Mangiafico, Hoang Pham, Philippe Gaborit, Viet Cong, Pierre Gayte, Diego Ramirez Cardona, Minh Duc Nguyen, Lucas Babadopulos, Thomas Attia, Jean-Claude Carret, Reuber Arrais Freire, Jean-Marie Roussel, Duc Thang et Éric Lachance-Tremblay. Nous avons passé de bons et enrichissants moments au cours de cette thèse. Je remercie particulièrement Jean-Marie et Salvatore qui m'ont accordé du temps pour la relecture de ce mémoire. Je n'oublierai pas l'aide de Reuber Arrais et nos bonnes expériences au sein et à l'extérieur du laboratoire.

Je voudrais dédier cette thèse à l'ensemble de ma famille : à mes parents Anselmo Pedraza et Agripina Peña, et à mes sœurs Adrian et Andrea pour leur soutien et leur confiance, ils sont ma source de motivation pour surmonter toutes les difficultés.

Enfin je dois remercier mes amis en dehors de l'école qui ont eu un rôle important pour supporter ces années de thèse : Geórgia De Araújo Ferreira, Carlos Frutos, João Ferreira, Alejandro Alfaro, Valentin Alamo, Nicole Schiper, Concepción Sánchez-Cid, Cristina Garcia, Aidai Roigés, Clara Costa, Gal Gamliel, Inês Da Mota, Sara Jerónimo, Elena Zapico, Alicia Alonso, Miguel Caamaño et Sergio Abelenda. Et également mes amis colombiens qui m'ont supporté à distance : Sofia Amaya, Luis Silva, Catalina Neira, Alvaro Gómez, Samy Cruz et Boris Lora.

Résumé

Les premiers recyclages d'enrobés bitumineux à 50% sont apparus sur autoroutes françaises dans les années 1990 –une charte de l'innovation spécifique aux enrobés drainants intégrant 50% de recyclés fut notamment délivrée début 2002 (SETRA - CSTR, 2002). Un nouveau cycle de recyclage à fort taux de ces tout premiers enrobés a été entrepris ici ou là, depuis quelques années. Le multirecyclage des agrégats d'enrobé (AE) dans les mélanges d'enrobés bitumineux est de ce fait une problématique actuelle, qui va se généraliser dans l'avenir, lorsqu'il faudra recycler des enrobés contenant déjà des enrobés recyclés plusieurs fois.

Le projet visant à étudier le MULti-Recyclage des Enrobés tièdes a été labellisé projet national (PN MURE). Une part du projet MURE regroupant des aspects scientifiques particuliers a été regroupé au sein du projet « IMPROVMURE », financé par l'Agence Nationale de la Recherche, et qui a débuté en mars 2014. L'objectif du projet « Innovation en Matériaux et PROCédés pour la Valorisation du MULti-Recyclage des Enrobés » (IMPROVMURE) est de fournir des éléments de réponse raisonnés et quantifiés, en laboratoire et sur sites pilotes, afin de faire du multi-recyclage des enrobés fabriqués à chaud et tiède. Les questions sociétales, environnementales, règlementaires ou normatives sont également prises en compte dans le cadre du projet.

Un des objectifs du projet IMPROVMURE est l'étude des propriétés thermomécaniques des enrobés. C'est dans le cadre de cet objectif que s'inscrit le travail de thèse présenté dans ce document. Cette thèse est le fruit d'une collaboration entre le Laboratoire Génie Civil et Bâtiment de l'ENTPE (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) et l'entreprise EIFFAGE Infrastructures.

15 types d'enrobés ont été testés pour l'étude des propriétés thermomécaniques des enrobés multi-recyclés. Les enrobés diffèrent par leur condition de fabrication (Laboratoire ou chantier), leur procédé de fabrication (chaud ou tiède mousse), le taux d'agrégat d'enrobé introduit (0%, 40%, 70% ou 100%) et le nombre de cycles de recyclage (un, deux ou trois). Trois caractéristiques ont été communes à tous les types d'enrobés fabriqués, sauf pour l'enrobé contenant 100% d'agrégats d'enrobé. La première est la même courbe granulométrique des granulats, la troisième est la teneur en liant de 5.4% en masse et la troisième est le type d'enrobé « Béton Bitumineux Semi-Grenu » (BBSG) de type 03 selon la norme EN 13108-1

Trois domaines du comportement des enrobés bitumineux ont été étudiés : Viscoélasticité linéaire (VEL), couplage thermomécanique à basse température et fissuration à froid.

Pour le domaine de comportement VEL, les enrobés bitumineux ont été étudiés à l'aide des essais de module complexe en traction-compression réalisés sur une large gamme de températures et de fréquences sur éprouvette cylindrique à l'ENTPE. Les résultats sont modélisés à l'aide du modèle analogique 2S2P1D qui a été développé au laboratoire LGCB de l'ENTPE.

Des essais de propagation d'ondes ont aussi été réalisés. La méthode de détermination du temps de vol des ondes « P » et des ondes « S » et la méthode Impact Résonance sont utilisées. Ces essais utilisent des méthodes non destructives et faciles à réaliser. On peut ainsi calculer les valeurs de modules et de coefficients de Poisson des matériaux.

Puis, le couplage thermomécanique à basse température est caractérisé à l'aide de l'essai de retrait thermique empêché (TSRST), qui utilise le même dispositif que l'essai de module complexe mais les éprouvettes utilisées sont de géométrie différente.

Finalement des essais de propagation de fissure ont été réalisés avec des sollicitations monotones. La propagation de la fissure suivie utilisant la méthode de corrélation des images. Des estimations de la hauteur de fissure ont été faites sur la base de la méthode DRCL développée à l'ENTPE.

Abstract

Reuse of Reclaimed Asphalt Pavement (RAP) is considered as one of the main solutions to cope with the objectives of worldwide sustainable development. In this way, the reuse of RAP in bituminous mixtures has been matter of study in previous papers (Chen et al., 2009; Kaur et al., 2013; Mogawer et al., 2012; Rubio et al., 2012; Sias Daniel et al., 2013; Valdés et al., 2011) and had concluded be economically profitable as well as had demonstrated the durability of the tested materials. Nowadays, new topics overcome dealing with how increase the RAP content and how many times RAP could be recycled.

In France, a collaborative research and development project called “Multi-recycling of warm foam bituminous mixtures” (MURE) have brought together all the stakeholders involved in road construction. The program has run since March 2014. The scientific part of MURE project is IMPROVMURE project (Innovation for Materials and Processes for Improving the Multi-Recycling of Mixes)

The overall budget of the project were €4.7M, €2.3M of which been provided by the ANR (National Research Agency) in the framework of the IMPROVMURE project, which has gotten under way in March 2014 and its main goal of characterizing the remobilization of the binder from recycled materials was the evaluation of the durability of mixes with the addition of binder.

The Tribology and System Dynamics Laboratory (LTDS) of the University of Lyon/ENTPE (“Ecole Nationale des Travaux Publics de l’Etat” in French) and the French company EIFFAGE Infrastructures were in charge of the characterization of the thermo mechanical properties. Alvaro Pedraza from ENTPE School was the responsible of this study from September 2014 to March 2018.

To carry out this study, 15 types of bituminous mixtures were tested. The bituminous mixtures were produced in the laboratory and construction site, likewise two manufacturing techniques were applied: hot and warm using foamed bitumen. During the assays, RAP content of 0%, 40%, 70% and even close to 100% produced after several recycling operations (up to 3 cycles). Three characteristics of bituminous mixtures were fixed:

- Same aggregate grading curves (except the asphalt mix with 100% of RAP).
- Total binder content (5.4% in total weight).

- Classification as BBSG-03 0/10 asphalt mix, as specified in the European standards (NF EN 13108-1 - 2007).

Three domains of behavior were studied: Linear Viscoelastic behavior (LVE), cracking behavior at low temperature and the fracture behavior at low temperature.

- The LVE was studied considering complex modulus tests on bituminous mixtures and them were performed in tension/compression on cylindrical samples. The LVE behavior was then modeled with 2S2P1D rheological model, developed at Uni. of Lyon / ENTPE.

- The cracking behavior at low temperature was studied considering Thermal Stress Restrained Specimen Tests (TSRST).

- The fracture behavior at low temperature was studied with the crack propagation tests as a monotonic loading.

1 Introduction

1.1 Contexte général

Les premiers recyclages d'enrobés bitumineux en France sont apparus dans les années 1990. Maintenant, l'ensemble du réseau routier français (environ 980 000 km) représente plusieurs milliards de mètres cubes d'agrégats d'enrobés bitumineux. Les Agrégat d'Enrobé (AE) désignent, selon la normalisation européenne (NF EN 13108-8), les matériaux granulaires provenant du fraisage ou concassage d'enrobés bitumineux.

Ces agrégats d'enrobés sont constitués de matériaux qu'il est important de valoriser, au lieu de les considérer comme déchets ou de les utiliser en matériaux de remblaiement. Leur réutilisation pour la fabrication de nouveaux enrobés représente une démarche environnementale attractive qui permet de diminuer la quantité de déchets et d'assurer une économie importante de bitume et de granulats de carrière, ressources naturelles qui commencent à manquer dans certaines régions. (EN 13108-8, 2006)

Selon un bilan environnemental de l'Union des Syndicats de L'Industrie Routière Française (USIRF) en 2012, 7 080 000 tonnes d'agrégat d'enrobés sont produites dans les centrales françaises (en 2012). Environ 40 % de ces agrégats d'enrobés sont valorisés pour la fabrication de nouveaux enrobés. Les 60% restant sont réutilisés autrement, pour des applications où seule la partie granulat du matériau est valorisée (Figure 1-1).(USIRF, 2012)

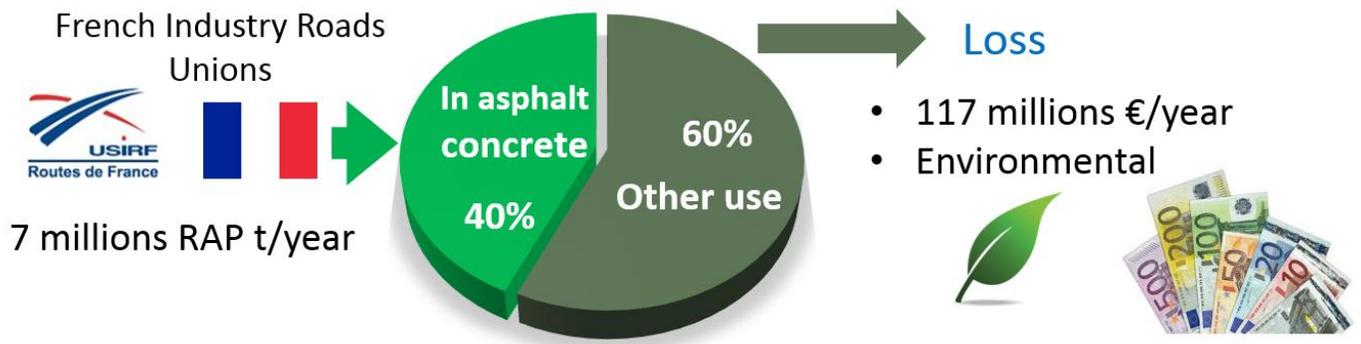


Figure 1-1. Schéma explicatif de valorisations actuel des AE en France

Dans un contexte de raréfaction des ressources, les Conventions d'Engagement Volontaire (CEV) ont été créées pour impulser des objectifs chiffrés pour diminuer l'impact de leur activité sur l'environnement. En 2015 l'USIRF a montré que les AE réintroduits dans des enrobés neufs ont évolué progressivement pendant les dernières années (Figure 1-2). Le taux moyen de réintroduction des AE dans les enrobés bitumineux (chaud et tiède) était de l'ordre de 18.0 % (en masse) pour 2016. L'objectif de la CEV pour 2017 est d'atteindre

un taux de réintroduction des agrégats d'enrobés dans les formules de 15% minimum. (USIRF, 2016, 2015, 2014, 2013, 2012).

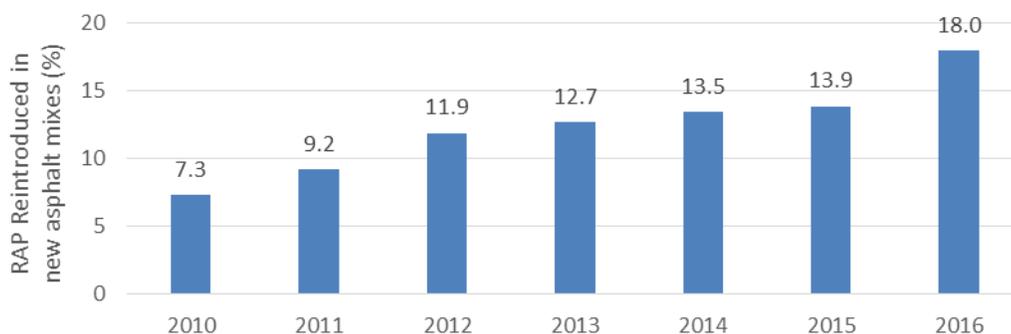


Figure 1-2. Evolution du taux de réintroduction des AE dans les enrobés bitumineux (%)

Les premiers recyclages d'enrobés bitumineux à 50% sont apparus sur autoroutes françaises dans les années 1990 –une charte de l'innovation spécifique aux enrobés drainants intégrant 50% de recyclés fut notamment délivrée début 2002 (Charte innovation SETRA-ASFA, RAFTED, 2002). Un nouveau cycle de recyclage à fort taux de ces tout premiers enrobés a été entrepris ici ou là, depuis quelques années.

Le multi-recyclage des agrégats d'enrobé (AE) dans les mélanges d'enrobés bitumineux est de ce fait une problématique actuelle, qui va se généraliser dans l'avenir, lorsqu'il faudra recycler des enrobés contenant déjà des enrobés recyclés plusieurs fois.

1.2 Les projets MURE et IMPROVMURE

Dans ce contexte, des acteurs, publics ou privés, agissant dans le domaine des infrastructures routières (producteurs de bitume, de granulats, d'additifs et de matériels, industriels routiers, laboratoires privés et laboratoires de recherche académiques ainsi que les maîtres d'ouvrage) se sont associés au sein du projet national MURE pour étudier le multi-recyclage des enrobés. Plusieurs chantiers ont pu être réalisés dans le cadre du projet pour étudier ce problème et pour démontrer également le savoir-faire actuel pour le recyclage des enrobés avec des techniques de fabrication à chaud mais également avec des températures abaissées. Les questions sociétales, environnementales, réglementaires ou normatives sont également prises en compte dans le cadre du projet.

Une part du projet MURE regroupant des aspects scientifiques particuliers a été regroupé au sein du projet « IMPROVMURE », financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR), et qui a débuté en mars 2014. L'objectif du projet « Innovation en Matériaux et PROCédés pour la Valorisation du MULTi-Recyclage des Enrobés » (IMPROVMURE) est de fournir des éléments de réponse raisonnés et quantifiés, en laboratoire et sur sites pilotes, afin de faire du multi-recyclage des enrobés fabriqués à chaud et tiède. Le budget

total est de 2.4 Millions d'euros. Les partenaires du projet IMPROVMURE sont l'entreprise Eiffage, l'IFSTTAR, l'ENTPE, le CEREMA Méditerranée, l'USIRF et l'IREX.

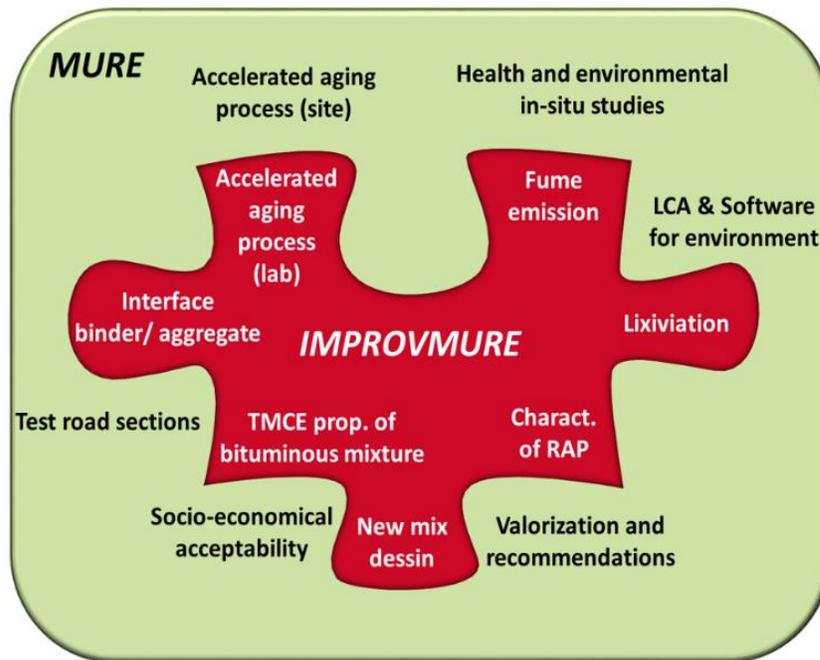


Figure 1-3. Articulation du projet IMPROVMURE avec le PN MURE

L'objectif du projet est d'évaluer l'impact de l'addition des AE sur les propriétés thermomécaniques, chimiques et environnementales des enrobés ayant subi des recyclages successifs. Ce projet doit également permettre d'identifier clairement les conséquences de la fabrication à température réduite d'enrobés recyclés.

Dans ce projet, sept sujets ont été étudiés en détail : l'interface bitume/granulats, le processus de vieillissement, les émissions de gaz, la lixiviation, la caractérisation des agrégats, les nouvelles méthodes de formulation et les propriétés thermomécaniques, chimiques et environnementales des enrobés bitumineux (Figure 1-3).

1.3 Travaux de thèse

Cette thèse s'inscrit directement dans le projet IMPROVMURE et a bénéficié du soutien financier de l'ANR. Elle constitue une des sous-tâches du projet chargée de traiter de l'évaluation des propriétés thermomécaniques des enrobés ayant subi différents cycles de recyclage. Elle a fait l'objet d'une collaboration entre l'entreprise Eiffage (centre de recherche de Corbas) et le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'ENTPE.

L'objectif général de la thèse est de quantifier et modéliser les évolutions des propriétés thermomécaniques des enrobés utilisant agrégats issus de recyclages successifs. Plus particulièrement, le comportement

ViscoElastique Linéaire (VEL), le comportement à basse température et le comportement à la fissuration à froid ont été étudiés.

15 types d'enrobés ont été testés pour l'étude des propriétés thermomécaniques des enrobés multi-recyclés. Les enrobés diffèrent par leur condition de fabrication (Laboratoire ou chantier), leur procédé de fabrication (chaud ou tiède mousse), le taux d'agrégat d'enrobé introduit (0%, 40%, 70% ou 100%) et le nombre de cycles de recyclage (un, deux ou trois). Trois caractéristiques ont été communes à tous les types d'enrobés fabriqués, sauf pour l'enrobé contenant 100% d'agrégats d'enrobé. La première est la même courbe granulométrique des granulats, la deuxième est la teneur totale en liant de 5.4% en masse et la troisième est la consistance du liant (mélange éventuel entre le bitume neuf ou le bitume vieilli des AE). Les enrobés fabriqués sont de type « Béton Bitumineux Semi-Grenu » (BBSG) de classe 3 selon la norme EN 13108-1.

Trois domaines du comportement des enrobés bitumineux ont été étudiés : Viscoélasticité linéaire (VEL), couplage thermomécanique à basse température et fissuration à froid.

Pour le domaine de comportement VEL, les enrobés bitumineux ont été étudiés à l'aide des essais de module complexe en traction-compression réalisés sur une large gamme de températures et de fréquences sur éprouvette cylindrique à l'ENTPE. Les résultats sont modélisés à l'aide du modèle analogique 2S2P1D qui a été développé au laboratoire LGCB de l'ENTPE.

Des essais de propagation d'ondes ont aussi été réalisés. La méthode de détermination du temps de vol des ondes « P » et des ondes « S » et la méthode Impact Résonance sont utilisées. Ces essais utilisent des méthodes non destructives et faciles à réaliser. On peut ainsi calculer les valeurs de modules et de coefficients de Poisson des matériaux.

Puis, le couplage thermomécanique à basse température est caractérisé à l'aide de l'essai de retrait thermique empêché (TSRST), qui utilise le même dispositif que l'essai de module complexe mais les éprouvettes utilisées sont de géométrie différente.

Finalement des essais de propagation de fissure ont été réalisés avec des sollicitations monotones. La propagation de la fissure suivie utilisant la méthode de corrélation des images. Des estimations de la hauteur de fissure ont été faites sur la base de la méthode DRCL développée à l'ENTPE.

Ce mémoire se compose de 10 chapitres, en commençant par cette introduction (chapitre 1) et en finissant par les conclusions et perspectives (chapitre 10). Le chapitre 2 regroupe l'étude bibliographique présentant les connaissances utiles à la compréhension de l'étude menée. Le chapitre 3 introduit le matériel utilisé pour l'étude expérimentale et les procédures des essais sont présentées dans le chapitre 4. La campagne expérimentale réalisée (matériaux et plan d'essais) est détaillée dans le chapitre 5 de ce mémoire. Chacun des phénomènes ou comportements étudiés fait ensuite l'objet d'un chapitre, le comportement VEL pour le

chapitre 6, la propagation d'ondes pour le chapitre 7, le couplage thermomécanique à basse température pour le chapitre 8 et la propagation de fissure pour le chapitre 9.

2 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

2.1 Présentation des enrobés bitumineux et leurs composants

L'enrobé bitumineux est un matériau composite. Il est constitué des minéraux qui sont apportés par les granulats (graves, sables, fines) pour environ 95% en masse (80-85% de volume), et d'un liant hydrocarboné (bitume, en général 5 à 7% en masse et éventuellement des additifs). Le liant hydrocarboné garantit la cohésion tandis que la capacité portante de l'ensemble est assurée par le squelette minéral (Corté and Benedetto, 2005).

Les liants hydrocarbonés sont des substances constituées essentiellement d'assemblages d'atomes de carbone et d'hydrogène qui, au contact de particules solides telles que les granulats par exemple, développent des forces d'adhésion et de cohésion assurant de la sorte une certaine rigidité, des résistances à la déformation en traction, compression et cisaillement. On distingue trois familles de liants hydrocarbonés : les liants naturels, les goudrons, les bitumes. En France, lorsqu'on parle de liant hydrocarboné, il s'agit pratiquement toujours de bitume (Corté and Benedetto, 2005).

Il y a trois familles de liants hydrocarbonés :

- Les *liants naturels*, que l'on trouve en l'état dans la nature, le plus souvent associés à des matières minérales, et qui sont utilisés depuis des temps très anciens. Il s'agit des roches asphaltiques qui, après broyage, donnent la poudre d'asphalte ainsi que des bitumes naturels.
- Les *goudrons*, qui proviennent de la pyrogénéation (à l'abri de l'air) de matières d'origine végétale : houille, lignite, bois, ... Les goudrons routiers sont essentiellement tirés de la houille.
- Les *bitumes*, qui sont produits en raffinerie à partir de la distillation fractionnée de certains pétroles bruts. Les bitumes sont employés en technique routière pour leurs propriétés agglomérantes et d'étanchéité

Les granulats désignent l'ensemble de grains de dimension comprise entre 0 et 80mm. Les grains déterminent les caractéristiques mécaniques et les performances du matériau bitumineux. On quantifie une classe granulaire par la taille du plus petit diamètre (d) et du plus gros grain (D) la constituant en réalisant une analyse granulométrique. Ainsi un gravillon 16/32 comprend essentiellement des grains de diamètre D qui s'écoulent au travers d'un tamis dont l'ouverture des mailles est de 31.5 mm mais sont par contre retenus en majeure partie sur un tamis de 16 mm. Des courbes granulométriques typiques sont présentées en Figure 2-1.

Pour obtenir ces courbes sur les granulats se font des essais d'analyse granulométrique par tamisage (EN NF P 94-056, 2011).

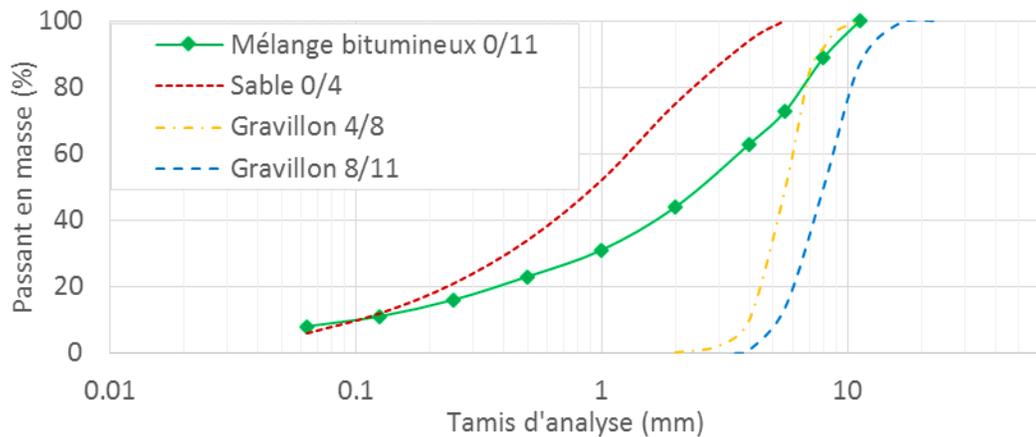


Figure 2-1. Exemple de courbe granulométrique de graves et mélange bitumineux (Corté and Benedetto, 2005).

En considérant la granulométrie, on peut distinguer plusieurs types de composants minéraux destinés à la fabrication des mélanges bitumineux :

Tableau 2-1. Types de composants minéraux selon leur classe granulaire

Désignation retenue	Type de composants minéraux	Classes granulaires élaborées (mm)
Granulats	Pierres concassées, ballast	>22
	Gravillons	2/4 ; 4/8 ; 6/8 ; 8/11 ; 11/16 ; 16/22
	Sables	0/2 ou 0/4
Filler	Filler, fines ou farine de pierre	<0.063 ; <0.080 ou <0.09

2.2 Les grandes catégories de bitumes

Les conditions d'emploi et les propriétés recherchées, définissent si le bitume doit être utilisé pur ou associé à d'autres composants (modificateurs, fluidifiants, fluxants, eau et émulsifiants). Les catégories de bitume se nomment selon leur composition. La Figure 2-2, montre la classification par catégories de bitumes et les températures respectives d'utilisation.

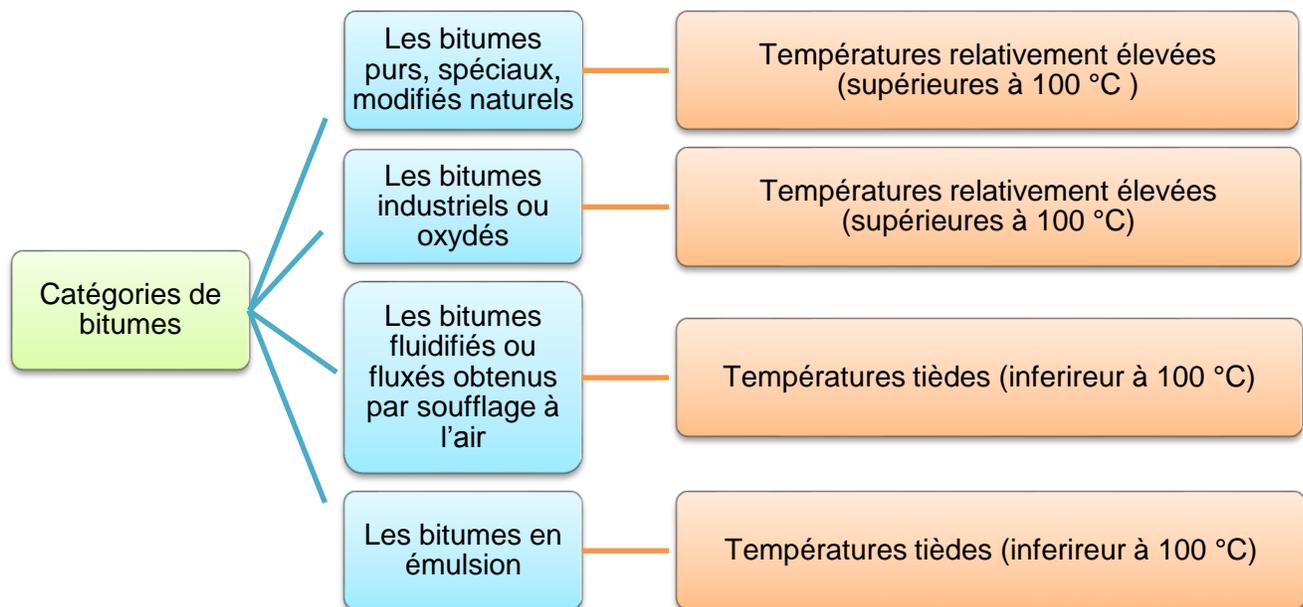


Figure 2-2. Catégories de bitumes

La connaissance des températures d'utilisation est nécessaire pour abaisser suffisamment la viscosité du bitume au moment de l'enrobage. Pour les bitumes les plus durs, on a recours à des produits fluidifiants ou fluxants. Une autre façon d'abaisser la viscosité d'un bitume est de l'émulsionner. Les émulsifiants sont utilisés dans des cas d'utilisation à froid ou à des températures inférieures ou égales à 60°C.

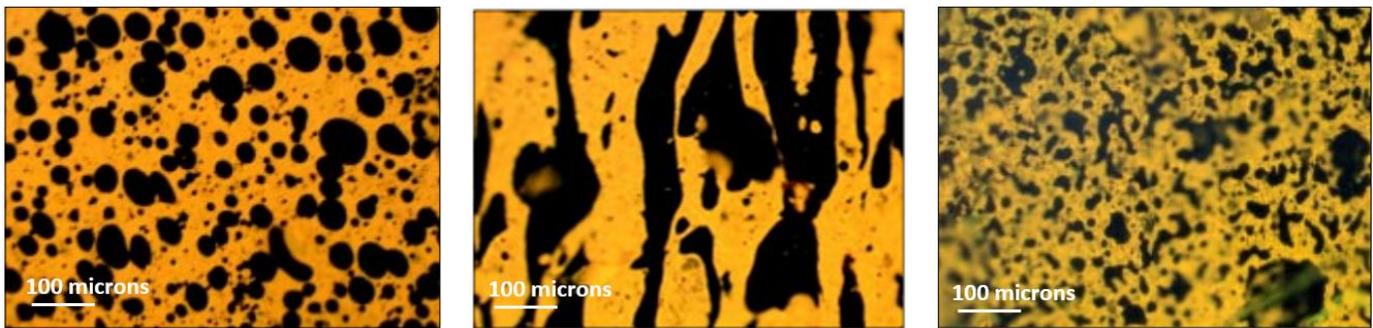
2.3 Les bitumes modifiés

Les bitumes modifiés sont obtenus par ajout d'un ou de deux polymères. L'addition est réalisée par malaxage mécanique et se fait progressivement.

Normalement les polymères plus utilisés sont le Styrène-Butadiène-Styrène (SBS) faisant partie des élastomères, et l'Éthylène-Vinyle-Acétate (EVA) faisant partie des plastomères. (Hesp et al., 2002; Isacson and Zeng, 2016; King et al., 1993; Lu et al., 2010)

D'autres agents modificateurs du bitume existent, en particulier les Styrène Butadiène (SB) dans la catégorie des élastomères ainsi que les polyisobutylènes (PIB) et le caoutchouc (naturel ou synthétique) (Campbell et al., 2016).

La Figure 2-3 donne trois représentations schématiques de certaines des structures types observées en microscopie de fluorescence.



a)

b)

c)

Figure 2-3. Observation microscopique d'un bitume polymère de type plastomère (a) liant vénézuélien modifié avec 7% d'EVA mélangé à 10% de chaux de remplissage b) liant vénézuélien modifié avec 7% d'EVA mélangé à 50% de chaux de remplissage c) liant vénézuélien modifié avec 7% d' EVA mélangé à 70% de chaux de remplissage.(Wegan and Brûlé, 1999)

- Les liants élastomères sont connus pour leur forte capacité d'élongation et de résistance en traction. Ces caractéristiques se traduisent par une augmentation du point de ramollissement Bille et Anneau par rapport au bitume d'origine et par la diminution de la susceptibilité thermique;
- Les liants plastomères confèrent une élévation de la consistance à haute température ainsi qu'une plus faible susceptibilité thermique.

Les PIB possèdent une bonne compatibilité avec les bitumes routiers. Ils permettent principalement de diminuer leur fragilité à basse température. L'ajout de PIB et d'EVA permet d'améliorer simultanément les propriétés à basse et à haute température du bitume. Un choix judicieux des constituants permet par ailleurs d'assurer une bonne stabilité au stockage du liant bitumineux résultant.

2.4 Détermination de la teneur en liant dans les enrobés (Norme EN 12697-1)

Les propriétés mécaniques et thermiques de l'enrobé bitumineux dépendent beaucoup de la quantité de liant introduit dans sa composition. On parle alors de teneur en liant, calculée à partir de la surface spécifique des granulats, notée Σ et exprimée en m^2/kg . Elle correspond à la surface développée qu'auraient les granulats assimilés à des sphères.

Pour un mélange granulométrique donné, la formule suivante permet d'avoir une approximation de la surface spécifique.

$$100 \Sigma = 0.25G + 2.3S + 12s + 150f$$

où :

G : pourcentage de gros gravillons ($\varnothing > 6.3$ mm)

S : pourcentage de gros sable ($\varnothing 0,25/6.3$ mm)

s : pourcentage de sable fin ($\varnothing 0,25/0,063$ mm)

f : pourcentage de filler ($\varnothing < 0,063$ mm)

Plus la surface spécifique est importante, plus la surface de contact entre les composants minéraux et le bitume est grande, et donc plus la quantité de bitume à introduire dans le mélange doit être élevée. La teneur en liant, estimée en fonction de la surface spécifique des granulats, peut être calculée par la formule empirique suivante :

$$P = \alpha k (\Sigma)^{\frac{1}{5}} \quad (2-1)$$

avec

P : teneur en liant (p.p.c)

α : facteur fonction du type de granulats (2,65/masse volumique réelle des granulats)

Σ : surface spécifique des granulats (m^2/kg)

k : module de richesse (k variant de 2,75 pour les enrobés les plus résistants à la déformation, à 3,5 pour les enrobés les plus souples)

2.4.1 Récupération des bitumes à la colonne à distiller (EN 12697-4, 2006)

Quand l'enrobé est déjà fabriqué et la teneur en liant est inconnue ou dans le cas d'un Agrégat d'Enrobé (voir paragraphe 2.6.3), la teneur en liant est déterminée avec un système de colonne à distiller automatique. Cette machine est un réservoir complètement fermé et étanche, a un tour de lavage chauffage intégré avec de tamis 200mm. On peut avoir une séparation de la partie granulaire et le bitume mélangé avec le solvant. Malgré tout, pour connaître la masse du bitume, le mélange bitume-solvant doit passer par un processus de distillation par la méthode d'évaporateur rotatif.



Figure 2-4. Extracteur automatique de bitume

2.4.2 Evaporateur rotatif (EN 12697-3, 2006)

Le principe de cet essai est de dissoudre le mélange bitumineux dans un solvant chloré, (tétrachloroéthylène). La solution est ensuite filtrée et centrifugée afin d'éliminer les particules minérales présentes, puis distillée sous-vide pour éliminer le solvant. Le liant est alors directement récupéré pour caractérisation ultérieure.



Figure 2-5. Évaporateur rotatif.

2.5 Les différents types d'enrobés bitumineux (Norme EN 13108-1)

2.5.1 Béton Bitumineux Semi-Grenu (BBSG)

Le Béton Bitumineux Semi-Grenu est considéré comme l'enrobé de référence car il est utilisé aussi bien en couche de roulement ou de liaison, qu'en parking et en trottoir. De granulométrie 0/6, 0/10 ou bien 0/14, il est mis en œuvre facilement et facile à compacter sur une épaisseur qui peut varier de 3 à 9 cm par couche.

2.5.2 Béton Bitumineux Mince (BBM)

Le Béton Bitumineux Mince est conçu principalement pour une mise en œuvre à la main, sur les chantiers où la mise en œuvre mécanisée n'est pas possible. De granulométrie 0/10 ou 0/14, cet enrobé se compacte facilement sur une épaisseur qui peut varier de 2.5 à 5 cm.

2.5.3 Béton Bitumineux Très Mince (BBTM)

Le Béton Bitumineux Très Mince, connu pour son excellente durabilité, son aspect esthétique et ses propriétés « acoustiques », est utilisé en couche de roulement. De granulométrie 0/10 ou 0/6, il est mis en œuvre facilement sur une épaisseur qui peut varier de 1.5 à 3 cm.

2.5.4 Les Graves Bitumes (GB)

La Grave Bitume est un enrobé « structurant », utilisé en couche d'assise pour les chaussées à fort trafic. De granulométrie 0/14 ou 0/20 cet enrobé à module de rigidité élevé est mis en œuvre sur une épaisseur qui peut varier de 6 à 16 cm.

2.5.5 Enrobé à Module Elevé (EME)

L'Enrobé à Module Elevé (EME) est un enrobé « structurant », utilisé en couche d'assise pour les chaussées à fort trafic. De granulométrie 0/10, 0/14 voire 0/20, cet enrobé à module de rigidité très élevée est mis en œuvre sur une épaisseur qui peut varier de 5 à 15 cm.

2.5.6 Béton Bitumineux à Module Elevé (BBME)

Le Béton Bitumineux à Module Elevé est un enrobé « structurant », utilisé en couche de liaison ou en couche de roulement soumise à de fortes sollicitations (chaussée à trafic important, rond-point). De granulométrie 0/10 ou 0/14, cet enrobé à module de rigidité élevé est mis en œuvre sur une épaisseur qui peut varier de 4 à 9 cm par couche.

2.5.7 Béton Bitumineux à froid (BBF)

Le Béton Bitumineux à Froid est une technique utilisée en entretien des couches de roulement pour chaussée à trafic modéré qui nécessitent une restauration des propriétés d'adhérence. La grande maniabilité de ce produit offre une importante souplesse d'emploi et autorise une mise en œuvre au finisseur, à la niveleuse ou manuellement. De granulométrie 0/6 à 0/14 et appliqué sur une épaisseur allant de 2 à 8 cm, il est également utilisé avec la même efficacité en reprofilage, déflachage et entretien de rives de chaussée.

2.5.8 Les Graves Emulsions

La Grave Emulsion répond aux problèmes de réhabilitation de chaussée de nombreuses entreprises toujours à la recherche de techniques simples, efficaces et économiques pour le renforcement, le rechargement, le reprofilage ou le recalibrage des chaussées. Elle est aussi utilisée en assise de chaussée neuve pour les couches de fondation ou les couches de base.

2.5.9 Béton Bitumineux Aéronautique (BBA)

Le Béton Bitumineux Aéronautique est utilisé en couche de roulement pour les pistes et la voirie des aéroports ou aérodromes. Cet enrobé peut résister à de très fortes sollicitations (orniérage, poinçonnement, fissuration thermique). De granulométrie 0/10 ou 0/14, il est mis en œuvre sur une épaisseur qui peut varier de 3 à 9 cm par couche.

2.5.10 Béton Bitumineux Colorés (BBC)

Le Béton Bitumineux Coloré, connu pour son aspect esthétique et son excellente maniabilité, est utilisé en couche de surface pour des trottoirs, des allées ou des places. De granulométrie 0/10 ou 0/6, il est mis en œuvre facilement sur une épaisseur qui peut varier de 2.5 à 6 cm. (EN 13108-1, 2007)

2.6 Types des enrobés bitumineux selon la température de fabrication

2.6.1 Enrobés à Chaud

La fabrication à chaud des enrobés aux liants hydrocarbonés s'est développée de manière industrielle autour des années 1930. Elle a connu en France une progression spectaculaire à la fin des années 1960 en raison des grands plans d'aménagements routiers (CFTR, 2006).

La fabrication des enrobés bitumineux à chaud s'effectue par malaxage d'un liant hydrocarboné (bitume) avec des granulats. Le bitume et la fraction granulaire sont chauffés, généralement entre 180°C et 140°C, afin de sécher complètement les granulats et de modifier l'état rhéologique du bitume pour atteindre une viscosité d'enrobage. Les constituants sont ensuite malaxés. (Some et al., 2011)

2.6.2 Enrobés tièdes et semi-tièdes

L'industrie routière européenne a développé des technologies variées dont le but est d'atténuer l'impact sur l'environnement. Le but final recherché, pour toute application, est triple : rentabilité commerciale, impact environnemental minimal et durabilité maximale.

La température de fabrication de l'enrobé tiède est comprise entre 100 et 140°C. Sa technologie de production nécessite le recours à des additifs chimiques et organiques et à des techniques de type mousse qui ont pour principal effet de réduire la viscosité du liant en modifiant sa rhéologie.

Les technologies d'enrobage à des températures inférieures à 100 °C, appelées « semi-tièdes », ont une influence sur les paramètres du mélange tels que la température et la teneur en eau initiale des granulats

Les enrobés semi-tièdes LEA® (Low Energy Asphalt) sont proposés par les sociétés EIFFAGE Infrastructures, FAIRCO, ainsi que par leur filiale commune la société LEA-CO (Nguyen, 2009). Ils sont issus de deux procédés brevetés : EBE® (Enrobés Basse Energie) et ETB® (Enrobés Basse Température), initialement développés en France, puis étendus à l'international (Figure 2-7). (Paragraphe 2.2).

Dans la Figure 2-6, les différents enrobés sont classés en fonction de leur température d'enrobage et de leur consommation d'énergie.

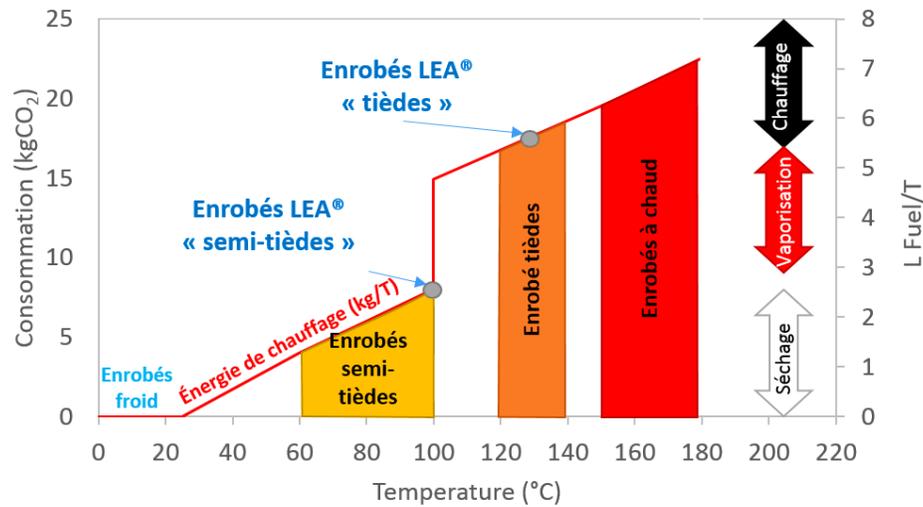


Figure 2-6. Diagramme idéalisé de la consommation de fuel lourd et de l'émission de CO₂ correspondant au chauffage d'une tonne de granulats humides (Gaudefroy et al., 2007)

Les familles d'enrobés sont :

- les enrobés à froid (« Cold Mix Asphalt »), fabriqués à température ambiante ;
- les enrobés semi-tièdes (« Half-Warm Mix Asphalt »), fabriqués en deçà du point d'ébullition de l'eau, entre 60 et 100°C ;
- les enrobés tièdes (« Warm Mix Asphalt »), fabriqués entre 120 et 140°C ;
- les enrobés à chaud (150 à 180°C) traditionnels (« Hot Mix Asphalt »).

Les enrobés tièdes et semi-tièdes sont tous les deux économes en énergie. Les enrobés tièdes (fabriqués à 130°C) permettent des économies d'énergie d'environ 20 % et les semi-tièdes (fabriqués à 100°C) permettent des économies entre 40-50 %. (Nguyen, 2009)

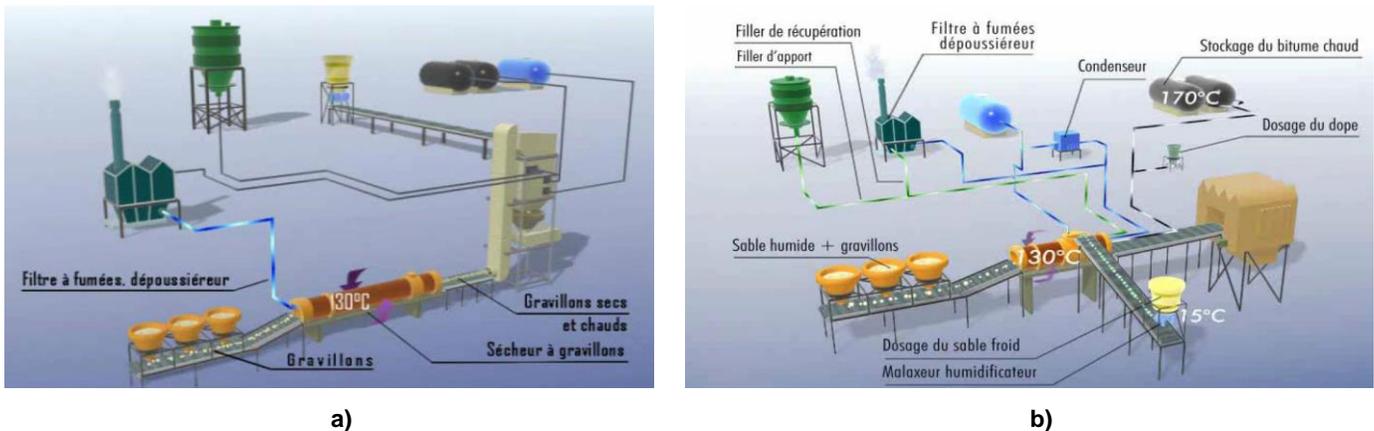


Figure 2-7. Poste d'enrobage a) Discontinu EBE® b) Continu EBT®(Gaudefroy et al., 2007)

La Figure 2-7 deux types de postes d'enrobage. Le procédé LEA® est basé sur un séchage « partiel » du squelette granulaire. De cette manière, de l'eau naturelle résiduelle est présente au sein des granulats après l'étape d'enrobage (Romier et al., 2006). Cette teneur en eau des granulats fait mousser le bitume.

Ces effets, en augmentant la surface spécifique et en diminuant la viscosité apparente, favorisent l'emploi d'additifs. Il en résulte un enrobage parfait entre le liant et les granulats. Un apport complémentaire d'eau permet de contrôler la quantité de mousse.

Pour un enrobé semi-tiède fabriqué à 95°C, la teneur en eau est de l'ordre de 0,2 à 0,5%. Certains additifs peuvent être utilisés pour améliorer la moussabilité l'enrobage du liant. Certaines variantes (Figure 2-8) peuvent être utilisées pour températures entre 90 et 100°C pour fabriquer des enrobés LEA® (Nguyen, 2009)

- LEA 1: Séchage partiel de tous les granulats à 95°C, puis enrobage ;
- LEA 2: Séchage d'une partie des granulats à 140°C, puis ajout de sable/AE froid et humide, enfin enrobage ;
- LEA 3: Séchage d'une partie des granulats à 140°C, puis enrobage, enfin ajout de sable/AE froid et humide.



Figure 2-8. Fabrication de fabrication de l'enrobé LEA®

2.6.3 Enrobés à Froid

Les enrobés à froid sont réalisés à partir de granulats, d'un liant hydrocarboné et éventuellement de dopes et/ ou d'additifs, dont les caractéristiques permettent un enrobage sans séchage et chauffage des granulats ».

Le liant est le plus souvent sous forme d'émulsion ou de mousse. Ce liant est un bitume, un bitume modifié par des polymères. Le liant peut être fluxé ou fluidifié par des produits d'origine pétrolière ou végétale. La température de fabrication de ces enrobés, qui est proche de la température ambiante (la température minimale conseillée est d'environ 10 °C, la gamme s'étend donc avantageusement de 10°C à 40°C), donne

au liant, après rupture de l'émulsion, pour une émulsion de liant, un rôle très important sur la maniabilité et la compactabilité de l'enrobé. (Prowell et al., 2007)

2.7 Recyclage des enrobés

L'enrobé est un matériau recyclable à 100%. L'AE (RAP en anglais) est un matériau obtenu à partir du broyage des couches bitumineuses des chaussées existantes.

La Figure 2-9 montre le processus suivi par un enrobé, de sa fabrication à sa transformation en agrégats. Dans un premier temps, l'enrobé est fabriqué en mélangeant des agrégats avec bitume neuf. Au terme de sa vie utile (25 ans), l'enrobé montre des signes de vieillissement, la couche d'enrobé est alors fraisée et concassée. Le matériau en résultant est nommé AE selon l'EN 13108-8,2006.

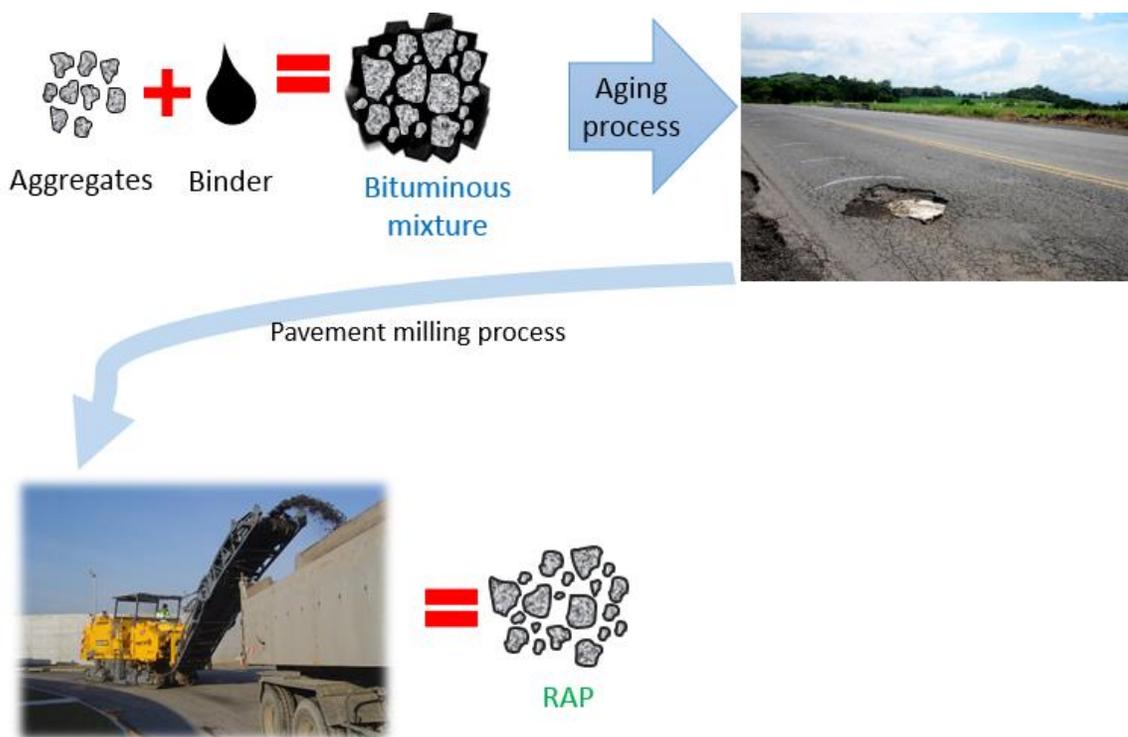


Figure 2-9. Processus d'obtention des AE

L'incorporation d'AE dans des enrobés neufs est une technique de plus en plus utilisée pour la construction de nouvelles chaussées. En effet, l'utilisation d'AE est une solution largement adoptée pour la construction et l'entretien des structures routières pour des raisons de durabilité (Al-Qadi et al., 2007, p.; Copeland, 2011; Eddhahak-Ouni et al., 2012; Hajj et al., 2009; Jerry R., n.d.; Kaur et al., 2013; McDaniel et al., 2012; Mogawer et al., 2012; Oliver, 2001; Shirodkar et al., 2013; Sias Daniel et al., 2013; Swiertz et al., 2011; Tapsoba et al., 2012; Valdés et al., 2011; Valdés Vidal et al., 2008; Visintine et al., 2013).

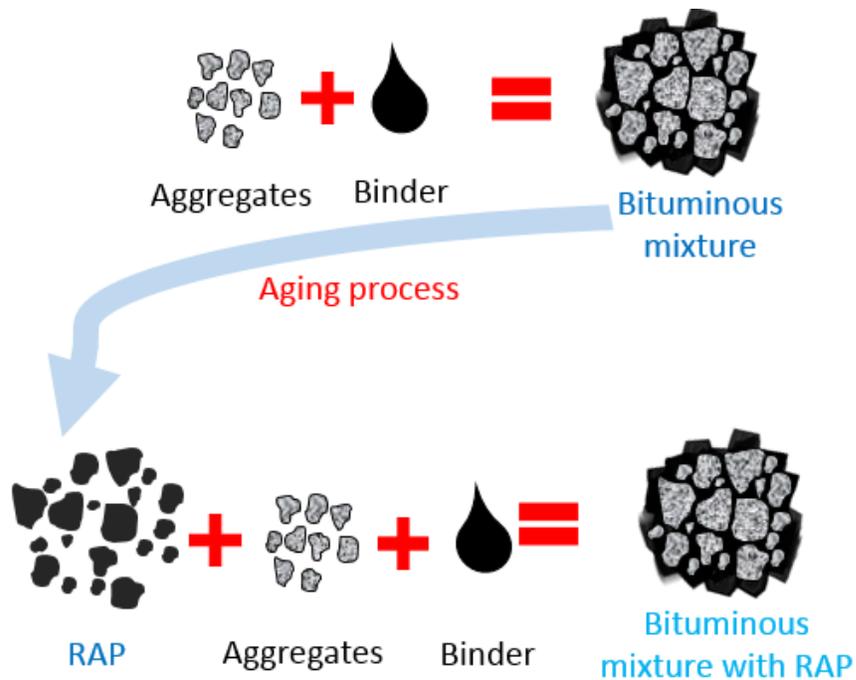


Figure 2-10. Processus de fabrication de un enrobé avec AE

2.7.1 Quelques chiffres sur le recyclage et multi-recyclage des matériaux bitumineux

En 2011, aux États-Unis, 336 millions de tonnes d'enrobé ont été produites. De cette production 79,1 millions de tonnes d'AE ont été produites, 66,7 millions de tonnes ont été utilisées pour produire de nouveaux mélanges d'asphalte chaude ou tiède. Seulement 300 000 tonnes ont été détruites (Brebba et al., 2015; Hansen and Copeland, 2013) .

En Europe l'utilisation d'AE est une technique très commune. En 2011 par exemple, 324.3 millions de tonnes ont été produites sur le continent européen, avec 54 million d'AE. Dans quelques pays la réutilisation pour enrobés neufs a presque été de 100% (European Asphalt Pavement Association (EAPA, 2011).

On remarque qu'en France, 7.9 tonnes d'AE ont été produites en 2011. Environ 40 % ont été utilisées pour fabriquer de nouveaux enrobés. Les 60% restant sont ont été réutilisées autrement que dans des enrobés, seule la partie granulat du matériau a été valorisée. Le volume de bitume qui ne se retrouve pas comme seconde vie de celle d'un enrobé est d'environ 225 000 tonnes de bitume. En considérant que le coût moyen actuel du bitume est de 520€/tonne, cela représente une perte annuelle pour l'économie française de 117 millions d'euros, sans considérer la dépense de ressources naturelles et les émission de gaz pour fabriquer de nouveaux enrobés, ni considération de préservation des ressources naturelles (Loizos et al., 2009; Poirier and Leroy, 2013; USIRF, 2016, 2015, 2014, 2013, 2012).

L'utilisation d'AE est généralement limitée à des pourcentages ne dépassant pas 30%, en raison de limitations techniques et pratiques des usines de production (USIRF, 2015, 2014; Valdés et al., 2011). Cependant, de nouvelles usines ont été créées pour gérer une proportion d'AE allant jusqu'à 70% (S Dupriet et al., 2009).

La production d'AE peut être effectuée de deux manières, « in-situ » ou en « centrale d'enrobage » recyclage. Il existe aussi trois types de procédures de production d'AE à chaud, tiède et à froid (voir 2.6) (Mangiafico, 2014).

Pour les fabrications à chaud et tiède, quand il y a une centrale d'enrobage, l'AE est préchauffé et mélangé avec de nouveaux agrégats et du bitume.

Il existe trois méthodes principales pour les enrobés à chaud et en place : surface recycling, remixing and repaving. Au cours du Surface recycling, la couche d'enrobé superficielle existante est ramollie par la chaleur, fraisée, mélangée et compactée. Cette méthode est utilisée pour corriger couches de surfaces déformées ; Le Remixing consiste à mélanger l'AE extrait avec de nouveaux granulats et du bitume pour produire un nouveau mélange qui est ensuite compacté. Le repaving est une combinaison des deux méthodes précédentes : la couche est fraisée à une profondeur plus grande pour la recycler. On mélange, ensuite est compactée et finalement une couche de surface est fabriquée à chaud.

Aujourd'hui, l'industrie a commencé à utiliser des enrobés multi-recyclés. Cependant, peu de recherche ont été menées sur le comportement du multi-recyclé (Chen et al., 2009).

2.7.2 Contraintes normatives des enrobés recyclés

Selon la norme EN 13108-8: 2006, le AE doit avoir certaines caractéristiques. Les enrobés fabriqués à chaud peuvent subir d'importants changements au cours de leur vie de service. En même temps, le liant vieilli et les granulats sont soumis à une dégradation liée au trafic et à l'environnement.

L'AE doit être séché avant de le mélanger à d'autres composants, sa teneur initiale en eau doit être inférieure à 3%.

L'AE doit avoir une courbe granulométrique comprise entre 0/10 mm et 0/14 mm, avec une teneur en filler entre 8% et 12%. Le liant autour de l'AE est habituellement vieilli pendant le mélange et le compactage du mélange d'enrobage à chaud initial et au cours de la durée de vie de la chaussée. La pénétration est généralement inférieure à l'état du bitume pur.

2.7.3 Degré de remobilisation

Il existe trois types de degrés de remobilisation dans les enrobés bitumineux avec incorporation d'AE (Figure 2-11) :

Black Rock : Si dans l'enrobé il n'y pas d'interaction, la suppression du liant qui serait apporté par les agrégats d'enrobé permet de simuler alors une non remobilisation totale du liant d'agrégats d'enrobé. L'enrobé fonctionne comme un simple agrégat.

Total Blending : une remobilisation totale du liant des agrégats d'enrobé, dans ce cas les granulats d'apports et les granulats d'agrégats d'enrobé sont mélangés avec un liant constitué dans des proportions adéquates de liant d'apport et de liant d'agrégats d'enrobé. Le liant d'agrégats d'enrobé ayant été préalablement extrait des agrégats d'enrobé dont les granulats d'agrégats d'enrobé alors utilisés proviennent.

Partial Blending : Un cas intermédiaire de remobilisation indéterminée, où les granulats d'apport et le liant d'apport sont mélangés aux agrégats d'enrobé sans séparer le liant et les granulats de ces derniers (Eddhahak-Ouni et al., 2012; McDaniel et al., 2012; Navaro, 2011).

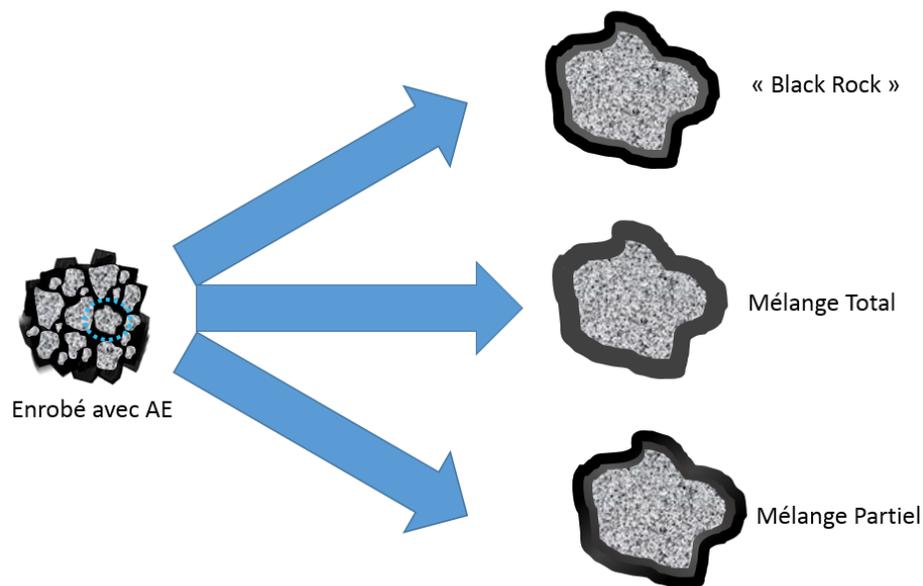


Figure 2-11. Schéma explicatif de *Black Rock*, *Total Blending* et *Partial Blending*.

En particulier, McDaniel and Anderson, 2001 ont réalisé une étude statistique avec la but de comparer les performances mécaniques des enrobés contenant de l'AE. Dans leur étude, le bitume utilisé a eu un degré de remobilisation de black rock et total blending. Dans le cas de Black rock, le bitume avec un contenu de 40% d'AE a obtenu presque la même rigidité que les échantillons de moins de 10% d'AE. Par contre, ces résultats ne décrivent pas un comportement de degré black rock.

El Beze, 2008 a identifié le traceur d'homogénéité d'un bitume avec contenu d'AE à échelle microscopique. L'étude met en œuvre un microscope infrarouge à transformée de Fourier (IRTF). Cette technique permet de distinguer les liants en présence au moyen des différences chimiques de composition. La Figure 2-12 montre que le mélange entre les agrégats d'enrobé (dégradé blanc-rouge-jaune par ordre décroissant de la concentration en liaison carboxyles) et le liant d'apport (dégradé vert-bleu dans le même ordre) est partiel.

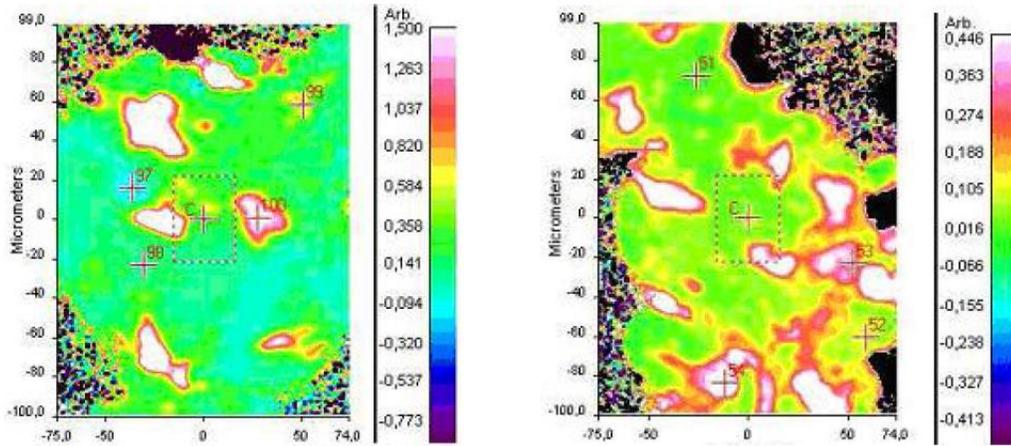


Figure 2-12. Cartographie des amas d'agrégats d'enrobé (en blanc) au sein d'un enrobé recyclé dans le cas de l'utilisation d'un agrégat vieilli artificiellement durant 4 jours (à gauche) et durant 8 jours (à droite) (El Beze, 2008).

2.7.4 Mélange de bitumes

Normalement la caractérisation et prédiction des propriétés mécaniques se font utilisant les cartes de mélange ou grâce à des méthodes empiriques. Les graphiques de certaines études sont utilisés pour estimer la température PG (Performance Grade) avec une interpolation de températures et de ses deux liants de base : A et B (Al-Qadi et al., 2007; Corté and Benedetto, 2005).

$$T_{blend} = a \cdot T_A + b \cdot T_B \quad (2-2)$$

où T_{blend} est la température PG du mélange de liants ; T_A et T_B sont les températures PG, de base des liants et a et b sont des fractions de masse des bitumes de base A et B.

La règle logarithmique log-log (EN 13108-1: 2007) est approche similaire. La pénétration d'un liant pen_{blend} résultant du mélange est estimée en interpolant linéairement les valeurs de pénétration des deux bitumes de base A et B, pen_A et pen_B .

$$\log(pen)_{blend} = a \log(pen)_A + b \log(pen)_B \quad (2-3)$$

Le problème avec ces deux approches est qu'elles peuvent être utilisées pour prédire les propriétés mécaniques des mélanges de bitume seulement à des températures et des fréquences spécifiques.

Dans l'étude de Mangiafico, 2014 il propose une prédiction des paramètres du modèle 2S2P1D, à partir des ses expériences (le Modèle 2S2P1D est décrit dans le paragraphe 2.9.9.3) :

$$A_{x\%} = A_{0\%} + x(A_{RAP} - A_{0\%}) \quad (2-4)$$

$$\log(B_{x\%}) = \log(B_{0\%}) + x[\log(B_{RAP}) - \log(B_{0\%})] \quad (2-5)$$

Où A et B sont des termes génériques qui représentent les paramètres de 2S2P1D où les shift factors qui ont une tendance linéaire (E_0, k, h, δ et β) et les logarithmiques (τ_0 et aT) avec le pourcentage de liant AE-extrait exprimée par x et variant entre 0 et 1 (Mangiafico, 2014).

2.8 Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux

2.8.1 Sollicitation des couches en enrobés bitumineux

2.8.1.1 Effet du trafic

Par effet du trafic sur les couches d'une chaussée des contraintes de compression et des tractions se créent. Normalement, les calculs de contraintes et de déformations sont réalisés en considérant un modèle multicouche élastique linéaire isotrope, ce qui nécessite la détermination des valeurs du module d'Young et du coefficient de Poisson.

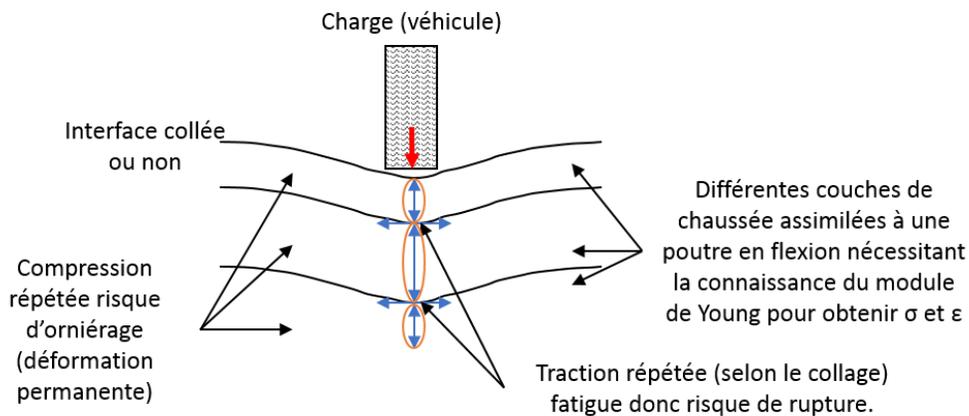


Figure 2-13. Schématisation des sollicitations induites par le trafic (Corté and Benedetto, 2005).

Le comportement de l'enrobé bitumineux (module) dépend des propriétés apportées par le bitume. Ce comportement est dépendant de la vitesse de chargement et de la température. De fait, l'hypothèse d'un comportement élastique n'est pas justifiée (Figure 2-13).

Les effets de non linéarité et irréversibles dérivent de l'accumulation du nombre de cycles (jusqu'à plusieurs millions au cours de la durée de vie d'une chaussée).

L'apparition de petites tractions à la base des couches est un effet du passage des véhicules. Ces contraintes créent « 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.

2.8.1.2 Effet de la température

La température a deux principaux effets sur le comportement mécanique des enrobés :

- Elle change la rigidité d'un enrobé dont le comportement est viscoélastique (thermo-susceptibilité)

- Elle crée des contraintes et des déformations au sein du matériau en raison des dilatations et des contractions thermiques plus ou moins empêchées (Figure 2-14).

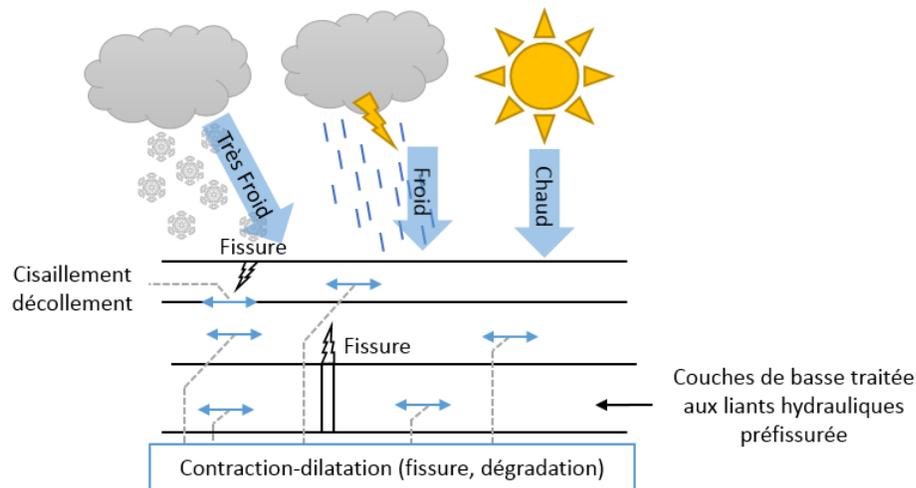


Figure 2-14. Schématisation des sollicitations induites par la température

Lorsqu'une couche de base traitée aux liants hydrauliques existe dans la chaussée (structures semi-rigides), cette couche est sujette au retrait thermique, de prise et de dessiccation. 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 » (« reflective cracking » en anglais).

2.8.2 Comportements types des enrobés

Le comportement mécanique des enrobés bitumineux est complexe. Il est néanmoins possible d'identifier différents types de comportements en fonction de l'amplitude de la déformation ($|\epsilon|$) et du nombre de cycles de chargement appliqués (N) (Corté and Benedetto, 2005) :

- Pour un faible nombre de cycles et de petites déformations $\epsilon < 10^{-4}$ m/m le comportement est considéré, en première approximation, comme viscoélastique linéaire
 - Pour un faible nombre de cycles et des déformations plus importantes que dans le cas précédent, les essais sont des essais de déformabilité, le comportement observé est alors fortement non linéaire
 - Pour de nombreux cycles, sous faibles déformations, des phénomènes d'endommagement apparaissent, il s'agit de la fatigue.
 - Lorsque des cycles déviatoires en contraintes sont appliqués à partir d'une contrainte nulle, des déformations irréversibles non négligeables se produisent pour des amplitudes de déformation « proches » de la rupture. Leur accumulation crée de l'orniérage

La Figure 2-15 fournit un ordre de grandeur des domaines décrits précédemment pour une température fixée (Corté and Benedetto, 2005).

- Le module (comportement viscoélastique linéaire - VEL)
- le comportement en fatigue
- le comportement à l'orniérage qui correspond à l'accumulation de déformations permanentes
- la fissuration et la propagation de fissures au travers de la structure de chaussée, en particulier à basse température.

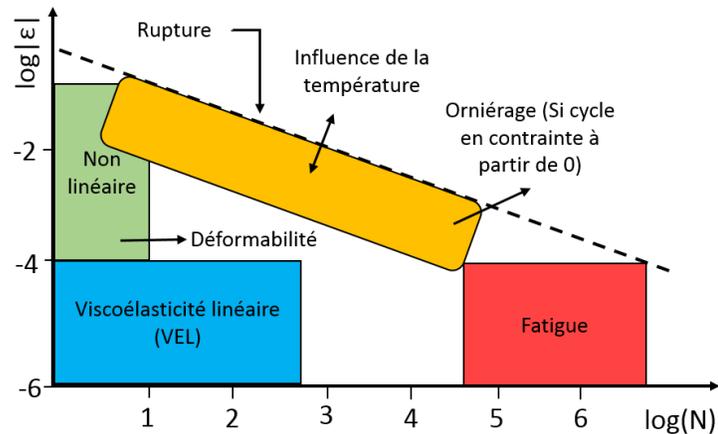


Figure 2-15. Comportement « types » des enrobés bitumineux à température fixée. (N : nombre de charge-ments)(Corté and Benedetto, 2005)

2.9 Viscoélasticité linéaire et comportement en petites déformations des enrobés bitumi-neux

2.9.1 Viscoélasticité linéaire

Un matériau non vieillissant est dit viscoélastique si l'effacement des contraintes est total lors d'une ex-périence d'effacement. Cette expérience illustrée sur la Figure 2-16 consiste à appliquer un créneau de dé-formation à un matériau. Le matériau est viscoélastique si la contrainte à l'infini σ_∞ est égale à 0 (dans le cas au contraire, pour un matériau viscoplastique, la contrainte à l'infini σ_∞ non nulle).

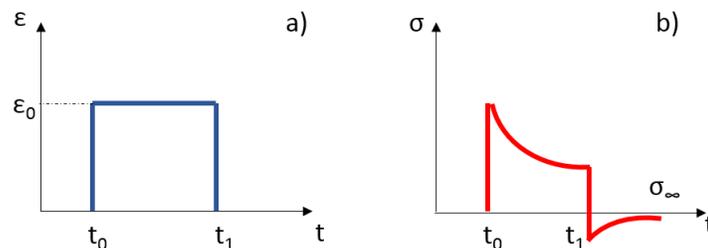


Figure 2-16. Expérience d'effacement : (a) créneau de déformation ; (b) réponse du matériau en contrainte.

Un matériau a un comportement viscoélastique linéaire si sa réponse à une sollicitation composée d'une somme de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune des sollicitations. C'est le principe de superposition de Boltzmann illustré dans le **Tableau 2-2**.

Tableau 2-2. Principe de superposition de Boltzmann.

Action	Réponse
$\epsilon_1(t)$	$\rightarrow \sigma_1(t)$
$\epsilon_2(t)$	$\rightarrow \sigma_2(t)$
$\lambda\epsilon_1(t)+\mu\epsilon_2(t)$	$\rightarrow \lambda\sigma_1(t)+\mu\sigma_2(t)$

2.9.2 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 de sollicitations en contrainte constante. On détermine la fonction de fluage d'un matériau viscoélastique en imposant, à température constante, une contrainte σ_0 à partir d'un moment noté t_0 (Figure 1- 18).

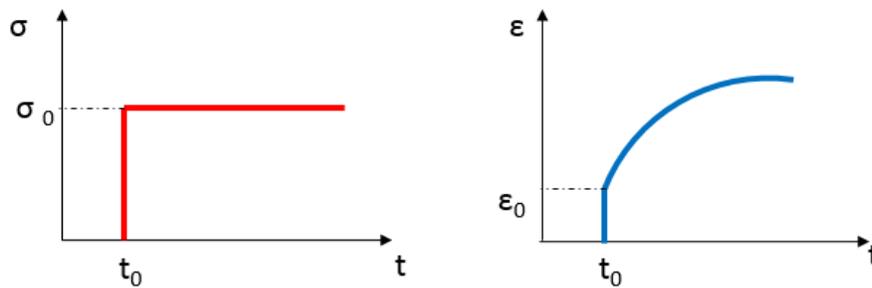


Figure 2-17. Essai de fluage d'un matériau viscoélastique linéaire

La contrainte imposée est :

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t - t_0) \quad (2-6)$$

Avec

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

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

La réponse en déformation est :

$$\epsilon(t) = \sigma_0 F(t_0, t) \quad (2-7)$$

où $F(t_0, t)$ est la fonction de fluage ou de retard

Pour une contrainte qui varie dans le temps (Figure 2-18), on utilise la notation incrémentale. La réponse, à l'instant t , à l'incrément de contrainte $d\sigma(\tau)$ appliqué à l'instant τ vaut :

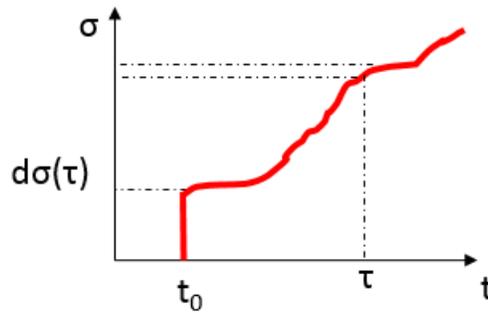


Figure 2-18. Sollicitation à contrainte variable dans le temps.

En appliquant le principe de superposition de Boltzmann (cas des matériaux viscoélastiques linéaires), la déformation $\varepsilon(t)$ est calculée par la somme des réponses à chacune des sollicitations élémentaires selon l'équation (2-38) :

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t F(\tau, t) d\sigma(\tau) = \sigma_o(t_0)F(t_0, t) + \int_{t_0}^t F(\tau, t) \dot{\sigma}(\tau) d\tau \quad (2-8)$$

Pour un matériau non vieillissant, il vient :

$$\varepsilon(t) = \sigma_o(t_0)F(t - t_0) + \int_{t_0}^t F(\tau - t) \dot{\sigma}(\tau) d\tau = \sigma_o(t)F(0) + \int_{t_0}^t \sigma(t - \tau) \dot{\sigma}(\tau) d\tau \quad (2-9)$$

Le premier terme de l'équation (2-9) désigne la réponse instantanée alors que le second terme représente la réponse différée. Pour un solide, la fonction de fluage tend vers une limite finie lorsque $t \rightarrow \infty$. Pour un liquide, elle croît sans limite.

2.9.3 Sollicitation en déformation-Fonction relaxation

La relaxation est le phénomène de diminution des contraintes en fonction du temps d'un matériau soumis à une déformation constante dans le temps (). A une température fixée, on impose une déformation échelon à partir de l'instant t_0 selon l'équation (1.9) :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_o H(t - t_0) \quad (2-10)$$

Avec

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

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

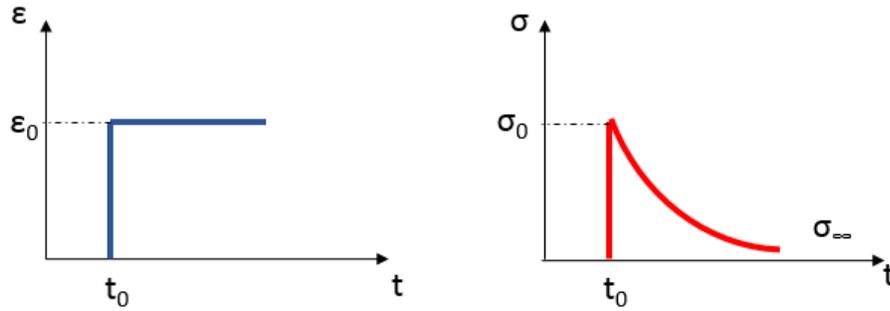


Figure 2-19. Essai de relaxation d'un matériau viscoélastique linéaire.

La réponse en contrainte est :

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 R(t_0, t) \quad (2-11)$$

Où $R(t_0, t)$ est la fonction de relaxation

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

$$\sigma(t) = \varepsilon(t) R(0) + \int_{t_0}^t \varepsilon(t - \tau) \frac{\partial R}{\partial \tau}(\tau) d\tau \quad (2-12)$$

Le premier terme est la réponse instantanée et le second terme est la réponse différée.

2.9.4 Calcul opérationnel-transformée Carson-Laplace

En pratique, les relations intégréo-différentielles liant la contrainte et la déformation ((2-11)et (2-12)) dont les paramètres dépendent du temps sont difficiles à utiliser. En vue de simplifier ces équations, l'utilisation de la transformation de Laplace – Carson dans le domaine viscoélastique linéaire a été décrite par Mandel,1995 (Salencon, 2016). Cette transformation aboutit à des résultats simples et applicables pratiquement. La transformation de Carson d'une fonction $g(t)$ quelconque dépendant du temps t est définie par l'équation (2-13), où p est le temps dans le domaine transformé de Laplace:

$$\tilde{g}(p) = p \int_0^{\infty} e^{-pt} g(t) dt \quad (2-13)$$

L'utilisation de la transformée de Carson permet de ramener les équations (2-6) et (2-10) aux relations multiplicatives (2-14) et (2-15) respectivement qui s'apparentent à des lois élastiques :

$$\tilde{\varepsilon}(p) = \tilde{F}(p) \tilde{\sigma}(p) \quad (2-14)$$

$$\tilde{\sigma}(p) = \tilde{R}(p) \tilde{\varepsilon}(p) \quad (2-15)$$

$\tilde{\varepsilon}$, $\tilde{\sigma}$, \tilde{F} et \tilde{R} sont les transformées de Carson respectives de la déformation, de la contrainte, de la fonction de fluage et de la fonction de relaxation.

Par ailleurs, le produit (\otimes) des transformées de Carson de la fonction de fluage et de la fonction de relaxation est l'unité (2-16).

$$R \otimes F = F \otimes R = 1 \quad (2-16)$$

2.9.5 Théorie tridimensionnelle

Les expressions des paragraphes précédents décrivant le comportement monodimensionnel s'étendent en milieu tridimensionnel isotrope. Les fonctions de relaxation et de fluage deviennent alors :

$$\sigma_{ij}(t) = R_{ijkl}(t)\varepsilon_{0kl} \text{ pour l'expression de la relaxation (avec } \varepsilon_{0mn} = 0 \text{ si } mn \neq kl \text{)} \quad (2-17)$$

$$\varepsilon_{ij}(t) = F_{ijkl}(t)\sigma_{0kl} \text{ pour l'expression du fluage (avec } \sigma_{0mn} = 0 \text{ si } mn \neq kl \text{)} \quad (2-18)$$

Si on applique, dans le cas général, une déformation $\varepsilon_{ij}(t)$ (ou une contrainte $\sigma_{ij}(t)$) à un corps viscoélastique linéaire, sa réponse en contrainte (ou en déformation) est respectivement:

$$\sigma_{ij}(t) = \int_0^t R_{ijkl}(t-\tau) d\varepsilon_{kl}(\tau) \quad (2-19)$$

$$\varepsilon_{ij}(t) = \int_0^t F_{ijkl}(t-\tau) d\sigma_{kl}(\tau) \quad (2-20)$$

Dans le cas où le matériau est viscoélastique linéaire isotrope (VELI), les fonctions $R_{ijkl}(t)$ (ou $F_{ijkl}(t)$) dépendent seulement de deux fonctions indépendantes :

- $E(t)$ et $\nu(t)$: module d'Young et coefficient de Poisson

$$\varepsilon_{ij} \otimes E = (1 - \nu) \otimes \sigma_{ij} - \nu \otimes tr(\sigma) \delta_{ij} \quad (2-21)$$

- Où $\lambda(t)$ et $\mu(t)$: coefficients de Lamé

$$\sigma_{ij} = 2\mu \otimes \varepsilon_{ij} - \lambda \otimes tr(\varepsilon) \delta_{ij} \quad (2-22)$$

où : δ est le symbole de Kronecker ($\delta_{ij} = 0$ si $i \neq j$, $\delta_{ij} = 1$ si $i = j$)

En appliquant la transformée de Carson aux équations (2-21) et (2-22), on obtient respectivement les relations:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{\tilde{E}} ((1 + \tilde{\nu})\sigma_{ij} - \tilde{\nu} tr(\tilde{\sigma})\delta_{ij}) \quad (2-23)$$

$$\sigma_{ij} = 2\tilde{\mu}\tilde{\varepsilon}_{ij} - \tilde{\lambda} tr(\tilde{\varepsilon})\delta_{ij} \quad (2-24)$$

On retrouve les formes de l'expression de la loi élastique linéaire isotrope. La résolution de la plupart des problèmes en viscoélasticité linéaire isotrope non vieillissant, si on les exprime en transformée de Carson, se ramène à la résolution du problème homologue en élasticité linéaire isotrope.

Si la sollicitation appliquée est sinusoïdale, on obtient la même équation dans l'espace transformée de Carson (avec la notation complexe *, dont i est le nombre complexe, défini par $i^2 = -1$) comme dans le cas élastique linéaire isotrope, avec

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{0ij} e^{(\omega t + \varphi)} \quad (2-25)$$

Où

$$\sigma_{ij} = \sigma_{0ij} e^{(\omega t + \varphi)} \quad (2-26)$$

- $E(t)$ et $\nu(t)$: module d'Young et coefficient de Poisson complexes

$$\varepsilon_{ij}^* E^* = ((1 + \nu^*) \sigma_{ij}^* - \nu^* \text{tr}(\sigma^*) \delta_{ij}) \quad (2-27)$$

- Où $\lambda(t)$ et $\mu(t)$: coefficients de Lamé complexe

$$\sigma_{ij}^* = 2\mu^* \varepsilon_{ij}^* - \tilde{\lambda} \text{tr}(\varepsilon^*) \delta_{ij} \quad (2-28)$$

2.9.6 Module complexe et coefficient de Poisson complexe

Si l'on applique à un matériau viscoélastique linéaire une contrainte sinusoïdale $\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t)$, alors la déformation résultante est sinusoïdale en régime établi de la forme $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t + \varphi)$. Sa phase est le déphasage φ qui existe entre ces deux signaux.

En posant $\sigma(t) = \sigma_0 e^{i\omega t}$ et $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 e^{(\omega t + \varphi)}$, on peut écrire

$$\sigma(t) = \text{Im}[\sigma^*(t)] \quad (2-29)$$

$$\varepsilon(t) = \text{Im}[\varepsilon^*(t)] \quad (2-30)$$

Où $\text{Im}[q]$ est la partie imaginaire d'une variable complexe

$$\sigma^*(t) = \tilde{R}(i\omega) \cdot \varepsilon^*(t) \quad (2-31)$$

Le module complexe est exprimé en fonction de ωi :

$$E^*(\omega) = \frac{\sigma_0 e^{i\omega t}}{\varepsilon_0 e^{i\omega t - \varphi}} = |E^*| e^{i\varphi} \quad (2-32)$$

La partie réelle de E^* est nommée E_1 ; elle est parfois appelée module d'élasticité. La partie imaginaire E_2 est appelée module de perte.

$$E^* = E_1 + E_2 \quad (2-33)$$

2.9.7 Module Complexe de cisaillement et coefficient de Poisson complexe

De la même manière, on peut développer l'expression de module complexe de cisaillement (G^*)

$$G^*(\omega) = \frac{\tau_0 e^{i\omega t}}{\gamma_0 e^{i\omega t - \varphi}} = |G^*| e^{i\varphi} = G_1 + iG_2 = |G^*| \cos(\varphi) + i |G^*| \sin(\varphi) \quad (2-34)$$

Où $\tau_o e^{i\omega t}$ représente la contrainte de cisaillement $\tau(t)$ avec une amplitude τ_o , et $\gamma_o e^{i\omega t - \varphi}$ la déformation angulaire $\gamma(t)$, d'amplitude de γ_o . Si le matériau est isotrope, E^* et G^* suivent l'équation :

$$G^* = \frac{E^*}{2(1 + \nu^*)}$$

Où ν^* est le coefficient de Poisson complexe, qui est défini pour la déformation radial sur la déformation axial

$$\nu^* = -\frac{\varepsilon_2^*}{\varepsilon_1^*} = \frac{\varepsilon_{o2} e^{i\omega t - \varphi + \pi + \varphi_\nu}}{\varepsilon_{o1} e^{i\omega t - \varphi}} = |\nu^*| e^{i\varphi_\nu} = \nu_1 + i\nu_2 = |\nu^*| \cos(\varphi_\nu) + i|\nu^*| \sin(\varphi_\nu) \quad (2-35)$$

Dans l'équation (2-35), φ_ν est la valeur correspondant à l'angle de phase de la relation de Poisson. Il représente le décalage entre les signaux correspondant aux déformations axiale et radiale.

2.9.8 Comportement VEL des enrobés bitumineux - Essai de module complexe

Selon la norme européenne (EN 12697-26, 2012, p. 26), les déformations appliquées sur éprouvette en enrobé bitumineux doivent être maintenues inférieures à 50µdef. Cela permet de rester dans le domaine linéaire du matériau.

Il existe différents essais, associés à des géométries d'éprouvette différentes, permettant de mesurer le module complexe d'un enrobé bitumineux. On distingue deux grandes catégories : les essais homogènes et les essais non homogènes (Di Benedetto and Corté, 2005).

Dans la suite, un essai homogène de traction/compression sur éprouvette cylindrique (dans la partie centrale) est présenté. Cet essai permet de mesurer non seulement le module du matériau testé, mais aussi le coefficient de Poisson complexe.

Si on applique à une éprouvette cylindrique d'enrobé une contrainte sinusoïdale dans la direction axiale

- Contrainte axiale

$$\sigma(t) = \sigma_o \sin(\omega t) \quad (2-36)$$

Où $\sigma(t)$ est l'amplitude de la contrainte imposée avec une fréquence f (avec $\omega = 2\pi f$)

- Alors la réponse en déformation axiale dans cette direction est sinusoïdale en régime établi de la forme

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_o \sin(\omega t + \varphi) \quad (2-37)$$

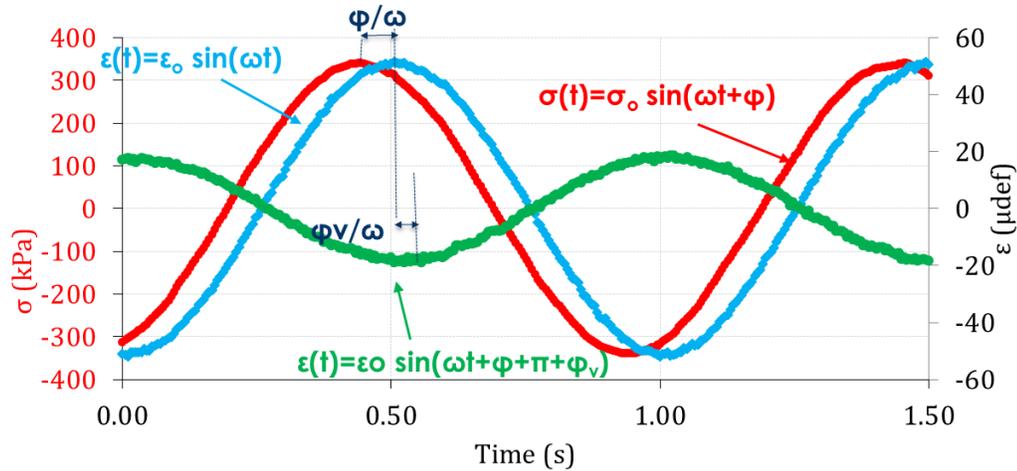
Où $\varepsilon(t)$ est défini comme la déformation axiale, ε_o son amplitude et φ est l'angle de phase entre deux signaux sinusoïdales.

La réponse en déformation radiale (direction r) est de la forme

- Déformation radiale

$$\varepsilon_r(t) = \varepsilon_{r0} \sin(\omega t - \varphi + \pi + \varphi_v) \quad (2-38)$$

Où ε_r est défini comme la déformation radiale, ε_{r0} son amplitude et φ_v est l'angle de phase pour la déformation radiale, il est par définition négatif et petit ($-10 < \varphi_v < 0$).



**Figure 2-20. Signaux sinusoïdales de contrainte axiale $\sigma(t)$ déformation axiale $\varepsilon(t)$ et déformation radiale $\varepsilon_r(t)$.
Exemple de module complexe d'un matériau en condition VEL T=15°C.**

Quand la sollicitation se fait en pilotant la déformation, l'angle de phase est défini par rapport à la déformation Figure 2-20.

L'essai module complexe mesure les paramètres de l'équation à chaque instant :

- Déformation axiale

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t) \quad (2-39)$$

- Contrainte axiale

$$\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t + \varphi) \quad (2-40)$$

Où $\varepsilon(t)$ est l'amplitude de la déformation axiale imposée avec une fréquence donnée f (avec $\omega = 2\pi f$)

Où $\sigma(t)$ est défini comme la contrainte.

- La déformation radiale alors va être en déphase φ_v/ω par rapport au signal de déformation (Figure 2-20). La relation est une variable non constante parce qu'elle varie avec la fréquence et la température (Renaud de la Roche, 1990) .

$$\varepsilon_r(t) = \varepsilon_{r0} \sin(\omega t + \pi + \varphi_v) \quad (2-41)$$

$|E^*|$ est la norme du module complexe qui s'exprime :

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad (2-42)$$

Le module complexe est composé de deux parties, une partie imaginaire et une réelle, notées E_1 et E_2 respectivement :

$$|E^*| = E_1 + iE_2 = |E^*| \cos(\varphi) + i |E^*| \sin(\varphi) \quad (2-43)$$

E_1 , est appelé module d'élasticité dynamique, il représente l'énergie récupérée pendant le chargement et de la même façon la partie élastique. E_2 , est appelé module de perte, cette partie représente la perte d'énergie justement, qui se manifeste comme la friction interne irréversible à cause du comportement visqueux. Dans l'équation (2-43), φ représente l'angle de phase, Si $\varphi = 0^\circ$ le matériau est parfaitement élastique linéaire, et si $\varphi = 90^\circ$ le matériau est purement visqueux. Par contre si $0 < \varphi < 90^\circ$ et que les déformations sont petites (10^{-4} def), le matériau est VEL.

2.9.9 Modélisation du comportement viscoélastique des matériaux bitumineux

Le comportement VEL est défini pour une combinaison des ressorts (éléments élastiques) et d'amortisseurs, qui représentent un comportement Newtonien visqueux. Ces éléments organisés de différentes manières donnent une approximation mathématique du comportement VEL. Dans cette partie on va énoncer les principaux modèles utilisés pour les enrobés bitumineux.

2.9.9.1 Modèle de Maxwell

Modèle simple de comportement VEL. Il est composé pour deux éléments connectés en série.

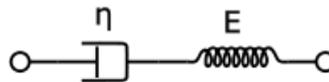


Figure 2-21. Modèle Maxwell

La fonction fluage et relaxation se présentent dans la les équations (2-44) et (2-45).

$$J(t) = \frac{1}{E} + \frac{t}{\eta} \quad (2-44)$$

$$R(t) = E e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2-45)$$

Avec la fonction relaxation et la transformée de Carsson-Laplace on peut déterminer le module complexe du système avec l'équation (2-46), qui a une partie complexe et une partie réelle

$$E = E \cdot \frac{i\omega\tau}{1 + i\omega\tau} = E \cdot \frac{E\omega^2\eta^2 + iE^2\omega\eta}{E^2 + \omega^2\eta^2} \quad (2-46)$$

2.9.9.2 Modèle de Kelvin-Voigt

Ce modèle est composé d'un ressort et d'un amortisseur associés en parallèle.

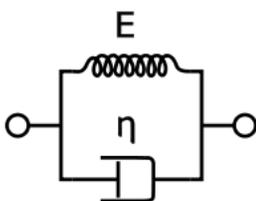


Figure 2-22. Modèle Kelvin-Voigt

On peut définir la fonction fluage selon l'équation (2-47)

$$J(t) = \frac{1}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) \quad (2-47)$$

D'autre coté sa fonction relaxation (2-48)

$$R(t) = E + \eta \delta \quad (2-48)$$

2.9.9.3 Modèles à un spectre continu

Les modèles présentés dans cette section ont deux caractéristiques importantes. La première est la relaxation continue du spectre mais, à la différence des modèles précédents, ils ont un nombre fini d'éléments. La deuxième caractéristique est l'utilisation d'éléments paraboliques Figure 2-23

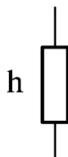


Figure 2-23. Élément parabolique

Un élément parabolique est un composant visqueux du système avec une fonction de fluage exprimée par :

$$J(t) = a \left(\frac{t}{\tau} \right)^h \quad (2-49)$$

Où a est un coefficient adimensionnel et h est un exposant qui peut avoir valeurs entre $0 < h < 1$

Le module complexe est exprimé selon

$$E^*(\omega) = \frac{(i\omega\tau)^h}{a\Gamma(1+h)} \quad (2-50)$$

Où Γ est une fonction définie par

$$\Gamma(n) = \int_0^{\infty} x^{n-1} e^{-x} dx \quad (2-51)$$

Avec $n > 0$, τ dépend de la température et vérifie le TTSP

$$\tau(T) = \tau_0 a_T(T) \quad (2-52)$$

La température s'exprime comme T , et τ_0 est la valeur de τ à la température de référence. L'évolution du temps de relaxation τ peut être fixée selon l'équation de WLF.

Le modèle de Huet (Breysse, 2012) est un modèle analogique avec un assemblage en série d'un ressort et deux éléments paraboliques.

$$J_1 = a(t)^h \quad J_2 = b(t)^k \quad (2-53)$$

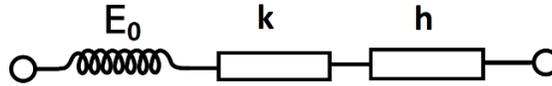


Figure 2-24. Huet model

La fonction de fluage du système est donnée par :

$$J(t) = \frac{1}{E_0} \left(1 + \frac{\delta \left(\frac{t}{\tau}\right)^k}{\Gamma(1+k)} + \frac{\left(\frac{t}{\tau}\right)^h}{\Gamma(1+h)} \right) \quad (2-54)$$

Le module complexe associé est

$$E^*(\omega) = \frac{E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (2-55)$$

Aucune expression analytique n'est disponible pour la fonction de relaxation.

Lorsque la température diminue et/ou que la fréquence de sollicitation augmente, le module complexe tend asymptotiquement vers la valeur de E_0 , tandis que lorsque la température augmente et/ou la fréquence diminue, il tend vers zéro. Pour cette raison on ne peut pas adapter le modèle de Huet au comportement des mélanges bitumineux car ils montrent un minimum de rigidité supérieure à 0 Mpa, dû à la présence d'un squelette granulaire. Ce module est appelé module « statique ».

Sayegh a adapté (Sayegh, 1965) le modèle précédent, avec un ressort de rigidité E_{00} faible devant E_∞ est ajouté en parallèle, comme il est indiqué sur la Figure 2-25.

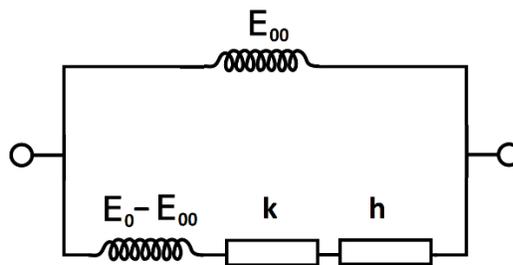


Figure 2-25. Modèle Huet-Sayegh

Le module complexe de ce système est :

$$E^*(\omega) = E_{00} + \frac{E_0 - E_{00}}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (2-56)$$

Avec les mêmes notations que le modèle de Huet, E_0 est le module statique lorsque $\omega\tau$ tend vers 0

À la différence du modèle précédemment présenté, le modèle de Huet-Sayegh permet de représenter correctement le comportement des enrobés bitumineux, sur tout la gamme de fréquence et de température. Cette modélisation est correcte pour les enrobés à condition de ne pas se placer dans le domaine des faibles modules (Olard, 2003; Renaud de la Roche, 1990; Sayegh, 1965) . Le modèle ne possède pas une expression analytique de fluage.

(Olard, 2003) a montré que le modèle de Huet-Sayegh ne modélise pas parfaitement le comportement des matériaux bitumineux dans le domaine des hautes températures et des basses fréquences. Ainsi, le modèle 2S2P1D (2 Springs, 2 Parabolic, 1 Dash point) (Figure 2-26) est une adaptation analogique du système de Huet-Sayegh ajoutant un amortisseur linéaire en série avec les éléments paraboliques, pour prendre en compte le comportement purement visqueux (newtoniens) des bitumes purs à hautes températures et basses fréquences. De plus, 2S2P1D permet de modéliser le comportement viscoélastique linéaire pour les matériaux bitumineux, du liant à l'enrobé bitumineux.

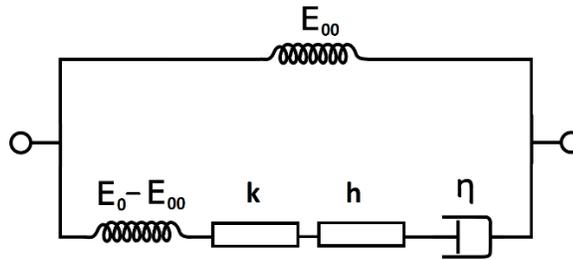


Figure 2-26. Modèle 2S2P1D (Di Benedetto and Corté, 2005; Olard, 2003)

Le module complexe et le coefficient de Poisson associés au système s'expriment de la façon suivante :

$$E^* (\omega) = E_{00} + \frac{E_0 - E_{00}}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad (2-57)$$

$$\nu^* (\omega) = \nu_{00} + (\nu_0 - \nu_{00}) \frac{E^* (\omega) - E_{00}}{E_0 - E_{00}} \quad (2-58)$$

Où le paramètre β est défini par :

$$\eta = (E_0 - E_{00})\beta\tau \quad (2-59)$$

Malgré que le spectre de relaxation soit continu, il dépend juste des paramètres $(E_0, E_{00}, \beta, k, h, \tau$ et $\beta)$ avec une signification physique. En trois dimensions 3D (Di Benedetto et al., 2007; Perraton et al., 2016), on additionne deux variables ν_0 et ν_{00} présentés dans l'équation (2-59) correspondants aux valeurs statiques de coefficient de Poisson.

Il faut remarquer que τ est l'unique paramètre qui dépend de la température et suit le TTSP, avec les paramètres C_1 et C_2 de l'équation de WLF. En particulière l'évolution de τ est décrit par :

$$a_T = \frac{\tau}{\tau_0} \quad (2-60)$$

Où τ_0 est le temps caractéristique à la température de référence et a_T est le coefficient de translation qui varie avec la température.

Au total nous avons onze paramètres pour la caractériser le comportement du matériau sur le domaine complet de fréquence et température. Pour la formulation 1D on a $E_{00}, E_0, k, h, \beta, \delta$ et τ , pour une extension 3D ν_{00} et ν_0 , ainsi que les coefficients pour l'équation WLF C_1 et C_2 .

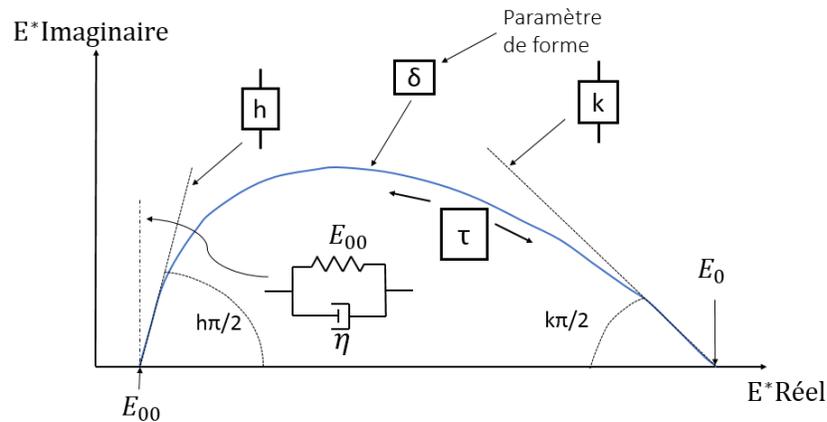


Figure 2-27. Influence des paramètres du 2S2P1D, sur la courbe Cole-Cole des enrobés bitumineux

2.10 Propagation des ondes

2.10.1 Différents types d'ondes

Il y a deux types d'ondes qui peuvent se propager au sein d'un matériau (Betbeder-Matibet and Labbé, 1990), comme le montre la Figure 2-28:

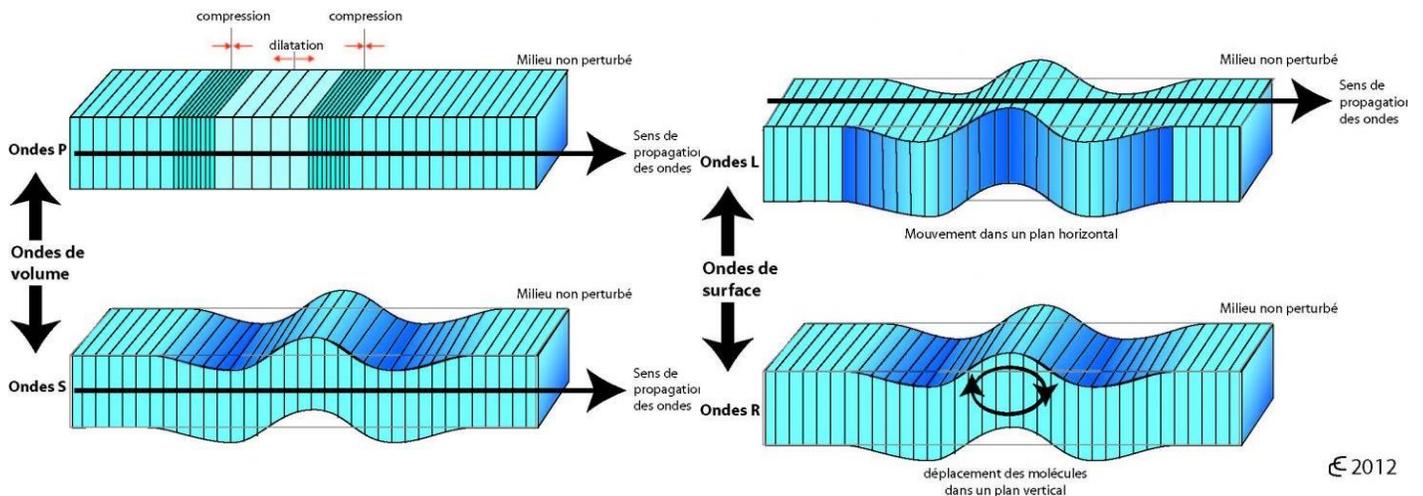


Figure 2-28. Propagation des différentes ondes de volume et de surface

Les vitesses des ondes de volume sont fonction des caractéristiques du milieu dans lequel elles se propagent : en particulier, elles peuvent permettre, sous certaines hypothèses, de calculer le module d'Young et

le coefficient de Poisson des matériaux bitumineux. Ainsi, il ne sera question, au sein de l'étude menée ici, que des ondes de volume (Sharifipour, 2006a, 2006b)

2.10.2 Les ondes de volume

Les ondes de volume sont des ondes se propageant dans la masse du matériau. Leur vitesse de propagation dépend du matériau traversé et, d'une manière générale (Chaix et al., 2011).

Les ondes de compression, notées ondes P et les ondes de cisaillement, notées ondes S sont des ondes de volume.

Dans le cadre de la théorie de l'élasticité, il est possible de montrer que, si le matériau est isotrope et homogène, les ondes P et les ondes S sont les deux seuls types d'ondes pouvant se propager dans la masse.

2.10.3 Les ondes P ou ondes primaires

Elles sont appelées aussi ondes de compression ou ondes longitudinales. Elles se propagent dans tous les milieux et sont les plus rapides.

2.10.4 Les ondes S ou ondes secondaires

Elles sont appelées aussi ondes de cisaillement. Ces ondes ne se propagent pas dans les milieux liquides. Elles apparaissent toujours après des ondes P c'est pour cela qu'elles sont appelées secondaires.

2.10.5 Les ondes de surface

Les ondes de surface sont des ondes se propageant au voisinage des surfaces de discontinuité : les surfaces libres et les interfaces entre couches de matériaux différents constituent des surfaces de discontinuité. Les ondes de Rayleigh (R dans la Figure 2-28) et les ondes de Love (L dans la Figure 2-28) sont des exemples d'ondes de surface. L'onde de Rayleigh est une sorte de houle : le mouvement des particules constituant cette « houle » présente deux composantes, l'une est perpendiculaire à la direction de propagation de l'onde et l'autre est parallèle à cette même direction de propagation : la combinaison de ces deux composantes produit une trajectoire elliptique.

2.10.6 Propagations dans le cas d'un milieu continu élastique homogène

Cette étude a été développée avec des capteurs piézoélectriques. Les sollicitations que génèrent les capteurs piézoélectriques sont d'amplitude suffisamment faible pour que l'hypothèse des petites transformations puisse être adoptée selon Sauzéat, 2003.

Avec l'hypothèse de de comportement élastique, la loi comportement peut s'écrire sous la forme tensorielle, est tout d'abord postulée :

$$\varepsilon = M: \sigma \text{ ou } \sigma = C: \varepsilon \quad (2-61)$$

σ est un tenseur du deuxième ordre symétrique représentant les contraintes dans le milieu, M et C deux tenseurs élastiques du quatrième ordre, inverse l'un de l'autre, traduisant la loi de comportement et ε est un tenseur du deuxième ordre symétrique représentant les déformations du milieu. Ce tenseur des déformations se définit comme suit :

$$\varepsilon = \frac{1}{2}(\text{grad}(u) + \text{grad}(u)^T) \quad (2-62)$$

u est le champ de déplacement

Quand la loi de comportement est connue, il faut faire intervenir l'équation indéfinie du mouvement. Si les champs de forces volumiques sont négligés, elle se définit :

$$\text{div}(\sigma) = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2-63)$$

Utilisant la divergence d'un champ tensoriel d'ordre 2 (div), ρ la masse volumique du matériau (supposée constante) et u le champ de déplacement.

En remplaçant et en combinant les équations (2-62) et (2-63):

$$\frac{1}{2}(C:(\text{grad}(u) + \text{grad}(u)^T)) = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2-64)$$

Cette équation est l'équation générale de propagation des ondes pour un milieu homogène

Pour la solution de cette équation, on se considère le champ de déplacement qui dépend de la position et du temps.

$$u(P, t) = u_0 \cdot e^{i\omega(\hat{l} \cdot \frac{\overline{OP}}{c} - t)} \quad (2-65)$$

Où

- \hat{l} est un vecteur qui montre la direction de propagation, parce que la solution proposée se fait pour une onde plane.
- Toujours, u est constant le long de plans parallèles de normale le vecteur \hat{l}
- en temps, les solutions avancent dans la direction \hat{l} avec une vitesse de phase c

Pour simplifier les équations on a utilisé les expressions vectorielles à six composants des tenseurs de contrainte et déformation. Ces expressions sont écrites dans une base orthonormée directe (\hat{e}_1 , \hat{e}_2 et \hat{e}_3)

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix}; \quad \varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix}; \quad C = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix}; \quad (2-66)$$

$$(2-67)$$

$$(2-68)$$

On peut utiliser les formes linéaires des opérateurs gradient et divergence. Alors, les équations (2-61) et (2-62) devient de manière matricielle de la forme suivant:

$$\underline{\varepsilon} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial x_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial x_3} \\ 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_3} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_1} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_2} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_1} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix} \quad (2-69)$$

$$\underline{\text{div}}(\underline{u}) = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_2} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial x_2} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_3} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_1} \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2-70)$$

L'équation indéfinie du mouvement se met sous une forme linéaire. Pour trouver les ondes planes se propageant suivant la direction $\hat{l} = l_1 \hat{e}_1 + l_2 \hat{e}_2 + l_3 \hat{e}_3$, ayant la forme vue précédemment, il faut alors résoudre l'équation suivante :

$$\frac{-\omega^2}{c^2} \begin{bmatrix} l_1 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_3 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_2 \\ 0 & l_2 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_3 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_1 \\ 0 & 0 & l_3 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_2 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} l_1 & 0 & 0 \\ 0 & l_2 & 0 \\ 0 & 0 & l_3 \\ 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_3 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_2 \\ \frac{1}{\sqrt{2}} l_3 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_1 \\ \frac{1}{\sqrt{2}} l_2 & \frac{1}{\sqrt{2}} l_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix} = -\rho \omega^2 \begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix} \quad (2-71)$$

Cette équation peut être simplifiée sous la forme de l'équation de Christoffel (Alkhalifah, 2003).

$$\frac{1}{\rho \cdot c^2} \cdot \Gamma \cdot u = u \quad (2-72)$$

L'équation de Christoffel se caractérise pour donner les caractéristiques des ondes susceptibles de se propager dans un milieu, en fonction de la loi de comportement précédemment choisie pour chaque direction \hat{l} .

La solution à l'équation de Christoffel donne trois vecteurs et trois valeurs propres, correspondants à une onde longitudinale et deux ondes transversales (Nayfeh, 1995).

Les valeurs propres associées donnent la célérité de ces ondes. Toutes les ondes se propageant dans la direction \hat{l} seront des combinaisons linéaires de ces trois ondes de « base ». Ainsi, les valeurs propres Γ déterminées, on peut écrire l'équation de Christoffel sous la forme de matrice :

$$\frac{1}{\rho c^2} \begin{pmatrix} \Gamma_1 & & \\ & \Gamma_2 & \\ & & \Gamma_3 \end{pmatrix} \cdot P \cdot u = P \cdot u \quad (2-73)$$

Avec P la matrice de passage de la base de vecteurs (\hat{e}_1, \hat{e}_2 et \hat{e}_3), à la base de vecteurs propres ($\hat{e}_{\Gamma_1}, \hat{e}_{\Gamma_2}$ et \hat{e}_{Γ_3}) associées respectivement aux valeurs propres Γ_1, Γ_2 et Γ_3

Pour chacun des trois vecteurs propres \hat{e}_{Γ_i} , il est possible d'associer une célérité c_i donnée par la relation:

$$c_i = \sqrt{\frac{\Gamma_i}{\rho}} \quad (2-74)$$

Dans la direction \hat{l} , les champs de déplacement s'écrivent donc comme combinaison linéaire de champs de déplacement de ces ondes de base :

$$u(P, t) = u_{0\Gamma_1} \cdot e^{i\omega\left(\hat{l} \cdot \frac{OP}{c_1}\right)} \cdot \hat{e}_{\Gamma_1} + u_{0\Gamma_2} \cdot e^{i\omega\left(\hat{l} \cdot \frac{OP}{c_2}\right)} \cdot \hat{e}_{\Gamma_2} + u_{0\Gamma_3} \cdot e^{i\omega\left(\hat{l} \cdot \frac{OP}{c_3}\right)} \cdot \hat{e}_{\Gamma_3} \quad (2-75)$$

Trois ondes planes, polarisées dans les directions ($\hat{e}_{\Gamma_1}, \hat{e}_{\Gamma_2}$ et \hat{e}_{Γ_3}) peuvent se propager aux vitesses c_1, c_2 et c_3 dans la direction \hat{l} .

2.10.7 Cas d'un milieu élastique linéaire isotrope

La loi de comportement dans le cas d'un milieu élastique linéaire isotrope est la loi de Hooke. Dans un repère (\hat{e}_1, \hat{e}_2 et \hat{e}_3), cette loi s'écrit :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{2G} & 0 & 0 \\ (syn) & & & & \frac{1}{2G} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{2G} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2-76)$$

ou, utilisant l'inverse du tenseur:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & -\frac{\nu E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & -\frac{\nu E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & -\frac{\nu E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2G & 0 & 0 \\ & & & & 2G & 0 \\ & & & & & 2G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \quad (2-77)$$

où E est le module d'Young, G le module de cisaillement et ν le coefficient de Poisson. Dans le cas particulier où la direction de propagation est la direction $\hat{l} = \hat{e}_3$, l'équation de Christoffel obtenue précédemment se simplifie en la relation :

$$\frac{1}{\rho c^2} \begin{bmatrix} G & & \\ & G & \\ & & E \frac{\nu - 1}{(2\nu^2 + \nu + 1)} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_{01} \\ u_{02} \\ u_{03} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} u_{01} \\ u_{02} \\ u_{03} \end{pmatrix} \quad (2-78)$$

Les solutions pour le champ de déplacement vont s'écrire sous la forme :

$$u(x_3, t) = (u_{01} \cdot \hat{e}_1 + u_{02} \cdot \hat{e}_2) \cdot e^{i\omega\left(\frac{x_3}{c_s} - t\right)} + u_{03} \cdot e^{i\omega\left(\frac{x_3}{c_3} - t\right)} \cdot \hat{e}_3 \quad (2-79)$$

Notons qu'en cylindrique, ce champ de déplacement s'écrit ($l = \hat{e}_z$):

$$u(z, t) = (u_{0r} \cdot \hat{e}_r + u_{0\theta} \cdot \hat{e}_\theta) \cdot e^{-i\omega\left(\frac{z}{c_s} - t\right)} + u_{0z} \cdot e^{-i\omega\left(\frac{z}{c_p} - t\right)} \cdot \hat{e}_z \quad (2-80)$$

Dans ces expressions, on distingue les ondes P se propageant à la vitesse C_p , et les ondes S, à la vitesse C_s :

$$C_p = \sqrt{\frac{(1-\nu)E}{(1-\nu) \cdot (1-2\nu)\rho}} \quad (2-81)$$

$$C_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2-82)$$

2.10.8 Propagation des ondes dans un milieu viscoélastique linéaire isotrope

2.10.8.1 Loi de comportement et équation de propagation

La loi de conservation de la quantité de mouvement est toujours vérifiée.

$$div(\sigma) = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (2-83)$$

En régime harmonique, le tenseur des contraintes est (tenseur est exprimé de forme complexe) :

$$\sigma = \sigma_0 e^{i\omega t} \quad (2-84)$$

Le vecteur déplacement

$$u = u_0 e^{i\omega t} \quad (2-85)$$

Dans ce cas σ_0 et u_0 sont fonction que de variables d'espace. Donc, en régime harmonique, l'équation (2-83) s'écrit

$$\text{div}(\sigma) = -\rho\omega^2 u_0 e^{i\omega t} \quad (2-86)$$

Le comportement d'un matériau viscoélastique linéaire est régi par la relation :

$$\sigma = \lambda^* \cdot \text{div}(u) I + 2\mu^* \rho\omega^2 \varepsilon(u) \quad (2-87)$$

où λ^* et μ^* sont les coefficients de Lamé complexes (ils peuvent s'exprimer en fonction du module d'Young et du coefficient de Poisson complexe).

Dans le domaine de petites déformations

$$\varepsilon = \frac{1}{2} (\text{grad}(u) + \text{grad}(u)^t) \quad (2-88)$$

L'équation d'onde s'obtient en manipulant ces différentes égalités.

$$-\rho\omega^2 u_0 = (\lambda^* + \mu^*) \text{grad}(\text{div}(u_0)) + \mu\Delta u_0 \quad (2-89)$$

Où Δ est le Laplacien.

2.10.8.2 Solution d'équation

Pour résoudre l'équation (2-89) on peut commencer par la décomposition des champs de déplacement du vecteur u_0 :

$$u_0 = u_p + u_s \quad (2-90)$$

Où

u_p : $\text{grad}(\Phi)$ est un champ de gradient, où Φ est une fonction scalaire

u_s : $\text{grad}(\psi)$ est un champ de rotationnel, où ψ est une fonction vectorielle

Il vient alors :

$$\text{grad}((\lambda^* + \mu^*)\Delta\Phi + \rho\omega^2\Phi) = -\text{rot}(\mu^*\Delta\psi + \rho\omega^2\psi) \quad (2-91)$$

Or, un champ de gradient et un champ rotationnel ne peuvent être égaux que s'ils sont tous les deux égaux au vecteur nul. On en déduit le système suivant :

$$\begin{cases} \text{grad}((\lambda^* + \mu^*)\Delta\Phi + \rho\omega^2\Phi) = 0 \\ \text{rot}(\mu^*\Delta\psi + \rho\omega^2\psi) = 0 \end{cases} \quad (2-92)$$

On peut appliquer la décomposition des champs, obtient

$$\begin{cases} (\lambda^* + \mu^*)\Delta u_p + \rho\omega^2 u_p = 0 \\ \mu^*\Delta u_s + \rho\omega^2 u_s = 0 \end{cases} \quad (2-93)$$

Qui sont les égalités générales des ondes progressives (Mounier, 2010)

u_p est un champ irrotationnel, il correspond donc à une onde de compression (onde P)

u_s est un champ rotationnel, il correspond donc à une onde de cisaillement (onde S).

2.10.8.3 Etude de l'onde de compression

L'équation de l'onde de compression peut être définie

$$(\lambda^* + \mu^*)\Delta u_p + \rho\omega^2 u_p = 0 \quad (2-94)$$

La solution générale de cette équation est de la forme

$$u_p = u_{p0} e^{-i\omega \frac{x \cdot p}{c}} \quad (2-95)$$

p est le vecteur d'onde. Sa direction donne la direction de propagation de l'onde, et sa norme correspond au nombre d'onde (lié à l'inverse de la longueur d'onde) et x est le vecteur position du point étudié. c peut être défini :

$$c^2 = \frac{(\lambda^* + 2\mu^*)}{\rho} \quad (2-96)$$

La forme complexe du champ de déplacement de l'onde s'écrit alors :

$$u = u_p e^{i\omega t} = u_{p0} e^{-i\omega \frac{x \cdot p}{c}} e^{i\omega t} \quad (2-97)$$

On pose

$$(\lambda^* + \mu^*) = |\lambda^* + \mu^*| e^{i\left(\frac{\Phi}{2}\right)} \quad (2-98)$$

Replaçant l'équations (2-98) dans (2-97)

$$u_p(t) = u_{p0} e^{-\omega \frac{x \cdot p}{c_p} \tan\left(\frac{\Phi}{2}\right)} e^{i\omega \left(t - \frac{x \cdot p}{c_p}\right)} \quad (2-99)$$

avec

$$c_p = \frac{1}{\cos\left(\frac{\Phi}{2}\right)} \sqrt{\frac{|\lambda^* + 2\mu^*|}{\rho}} \quad (2-100)$$

Avec les coefficients de Poisson complexe et le module complexe, la célérité s'exprime également sous la forme (Chaix et al., 2011; Sharifipour, 2006a)

$$c_p = \frac{1}{\cos\left(\frac{\Phi}{2}\right)} \sqrt{\frac{(1 - \nu^*)}{(1 + \nu^*)(1 - 2\nu^*)}} \quad (2-101)$$

Avec Φ est l'argument de E^* .

2.10.8.4 Etude de l'onde de cisaillement

Si on fait une démarche calculatoire pareille, on obtient :

$$u_s(t) = u_{s0} e^{-\omega \frac{x \cdot p}{c_s} \tan\left(\frac{\Phi}{2}\right)} e^{i\omega \left(t - \frac{x \cdot p}{c_s}\right)} \quad (2-102)$$

avec

$$C_s = \frac{1}{\cos\left(\frac{\Phi}{2}\right)} \sqrt{\frac{1}{2(1+\nu^*)\rho} \cdot |E^*|} = \frac{1}{\cos\left(\frac{\Phi}{2}\right)} \sqrt{\frac{|G^*|}{\rho}} \quad (2-103)$$

C_s est la vitesse de propagation de l'onde de cisaillement dans un matériau viscoélastique. ρ la densité du milieu, Φ est l'angle de phase de E^* et G^* est le module de cisaillement complexe.

2.10.8.5 Atténuation de l'onde

l'atténuation dans l'équation (2-99) est le terme

$$C_s e^{-\omega \frac{x\rho}{c_p} \tan\left(\frac{\Phi}{2}\right)} \quad (2-104)$$

Il dépend de l'angle de phase Φ , il traduit le comportement visqueux du matériau. Le milieu visqueux traversé par l'onde absorbe une partie de l'énergie qu'elle transporte et la convertit en chaleur. Ceci est à l'origine de l'atténuation de l'onde.

Selon les expériences de Mounier, 2010 dans les enrobés bitumineux, d'après la courbe représentative du module complexe dans le plan de Cole-Cole, on remarque que l'angle de perte mécanique croît avec la température. L'atténuation est donc plus importante à haute température

2.11 Essais de retrait thermique empêché (TSRST)

La première étude sur le comportement des enrobés à basse température remonte à 1965 (Gartner, 1989). Dans cette étude les éprouvettes étaient placées dans un bâti rigide qui maintenait la déformation quasiment nulle. (Fabb, 1974) a utilisé des dispositifs proches de ce système.

Un système plus évolué a été développée en 1987 par (Arand, 1987). Ce dispositif utilise une presse électromécanique qui impose une déformation axiale de l'éprouvette nulle pendant l'essai. Une version du système retrait empêché a été développée pendant les années 90 (Jung, 1994).

L'essai Thermal Stress Restrained Specimen Test (TSRST) a l'objectif d'appliquer une diminution de température à une éprouvette dont la hauteur est maintenue constante. On évite que l'éprouvette se déforme axialement, de fait une contrainte de traction apparaît. Lorsque la limite de résistance en traction du matériau est atteinte, une rupture se produit. (norme AASHTO TP10-93 (Techno-bitume, 2017)).

2.11.1 Définition et calcul des paramètres thermomécaniques

En raison du refroidissement, l'éprouvette a tendance à se contracter. Il se crée alors des contraintes de traction, lesquelles augmentent au fur et à mesure que la température diminue. Lorsque la limite de résistance en traction est atteinte, la rupture se produit.

Le tenseur de déformation $\underline{\varepsilon}$ peut se décomposer comme la somme d'un tenseur de déformation mécanique ($\underline{\varepsilon}^m$) et un tenseur de déformation thermique ($\underline{\varepsilon}^{th}$),

$$\underline{\varepsilon} = \underline{\varepsilon}^m + \underline{\varepsilon}^{th} \quad (2-105)$$

Si on considère un matériau isotrope, le tenseur de déformation thermique est :

$$\underline{\varepsilon}^{th} = \alpha \times \Delta T \underline{\delta} \quad (2-106)$$

Où

α , coefficient de dilatation thermique (suppose indépendant de la direction)

ΔT , l'incrément de température

$\underline{\delta}$ le tenseur isotrope dont le déterminant est 1.

Egalement pour la déformation radiale :

$$\varepsilon_r = \varepsilon_r^m + \varepsilon_r^{th} \quad (2-107)$$

$$\varepsilon_r = -\alpha \times \Delta T + \varepsilon_r^m \quad (2-108)$$

Dans le cas de la déformation axiale pour les conditions de l'essai $\varepsilon_z = 0$ du coup:

$$\varepsilon_r^m = -\varepsilon_r^{th} = -\alpha \times \Delta T \quad (2-109)$$

Dans un essai TSRST, les résultats typiquement obtenus sont :

- Évolution de la température (T)
- Température de rupture (T_{rupt})
- Température de transition (T_{trans})

- Évolution de la contrainte axiale (σ_{ax})
- Contrainte de rupture (σ_{rupt})
- Déformation radiale (ε_{rad})
- Pente de la courbe contrainte en fonction de la température ($\frac{d\sigma_{ax}}{dT}$)

La Figure 2-29 montre le résultat d'un essai de retrait thermique.

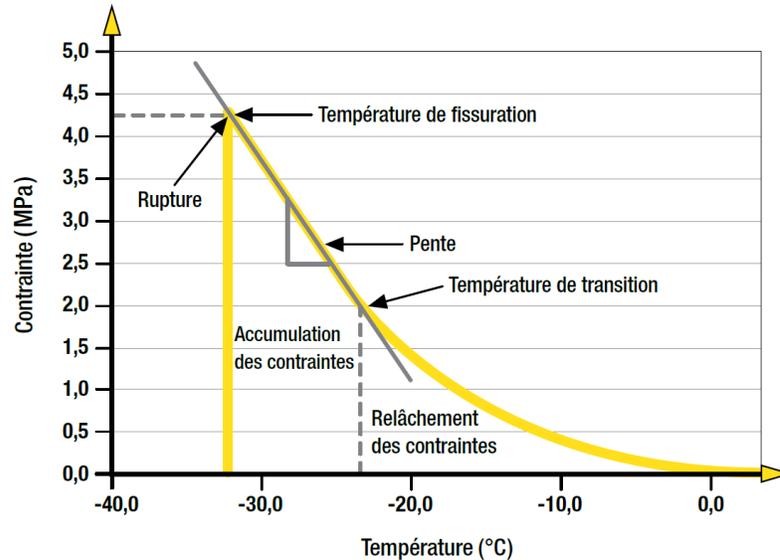


Figure 2-29. Contrainte induite par le retrait thermique empêché en fonction de la température (Tapsoba et al., 2014)

2.11.2 Différents essais TSRST issus de la littérature

Monismith, 1965 a étudié les contraintes provoquées par variation thermique sur les enrobés bitumineux dans des conditions contrôlées en laboratoire. Il existe un phénomène de fissuration thermique à partir d'une température de -17°C . D'autres études montrent que entre -1 et $+10^{\circ}\text{C}$, les contraintes provoquées restent faibles et qu'elles sont nulles au-delà de 10°C . De la même manière ces études combinent les effets du trafic avec les effets thermiques (Vanelstraete and Francken, 2004). Le processus de propagation des fissures est rapide au début et plus lent par la suite.

Il y a différentes variables qui peuvent affecter le comportement à basse températures : la teneur en bitume, la classe du bitume, l'influence de la modification en polymère du liant, le vieillissement etc. Par exemple dans leurs études, (Hesp et al., 2002; King et al., 1993) ont réalisé les essais TSRST pour caractériser enrobés avec ajout de polymères. Les bénéfices de l'ajout de polymères ont d'abord été évalués par l'essai TSRST. (King et al., 1993) montre que plus la teneur en polymère est élevée, plus la température de fissuration thermique est basse.

(Neifar and Di Benedetto, 2001) ont travaillé sur le coefficient de contraction thermique. Ils montrent que le comportement thermique anisotrope est notable dans les enrobés bitumineux. Leurs expériences ont été faites sur des éprouvettes cylindriques, où ont été mesurés les coefficients de contraction thermique radiale et axiale à la fois. Il existe dans son étude une différence qui oscille 30 à 50% entre deux coefficients. Ensuite ils ont simulé l'évolution des contraintes thermiques au cours du temps, sous une variation monotone et cyclique de la température (Neifar and Di Benedetto, 2001).

(Serfass et al., 2000) ont montré qu'il est possible de considérer une variation linéaire du coefficient de contraction en dessous de +5°C, en première approximation. Selon les études (Olard, 2003; Olard et al., 2005), de 5°C environ à -27°C, le coefficient de contraction thermique des enrobés varie linéairement en fonction de la température, de 30 à 15µm/m/°C. Pour températures supérieures à 5°C le coefficient de contraction thermique est presque constant, par contre le fluage a rendu des mesures imprécises.

Il est possible de croiser les résultats de l'essai de traction directe à température constante avec celui de retrait thermique empêché. Cela est possible parce que quand on se place à la température de rupture, on provoque une traction directe, dans la Figure 2-30 on peut vérifier que dans les essais de (Olard, 2003), la contrainte de rupture est presque correspondante à la contrainte de rupture en traction. Par contre la vitesse de déformation doit être compatible avec l'essai de retrait empêché. Par exemple soit une vitesse de refroidissement de -10°C/h et un coefficient de dilatation de $3.5 \cdot 10^{-6} \frac{1}{^{\circ}\text{C}}$, on devra réaliser un essai de traction directe avec une vitesse de déformation de $3.5 \cdot 10^{-5} \frac{1}{\text{h}}$.

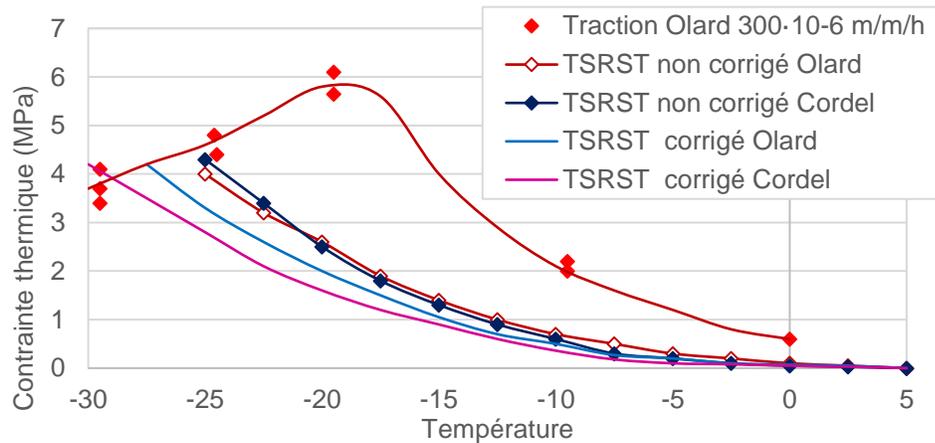


Figure 2-30. Comparaison entre les essais de traction et TSRST sur l'enrobé au liant 50/70.(Olard, 2003)

2.12 Essai de propagation de fissure

Dans cette partie on vous présente les principes généraux de l'essai de flexion 4 points sur éprouvette entaillée, son analyse selon la mécanique linéaire de la rupture (MLR) et le détail de l'instrumentation expérimentale sont exposés. Par ailleurs, on présente l'acquisition, le traitement des données brutes et exemples des résultats.

2.12.1 Introduction à la mécanique non linéaire de la rupture (MNLR)

La MLR est une approche élastique et linéaire du comportement de matériaux, par contre la plastification en fond de fissure reste confinée dans une zone de faible taille, par rapport à la fissure et à la structure fissurée.

Il est presque impossible dans beaucoup de matériaux de respecter les deux conditions précédentes et de décrire juste avec le comportement avec la MLR. Une approche alternative s'avère nécessaire dans ce cas. C'est pour cela qu'on applique le concept de comportement non linéaire de la rupture (MNLR). Ce comportement s'applique sur tout aux matériaux ductiles

Au cours du temps plusieurs études ont faits pour décrire la MLR. Les développements complets peuvent être obtenus dans les ouvrages tels que (Al-Qadi et al., 2007, 2008; Berdin et al., 2004; Bui and Germain, 1978; Fantozzi et al., 1988; Janssen et al., 2002; Leblond, 2003; Miannay, 1995; Pineau, 2006).

Il y a deux hypothèses d'abord pour la MLR

- Le matériau est non hétérogène, c'est-à-dire un milieu continu, avec un comportement élastique, linéaire et isotrope ;
- La fissure est plane et possède un front rectiligne. La Figure 2-31 précise les notions adoptées.

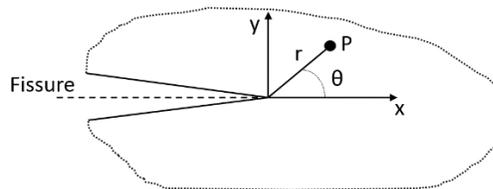


Figure 2-31. Représentation d'une fissure : plan perpendiculaire au plan de fissure

Irwin, 1957, dans la modification de la théorie de Griffith, 1921 a montré qu'il existe trois mouvements cinématiques indépendants des surfaces (ou lèvres) supérieure et inférieure de la fissure l'une par rapport à l'autre. Ce sont les trois modes principaux de rupture Figure 2-32.

- Mode I : mode d'ouverture, est considéré comme étant le plus fréquent en mécanique de la rupture. Ce mode est le cas de notre étude.
- Mode II : mode de cisaillement plan, la direction de cisaillement est normale au front de la fissure.

- Mode III : mode de cisaillement antiplan, la direction de cisaillement est parallèle au front de la fissure.

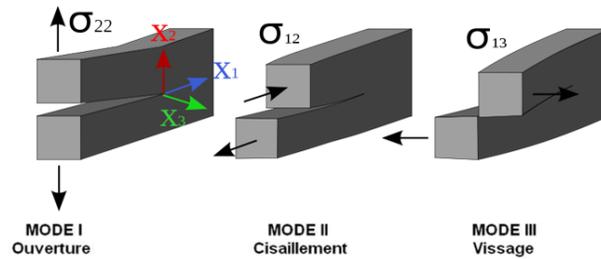


Figure 2-32. Modes de rupture

Malgré dans les modes II et III, le mode I est simultanément présents on dit qu'il s'agit du mode mixte.

2.12.2 Champ de contrainte Facteur d'intensité de contrainte

Irwin (Irwin, 1957) a établi les contraintes en chacun des points P (Figure 2-31) au voisinage de la fissure, qui suivent forme de l'équation.

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K_{\alpha}}{\sqrt{2\pi r}} \right) \cdot f_{ij}^{\alpha}(\theta) + o\left[\frac{1}{\sqrt{r}}\right] \quad (2-110)$$

Où

- α : correspond aux indices I, II, ou III selon le mode de fissuration considéré ;
- f : fonction de θ (Figure 2-31) ;
- Le symbole $o[r]$ signifie que les termes sont négligeables quand r tend vers 0 ;
- K_I, K_{II}, K_{III} sont les facteurs d'intensité de contrainte, correspondant aux modes I, II et III respectivement.

La fissure commence à se propager lorsque K_{α} atteint une valeur critique qu'on appelle $K_{\alpha C}$. C'est remarquable que la valeur critique en mode I, notée K_{IC} . est appelé ténacité.

Le facteur d'intensité de contrainte II dépende des conditions limites comme : la sollicitation appliquée, la géométrie du corps sollicité et la géométrie de la fissure. Du coup on peut supposer que le facteur d'intensité est défini selon l'expression :

$$K_I = f(F, a, Y) \quad (2-111)$$

Où

F : La sollicitation appliquée ;

a : La hauteur de fissure ;

Y : Le facteur de forme de l'éprouvette.

Pour une éprouvette géométrie rectangulaire entaillée avec une sollicitation monotone et pour les cas de 4 points (Figure 2-33), Fantozzi, et al., 1988 proposent une formule analytique permettant de déterminer le facteur d'intensité de contrainte en mode I :

$$K_I = \frac{3P(L-l)}{2BW^2} Y(x) \sqrt{a} \quad (2-112)$$

Où :

P : Charge de rupture

L et l : espacements entre les appuis inférieurs et supérieurs respectivement

B, W : largeur et hauteur de l'éprouvette respectivement

a : Hauteur de fissure (m)

$Y(x)$: Facteur de forme (sans dimension)

$x = \frac{a}{W}$: Profondeur relative de l'entaille

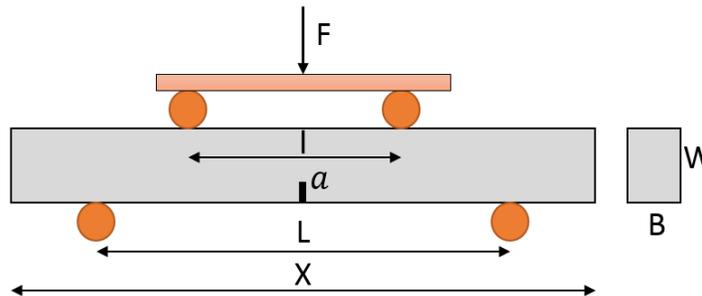


Figure 2-33. Epreuve de flexion 4 points

Par rapport au facteur $Y(x)$ on utilise normalement les formules empiriques proposées par différents auteurs. Par exemple pour l'essai de flexion de 4 points, Brown et Strawley ont proposé :

$$Y(x) = 1.99 - 2.47x + 12.97x^2 - 23.17x^3 + 24.80x^4 \quad \text{Pour } 0.15 \leq x \leq 0.55 \quad (2-113)$$

Et Wilson il propose

$$Y(x) = \frac{3.99}{6} x^{-\frac{1}{2}} (1-x)^{-\frac{3}{2}} \quad \text{Pour } x \leq 0.5 \quad (2-114)$$

Tracer la courbe d'étalonnage $C = f(x)$ et d'en déduire le facteur de forme Y . Cette méthode est présentée dans le paragraphe 2.13.4, grâce à un calcul aux éléments finis.

2.12.3 Approche énergétique

Griffith, 1921 a abordé le problème de la rupture des corps fissurés d'un point de vue énergétique. Griffith, affirme que la fissure initiale peut se propager à condition que le système composé des forces extérieures et du corps fissuré fournisse l'énergie nécessaire à un accroissement de fissure.

Soit un solide élastique avec une surface de fissure A. Lorsque la propagation de fissure a lieu, la géométrie de celle-ci a un changement de surface dA . La conservation de l'énergie totale du système (1er principe de la thermodynamique) on peut l'écrire:

$$dU_t = dU - dW + d\Gamma + dT = 0 \quad (2-115)$$

Où

- dU_t : variation de l'énergie totale du système ;
- dU : variation de l'énergie élastique stockée ;
- dW : travail des forces extérieures ;
- $d\Gamma$: énergie dissipée dans la création de deux surfaces libres : $\frac{d\Gamma}{dA} = 2\gamma_S$;
- γ_S : énergie dissipée dans la création d'une surface libre ;
- dT : variation de l'énergie cinétique .

Cette équation présente une condition, parce que si l'énergie cinétique augmente $dT \geq 0$, la fissure se propagera de façon instable soit

$$\frac{d}{dA}(W - U) - 2\gamma_S \geq 0 \quad (2-116)$$

Et de cette expression on définit le paramètre G , appelé « Taux de restitution d'énergie »:

$$G = \frac{d}{dA}(W - U) \quad (2-117)$$

Où :

- $W - U$: variation de l'énergie potentielle ;
- dA : incrément de surface correspondant à l'avancement de la fissure $dA = Bda$;
- B : largeur de la surface de fissure ;
- da : incrément de l'avancement de la fissure.

G est définie comme l'énergie disponible pour faire progresser la fissure. G ne dépend que des constants élastiques du matériau, de la géométrie de l'éprouvette et de l'effort, mais pas de la façon dont le système évolue ultérieurement.

Le critère de propagation de Griffith se traduit par

$$G \geq 2\gamma_S \quad (2-118)$$

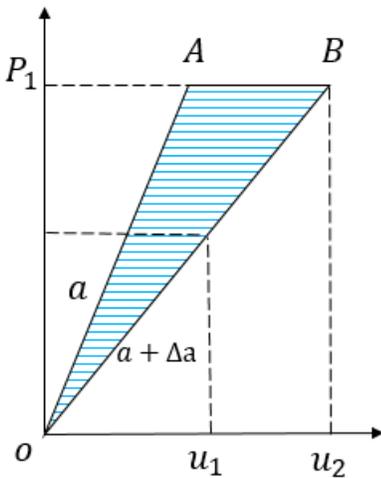
Il y aura extension de la fissure lorsque l'énergie disponible pour propager la fissure G atteindra une valeur critique G_C , d'énergie de propagation de la fissure. G_C est l'énergie nécessaire pour que la fissure puisse se propager d'une surface unité, indépendante des géométries de la fissure et de l'éprouvette. Dans le cas des matériaux fragiles, G_C est égal à deux fois l'énergie de surface thermodynamique.

$$G_C = 2\gamma_S \quad (2-119)$$

Soit G est supérieur à G_C , l'excédent est transformé en énergie cinétique et on dit que la propagation est instable. Quand la fissure suit le mode I, G_C devient G_{IC} .

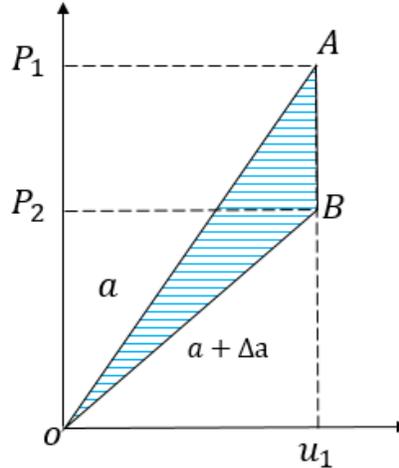
Si on considère les trois cas

Propagation à chargement imposé



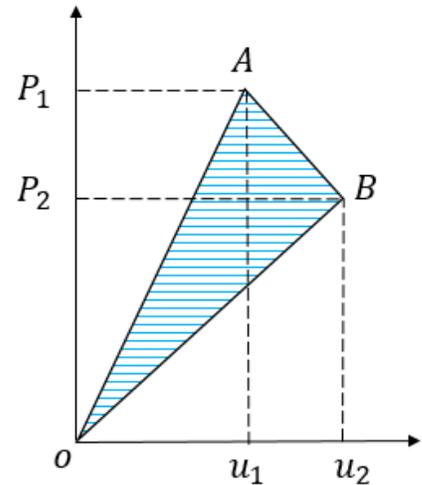
$$P_1 = cte ; u_2 = u_1 + \Delta u$$

Propagation à déplacement imposé



$$u_1 = cte ; P_2 = P_1 - \Delta P$$

Propagation dans le cas général



$$u_2 = u_1 + \Delta u ; P_2 = P_1 - \Delta P$$

Sans importer la configuration, la variation de l'énergie potentielle est l'aire \overline{ABO} . Cette aire représente l'énergie dissipée pour faire avancer la fissure de l'incrément da

$$Gda = \overline{ABO} \quad (2-120)$$

ù on peut montrer que

$$G = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{dC}{da} \quad (2-121)$$

La complaisance de l'éprouvette est définie

$$C = \frac{u}{P} \quad (2-122)$$

La rigidité de l'éprouvette est l'inverse de la complaisance

$$k = \frac{P}{u} = \frac{1}{C} \quad (2-123)$$

L'énergie en fonction de rigidité on obtient

$$G = -\frac{1}{2B} \cdot \frac{P^2}{k^2} \cdot \frac{dk}{da} = -\frac{u^2}{2B} \cdot \frac{dk}{da} \quad (2-124)$$

à partir de cette expression on obtient le « Taux de restitution d'énergie ». Cette dénomination est plus liée à une méthode de mesure qu'à la notion de force motrice du processus.

Irwin, 1957 et il y a un lien entre le facteur d'intensité K_I et l'énergie de propagation G_I dans le cas de d'un milieu homogène et en mode I

$$G_I = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2-125)$$

Où E' est le module de Young mais en contrainte plane $E' = \frac{E}{(1-\nu^2)}$

2.12.3.1 Correction de complaisance du système et poinçonnement

Cependant ce système de mesure est soumis à deux phénomènes biaisants. Le premier est l'existence d'une complaisance du système de chargement car celui-ci n'est pas parfaitement rigide. Le déplacement produit par ce phénomène est noté par $u_{complaisance}$ et ce déplacement est indépendant de température et la vitesse de la charge appliquée. Il peut être caractérisé par un comportement élastique linéaire, en plus ce déplacement est proportionnel à la charge appliquée et constant pour tous les essais (Chehab, et al., 2002) (Zhao, et al., 2003). Ce rapport on le note C .

$$C = \frac{u_{complaisance}}{P} \quad (2-126)$$

Deuxièmement, le phénomène de poinçonnement de l'éprouvette aux points d'appuis. Le déplacement engendré par ce phénomène peut être évalué à l'aide de la mesure des capteurs LVDT1 et LVDT3. Le déplacement mesuré par le capteur du piston peut être donc corrigé pour éliminer ces deux phénomènes biaisants.

Par exemple, les mesures faites par les LVDTs permettent de déterminer la « vraie » la flèche au milieu de la poutre ainsi que le déplacement généré par le poinçonnement aux points d'appui selon les formules suivants.

$$f = LVDT2 - \frac{LVDT1 + LVDT3}{2} \quad (2-127)$$

$$u_{poinçonnement} = 2 \cdot \frac{LVDT1 + LVDT3}{2} = LVDT1 + LVDT3 \quad (2-128)$$

Alors, le déplacement corrigé (u_{cor}) de l'éprouvette aux points d'appui se calcul selon :

$$LVDT_{piston_cor} = LVDT_{piston} - (u_{complaisance} + u_{poinçonnement}) \quad (2-129)$$

Et à partir de ces équations on obtient

$$LVDT_{piston_cor} = LVDT_{piston} - [C \cdot P + (LVDT1 + LVDT3)] \quad (2-130)$$

2.12.3.2 Mesure de hauteur de fissure avec la méthode de corrélation des images numériques pour mesurer la propagation de la fissure

La Corrélation d'Images Numériques (CIN) ou Digital Image Correlation (DIC) est une comparaison de deux photos, et avec un logiciel de corrélation, on peut déduire les déplacements des points de l'aire étudiée. Le champ de déformation se déduit du champ de déplacement par le calcul.

La plupart des caméras utilisées pour la DIC fonctionnent de manière monochromatique. Elles ne détectent que le niveau de gris d'un pixel, avec une nuance de couleurs comprise entre 0 et 255. Une image numérique est donc représentée par une matrice dont chaque coefficient possède une valeur entre 0 et 255 et représente le niveau de gris d'un seul pixel. Pour cette raison les poutres entaillées sont peintes en blanc au milieu de la poutre et ensuite des mouchetis noirs sont ajoutés.

La résolution des caméras pour le champ de déplacement est inférieure à la taille d'un pixel (1/100 de pixel). Du coup, si une tache noire se situe entre deux pixels, la caméra augmentera le niveau de gris de celui duquel elle est le plus proche, plus que le niveau de gris du second. La différence de niveau de luminosité sur les gris entre les deux images permet de repérer précisément la position de la tache noire au début. En théorie à 1/256e de pixel près.(Attia, 2015)

Certains auteurs utilisent les corrélations des images pour mesurer hauteur de la fissure au cours de l'essai (Ben Mbarrek et al., 2013; Hilburger and Nemeth, 2006; Jin et al., 2015; Sutton et al., 2009; Tsangouri et al., 2014). Cette méthode remplace les jauges de fissuration utilisées dans des autres recherches (Nguyen, 2009). Les jauges de fissuration sont onéreuses et présentent parfois une rupture des fils avant que la fissure se propage. Par contre la DIC permet d'évaluer certains critères pour mesurer la fissuration, selon le ou les modes rupture à évaluer.

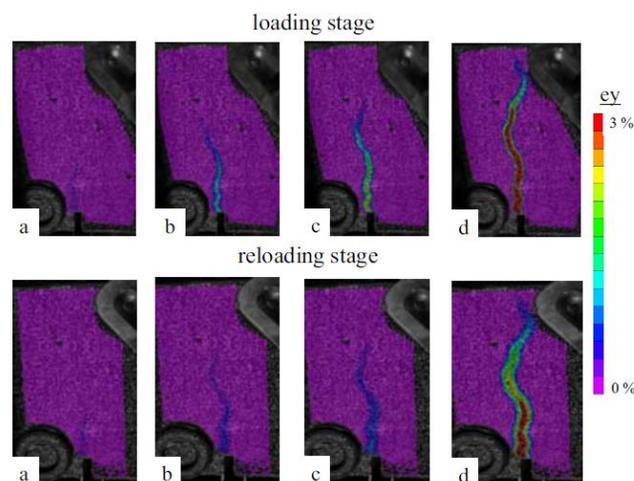


Figure 2-34. Champs de déformation estimés à partir de la DIC tels que visualisés dans différents charge-ments étapes, mesurés sur une poutre en béton. La fracture est progressivement formée et est donnée par les niveaux de couleur.(Tsangouri et al., 2014)

2.13 Analyse numérique de l'essai de flexion 4 points

Cette partie est une validation de l'étude numérique faite par Nguyen, 2009. D'abord on a effectué une analyse avec l'aide du code d'éléments finis COMSOL en simulant l'essai de flexion 4 points sur éprouvette parallélépipédique entaillée.

Le modèle se fait avec les hypothèses de la MRL en considérant les hypothèses du comportement élastique linéaire isotrope.

On présente ensuite les points développés pour cette modélisation

- La présentation de l'analyse numérique de l'essai de flexion 4 points.
- La détermination des déplacements en différents points de la poutre (correspondant aux points de mesures expérimentales) pour différentes hauteurs de fissure.
- La détermination de la rigidité d'ensemble de la poutre pour différentes hauteurs de fissure.
- La détermination du facteur de forme de l'éprouvette.
- L'obtention de la courbe charge – déplacement.
- Des éléments de validation des résultats numériques à partir des formules analytiques de la RDM ainsi que l'influence de différents paramètres sur le calcul.

2.13.1 Présentation de l'analyse numérique de l'essai de flexion 4 points

La géométrie pour la simulation est indiquée dans la Figure 2-35. Les dimensions sont l'espacement entre les appuis inférieurs $L = 36\text{cm}$, l'espacement entre les appuis supérieurs $l = 12\text{cm}$.

B, W sont la largeur et la hauteur de l'éprouvette respectivement. Ces valeurs peuvent être différentes en fonction de la géométrie de l'éprouvette à tester expérimentalement et a la hauteur de l'entaille.

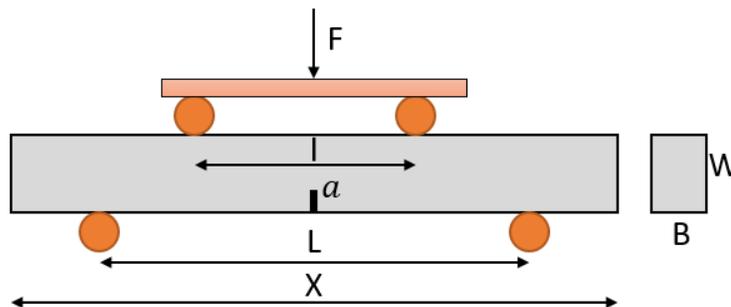


Figure 2-35. Configuration de l'essai de flexion 4 points à simuler

La forme de l'entaille est rectangulaire. Sa largeur a été fixée à 2mm pour se rapprocher des conditions expérimentales.

En utilisant le principe de symétrie du problème, nous avons réalisé les calculs en 2 dimensions sur une demi-poutre afin d'alléger les calculs. Les conditions aux limites sont représentées dans la Figure 2-36.

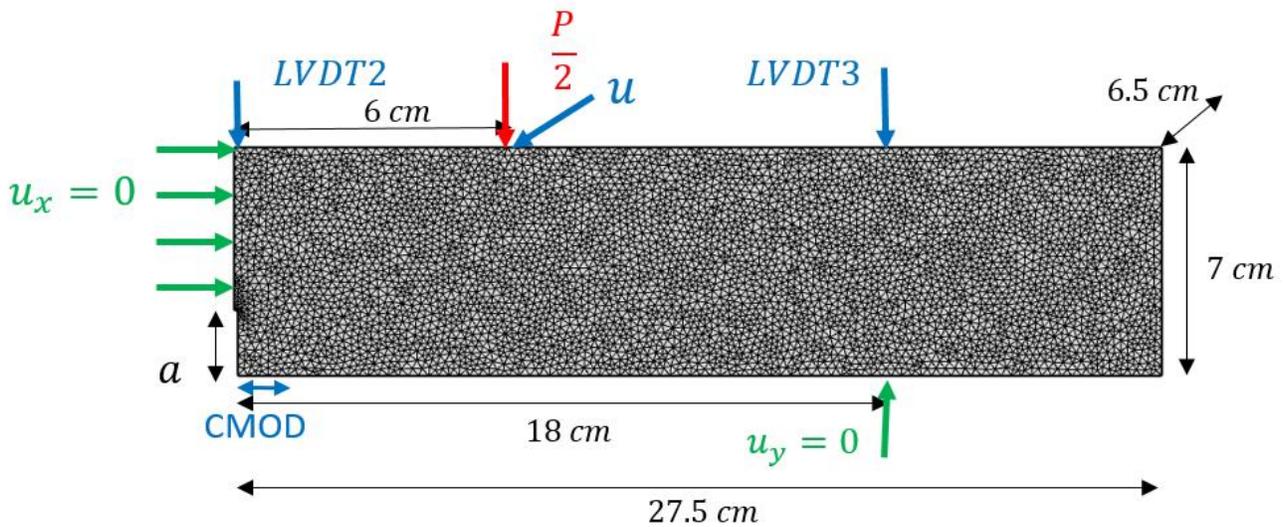


Figure 2-36. Simulation en 2D d'une demi-poutre de flexion 4 points grâce au logiciel COMSOL.

Les calculs ont été effectués à l'aide du module « Structural Mechanics » du logiciel COMSOL, en 2 dimensions avec l'hypothèse de déformation plane. Le calcul est fondé sur l'hypothèse de l'élasticité linéaire isotrope pour laquelle on a défini :

- Le module d'Young $E=10\text{GPa}$. Cette valeur est proche aux de celle de les enrobés.(Nguyen, 2009) ;
- Le coefficient de Poisson $\nu=0,33$, malgré qu'il n'est pas utilisé par le logiciel pour nos calculs, compte tenu de l'hypothèse de déformation plane.

2.13.2 Calcul des déplacements correspondant aux mesures expérimentales

Les différents déplacements correspondent aux mesures expérimentales (Figure 2-36), ils ont été déterminés pour chaque hauteur de fissure initiale prédéfinie par nous. Il s'agit :

- Déplacement au point d'appui supérieur (u) ;
- Déplacement du point à la verticale des appuis inférieurs ($\text{LVDT3}=\text{LVDT1}$) ;
- Déplacement du point au centre de l'éprouvette (LVDT2) ;
- L'ouverture de fissure au bout de l'entaille (CMOD) ; Il est déterminé sur la face inférieure de la poutre et donne l'écartement de deux points situés à une distance de 5mm de part et d'autre de l'axe de la poutre.

Le calcul des déplacements est réalisé en variant la hauteur d'entaille en considérant une force (P_r) correspondant à la charge de rupture, calculée à partir de l'équation (5.5), pour un matériau ayant une ténacité constante de $K_{Ic} = 1\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Dans la mesure expérimentale, il existe deux phénomènes: le poinçonnement aux appuis supérieurs et la complaisance du système de chargement. Alors que dans l'analyse numérique, nous avons seulement le poinçonnement aux appuis, par contre il n'y a pas de phénomène de la complaisance du système de chargement car la sollicitation est appliquée directement sur la demi-poutre (Figure 2-36).

Dans notre analyse de la demi-poutre les déplacements à calculer sont définis :

- f : la flèche corrigée de l'effet de poinçonnement. A partir de l'équation $LVDT1=LVDT3$, nous avons

$$f = LVDT 2 - LVDT3 \quad (2-131)$$

- u_{cor} : avec la même condition précédent ($LVDT1=LVDT3$) le déplacement au point d'application de la charge corrigé de l'effet de poinçonnement. A partir de l'équation (2.18)

$$u_{cor} = u - 2 \cdot LVDT3 \quad (2-132)$$

2.13.3 Calcul de la rigidité de l'éprouvette

Cette partie présente le calcul de la rigidité de l'éprouvette en flexion 4 points en fonction des différentes hauteurs d'entaille avec le logiciel COMSOL.

La rigidité est définie comme le rapport entre la charge appliquée et le déplacement corrigé sur le point d'application de la même (2-133).

$$k = \frac{P}{u_{cor}} \quad (2-133)$$

Le calcul de rigidité se répète pour chaque hauteur de fissure entre 0-7cm. La Figure 2-37 montre l'évolution de la rigidité changeant la hauteur de la fissure calculée par éléments finis. La rigidité suit un polynôme sert à déterminer les valeurs de $k_{approché}$ en remplaçant le paramètre a .

$$k_{approché} = -1.22 \cdot 10^{10} a^6 + 2.76 \cdot 10^{10} a^5 - 3.00 \cdot 10^9 a^4 + 3.40 \cdot 10^8 a^3 - 2.10 \cdot 10^7 a^2 - 9.18 \cdot 10^3 a + 2.71 \cdot 10^4 \quad (2-134)$$

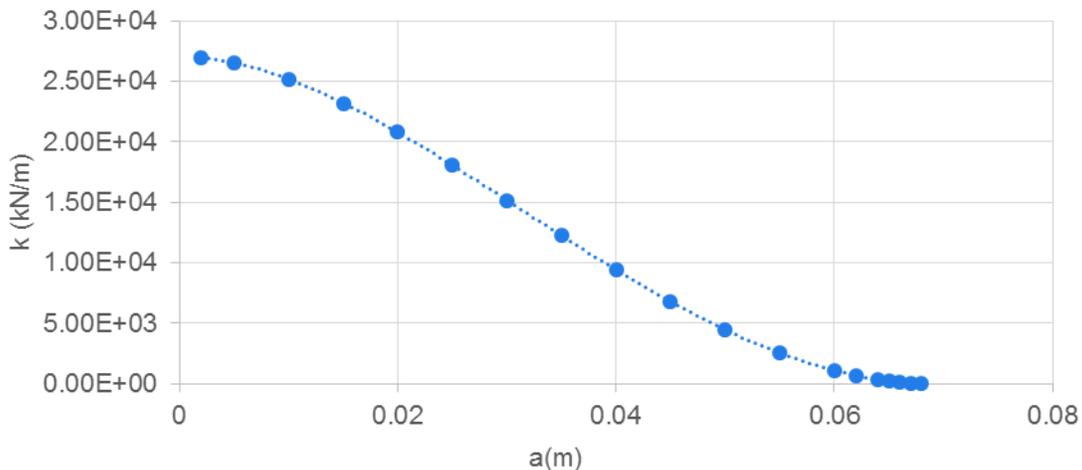


Figure 2-37. Evolution de la rigidité (k) en fonction de la hauteur d'entaille (a).

Les valeurs de rigidité trouvées sont dépendantes du module d'Young. Pour négliger cela, on a normalisé l'influence $\frac{k}{E'}$. Ces paramètres ne dépendent plus que de la géométrie de la poutre. En plus $\frac{k}{E'}$ est indépendante de la valeur du module et de l'hypothèse de calcul « contrainte plane » ou « déformation plane »

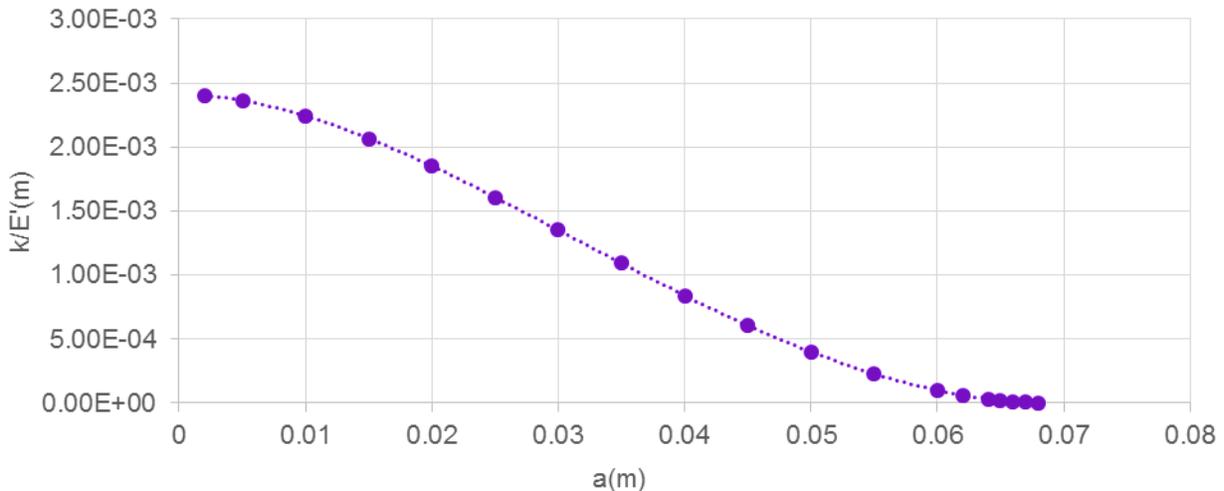


Figure 2-38. Valeurs de rigidité calculée (k) normalisées par le module E'.

2.13.4 Calcul du facteur de forme intervenant pour la détermination de la ténacité

Pour l'éprouvette en flexion 4 points, selon les équations de la RDM la ténacité est calculée par la formule (2-112).

Avec la même nomenclature de la Figure 2-35 et où P_r est la charge de rupture appliqué, $x = \frac{a}{W}$ et $Y(x)$ est le facteur de forme.

Dans l'hypothèse de la Mécanique Linéaire de la Rupture, la ténacité est un paramètre constant qui ne dépend que du matériau. Le facteur de forme ne dépend que de la géométrie de l'éprouvette. Il est donc possible une fois ces deux paramètres connus de déterminer la valeur de la charge à la rupture P_r (début de propagation de fissure). Compte tenu que K_{IC} dépend linéairement de P_r , il est possible de normaliser P_r par la valeur de K_{IC} .

Il y a deux manières de déterminer le facteur de forme :

- Utiliser les formules analytiques proposées par certains auteurs. Par exemple les deux formules proposées dans le cas de l'essai de flexion 4 points (les équations (2-113) et (2-114)).
- Tracer la courbe d'étalonnage $C = f(x)$ et en déduire le facteur de forme Y . pour nous cette méthode est présentée grâce à un calcul en éléments finis à l'aide du logiciel COMSOL.

Avec la méthode de complaisance (Fantozzi et al., 1988), on peut déterminer le facteur de forme pour les cas de flexion 4 points. Cette équation est la relation entre les expressions (2-112)(2-124) (2-125)

$$Y(x) = \left(\frac{W}{3(L-l)} \right) \sqrt{\frac{2E' \cdot B}{x} \cdot \frac{dC}{dx}} \quad (2-135)$$

Où la complaisance de l'éprouvette $C = \frac{1}{k}$, et $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ le module d'Young en déformation plane. En remplaçant $C = \frac{1}{k}$ (k étant la rigidité de la poutre) et $\frac{a}{W}$, la formule (2-136) devient :

$$Y(x) = \left(\frac{W}{3(L-l)} \right) \sqrt{\frac{2E' \cdot B}{a} \left(-\frac{1}{k^2} \right) \cdot \frac{dk}{da}} \quad (2-136)$$

La Figure 2-39 montre l'évolution de du facteur du forme en fonction de la hauteur de la fissure. On a utilisé les équations de Brown-Strawley et Wilson (Pratap and Pandey, 1984), et les simulations avec le logiciel COMSOL.

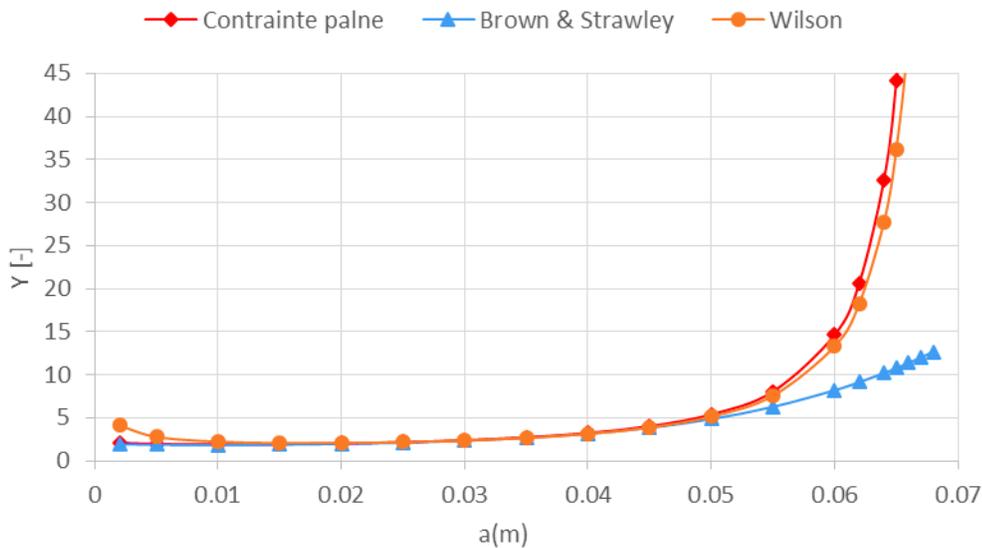


Figure 2-39. Evolutions du facteur de forme (Y) en fonction de la hauteur d'entaille (a) déterminées selon trois formules (2-114), (2-113) et (5 72) (avec la géométrie suivante : W = 7cm ; B = ; L = 36cm et l = 12cm).

2.13.5 Obtention de la courbe charge – déplacement

Le facteur de forme $Y(x)$ précédemment calculé permet de calculer la charge de rupture pour chaque hauteur de fissure, à partir de l'hypothèse de la Mécanique Linéaire de la Rupture (2-112), avec $K_{IC} = 1MPa\sqrt{a}$

Ainsi il est possible de déterminer la courbe de charge de rupture (P_r) en fonction du déplacement au point d'appui supérieur (u_{cor}) sans importer la hauteur d'entaille. La Figure 2-40 présente les droites passant par l'origine, à cause de la représentation de la réponse élastique de la poutre au chargement et les points correspondant à la rupture.

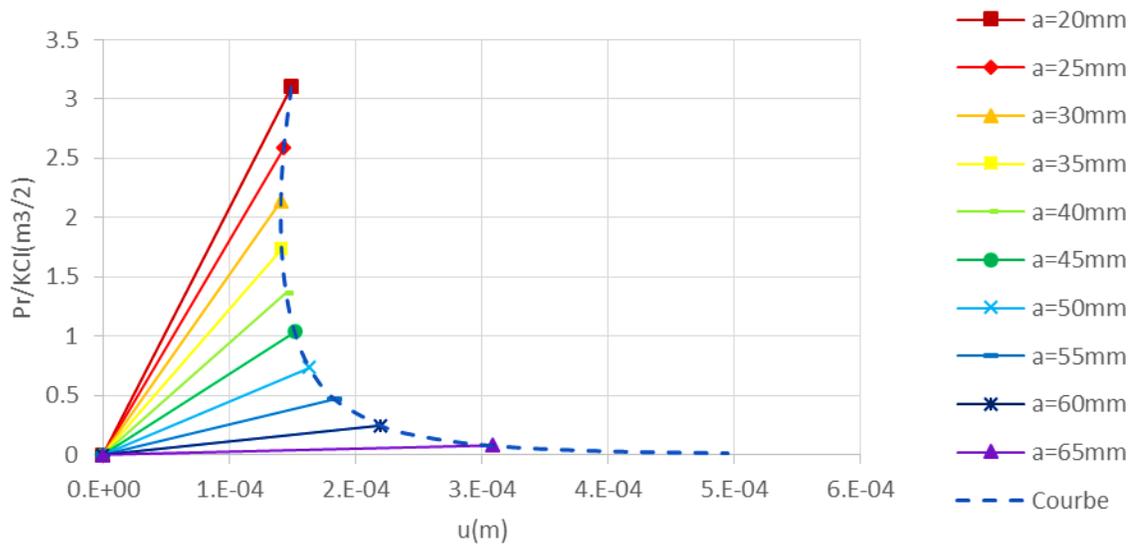


Figure 2-40. Courbe charge – déplacement pour différentes hauteurs d’entaille déterminée par le calcul aux éléments finis sous COMSOL (avec le facteur de forme Y est déterminé par le calcul en déformation plane selon la formule (5.8)).

Il est également possible de déterminer les valeurs de charge-déplacement à la rupture à partir des deux autres formules de facteur de forme $Y(x)$. On compare les trois courbes dans la Figure 2-41. Quelques différences s’expliquent, entre autre, par la validité des formules réduites à certains domaines.

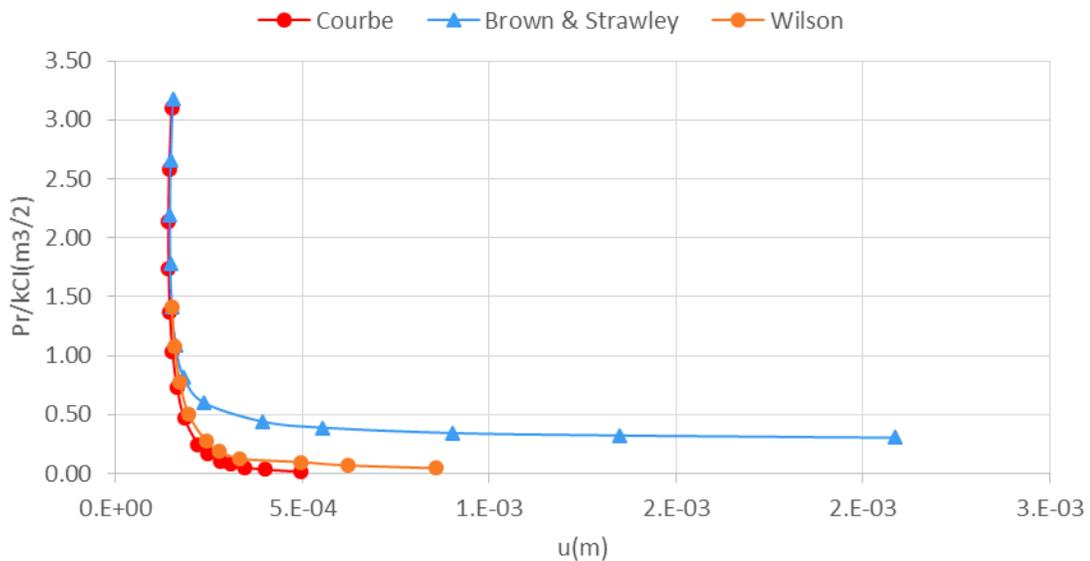


Figure 2-41. Courbes charge – déplacement avec le facteur de forme Y déterminé selon trois formules (2-113) (2-114) (2-136)

Nous normalisons la valeur du déplacement u_{cor} . Celui-ci dépend en effet de la valeur du module d'Young choisie lors du calcul aux éléments finis. Du coup on peut tracer $\frac{P_r}{K_{IC}}$ en fonction de $u \cdot \frac{E}{K_{IC}}$, il est possible d'obtenir la courbe de charge déplacement intrinsèque à notre essai, pour un matériau quelconque. Figure 2-42.

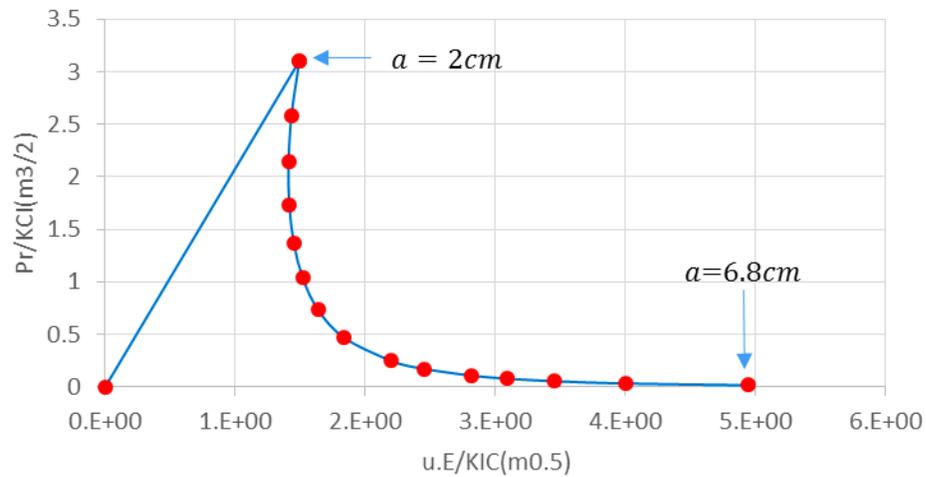


Figure 2-42. Courbe charge – déplacement normalisée, indépendante du matériau considéré.

2.13.6 Détermination de la hauteur de fissure avec à la méthode DRCL

Nguyen, 2009 a développé la méthode Displacement Ratio method for predicting Crack Length (DRCL), laquelle cherche à calculer la hauteur de fissure au cours de l'essai de propagation de fissure.

Cette méthode est formée sur le rapport entre deux déplacements mesurés, l'ouverture de fissure ($CMOD$) et la flèche (f), on appelle ce rapport r_d

$$r_d = \frac{CMOD}{f} \quad (2-137)$$

Cette méthode se base en observations des mesures expérimentales. Dans la Figure 2-43, une relation particulière entre le $CMOD$ et la flèche au cours de l'essai peut être constatée. En extrapolant la partie linéaire de la recharge dans un cycle de décharge – recharge, on obtient une droite, laquelle passe par l'origine.

Dans l'expérience de Nguyen, 2009, il a apprécié que ce comportement se répète systématiquement pour tous les essais. Un comportement élastique ou viscoélastique linéaire, sans propagation de la fissure au cours de cette période de recharge, peut être raisonnablement adopté pour l'enrobé bitumineux.

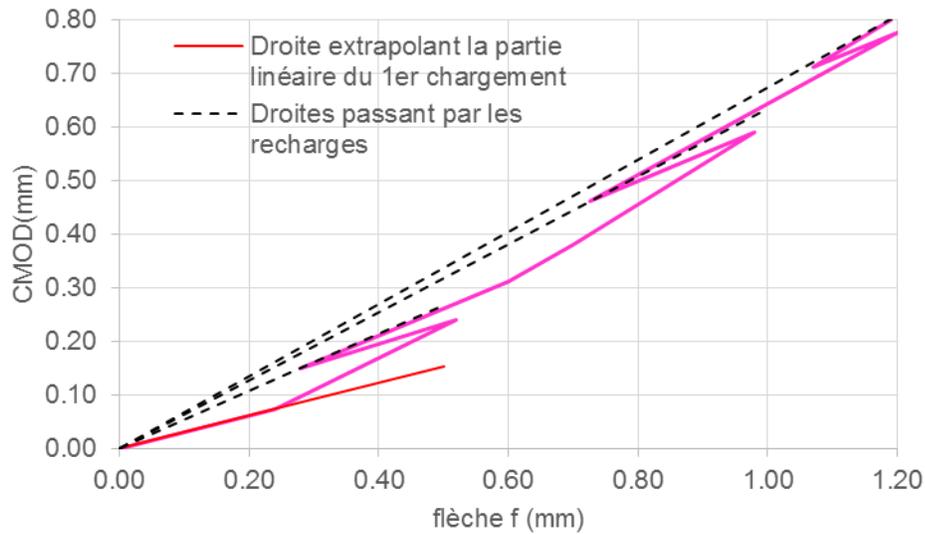


Figure 2-43. Courbe d'évolution de l'ouverture de fissure (mesurée par CMOD) en fonction de la flèche au cours de l'essai ME1. Les droites extrapolant les recharges passent par l'origine (Nguyen, 2009).

Ensuite la méthode s'appuie sur un calcul numérique par éléments finis en considérant le comportement élastique linéaire isotrope. Ce calcul numérique est résultat du champ de déplacements dans la poutre au cours de l'essai. La méthode considère les conditions aux limites imposées à la poutre.

Mandel, 1955 affirme et montre que les champs de déplacements pour un matériau élastique ou viscoélastique sont les mêmes dans le cas considéré. Finalement on trouve que les champs de déplacement sont indépendants du module du matériau. Par contre il dépend que d'une flèche donnée que de la hauteur de fissure (a) de l'éprouvette.

En considérant l'analyse numérique effectuée précédemment, on a utilisé le logiciel COMSOL. Lors de la simulation. On a déterminé $CMOD$ et f en variant la hauteur de la fissure de 0,02 à 0,0695m. La Figure 2-44 montre le diagramme finale de la hauteur de la fissure en fonction du rapport entre $CMOD$ et f . Cette figure présente les mêmes résultats que dans l'étude fait par (Nguyen, 2009)

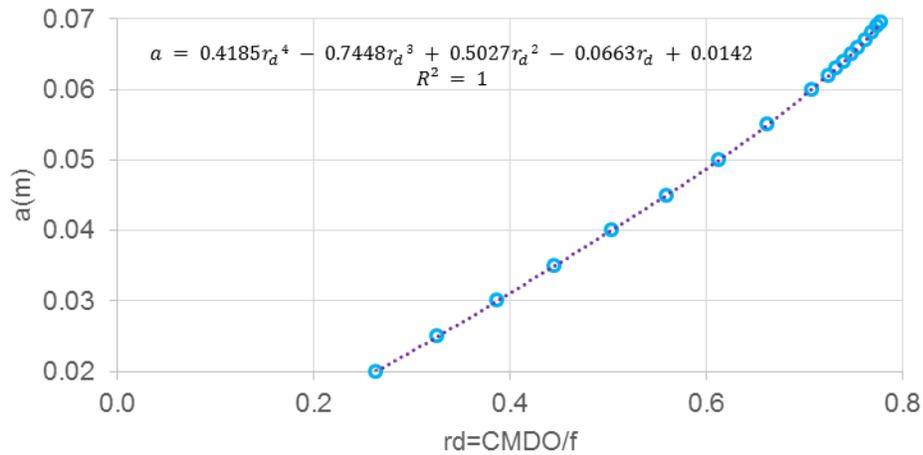


Figure 2-44. Evolution de la hauteur de fissure a en fonction du rapport de déplacement r_d . (Nguyen, 2009)

Avec la Figure 2-44, on peut déterminer la valeur de la hauteur de la fissure si on connaît le rapport r_d . Cette détermination peut être réalisée à différents points où les cycles de décharge – recharge ont été réalisés Figure 2-45a.

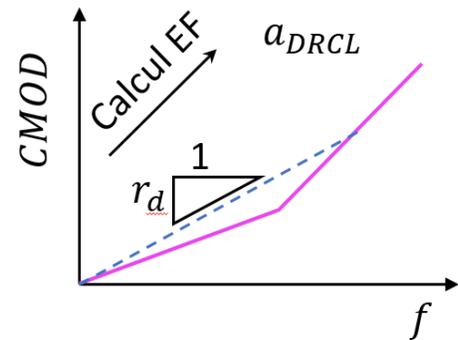
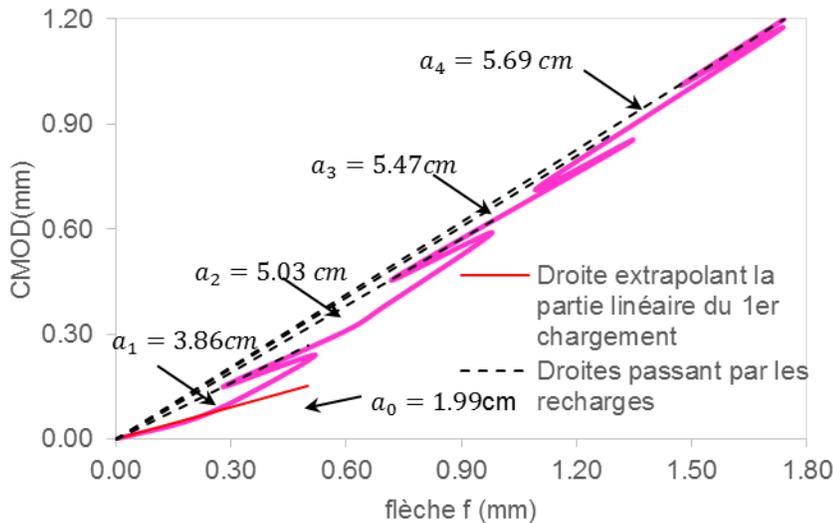


Figure 2-45. Calcul de la hauteur de fissure a_i selon la méthode DRCL grâce au rapport r_d déterminé sur la courbe $CMOD - f$ (essai ME1): a) Courbe avec des cycles de charge – décharge; b) Courbe lors d'essai monotone (Nguyen, 2009).

Ce méthode est applicable aussi dans le cas d'un essai monotone. Dans ce cas, la hauteur de fissure est calculée pour chaque point de la courbe monotone $CMOD - f$ où r_d est la pente du segment rapprochant à l'origine et le point considéré (Figure 2-45b).

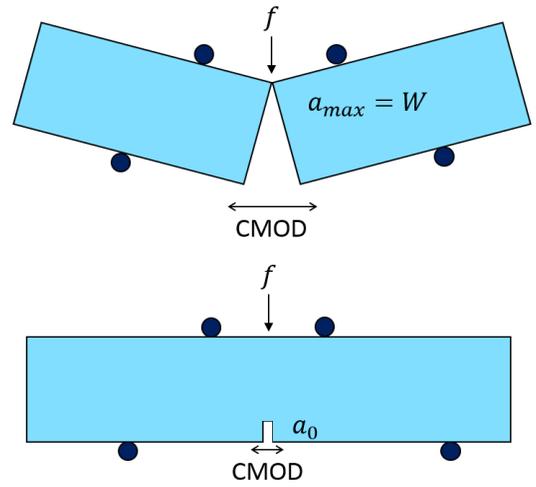
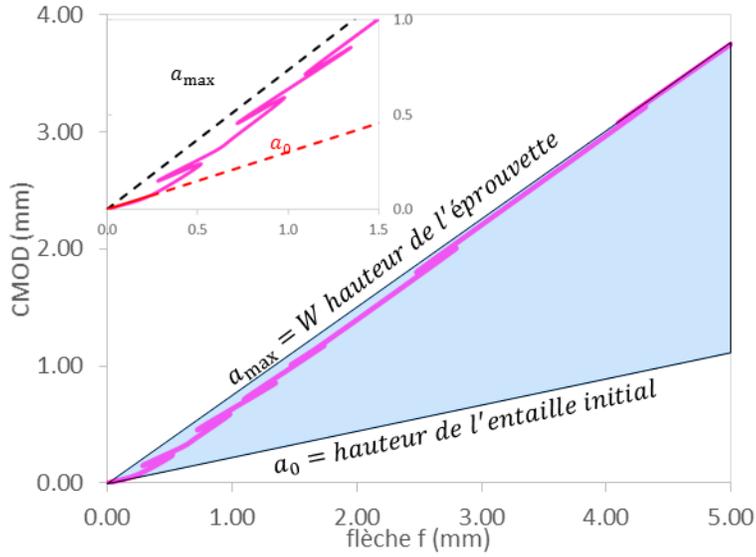


Figure 2-46. Gamme de variation de la pente r_d permettant de calculer une valeur de la hauteur de fissure selon la méthode DRCL (essai ME1) (Nguyen, 2009).

Dans la Figure 2-46 on peut apprécier la variation des r_d . limité par la première pente donnée par une hauteur de fissure initial (a_0) et une deuxième correspondant à la fissure maximale qui en même temps est égale à la hauteur de l'éprouvette (a_{max}).

3 DISPOSITIFS EXPERIMENTAUX

3.1 Essais de module de complexe

3.1.1 Presse hydraulique

Une presse « MTS » est utilisée pour la campagne expérimentale. Elle est présentée sur la Figure 3-1. Elle est équipée d'une électronique de pilotage et d'acquisition. La charge maximale de la presse est de 250 kN. La course maximale du piston est de $\pm 90\text{mm}$.

Pour les essais réalisés au cours de cette thèse, la presse a été pilotée en déformation à l'aide des extensomètres et en contrainte à l'aide du capteur de force, présentés dans la suite.

Afin d'obtenir un signal correct en fréquence et en amplitude, il convient d'optimiser les paramètres d'asservissements (P.I.D.R: Proportionnel - Intégral - Dérivé - Retard) du canal de pilotage.

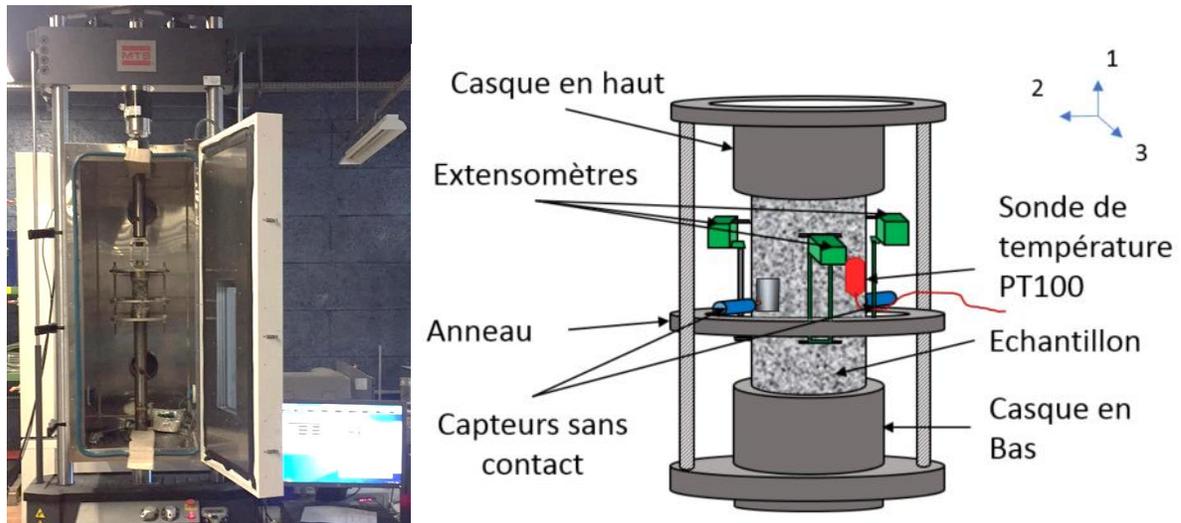


Figure 3-1. Vue d'ensemble de la presse hydraulique et schéma du dispositif expérimental

3.1.2 Enceinte thermique

Une enceinte thermique est utilisée pour contrôler la température au cours des essais. Il s'agit d'une enceinte climatique « INELTEC » qui permet un contrôle sur une plage de températures comprises entre -40°C et $+80^{\circ}\text{C}$. Le volume intérieur utile est de 480 litres. Le contrôle de l'enceinte est géré par un automate programmable FATEK, associé à un PC tactile WIN-MATE de 10". Le contrôle de l'enceinte se fait à l'aide d'une sonde mesurant la température de l'air dans l'enceinte.

3.1.3 Capteur de force

La charge appliquée par la presse est mesurée à l'aide d'une cellule force de 25 kN. La précision du capteur de force est de $\pm 0.1\%$ de son étendue de mesure. Il permet d'obtenir la contrainte verticale de l'échantillon.

3.1.4 Extensomètres axiaux

La déformation axiale est mesurée à l'aide de trois extensomètres « EPSILON » model 3542, placés à 120° autour de l'échantillon. La déformation axiale utilisée pour le pilotage de la presse et l'analyse des essais est la moyenne de la déformation mesurée par les trois extensomètres.

Les extensomètres sont fixés à l'éprouvette au moyen de couteaux et des ressorts (Figure 3-2). La plage de mesure est de ± 2.5 mm. Des rallonges peuvent être ajoutées à chaque extensomètre afin d'ajuster leur longueur et donc la plage de déformation mesurable. Pour les essais de module complexe la taille des rallonges utilisées a été de 75 mm.

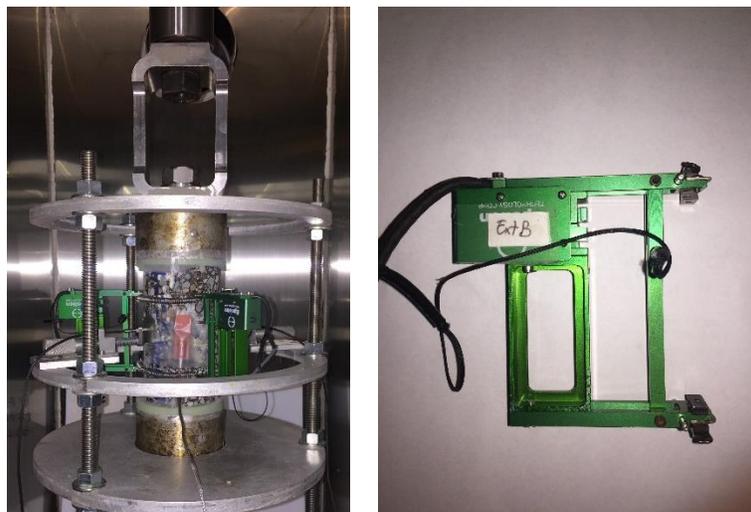


Figure 3-2. Extensomètres attachés à l'éprouvette

3.1.5 Capteurs de mesure sans contact

La déformation radiale est mesurée à l'aide de capteurs sans contact. Les capteurs de mesure sans contact fonctionnent selon le principe du courant de Foucault. Les capteurs de forme cylindrique sont dotés d'une bobine. Cette bobine, parcourue par un courant alternatif de haute fréquence, engendre un champ magnétique qui induit un courant de Foucault. La cible utilisée pour la mesure des déplacements perturbe ce champ magnétique. L'amplitude du courant varie avec la distance entre la cible et le capteur. Cette variation d'amplitude est démodulée, linéarisée et amplifiée par un conditionneur qui fournit une tension proportionnelle

à la distance. Un étalonnage des capteurs permet ainsi d'établir la relation de linéarité entre le signal de sortie du conditionneur et la distance géométrique de la cible.

Au cours de nos essais, deux capteurs sans contact de 500 μm , sont utilisés pour mesurer la déformation radiale au centre de l'éprouvette. Les deux capteurs de mesure sans contact sont fixés diamétralement opposés. Les cibles utilisées sont des papiers autocollants en aluminium fixés sur la surface de l'éprouvette (Figure 3-3).

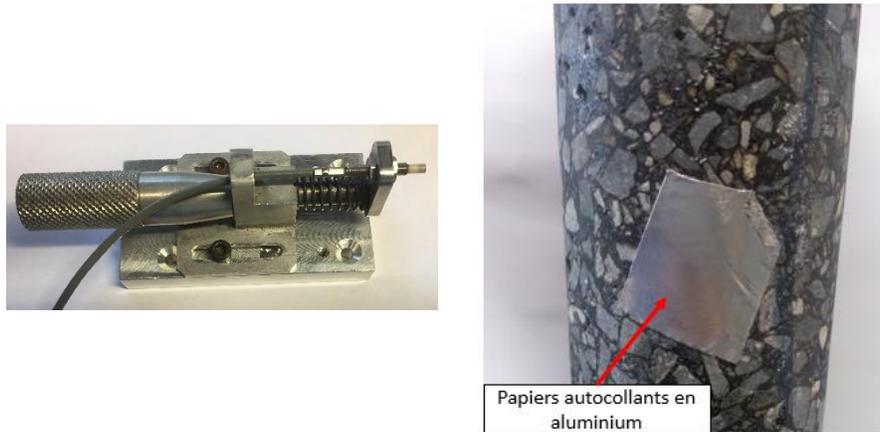


Figure 3-3. Capteurs sans contact et cible collée sur l'éprouvette

Le système de fixation des capteurs de mesure des déplacements radiaux comprend trois tiges verticales et quatre anneaux. Le premier anneau est fixé sur le casque supérieur par trois vis placées à 120° (Voir Figure 3-2). Trois tiges placées à 120° sont tenues par le deuxième anneau qui est fixé au premier anneau par trois vis à travers trois trous oblongs qui permettent une rotation de ce système pendant le montage. Deux capteurs de mesure sans contact des déplacements radiaux sont fixés diamétralement opposés sur le troisième anneau qui peut se déplacer verticalement le long des tiges droites pour viser les cibles collées sur l'éprouvette. Le quatrième anneau joue le rôle de raidisseur de ce système.

3.1.6 Sonde de température

La température est mesurée à la surface de l'éprouvette avec une sonde PT100 protégée par un enrobage silicone. Celle-ci est fixée sur l'éprouvette à l'aide d'un scotch. La Figure 3-4 présente une photo de la sonde de température utilisée.

La régulation de l'enceinte se fait toutefois à l'aide d'une sonde d'ambiance située à l'intérieur et l'arrière de l'enceinte.



Figure 3-4. Sonde de température de type PT100

3.2 Dispositif expérimental pour la propagation des ondes

3.2.1 Dispositif expérimental pour la propagation des ondes P et ondes S

Le dispositif expérimental complet est présenté sur la Figure 3-5. L'éprouvette est placée sur une surface de mousse rigide pour minimiser les phénomènes qui peuvent perturber et changer les signaux étudiés.

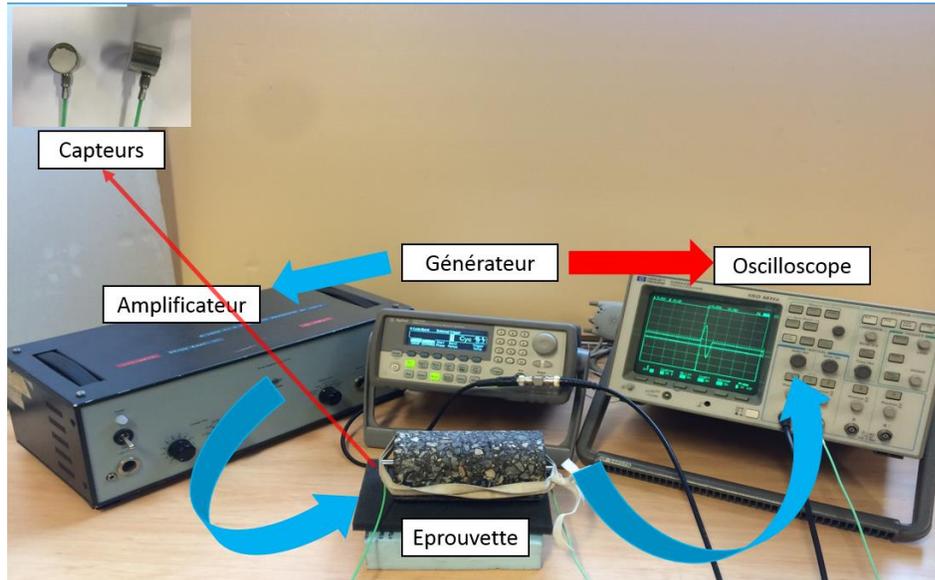


Figure 3-5. Dispositif expérimental d'ondes de compression

3.2.1.1 Générateur de fonctions

Le modèle utilisé est un générateur de fonctions Agilent Technologies 33220A. Il permet de produire des signaux sinusoïdaux et carrés.



Figure 3-6. Amplificateur d'onde

3.2.1.2 Amplificateur des ondes

Un amplificateur de marque Brüel & Kjaer 2713 a été utilisé. L'amplificateur contient des transducteurs hautement capacitifs à des niveaux de tension élevés.



Figure 3-7. Amplificateur d'onde

3.2.1.3 Oscilloscope

La récupération des ondes générées et propagées est faite avec un oscilloscope HP 54602B. Il permet d'afficher les signaux en temps réel. Il est couplé à un système permettant de numériser les signaux et de les acquérir sur logiciel Excel, pour un traitement ultérieur.

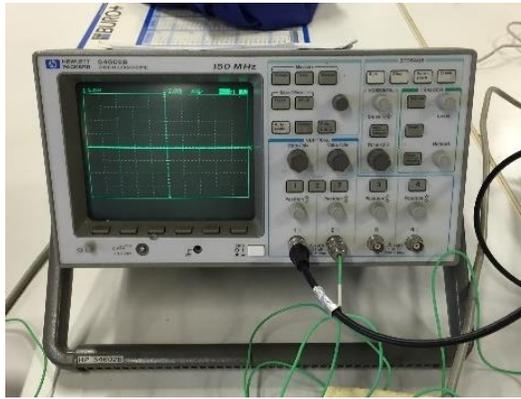


Figure 3-8. Oscilloscope HP 54602B

3.2.1.4 Capteurs des ondes P

Les capteurs utilisés ont été conçus par Euro Physical Acoustics (EPA). Ils sont présentés sur la Figure 3-9. Les capteurs des ondes P sont fixés sur l'éprouvette avec un élastique. De la graisse silicone, qui n'affecte pas la propagation de l'onde, est également utilisée pour assurer un bon contact « capteur-éprouvette. »



Figure 3-9. Capteurs d'ondes de compression

3.2.1.5 Capteurs des ondes S

Pour l'essai de propagation d'ondes S, le dispositif est le même que celui de la Figure 3-5. Par contre on utilise capteurs d'ondes de cisaillement (Figure 3-10) de marque Panametrics. Leurs dimensions sont 40.6mm de hauteur et 31.7mm de diamètre.



Figure 3-10. Capteurs d'ondes de cisaillement

3.2.2 Dispositif expérimental pour l'essai d'impact résonance

Le dispositif expérimental repose sur un dispositif pour générer un choc sur l'éprouvette (une bille de verre) et un capteur piézoélectrique pour enregistrer l'onde qui résonne à l'intérieur de l'éprouvette (Figure 3-11).

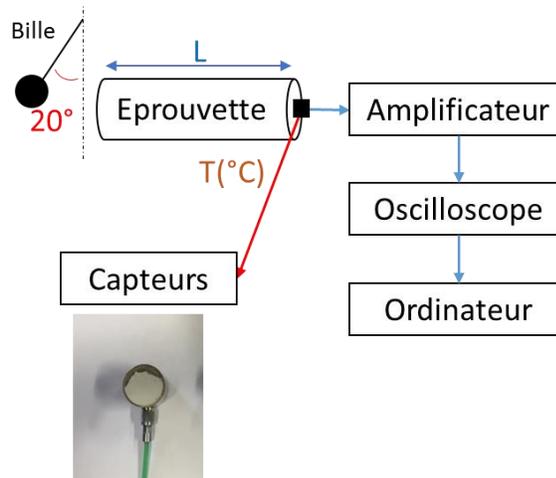


Figure 3-11. Dispositif expérimental de la méthode Impact Résonance

La bille en verre est suspendue par un fil accroché à une potence. La bille a une masse de 5.5 grammes pour un diamètre de 16 mm. La bille s'élève pour former un angle d'environ 20° par rapport à la verticale (Figure 3-11). Ensuite l'opérateur lâche la bille, qui percute une face plane de l'éprouvette une seule fois. Le capteur utilisé est le même que pour les ondes P (Figure 3-9)

3.3 Dispositif expérimental pour l'essai TSRST

3.3.1 Presse hydraulique

La presse hydraulique utilisée pour les essais de TSRST est de marque INSTRON. Cette presse est équipée avec un système électronique de pilotage et d'acquisition de données. Le capteur de force à une plage de mesure de $\pm 25\text{kN}$. La course maximale du piston est de $\pm 52.5\text{mm}$.

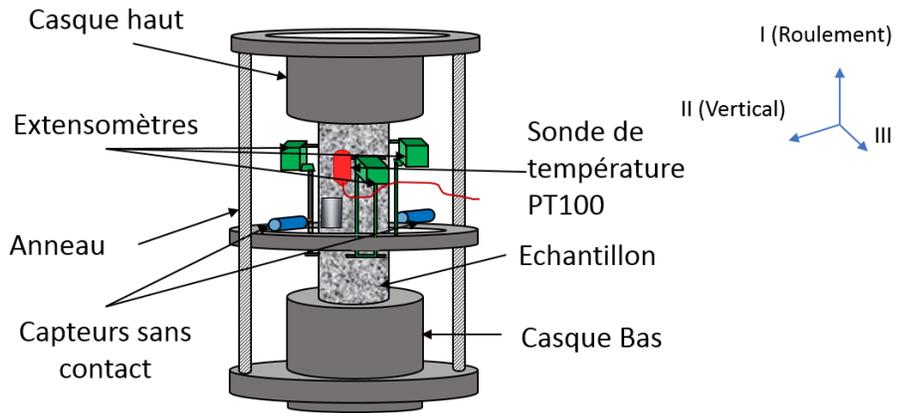
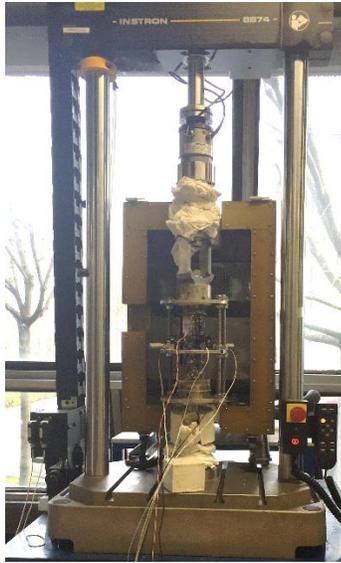


Figure 3-12. Vue d'ensemble de la presse hydraulique et schéma de dispositif expérimental

3.3.2 Enceinte thermique

Au cours de l'essai la température est contrôlée avec une enceinte thermique fabriquée par l'entreprise « BIA Climatic ». La plage de température à l'intérieur de l'enceinte peut être réglée de -40°C à 80°C . La régulation est réalisée avec une sonde mesurant la température de l'air à l'intérieur de l'enceinte. La température de l'éprouvette est uniquement mesurée et enregistrée. La sonde de température est fixée à la surface de l'échantillon. La sonde a les mêmes spécifications que celle utilisée pour les essais de module complexe.

3.3.3 Extensomètres axiaux

Comme pour les essais de module complexe, la déformation axiale est calculée comme la moyenne de trois extensomètres (marque « INSTRON »). Leur plage de mesure est de $\pm 1.0\text{ mm}$. Les rallonges utilisées donnent une longueur finale de jauge de 135mm .

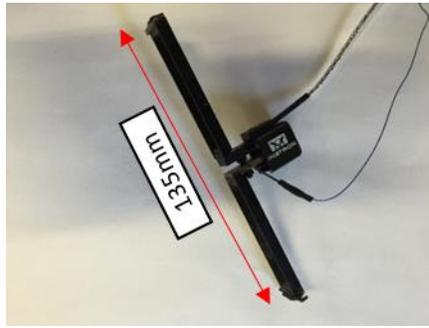


Figure 3-13. Extensomètre axial adapté pour essai de TSRST

3.3.4 Capteur sans contact

Pour les essais TSRST les capteurs pour l'estimation de la déformation radiale ont les mêmes spécifications que ceux utilisés pour les essais de module complexe (paragraphe 3.1.5).

3.4 Dispositif expérimental pour l'essai de propagation de fissure

La propagation de fissure dans les enrobés bitumineux est étudiée avec l'essai de flexion 4 points sur éprouvette pré-entaillée développé au laboratoire LTDS de l'ENTPE (Figure 3-14).

L'essai de flexion 4 points permet de solliciter en flexion une éprouvette reposant sur deux appuis en appliquant une charge répartie sur deux appuis situés en deux points symétriques par rapport au point médian.

Les dimensions de référence des éprouvettes sont : 55 cm de long, 7 cm de haut et 6.5 cm de large. Une entaille initiale est créée au milieu de la poutre avec une profondeur d'entaille de l'ordre de 2cm. Le schéma de principe est présenté dans la Figure 3-14.

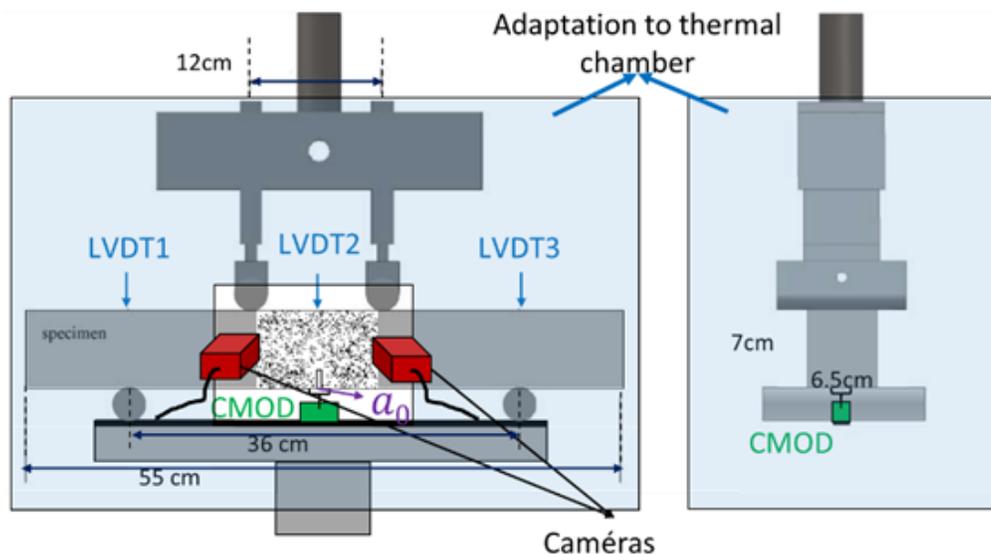


Figure 3-14. Dispositif d'essai de flexion 4 points conçu à l'ENTPE

Les appuis inférieurs sont constitués de 2 rouleaux (diamètre de 3cm). L'écart entre les deux appuis inférieurs est de 36cm. Les appuis supérieurs (de forme circulaire avec le même diamètre de 2cm) permettent de reprendre le gauchissement de la poutre. L'écart entre les appuis supérieurs est de 12 cm (Figure 3-15)



a)



b)

Figure 3-15. Système d'appuis du banc de flexion 4 points : a) appuis inférieurs ; b) appuis supérieurs (Nguyen, 2009).

3.4.1 Presse hydraulique

La presse hydraulique INSTRON utilisée pour appliquer les chargements est présentée Figure 3-16.

Notre campagne expérimentale s'est effectuée en mode de déplacement imposé à une vitesse constante à l'aide du capteur de déplacement du piston. Des essais de chargement monotone et avec des cycles de charge – décharge ont été réalisés.

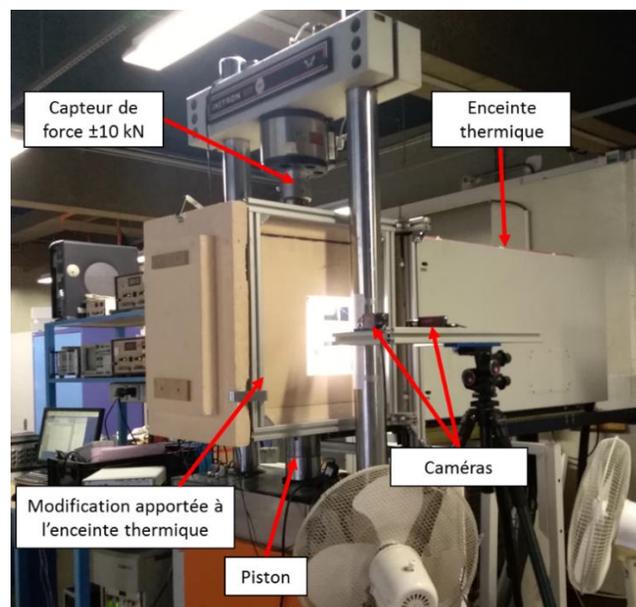


Figure 3-16. Vue du dispositif expérimental de l'essai de flexion 4 points.

3.4.2 Modification apportée à l'enceinte thermique

L'enceinte thermique utilisée a été modifiée car elle ne permettait pas de réaliser des photos avec le système de caméras utilisées, placé à l'extérieur. Un caisson fermé en polystyrène a été adapté à l'enceinte (Figure 3-16). Le caisson est supporté et fixé avec l'aide d'une structure. Deux vitres ont été installées de chaque côté du caisson. Ces fenêtres permettent de réaliser les enregistrements des images au cours des essais.

3.4.3 Capteur de force et capteur de déplacement de la presse

Le capteur de force utilisé pour les essais a une plage de mesure de $\pm 10\text{kN}$.

Le capteur de déplacement du piston utilisé est celui de la presse hydraulique (3.1.1) avec une amplitude de $\pm 130\text{mm}$. Il est utilisé pour le pilotage de la presse lors des essais réalisés. La mesure de ce déplacement fournie par ce capteur est notée ($LVD T_{piston}$).

3.4.4 Linear Variable Differential Transducers (LVDTs)

Les LVDTs sont des capteurs électriques passifs (inductifs) de déplacements linéaires. Un LVDT de $\pm 5\text{mm}$ est utilisé pour mesurer le déplacement au milieu de la poutre. Deux autres avec une course de $\pm 2.5\text{mm}$ sont installés pour estimer et corriger le poinçonnement (Figure 3-17). Les LVDTs sont maintenus par un support fixé sur la base du montage (Figure 3-14).

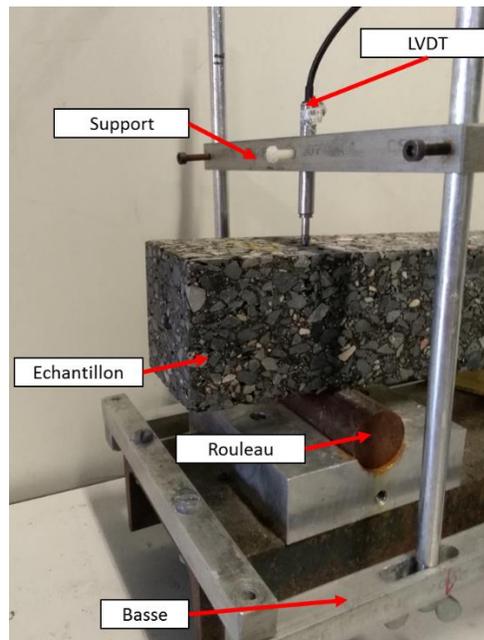


Figure 3-17. Linear Variable Differential Transducers et installation sur le système

3.4.5 Capteur d'ouverture de fissure (CMOD)

L'extensomètre utilisé pour mesurer l'ouverture de fissure au bout de l'entaille « Crack Mouth Opening Displacement (CMOD) » est présenté Figure 3-18. Il est placé sur la face inférieure de l'éprouvette. La plage de mesure de ce capteur est de 10 mm.



Figure 3-18. Capteur d'ouverture de fissure de type CMOD

3.4.6 Caméras

Les caméras utilisées (Pike F-421B) ont une résolution de 4MPixels (Figure 2-5). En pleine résolution, la caméra fonctionne jusqu'à 16 images par seconde.



Figure 3-19. Caméra Pike F-421B

4 PROCEDURES EXPERIMENTALES DES ESSAIS ET EXEMPLES DE RESULTATS

4.1 Essai de module complexe

4.1.1 Collage des casques et montage des éprouvettes

Deux casques sont nécessaires pour transférer les efforts appliqués à l'éprouvette lors des essais de module complexe et de retrait thermique empêché. Ces casques sont collés à l'éprouvette.

L'éprouvette doit être centrée et la plus verticale possible afin d'éviter toute flexion parasite. Des essais homogènes en traction et en compression axiale peuvent alors être réalisés. Le collage se déroule de la façon suivante.

Le premier casque est collé à l'éprouvette en s'assurant de son centrage et de l'alignement entre l'axe de l'éprouvette et l'axe du casque (Figure 4-1a).

Environ 30 min sont nécessaires pour le séchage de la colle. Le second casque est collé à l'éprouvette directement sur la presse (Figure 4-1b). Une compression d'environ 0.04 kN est appliquée pendant le collage de ce second casque.

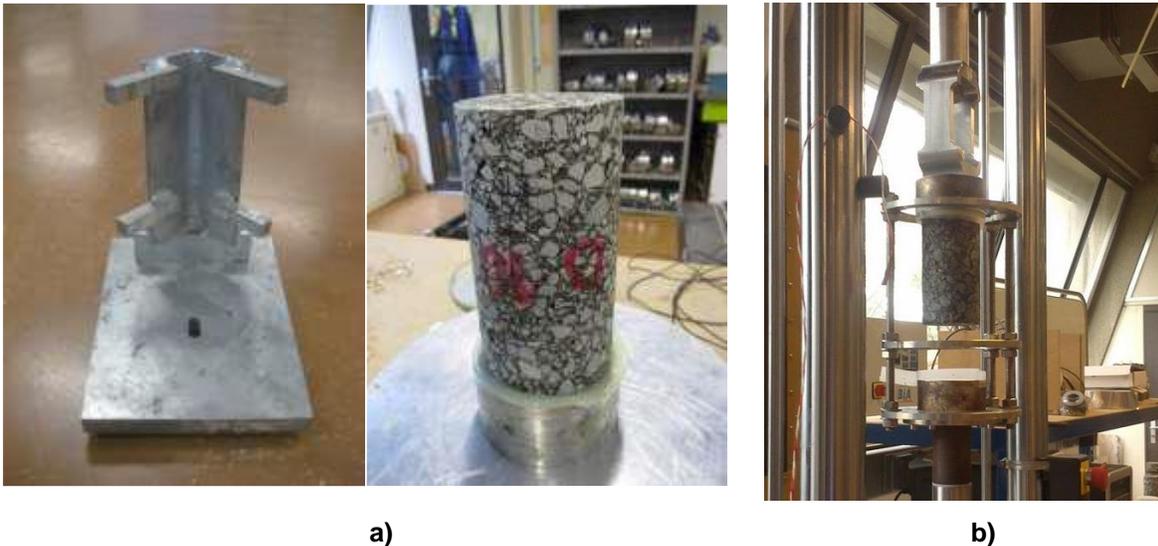


Figure 4-1. Système de fixation et collage de l'éprouvette : a) au premier casque ; b) au deuxième casque sur la presse

Le temps de durcissement de la colle à température ambiante, avant la mise en température de l'enceinte, a été adapté en fonction des essais à réaliser :

- Essai de module complexe : au minimum 2 heures ;
- Essai de retrait thermique empêché : au minimum 6 heures.

4.1.2 Mise en température

Après avoir collé l'éprouvette et avoir mis en place le système de mesure, l'enceinte thermique est totalement isolée de l'extérieur et mise en marche pour atteindre la température de début d'essai. Le comportement des enrobés bitumineux étant très fortement dépendant de la température, les essais s'effectueront lorsque la température sera homogène et stabilisée. Le temps de mise en température a été adapté en fonction du diamètre de l'éprouvette.

La mise en température dure 3 heures pour les éprouvettes de diamètre 60 mm (TSRST) et 4 heures pour les éprouvettes de 75 mm (module complexe).

4.1.3 Procédure de l'essai de module complexe

Les essais de module complexe ont été réalisés dans un premier temps à 6 fréquences (0.03Hz ; 0.1Hz ; 0.3Hz ; 1Hz ; 3Hz ; 10Hz) et à 6 températures (de -25°C à 25°C). Dans un deuxième temps on testera à 35°C avec 8 fréquences (0.003kHz ; 0.01kHz ; 0.03Hz ; 0.1Hz ; 0.3Hz ; 1Hz ; 3Hz ; 10Hz) et dans un troisième temps, la plage de températures est complétée avec 45°C et 52°C, à 7 fréquences (0.003kHz ; 0.01kHz ; 0.03Hz ; 0.1Hz ; 0.3Hz ; 1Hz ; 3Hz), afin de déterminer les propriétés viscoélastiques des matériaux testés sur la plus large gamme possible (Figure 4-2).

L'échantillon est testé trois fois à 15°C. Les données obtenues pendant ces étapes sont utilisées pour comparer et vérifier le niveau d'endommagement éventuel subi par le matériau.

L'amplitude de la déformation axiale pendant le chargement cyclique sera de 50 µm/m. Le nombre de cycles de chargement varie de 2 cycles à 0.003Hz jusqu'à 50 cycles à 10 Hz (Figure 4-2). Une période de 300 secondes de repos est appliquée entre deux périodes successives de chargement cyclique (c'est à dire, entre chaque changement de fréquence). La durée totale d'un essai est de 56 heures environ. Une période de conditionnement de 5 heures environ sera également ajoutée à chaque changement de température pour assurer une température homogène à l'intérieur de l'échantillon. Pendant cette période, la charge appliquée sur l'échantillon est nulle.

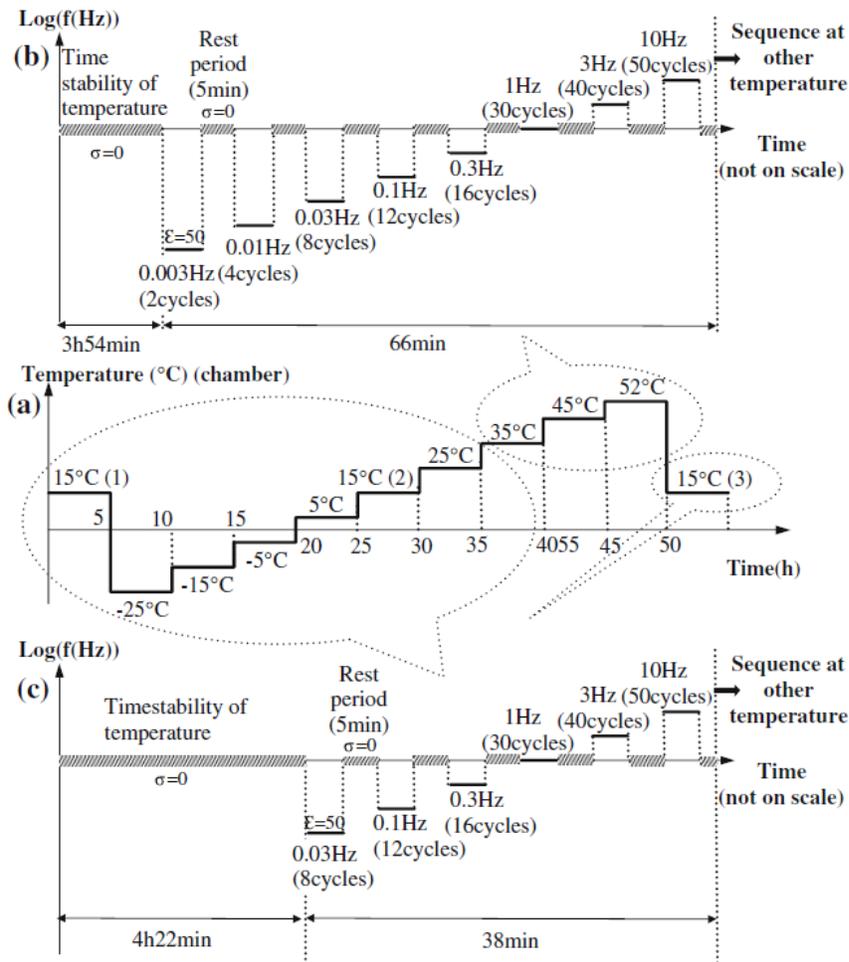


Figure 4-2. Procédure de l'essai de module complexe

4.1.4 Acquisition et traitement des données essais module complexe

L'acquisition des données s'effectue à l'aide du logiciel « MTS TestSuite Multipurpose », développé par MTS. L'acquisition est programmable. On peut ainsi choisir la fréquence d'acquisition, le nombre de cycles ou encore le temps auquel elle s'effectue et à quel intervalle elle a lieu.

Avec l'aide du logiciel VBA (Visual Basic for Applications), sous forme de macros exécutées dans Microsoft Excel, les données enregistrées sont traitées. Le programme fonctionne par une itération de calculs de moindres carrés, effectués sur des sections de 2 cycles.

Le système d'acquisition et le logiciel « MTS TestSuite Multipurpose » permettent l'enregistrement des valeurs présentées ci-dessous :

- Le temps total, depuis le début de l'essai
- Le déplacement du piston de la presse
- La force (F) exercée sur l'éprouvette :

La contrainte σ_{ax} dans le matériau est calculée par le rapport entre la force mesurée F et la section de l'éprouvette A selon l'équation (4-1).

$$\sigma_{ax} = \frac{F}{A} \quad (4-1)$$

$$A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad (4-2)$$

- La moyenne des déformations mesurées par les trois extensomètres sert également de voie de pilotage

La déformation axiale des 3 extensomètres, placés à 120°, est calculée à partir de l'équation (4-3), où L est la longueur de mesure des extensomètres (distance entre les deux couteaux de l'extensomètre); Δl_i est le déplacement mesuré par l'extensomètre *i*.

$$\varepsilon_{axi} = \frac{\Delta l_i}{L} \quad (4-3)$$

La déformation axiale moyenne ε_{ax} est calculée par la moyenne des trois déformations axiales selon l'équation :

$$\varepsilon_{ax_moyenne} = \frac{\varepsilon_{ax1} + \varepsilon_{ax2} + \varepsilon_{ax3}}{3}$$

- La déformation axiale moyenne obtenue par les trois extensomètres sert de signal pour le pilotage (4-4)
- Pour obtenir la déformation radiale de l'éprouvette, il est nécessaire de faire la somme des deux déplacements radiaux et s'affranchir ainsi d'un déplacement radial solide de l'éprouvette. La déformation radiale ε_r est alors calculée selon l'équation (4-5)

$$\varepsilon_r = \frac{\Delta l_1 + \Delta l_2}{D} \quad (4-5)$$

- La température mesurée à la surface de l'éprouvette.

Dans le cas des essais de module complexe les données sont traitées avec le logiciel VBA sous forme de macros exécutées dans Microsoft Excel.

4.1.5 Exemple d'essai de module complexe

Les résultats obtenus lors de l'essai de module complexe sur l'éprouvette SH40-1-1-3 sont présentés à titre d'exemple. Cette éprouvette est constituée d'un enrobé contenant 40% d'agrégats d'enrobés fabriqué à chaud lors d'un chantier. L'éprouvette a ensuite été obtenue par prélèvement de plaque dans la chaussée et carottage.

4.1.5.1 Influence de la température et de la fréquence : courbe isotherme et isochrone

- Courbes Isothermes: Ces courbes représentent la norme du module complexe en fonction de la fréquence de chargement (Figure 4-3). Chaque courbe correspond à une seule valeur de température. Les axes sont en graduation logarithmique.

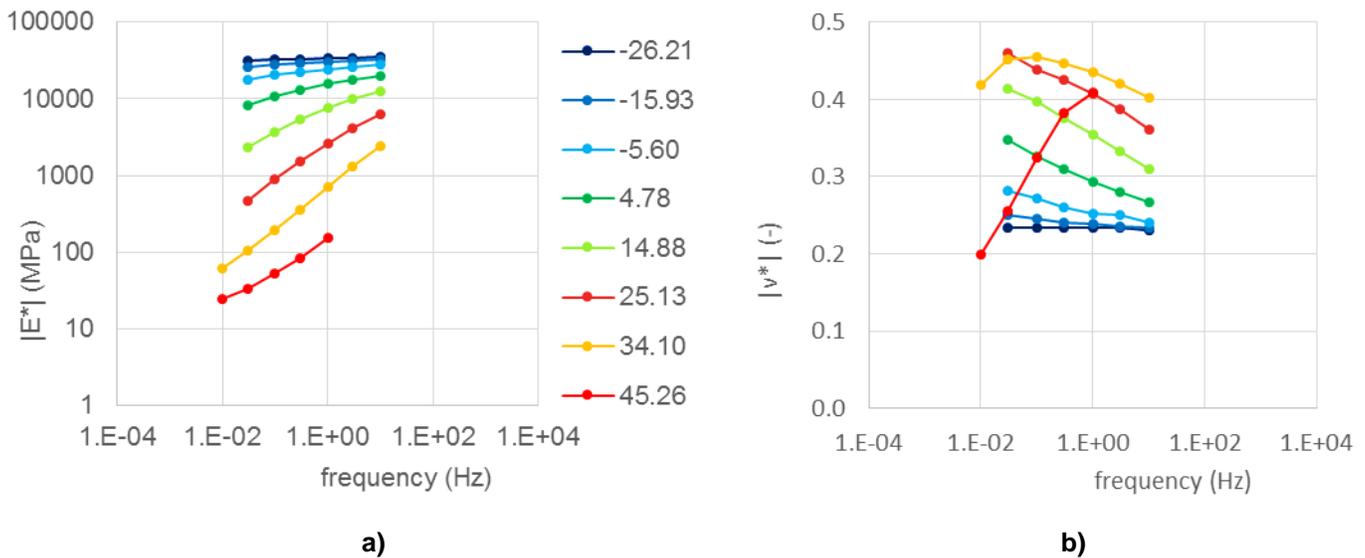


Figure 4-3. Isothermes : a) norme du module $|E^*|$; b) coefficient de Poisson complexe. Enrobé avec 40% d'AE et extrait in-situ (échantillon SH40-1-1-3).

- Courbes Isochrones : elles sont complémentaires des courbes précédentes. L'évolution de la norme du module complexe est représentée en fonction de la température. Chaque courbe est obtenue pour une fréquence constante. L'axe de $|E^*|$ est en graduation logarithmique.

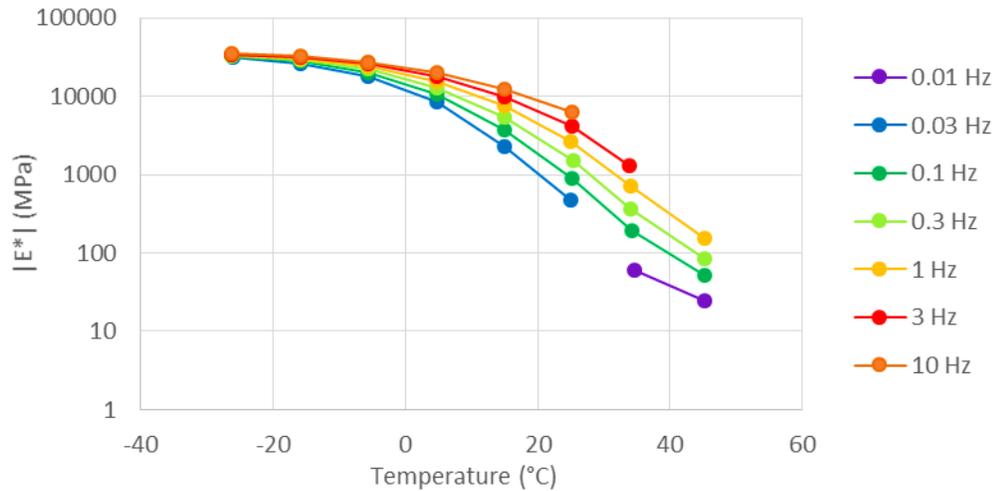


Figure 4-4. Isochrones de la norme du module E^* d'un enrobé avec 40% d'AE et extrait in-situ (échantillon SH40-1-1-3 de notre étude).

4.1.5.2 Courbes dans le plan de «Cole-Cole» et dans le plan de «Black»

- Courbe Cole-Cole : elle présente les valeurs de partie imaginaire en fonction de la partie réelle du module complexe et coefficient de Poisson (Figure 4-5). Si la courbe décrite en changeant la température et la fréquence est unique, le principe d'équivalence temps-température (PETT) est vérifié, le comportement du matériau est alors thermo-réologiquement simple.

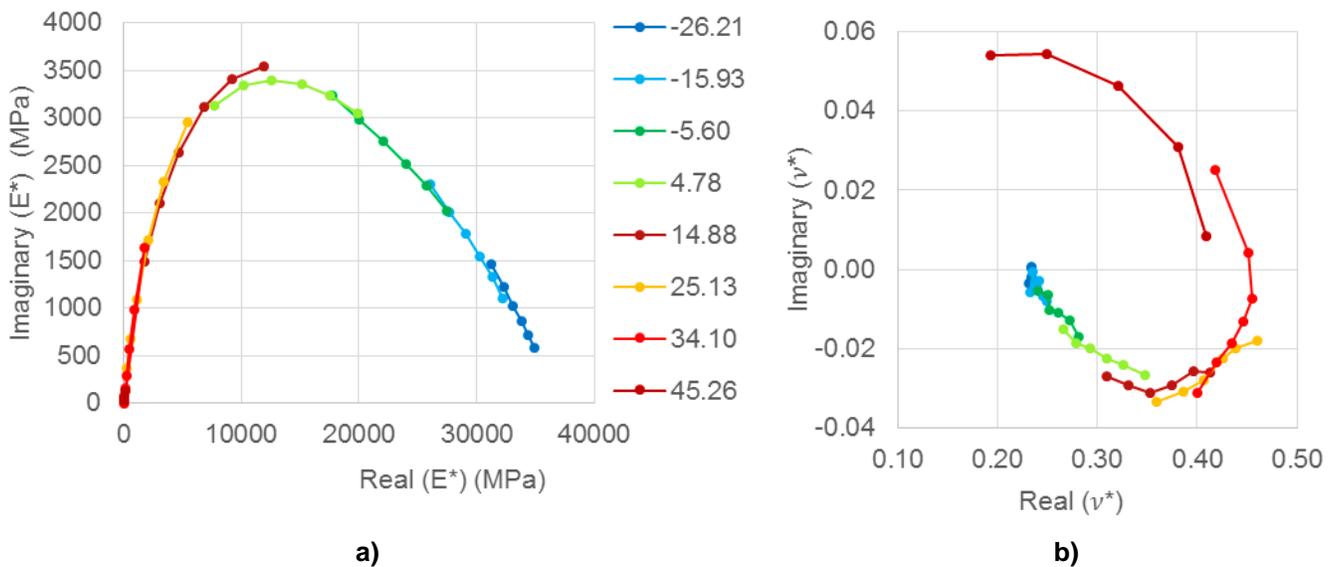


Figure 4-5. Courbe Cole-Cole : a) du module complexe (E^*) ; b) coefficient de Poisson (ν^*). Enrobé avec 40% d'AE et extrait in-situ (échantillon SH40-1-1-3).

- Diagramme de Black : cette courbe est composée de différents points représentant la norme du module complexe et coefficient de Poisson en fonction des angles de phase (Figure 4-6).

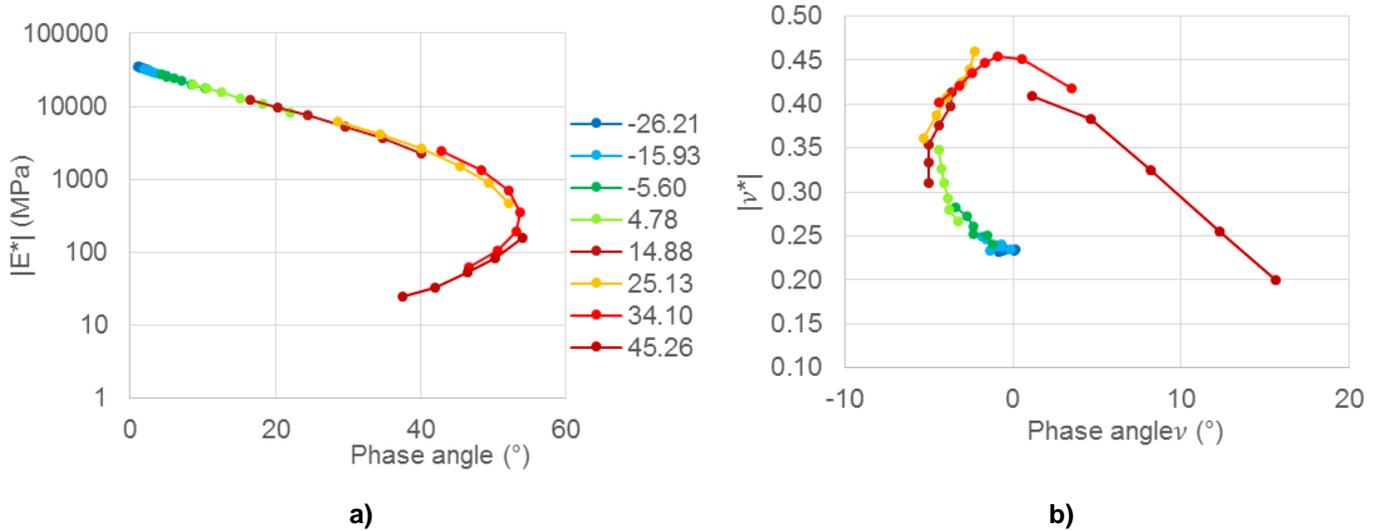


Figure 4-6. Courbe de Black : a) du module complexe (E^*) ; b) coefficient de Poisson (ν^*). Enrobé avec 40% d'AE et extrait in-situ (échantillon SH40-1-1-3).

4.1.5.3 Principe de Superposition Temps – Température. (PSTT)

Dans le domaine de comportement VEL, le module complexe est une fonction du temps et de la température. De nombreux auteurs ont montré que les valeurs de module complexe dans les plans Cole-Cole ou Black forment une courbe unique pour certains enrobés (notamment si les bitumes ne contiennent pas de polymères), laquelle est indépendante de la température et de la fréquence des essais. On qualifie ce comportement de « thermo-rhéologiquement simple ». Le module complexe peut alors s'exprimer comme une fonction uniquement de la température (pour une fréquence donnée) ou plus classiquement comme une fonction uniquement de la fréquence (pour une température donnée, appelée température de référence). La représentation du module en fonction de la fréquence est appelée « courbe maîtresse ». (Di Benedetto and Corté, 2005)

Une courbe maîtresse se trace à partir des courbes isothermes, affectées de coefficients (a_T), qu'on appelle « coefficients de translation ». La courbe est construite pour une température de référence.

$$a_T(T) = \frac{f(T)}{f(T_{ref})} \quad \text{où} \quad a_T(T_{ref}) = 1 \quad (4-6)$$

Les courbes maîtresses peuvent être obtenues pour les grandeurs $|E^*|$, φ , $|\nu^*|$ et φ_ν (Voir graphes suivants)

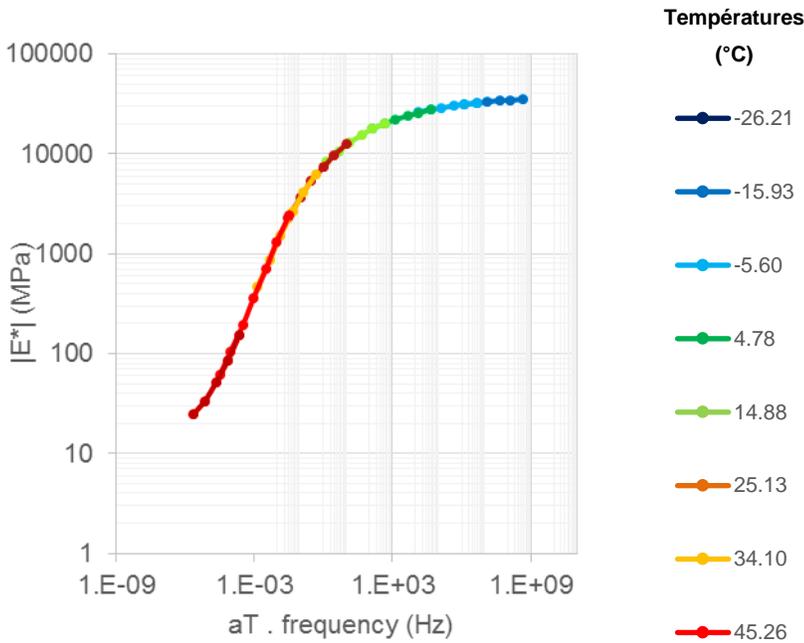


Figure 4-7. Courbe maitresse de la norme de module complexe (échantillon SH40-1-1-3)

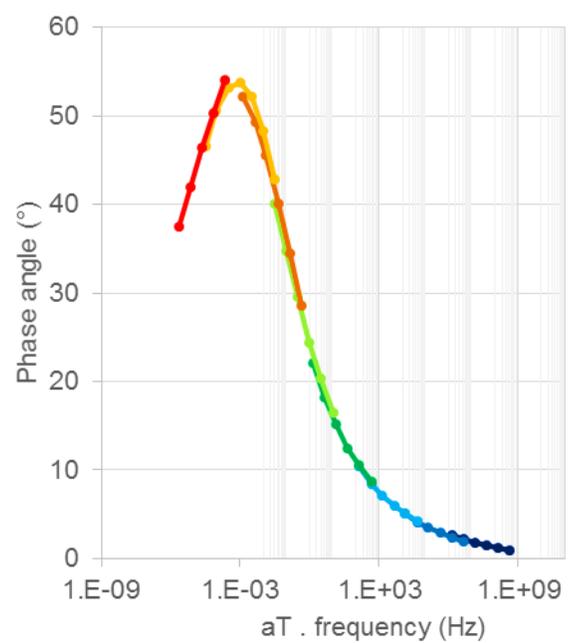


Figure 4-8. Courbe maîtresse de l'angle de phase (échantillon SH40-1-1-3)

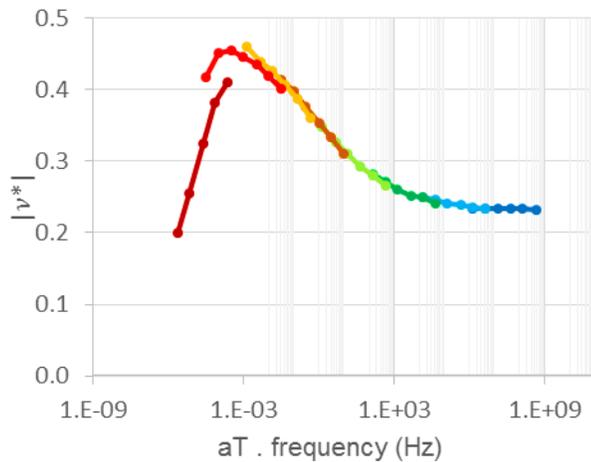


Figure 4-9. Courbe maitresse de la norme du coefficient de Poisson (échantillon SH40-1-1-3)

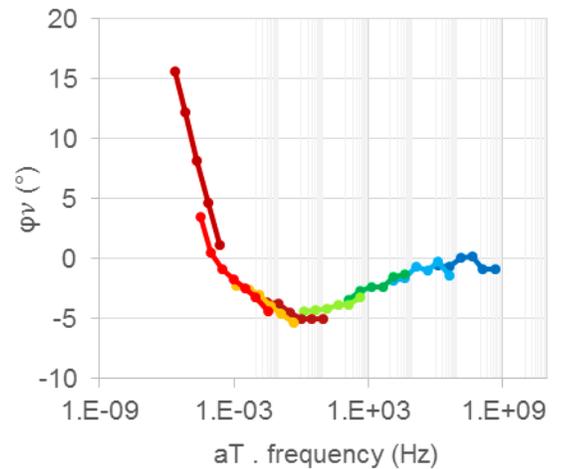


Figure 4-10. Courbe maîtresse de l'angle de phase du coefficient de Poisson (échantillon SH40-1-1-3)

Différentes études ont démontré que les coefficients de translation qui affectent le module complexe (norme et angle de phase) sont identiques à ceux obtenus pour les coefficients de Poisson. De cette manière, les coefficients de translation a_T sont uniques pour un matériau donné (Nguyen et al., 2013; Perraton et al., 2016).

Les coefficients de translations a_T obtenus de manière expérimentale à partir des isothermes, sont approchés par la loi de Williams Landel-Ferry (WLF). Le comportement est caractérisé par deux paramètres C_1 et C_2 dont l'expression est donnée à l'équation (4-7) (Ferry, 1980; Williams et al., 1955)

$$\text{Log}(a_T(T)) = \frac{-C_1(T - T_R)}{C_2 + T - T_R} \quad (4-7)$$

Les valeurs des constantes $C_1 = 25.13$ et $C_2 = 167.5$ sont optimisées à partir des données expérimentales comme indiqué sur la Figure 4-11.

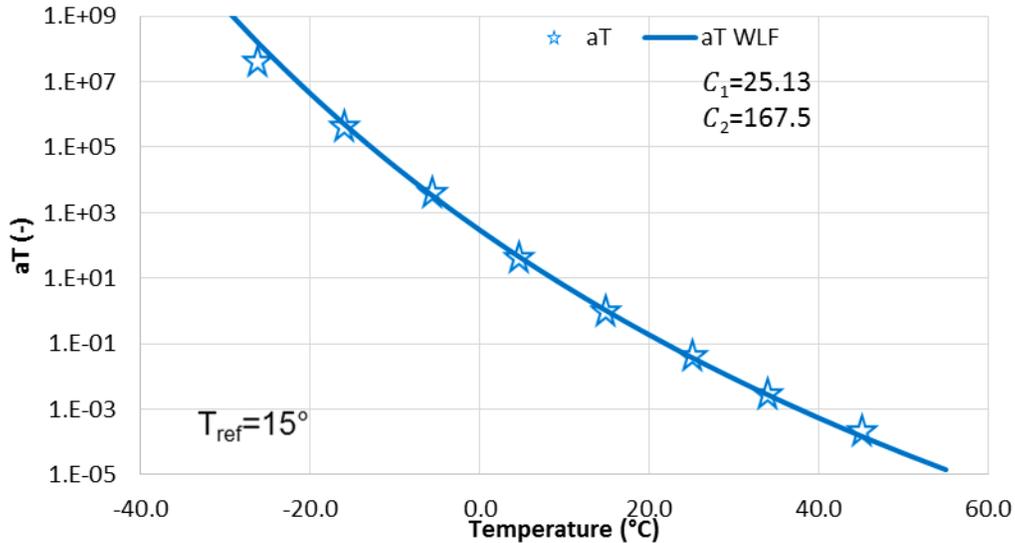


Figure 4-11. Evolution du coefficient a_T et a_{TWLF} en fonction de la température (échantillon SH40-1-1-3).

4.2 Essais de propagation d'ondes

4.2.1 Procédure de l'essai de propagation d'ondes P : méthode de mesure directe

On produit une onde mécanique de compression à l'aide d'un capteur piézoélectrique excité par un signal électrique créé par générateur puis amplifié. L'onde se propage dans l'éprouvette et est captée à l'extrémité opposée par le même type de capteur piézoélectrique. L'onde mécanique est cette fois transformée en signal électrique par le capteur. Le signal électrique reçu est observé grâce à un oscilloscope (Figure 3-8). Les signaux générés et mesurés peuvent être comparés pour déterminer la vitesse de propagation de l'onde dans le matériau.

Le signal d'entrée envoyé au capteur émetteur a une forme sinusoïdale, avec une fréquence de 10kHz et une période de répétition de 0.1s. L'amplitude de ce signal est de 10V. En utilisant la transformée de Fourier rapide (FFT) d'Excel, on détermine une fréquence de résonance de 137kHz (Figure 4-12).

$$f_j = \sum_{k=0}^{n-1} x_k e^{\frac{-2\pi i}{n} jk} \quad J = 0, 1, \dots, n - 1 \quad (4-8)$$

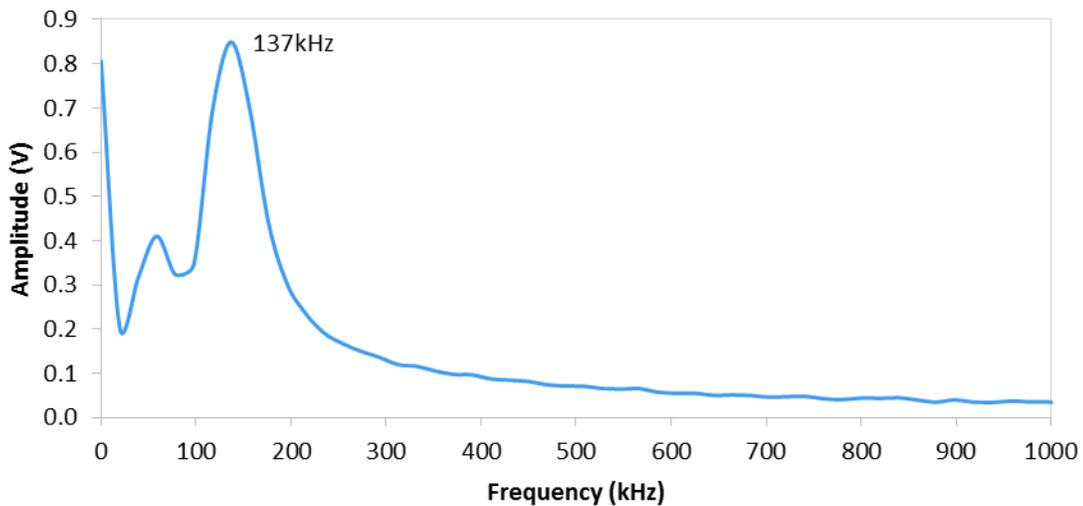


Figure 4-12. Analyse de Fourier du signal sous sollicitation sinusoïdal d'un enrobé à -5°C

4.2.2 Procédure de l'essai de propagation d'ondes S : méthode de mesure directe

Le principe de mesure est le même que celui vu pour les ondes P, à l'exception que dans ce cas nous amplifions le signal du capteur de réception. Pour avoir une propagation précise les capteurs sont maintenus par un serre-joint afin d'exercer une pression horizontale sur les capteurs, ils sont mis de deux cotés planes de l'éprouvette.

La fréquence du signal transmis au capteur émetteur est de 20 kHz avec une durée d'impulsion de 50µs et une amplitude de 10 V. L'outil Transformée de Fourier rapide (FFT) d'Excel donne une fréquence de résonance de 11.7 kHz (Figure 4-13), ce qui sera retenu par la suite pour une sollicitation impulsionnelle de 20 kHz.

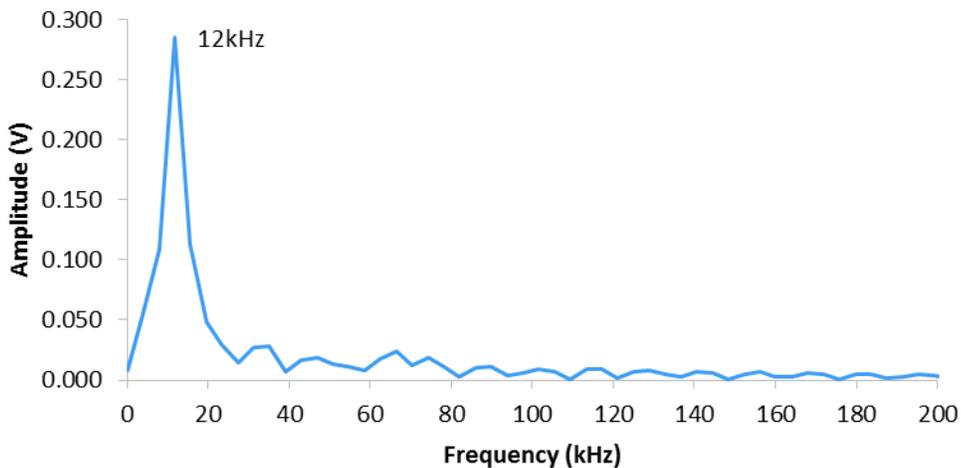


Figure 4-13. Analyse de Fourier du signal sous sollicitation impulsionnelle

4.2.3 Calcul des paramètres des essais

On peut déterminer la vitesse des ondes à partir de la géométrie et du temps de vol à partir des expressions (4-9) et (4-10).

$$C_p = \frac{L}{t_p} \quad (4-9)$$

$$C_s = \frac{L}{t_s} \quad (4-10)$$

Si on considère que l'éprouvette est composée d'un matériau viscoélastique linéaire isotrope, on peut déterminer la valeur de la norme de module complexe $|E^*|$. La formule pour déterminer la vitesse de propagation d'onde P et onde S est donnée par les expressions (4-11) (4-12) (Larcher et al., 2012).

$$C_p = \frac{1}{C_{os}\left(\frac{\varphi}{2}\right)} \sqrt{\frac{(1-\nu)|E^*|}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (4-11)$$

$$C_s = \frac{1}{C_{os}\left(\frac{\varphi}{2}\right)} \sqrt{\frac{|E^*|}{2(1+\nu)\rho}} \quad (4-12)$$

Cependant, l'angle de phase (φ) et le coefficient de Poisson (ν) ne sont pas directement déterminés avec cette méthode. Nous utilisons donc les valeurs calibrées avec le modèle 2S2P1D sur les éprouvettes d'enrobé originales dans les essais de module complexe.

Le rapport entre les vitesses des ondes P et ondes S permet théoriquement de déterminer le coefficient de Poisson. (Mounier et al., 2012)

$$\frac{C_p}{C_s} = \frac{t_p}{t_s} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)^2}{1-2\nu}} \quad (4-13)$$

Néanmoins, les ondes P et S se propageant n'ayant pas la même fréquence, les propriétés du matériau (module complexe et coefficient de Poisson) ne sont pas les mêmes. Pour utiliser l'expression 4.13, la valeur de $|E^*|$ du modèle 2S2P1D est calculée à la fréquence mesurée pour les ondes S (Figure 4-13). Une nouvelle vitesse d'onde P est calculée à partir de la vitesse originale (eq. (4-11)) de la manière suivante :

$$C_p(11.7kHz) = C_p \sqrt{\frac{|E^*|_{2S2P1D_{137kHz}}}{|E^*|_{2S2P1D_{11.7kHz}}}} \quad (4-14)$$

Le temps de propagation de l'onde de compression t_p est obtenu pour la même fréquence que celui de l'onde S. On peut alors déduire le coefficient de Poisson complexe :

$$|\nu^*| = \frac{2t_p^2 - t_s^2}{2(t_p^2 - t_s^2)} \quad (4-15)$$

4.2.4 Impact résonance

Pour l'essai d' « impact résonance », le choc entre la bille et une face de l'éprouvette engendre la propagation de différents types d'ondes à de nombreuses fréquences. Trois types d'ondes peuvent se propager dans l'éprouvette cylindrique : des ondes longitudinales, des ondes de torsion et de flexion.

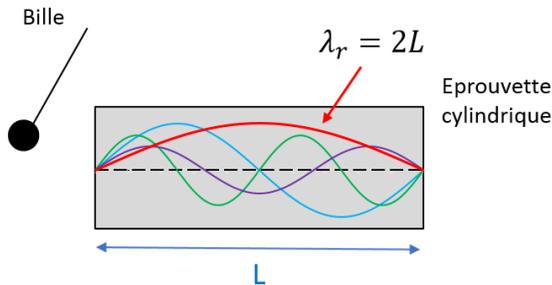


Figure 4-14. Schéma de propagation de différentes fréquences dans une éprouvette

Pour notre cas nous ne considérons que les ondes longitudinales. Les ondes de différentes fréquences s'atténuent plus ou moins lors de leur propagation dans le matériau, puis se réfléchissent lorsqu'elles arrivent à l'extrémité de l'éprouvette ; seule une onde (une fréquence) se réfléchit en gardant une amplitude non négligeable (Figure 4-14). Il s'agit de l'onde dont la longueur d'onde λ_r est égale à deux fois la longueur de l'éprouvette (L).

$$\lambda_r = 2L \quad (4-16)$$

Cette onde est reçue et transformée en signal électrique par le capteur récepteur collé sur l'autre face.

La vitesse de l'onde vaut alors :

$$C_p = f_r \lambda_r \quad (4-17)$$

On se place dans le cas unidimensionnel d'un matériau sans amortissement. Pour un matériau au comportement élastique, à la géométrie cylindrique telle que la longueur est infiniment grande devant le diamètre de l'éprouvette, la valeur du module d'Young est donnée par l'équation suivante :

$$E_1 = \rho C_p^2 \quad (4-18)$$

Cependant, l'essai est réalisé sur un matériau bitumineux dont le comportement est a priori viscoélastique et non purement élastique. L'éprouvette a de plus une longueur comparable à son diamètre. Par conséquent, des corrections pour se rapporter au cas du cylindre infini doivent être faites. Il faut pour cela prendre en compte le caractère tridimensionnel du matériau (phénomène de dispersion), ainsi que le caractère visqueux des matériaux bitumineux (amortissement des ondes). Ces corrections minimales sont négligées ici.

Le caractère viscoélastique du matériau se traduit par l'amortissement du signal, le terme d'atténuation

$$e^{-\omega \frac{\vec{x} \cdot \vec{p} \tan(\frac{\varphi}{2})}{c_p}} \quad (4-19)$$

Ici, \vec{p} est un vecteur unitaire orienté dans la direction de propagation de l'onde appelé vecteur de propagation de l'onde et \vec{x} est le vecteur de position du point étudié.

On obtient donc l'angle de phase

$$\varphi = 2 \cdot \tan^{-1} \left(\frac{\delta}{2\pi} \right) \quad (4-20)$$

Où δ est un nombre appelé décrément du signal amorti. Le module complexe est déduit par la relation :

$$|E^*| = \frac{E_1}{\cos(\varphi)} \quad (4-21)$$

4.2.5 Exemple d'essai de propagation d'ondes

L'éprouvette LH40-1-1-2 est choisie pour présenter un exemple des résultats obtenus par les essais de propagation d'onde. Il s'agit d'une éprouvette de l'enrobé contenant 40% d'agrégat d'enrobés recyclés de première génération (premier cycle de recyclage), fabriqué à chaud, au laboratoire. La Figure 4-15 montre les signaux de l'essai de propagation d'ondes de compression sur l'éprouvette LH40-1-1-2 à -15°C. L'intervalle de temps entre la première déviation du signal émis et la première déviation du signal reçu est la somme du temps de vol des ondes dans l'éprouvette et du temps de réaction de la chaîne de mesure. Afin d'avoir un temps de vol le plus correct possible, il nous faut estimer ce temps de réaction (1 μ s). Les résultats tirés de cet essai sont présentés dans le Tableau 4-1.

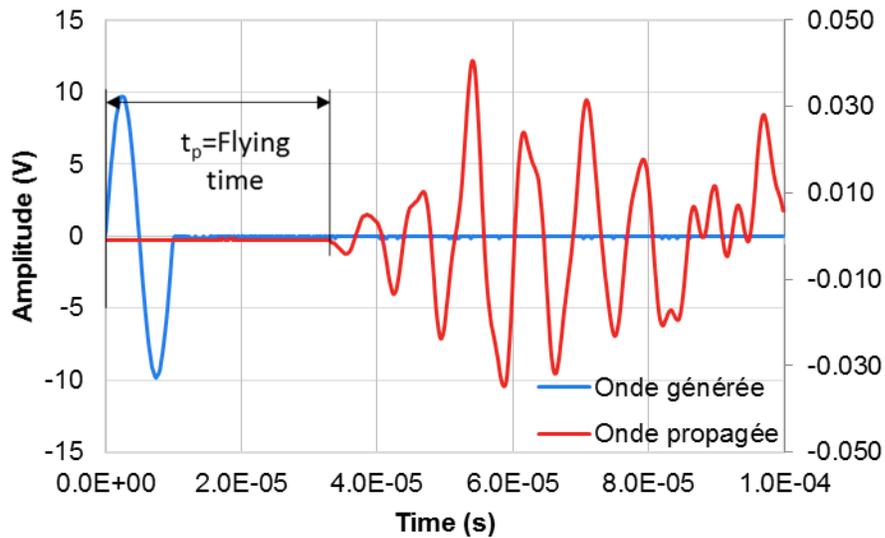


Figure 4-15. Mesure du temps de propagation d’ondes P sur l’éprouvette LH40-1-1-2 à -15°C

Tableau 4-1. Valeurs expérimentales de l’essai de propagation d’ondes P sur l’éprouvette LH40-1-1-2 à 0°C

H (mm)	t _p (μs)	C _p (m/s)	f (kHz)	E* _p	E* _p 2S2P1D	Erreur Relative E* _p (%)
142.37	37.2	3827	137	32896	34950	5.88

La Figure 4-16 montre les signaux de l’essai de propagation d’ondes de cisaillement sur l’éprouvette LH40-1-1-2 à -15°C. Les capteurs utilisés dans cette étude pour la propagation d’ondes de cisaillement ont un comportement assez différent de celui des capteurs d’ondes de compression. La première déviation n’est pas le critère le plus adapté dans ce cas, mais par contre, le premier minimum permet d’obtenir de bons résultats. De la même façon que pour les ondes de compression, il nous faut déterminer le temps de réaction de la chaîne de mesure (1.5 μs). Les résultats de cet essai sont présentés dans le chapitre 7.

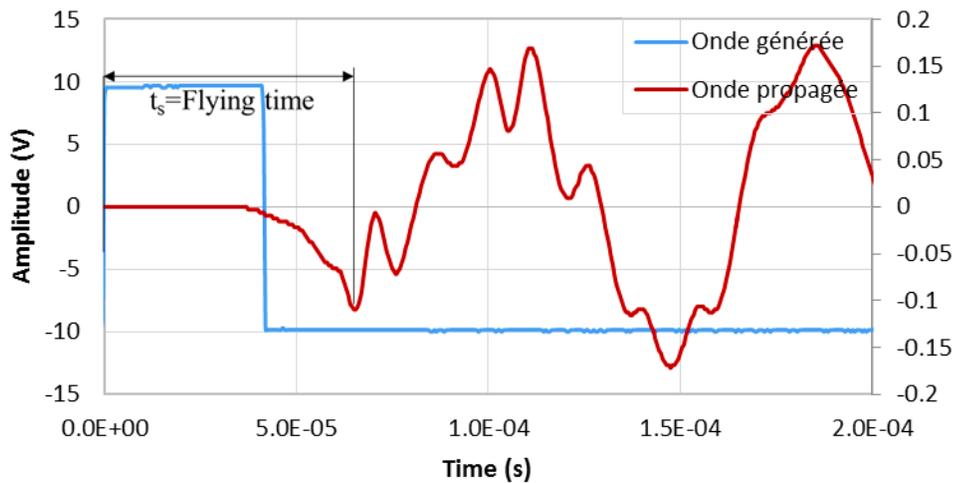


Figure 4-16. Mesure du temps de propagation des ondes S sur l'éprouvette LH40-1-1-2 à température de -15°C

Tableau 4-2. Valeurs expérimentales de l'essai de propagation d'ondes S sur l'éprouvette LH40-1-1-2 à -15°C

H (mm)	t_s (μ s)	C_s (m/s)	f (kHz)	E^*_s	$ E^*_s _{2S2P1D}$	Erreur Relative $ E^*_s $ (%)	$ v^* _{12kHz}$	$ v^* _{2S2P1D}$	Erreur Relative $ v^* $
142.37	65.0	2190	11.7	32896	24956	24.93	0.237	0.12	-95.09

La Figure 4-17 montre les signaux de l'essai d' « Impact résonance » sur l'éprouvette LH40-1-1-2 à -15°C. Les résultats de cet essai sont présentés dans le Tableau 4-3

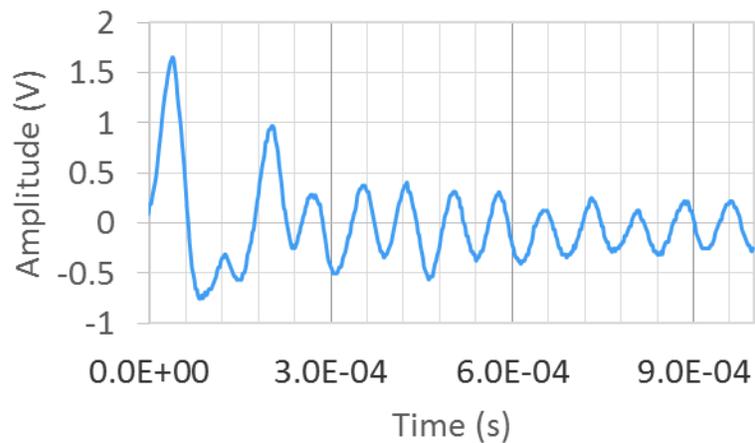


Figure 4-17. Moyenne de chocs pour la méthode "Impact résonance" sur l'éprouvette LH40-1-1-2 à température de -15°C

La fréquence de résonance du signal reçu par le capteur piézoélectrique est obtenue par transformée de Fourier. Ceci est réalisé à l'aide de l'outil Transformée de Fourier rapide (FFT) d'Excel.

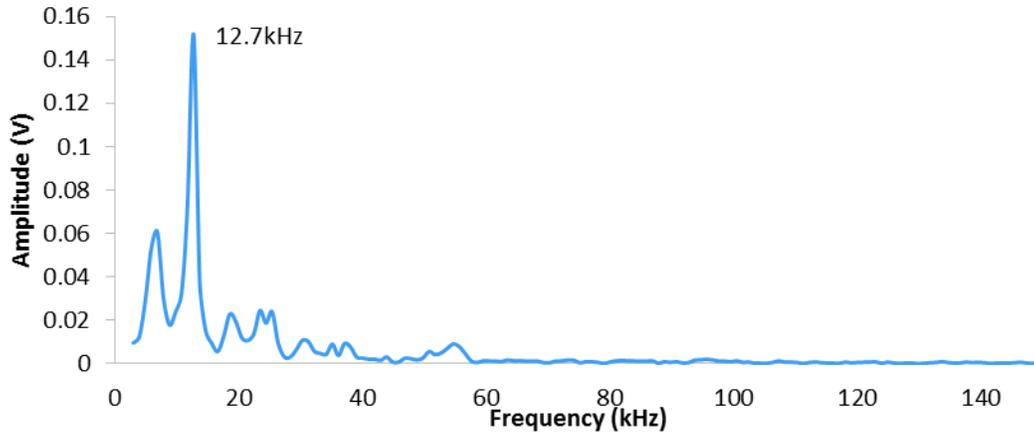


Figure 4-18. Analyse de Fourier du signal sous sollicitation d'impact résonance

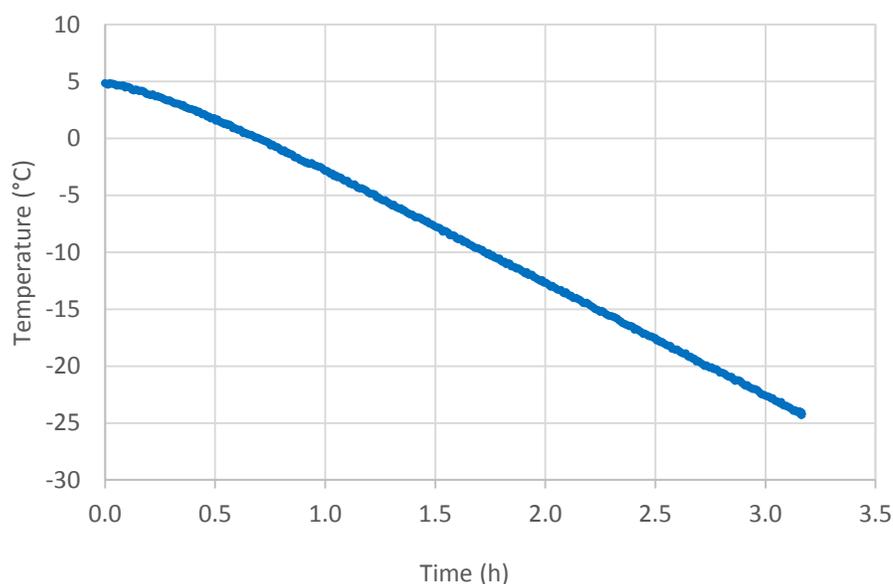
Tableau 4-3. Valeurs expérimentales de l'essai d' « Impact résonance » sur l'éprouvette LH40-1-1-2 à -15°C

H (mm)	f (kHz)	δ	φ (°)	$ E^* $	$ E^* _{IR\ 2S2P1D}$	Erreur Relative $ E^* _s$ (%)
142.37	13.7	0.143	2.62	35181	3286.	-5.69

4.3 Essai de retrait thermique empêché ou « TSRST »

4.3.1 Procédure de l'essai TSRST

Lors de l'essai TSRST, un conditionnement à 5°C est d'abord réalisé pendant 3h. L'éprouvette est ensuite refroidie avec un taux de diminution de température contrôlé (-10°C/h (Figure 4-19)), jusqu'à la rupture. Au cours de l'essai, on mesure les déformations axiales avec trois extensomètres, afin d'imposer que la déformation moyenne reste nulle dans la zone de mesure grâce au pilotage de la presse.



a)



b)

Figure 4-19. Évolution de la température en fonction du temps au cours de l'essai et montage de l'essai de l'éprouvette Zérodur® (vitesse de refroidissement = $9.64 \frac{^{\circ}\text{C}}{\text{h}}$)

4.3.2 Calibration des capteurs pour l'essai TSRST avec le matériau Zérodur®

Cependant, il existe une dépendance du système de mesure des déformations axiale et radiale en fonction de la température, en conséquence il convient d'étalonner le système de mesure. Ce phénomène n'apparaît pas dans le cas des essais avec la température constante. Par contre dans un essai TSRST, la température varie et les supports des capteurs et les capteurs sont eux-mêmes soumis aux phénomènes de contraction thermique lorsque la température s'abaisse. Pour corriger ce phénomène, un essai sur une éprouvette de Zérodur® est réalisé. Le coefficient thermique est considéré comme quasi nul (coefficient de dilatation thermique fournie par l'entreprise Schott de l'ordre de $0.05 \pm 0.10 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ entre 20°C et 300°C).

La calibration des extensomètres a montré que la déformation moyenne obtenue varie linéairement avec un taux de $21.65 \mu\text{def}/^{\circ}\text{C}$ (soit $209.52 \mu\text{def}/\text{h}$ pour la vitesse de refroidissement appliquée lors de l'essai, Figure 4-20a). Pendant l'essai de TSRST sur enrobés, cette valeur est corrigée sur la mesure de déformations

axiales afin de maintenir la déformation de l'éprouvette nulle. Les déformations radiales sont également corrigées Figure 4-20b.

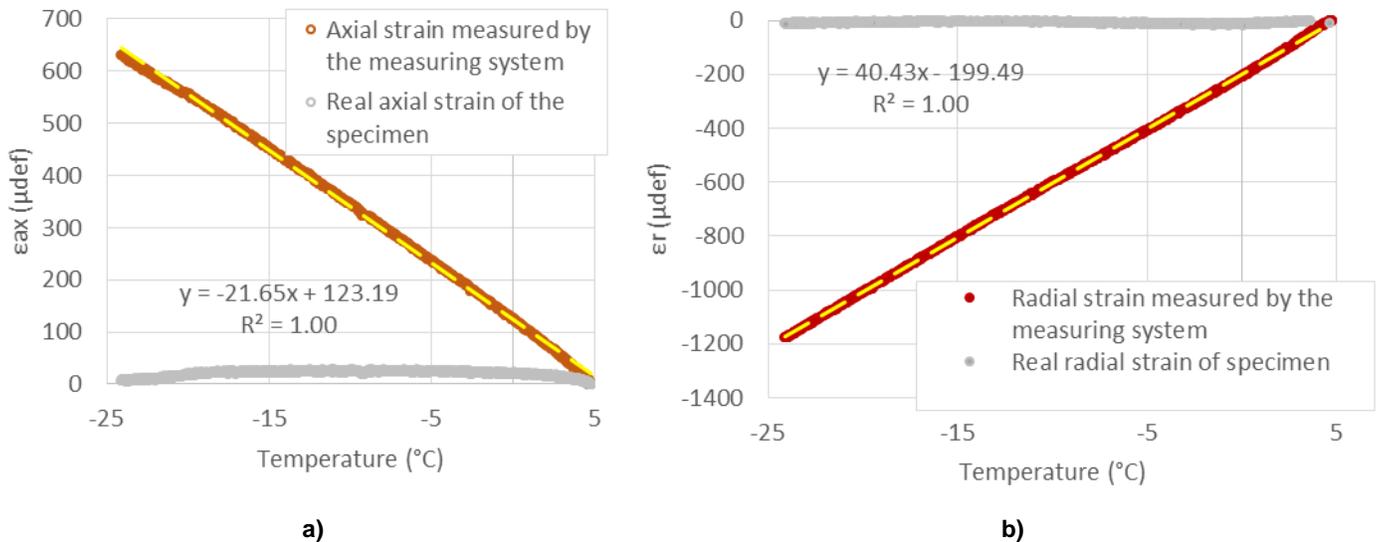


Figure 4-20. Déformation du système de mesure (capteur + rallonge) pendant la calibration avec le Zérodur®.
a): déformation axiale en fonction de la température ; b): déformation radiale en fonction de la température

4.3.3 Exemple d'essai TSRST

Un résultat typique est montré dans la Figure 4-21. L'augmentation de la contrainte est présentée en fonction de la température jusqu'à rupture de l'éprouvette. A la rupture, la contrainte atteint sa valeur maximale et simultanément, la température sa valeur minimale. L'éprouvette LH70-1-1-11 présentée est constituée de l'enrobé fabriqué à chaud au laboratoire, contenant 70% d'agrégats d'enrobés de première génération (premier cycle de recyclage).

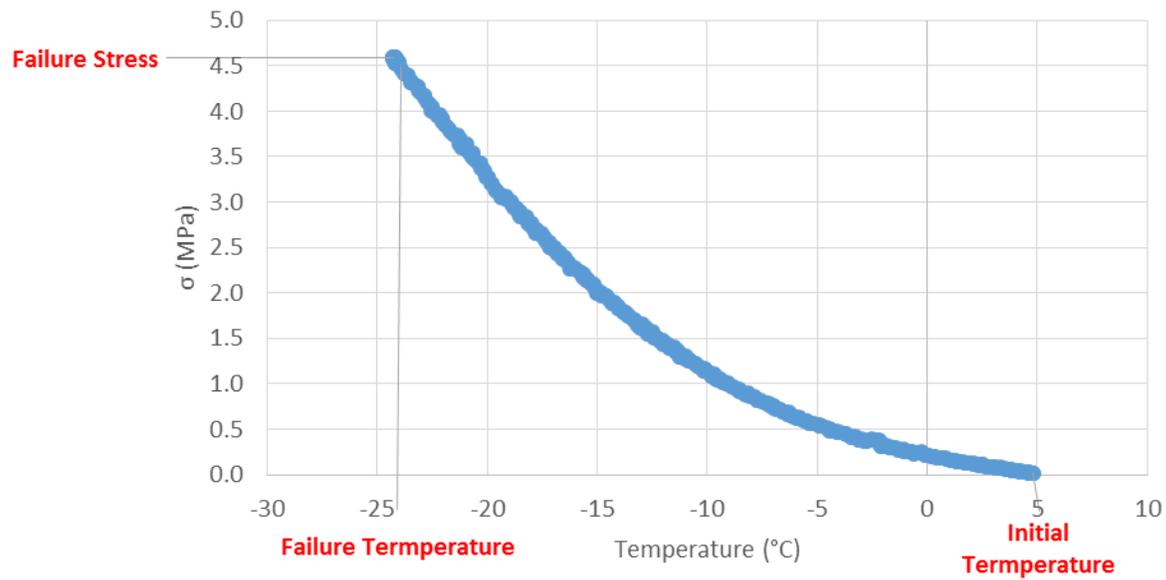


Figure 4-21. Evolution de la contrainte en fonction de la température (Essai TSRST sur l'échantillon LH70-1-1-11)

La Figure 4-22 présente l'évolution de la déformation radiale dans la direction radiale II. On peut observer une diminution du diamètre de l'éprouvette quand la température diminue, à cause de la contraction thermique et également de la sollicitation en traction axiale créée dans le matériau.

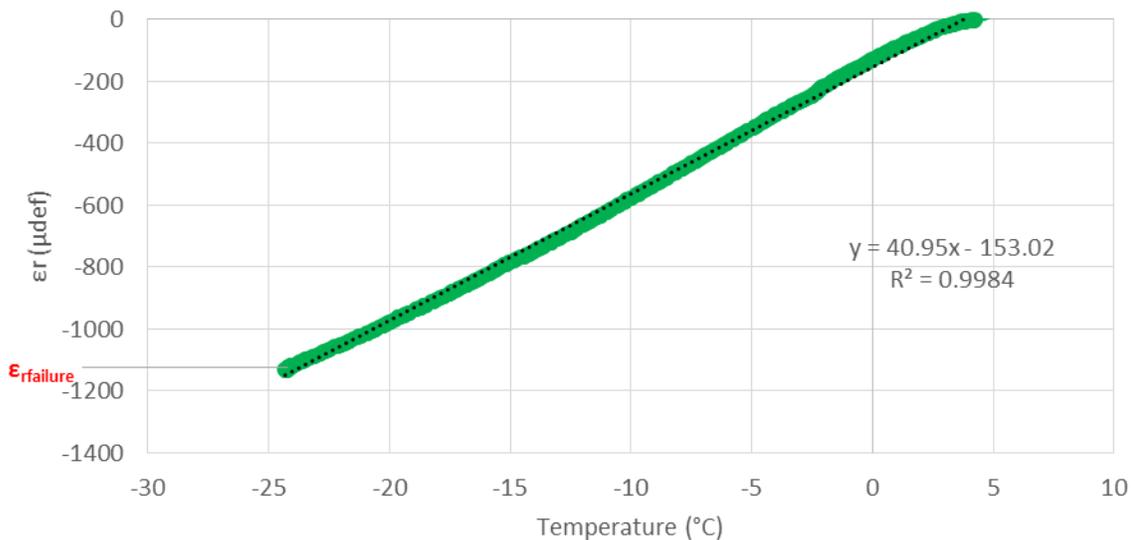


Figure 4-22. Evolution de la déformation radiale dans la direction radiale II en fonction de la température (Essai TSRST sur l'échantillon LH70-1-1-11)

4.4 Essai de propagation de fissure

4.4.1 Préparation des échantillons

Pour faire une analyse de la surface de l'échantillon à partir d'une technique de corrélation d'image (DIC), il est nécessaire de créer un motif aléatoire dans zone d'étude. Le mouchetis doit être isotrope, aléatoire et présenter un fort contraste.

En règle générale, des sprays de peinture noire sont utilisés pour recouvrir l'échantillon du motif adéquat. Sur des échantillons ne permettant pas d'obtenir un contraste suffisant, une couche de peinture blanche est appliquée puis le motif noir est ajouté par-dessus (Ben Mbarrek et al., 2013; Li et al., 2017; Stewart et al., 2017).

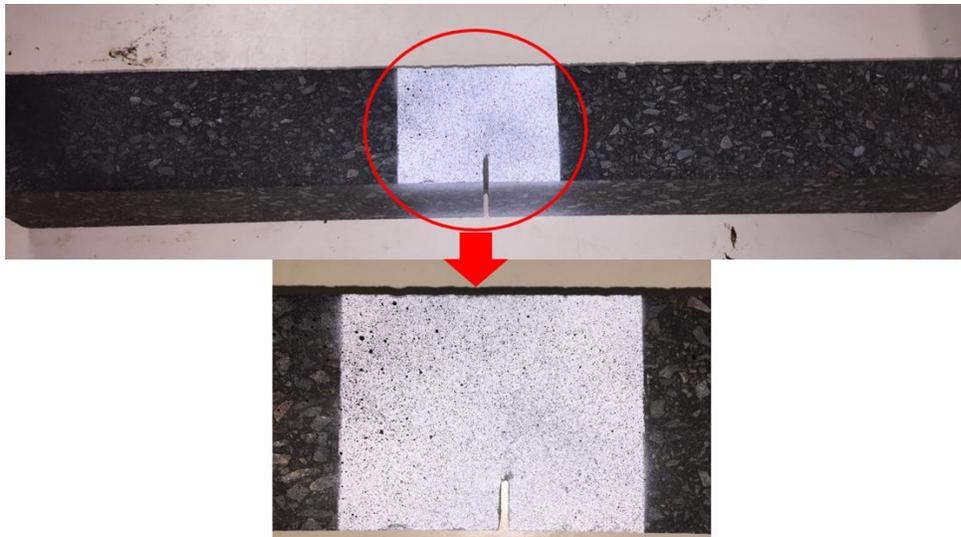


Figure 4-23. Mouchetis isotropes faites sur un échantillon pour la préparation de poutre pour la DIC

Dans le cas de nos essais de flexion 4 points sur des enrobés bitumineux, on a choisi de réaliser le mouchetis par l'application d'un fond mat blanc et de taches noires en pulvérisant de la peinture.

4.4.2 Mise en place des essais de propagation de fissure

Le phénomène de fluage très connu pour les matériaux bitumineux peut apparaître dans les éprouvettes, pour cette raison nous les avons stockées à plat sur des supports rigides à une température de 15°C environ. Néanmoins, avant le montage de chaque essai, nous avons mis les éprouvettes dans un congélateur à la température de l'essai pendant au moins quatre heures. Nous avons également bien organisé tout le système d'essai pour que la mise en place de l'essai soit rapide. Cette méthodologie est tirée du retour d'expérience d'autres études (Nguyen, 2009).

On a choisi de réaliser les essais de flexion à deux températures (-15°C et -5°C) sur nos échantillons. Cela permet d'étudier la fissuration à basse température, un domaine de comportement très important pour les chaussées (Di Benedetto and Corté, 2005)

4.4.3 Calibration du système des caméras pour l'exécution des essais

Pour recréer une image en trois dimensions à partir de deux photographies, une stéréocalibration est nécessaire. Cette étape a été réalisée avant chaque essai.

En utilisant les notations de la Figure 4-24, le but de la calibration d'une caméra est de trouver la relation de passage entre $(X_{sys}, Y_{sys}, Z_{sys})$ décrivant la position d'un point dans le repère lié au système étudié et $(X_{cam1}, Y_{cam1}, Z_{cam1})$ coordonnées du même point dans le repère lié à la caméra 1 puis avec (X_{img1}, Y_{img1}) les coordonnées du pixel sur l'image de la caméra 1 qui capture l'image du point du système. Ce qui signifie que l'on recherche la position du pixel sur une image numérique à partir de la position de l'objet dans l'espace qu'il représente.

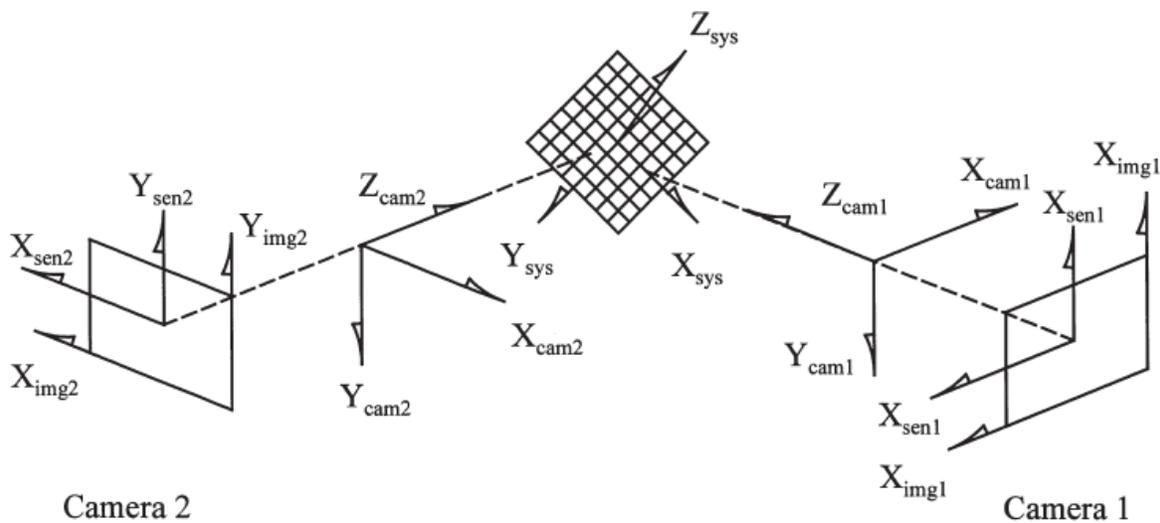


Figure 4-24. Schéma des systèmes de coordonnées employés pour les mesures en trois dimensions (Sharpe, 2008)

Ces relations dépendent de plusieurs paramètres : la position et l'orientation de chaque caméra, de paramètres tenant compte de la distorsion due à la lentille, de paramètres géométriques comme la distance du capteur par rapport à l'ouverture de la caméra ainsi que de paramètres décrivant la numérisation de l'image obtenue sur le capteur (X_{sen}, Y_{sen}) .

Le problème pour la 3D est que la transformation inverse ne produit pas un résultat unique : un couple (X_{img1}, Y_{img1}) produit une infinité de triplets $(X_{sys}, Y_{sys}, Z_{sys})$ c'est-à-dire qu'un pixel d'une image peut représenter plusieurs points de l'espace. C'est pourquoi une deuxième caméra est utilisée. Avec la relation obtenue entre $(X_{sys}, Y_{sys}, Z_{sys})$ et (X_{img2}, Y_{img2}) , le point de l'espace correspondant au pixel de l'image de la caméra 1 $(X_{img1},$

Y_{img1}) est identifié. Et la position du pixel du capteur de la caméra 2 (X_{img2} , Y_{img2}) qui représente le même point de l'espace que le pixel situé en (X_{img1} , Y_{img1}) peut également être identifiée, uniquement à partir de la donnée de (X_{img1} , Y_{img1}) (Sutton et al., 2009).

La Figure 4-25 montre deux photos prises avec les caméras utilisées pour les essais de propagation de fissure. Pour la calibration, nous avons utilisé une mire d'étalonnage (120x95 mm) pour une zone d'étude de dimension 120x70 mm² Figure 4-23.



Figure 4-25. Cible d'étalonnage des caméras de corrélation d'images

4.4.3.1 Acquisition et traitement des données de logiciel Vic-SNAP et VIC-3D

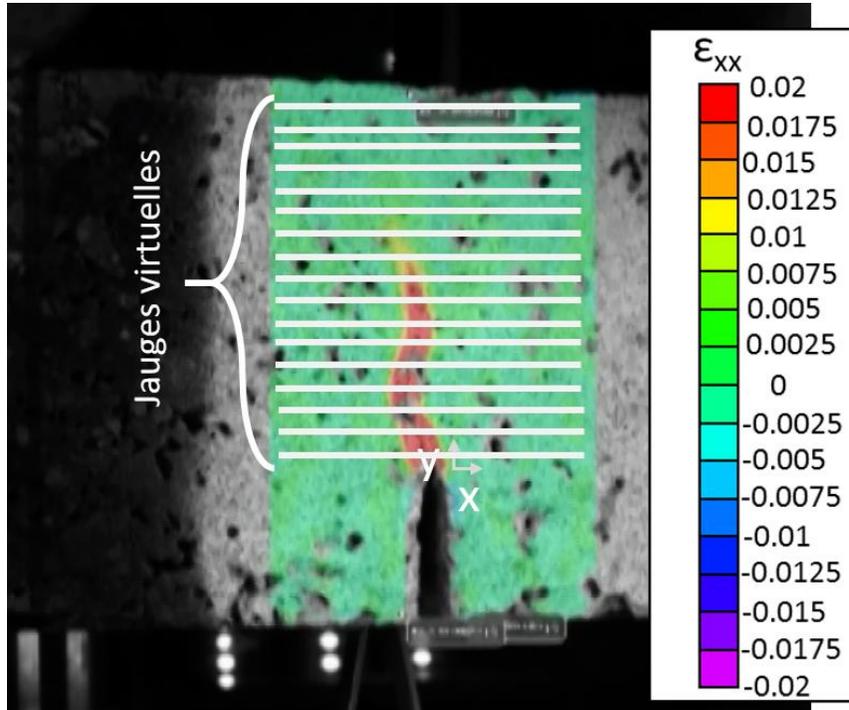
Vic-Snap est un logiciel qui permet de capturer des photos en série pour un essai. Les photos prises par les caméras ont une résolution de 4.0 Mpixels chacune. La fréquence de capture a été fixée à une photo par seconde (résultant d'un compromis entre les possibilités du système et le nombre d'images à stocker pour chaque essai) (Figure 4-30).

Le logiciel VIC-3D est utilisé pour analyser les résultats de l'évolution de la propagation de fissure tels que : les déplacements horizontaux et verticaux des points de la zone d'étude, les déformations horizontales et verticales et la hauteur de la fissure à partir d'une estimation du champ de déformation. Les données extraites du logiciel Vic-3D sont traitées avec une macro Excel qui permet de déterminer la hauteur de fissure, à l'aide d'un critère de rupture défini dans le paragraphe 4.4.3.2.

4.4.3.2 Jauge virtuelle et critère de rupture

Afin de déterminer la hauteur de fissure à chaque instant de l'essai, une jauge virtuelle a été créée dans la zone d'analyse des mesures faites par les caméras. Cette jauge virtuelle est tracée dans le logiciel Vic-3D. Cette jauge consiste en lignes horizontales, écartées de 1mm les unes des autres sur la hauteur non fissurées de la poutre au départ de l'essai (Figure 4-26). Chaque ligne est repérée par sa coordonnée Y. L'origine des coordonnées est placée au niveau du fond de la pré-entaille. Connaissant la profondeur de cette pré-entaille

(a_0), la hauteur de la fissure sera connue dès que la fissure passera par une des lignes composant la jauge ($a_0 + Y$). Il ne reste plus qu'à définir un critère de « rupture » pour la jauge afin de définir l'instant où la fissure coupe chacune des lignes.



Le critère de fissuration a été défini par rapport au champ de déformation horizontale (ϵ_{xx}), en considérant le mode I de rupture (qui est le plus fréquent en mécanique de la rupture) (Ben Mbarrek et al., 2013; Bouchard, 2002; Hilburger and Nemeth, 2006; Yi-qiu et al., 2012; Zarouchas et al., 2009).

Pour chaque essai, une ligne de contrôle horizontale est tracée au-dessus de la pré-entaille (en blanc dans les Figure 4-27, Figure 4-28 et Figure 4-29). On suit les valeurs de déformation horizontale de tous les points de cette ligne au cours de l'essai et on s'intéresse surtout au maximum de déformation sur la ligne à chaque instant. On peut identifier trois instants particuliers au cours de l'essai.

A l'instant initial t_0 (Figure 4-27) le champ de déformation est nul, et notre ligne de contrôle ne montre pas d'évolution.

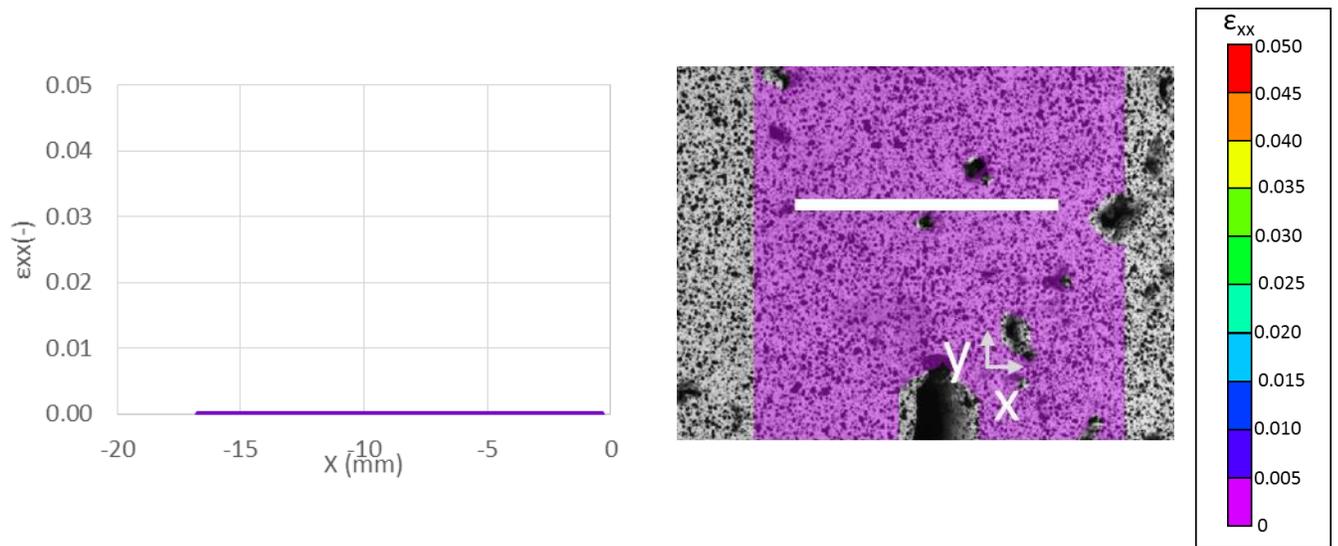


Figure 4-27. Etat initial de déformations sur la ligne de contrôle au début de l'essai. Valeur $\epsilon_{xx\text{initial}}=0$ def pour un moment t_0 . Test pour détermination de critère de rupture. (Enrobé sans AE LH0-0-2-2, -15°C)

Dans un moment t_1 le taux de déformation horizontale montre sur quelques points de la ligne des valeurs égales ou supérieurs à 1% (Figure 4-28).

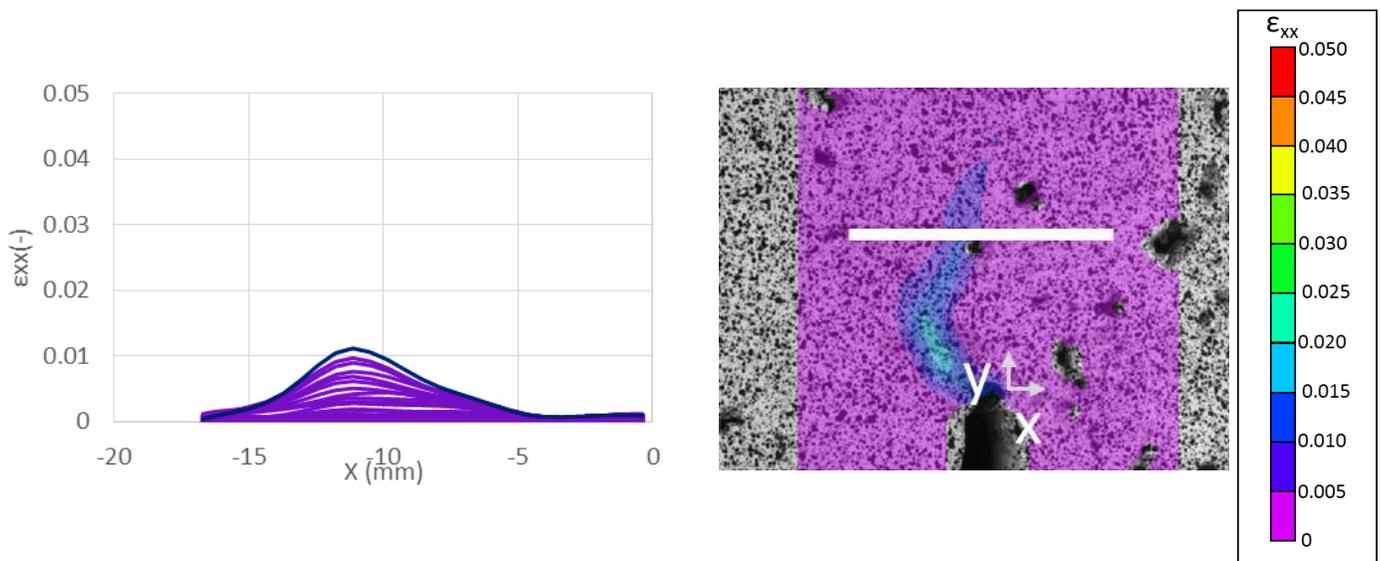


Figure 4-28. Courbe de déformation horizontale obtenue tous les 15sec. Valeur $\epsilon_{xx\text{MAX}}=0.01$ def pour un moment t_1 . Test pour détermination de critère de rupture. (Enrobé sans AE LH0-0-2-2, -15°C)

Dans un moment t_2 , où ϵ_{xx} est maximal sur la ligne de contrôle (4,7%) (Figure 4-29), par contre visiblement la fissure a déjà dépassé la hauteur de la ligne de contrôle dans ce moment. En conséquence notre critère de rupture doit être entre la valeur $\epsilon_{xx\text{MAX}}$ et $\epsilon_{xx}=1\%$.

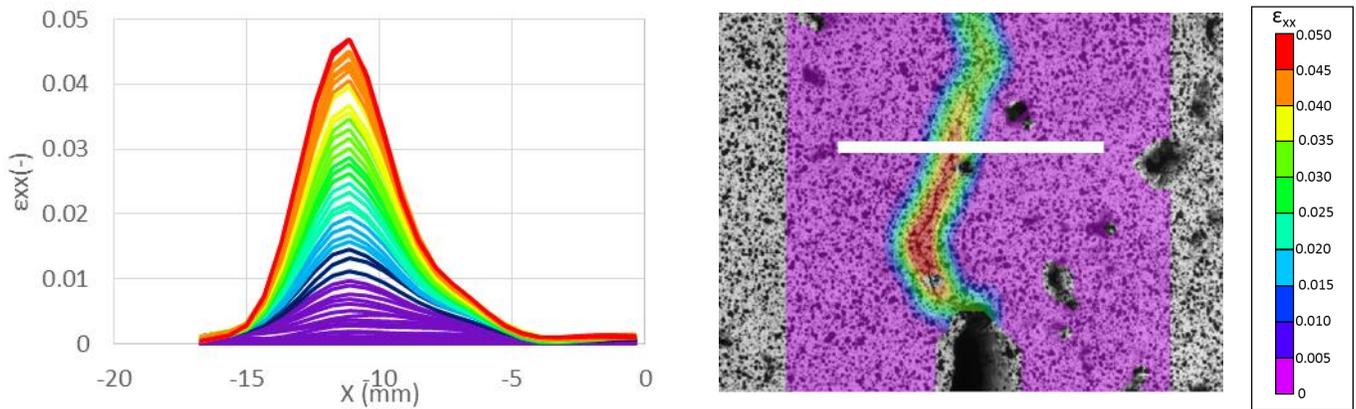


Figure 4-29. Courbes de déformation horizontale obtenue tous les 15sec. Valeur $\epsilon_{xxMAX}=0.047$ def pour un moment t_2 . Test pour détermination de critère de rupture. (Enrobé sans AE LH0-0-2-2, -15°C)

En conclusion, on retient comme critère de fissuration, une déformation horizontale (ϵ_{xx}) de 1% en un point donnée de la jauge virtuelle de fissuration. Dès que cette valeur sera atteinte sur une des lignes de la jauge, la fissure sera considérée comme ayant traversé la ligne. En fonction de la position du point sur la ligne qui atteint cette déformation, il est également possible de localiser la position de la fissure horizontalement (sur l'axe X).

4.4.4 Procédure de l'essai de propagation de fissure

Grâce à de précédentes expériences avec ce test, l'importance du contact entre les appuis supérieurs et l'échantillon au début de l'essai a pu être appréciée. Pour cette raison, au début de tous les essais, une rampe est appliquée. La charge passe de 0 à 0.05kN en compression en 5s puis reste constante pendant 5s. Ensuite, pilotant en mode de déplacement de piston, deux cycles de charge-décharge sont imposés (0 à - 0.8kN). Ces deux étapes garantissent le contact de tous les appuis avec l'échantillon avant la sollicitation monotone.

Finalement on applique une vitesse de déplacement du piston de 0.2mm/min jusqu'à obtenir une charge de -0.05kN, cela nous indique que la poutre est totalement fissurée.

En parallèle, une photo est prise toutes les secondes au cours de l'essai avec le système de caméras. Avec ces photos la fissure a été estimée au cours de l'essai. Le critère de pour déterminer la fissure est expliqué en détail dans le paragraphe 4.4.3.2.

La Figure 4-30 montre la sollicitation appliquée et les mesures obtenues au cours d'un essai à -15°C sur le matériau LWF40-1 (enrobé fabriqué avec le procédé tiède à la mousse, contenant 40% d'AE de première génération, c'est-à-dire au premier cycle de recyclage). Les mesures de déplacement LVDT_{piston}, de la réponse de l'échantillon en force et la hauteur de fissure obtenue par l'analyse d'image sont tracées en fonction du temps.

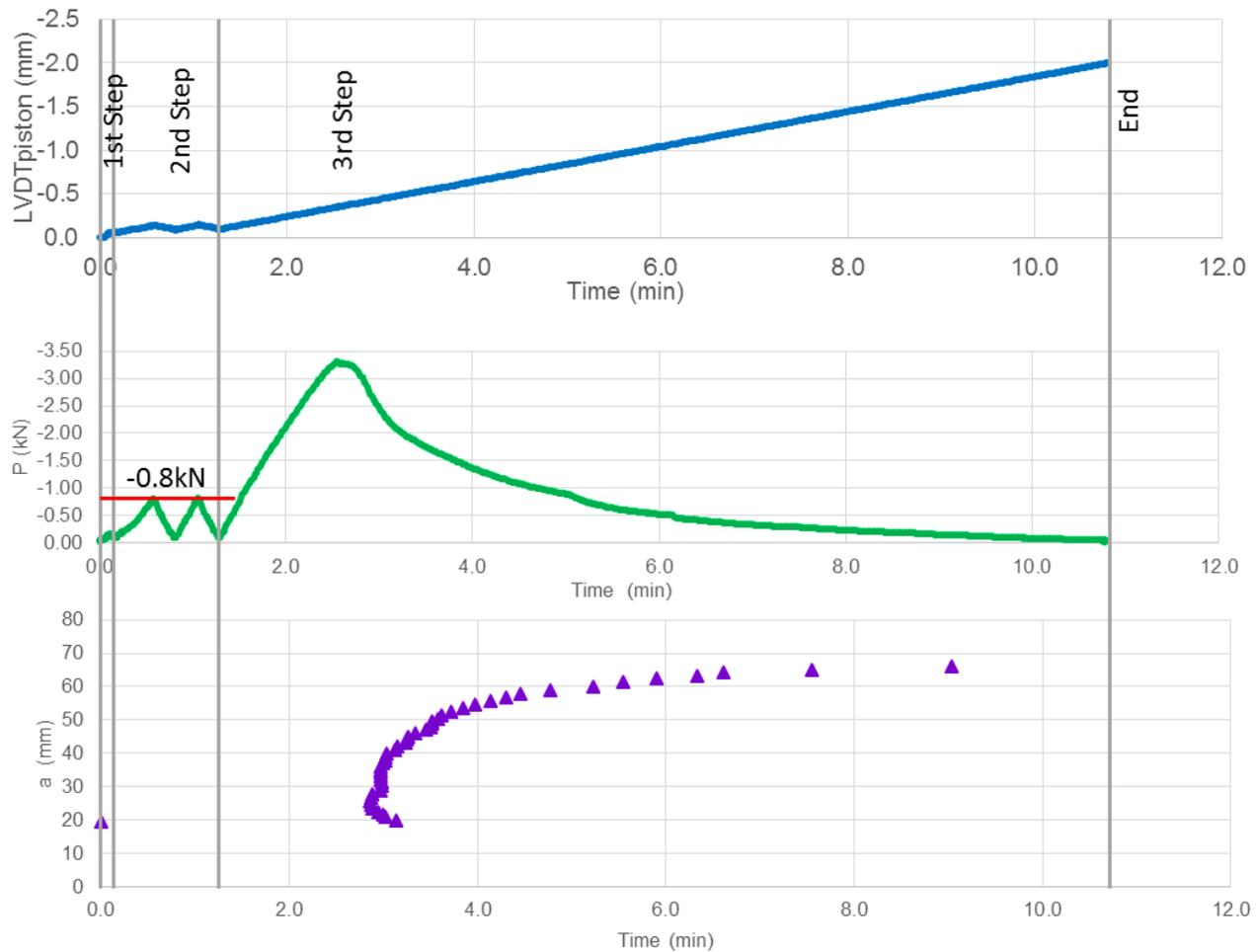


Figure 4-30. Procédure de l'essai de flexion quatre points. Lecture de déplacement de piston ($LVDT_{piston}$), charge (P) et détection de hauteur de fissure avec système de caméras (a_{ECam}). Résultat d'un enrobé fabriqué à température tiède avec 40 d'AE (LWF40-1), testé à $-15^{\circ}C$

4.4.5 Exemple de résultats pour l'essai de propagation de fissure

On présente ici un exemple de résultats et d'analyses menés pour un essai de propagation de fissure en sollicitation monotone. Le matériau choisi est l'enrobé LH0-0, fabriqué à chaud en laboratoire sans agrégats d'enrobé, avec un bitume 35/50 et qui sert de matériau de référence. Sur la Figure 4-31 est représentée l'évolution de la force en fonction du déplacement du piston. Sur cette courbe, la force maximale (P_{max}) est définie. L'aire sous de la courbe (W_0), permet de calculer le taux de restitution d'énergie (G_f), en divisant la valeur de W_0 par l'aire de la surface fissurée. Ces paramètres seront utilisés pour l'analyse du comportement des matériaux.

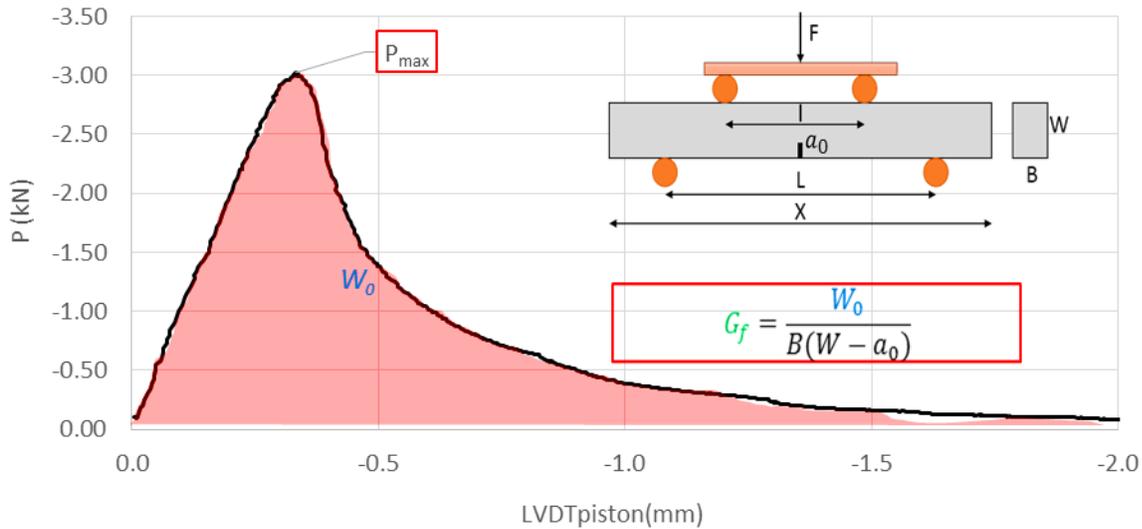


Figure 4-31. Courbe de chargement en fonction du déplacement du piston (essai LH0-0 de notre étude: $v=0.2\text{mm/min}$; $T=-15^\circ\text{C}$) pour un enrobé avec un bitume 35/50.

Sur la figure précédente, les deux cycles de pré-charge au début de l'essai ne sont pas pris en compte. La valeur de position du piston doit être corrigée après des deux cycles de charge décharge afin de s'assurer que les essais démarrent avec la condition $P, \text{LVDT}_{\text{piston}} = (0,0)$. Pour cela, la relation P - $\text{LVDT}_{\text{piston}}$ est linéarisée dans sa première partie puis extrapolée pour respecter la condition précédente. Cette « remise à zéro » des mesures de déplacement est également réalisée pour la mesure de la flèche et de l'ouverture de fissure. La Figure 4-32 présente une comparaison des courbes de chargement P en fonction des déplacements : $\text{LVDT}_{\text{piston}}$ et $\text{LVDT}_{\text{piston-corrigé}}$.

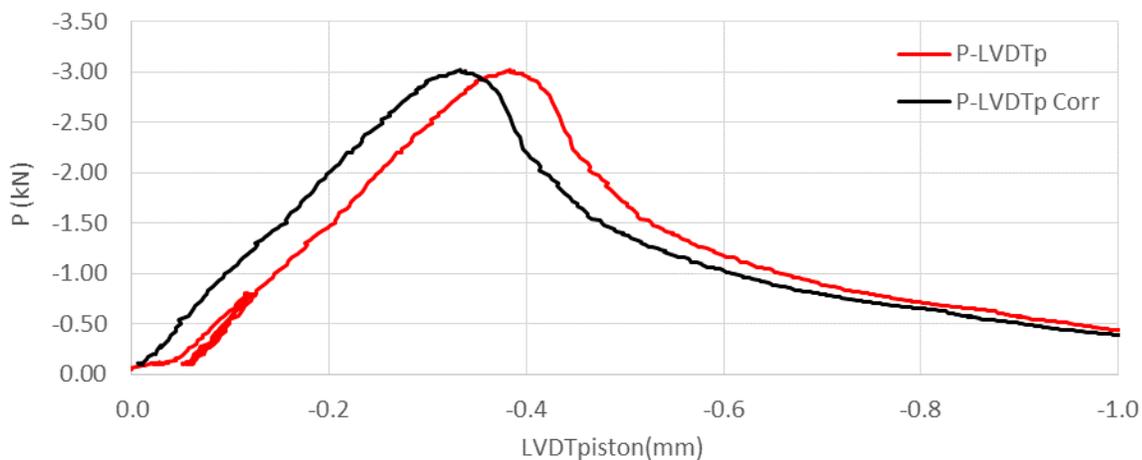


Figure 4-32. Correction de la position $\text{LVDT}_{\text{piston}}$ après deux cycles de charge décharge (essai LH0-0 de notre étude: $v=0.2\text{mm/min}$; $T=-15^\circ\text{C}$) pour un enrobé avec un bitume 35/50.

La Figure 4-33 montre la charge (P) en fonction de la flèche corrigée appliquée (f). La flèche associée à la force maximale (f_0) est aussi une variable d'analyse d'essais de propagation de fissure.

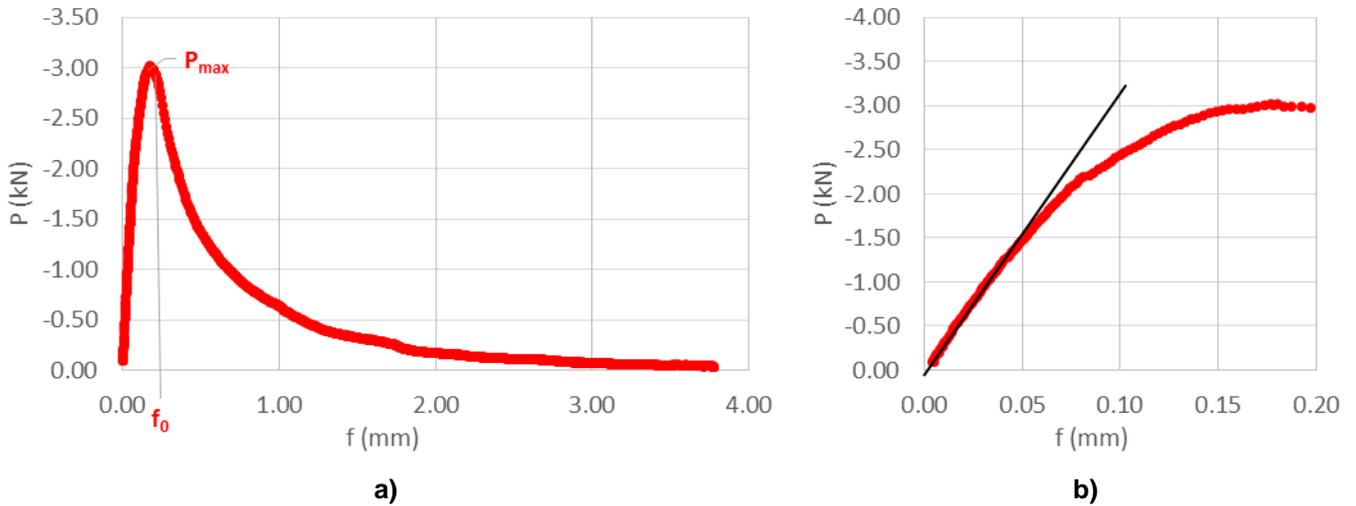


Figure 4-33. Courbe de chargement en fonction de la flèche corrigée (essai LH0-0 de notre étude: $v=0.2\text{mm/min}$; $T=-15^\circ\text{C}$) pour un enrobé avec un bitume 35/50.

La Figure 4-34 montre la lecture CMOD en fonction de la flèche. Le coefficient rd est estimé pour l'application de la méthode DRCL (voir 2.13.6). Pour cet essai la valeur calculée de $a_{0-DRCL} = 21.3\text{mm}$. Tandis que la valeur de l'entaille initiale mesurée directement sur l'éprouvette est de a_0 (mesure) = $19.5.0\text{mm}$ Ces deux valeurs sont très proches.

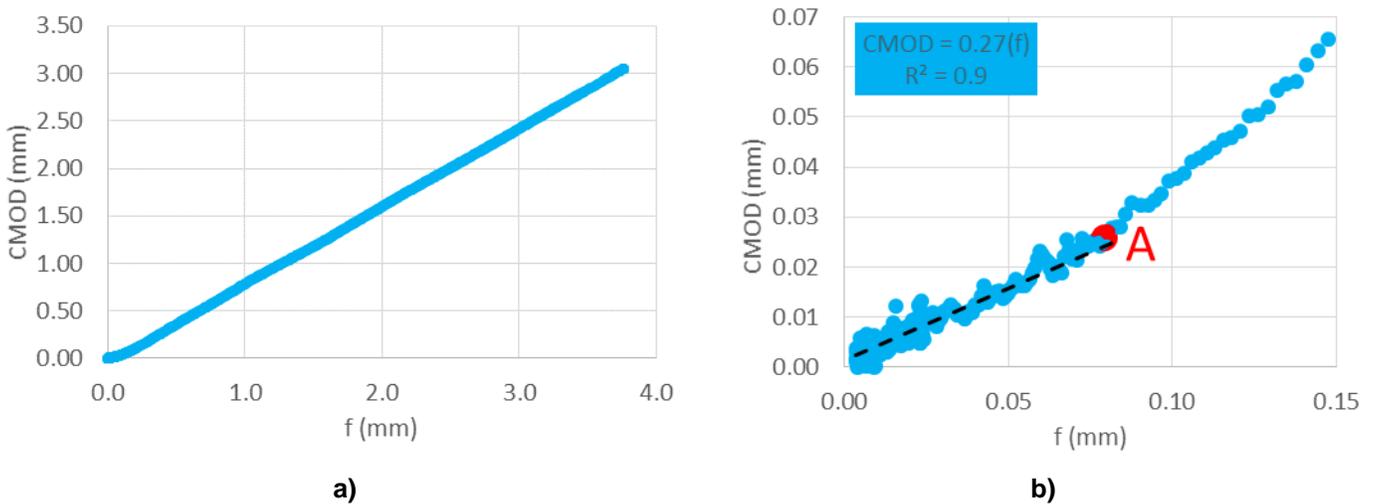


Figure 4-34. Evolution de a) l'ouverture de fissure (CMOD) en fonction de la flèche b) début de la courbe pour déterminer le coefficient $rd=0.28$. (Essai LH0-0 de notre étude: $v=0.2\text{mm/min}$; $T=-15^\circ\text{C}$, bitume 35/50)

La Figure 4-35 montre l'évolution de la hauteur de fissure mesurée à partir d'une jauge virtuelle (a_{Ecam}) et l'estimée par la méthode DRCL (a_{DRCL}) en fonction de la flèche.

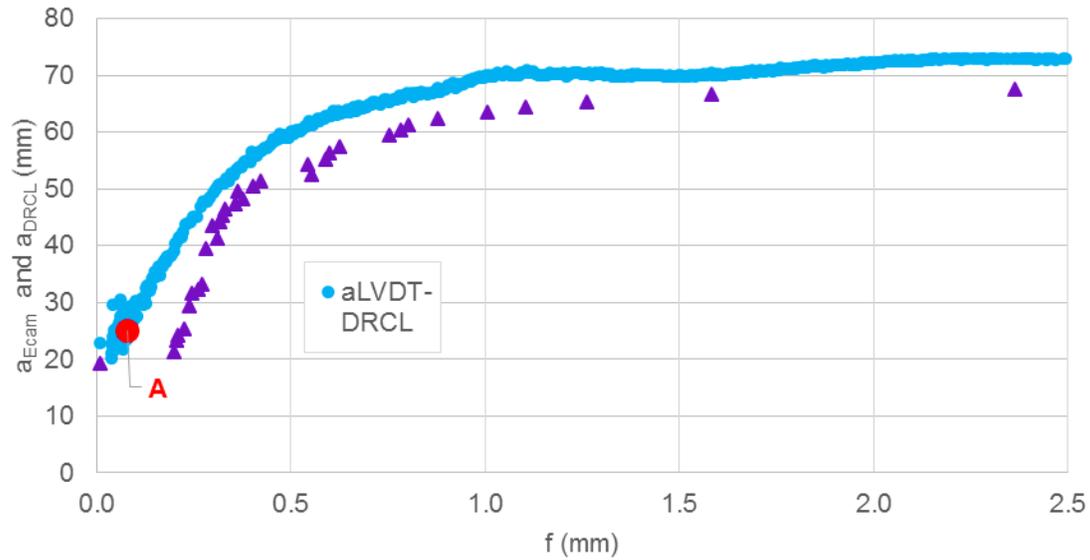


Figure 4-35. Comparaison de la hauteur de fissure mesurée système de caméras et celle calculée par la méthode DRCL. (Essai LH0-0 de notre étude: $v=0.2\text{mm/min}$; $T=-15^\circ\text{C}$, enrobé avec bitume 35/50).

La Figure 4-36 présente les valeurs du facteur d'intensité de contrainte (K_I) et de la ténacité (K_{Ic}) en fonction de la hauteur de fissure pour l'éprouvette :

- $K_I(a)$: eq (2-112) avec $P = P_i$ et $a = a_{DRCL}$ pour de valeurs avant point A.
- $K_{Ic00-DRCL}(P_{max})$: eq (2-112) avec la $P = P_{max}$ et $a=a_{0-DRCL}$
- $K_{Ic-DRCL}$: eq (2-112) avec $P = P_i$ et $a = a_{DRCL}$ pour de valeurs après point A.
- $K_{Ic00-Ecam}(P_{max})$: eq (2-112) avec la $P = P_{max}$ et $a=a_{0-Ecam}$
- $K_{Ic-Ecam}$: eq (2-112) avec $P = P_i$ et $a = a_{Ecam}$.

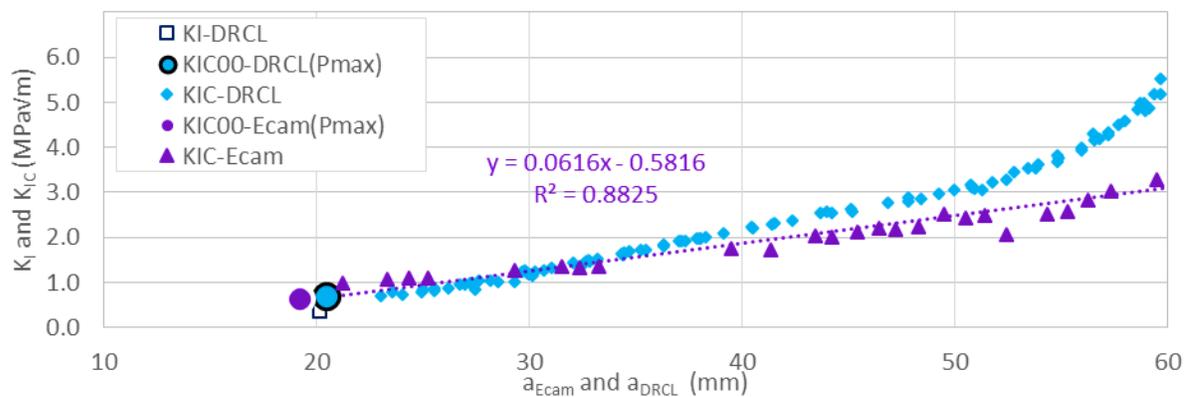


Figure 4-36. K_I et K_{Ic} déterminée selon différentes méthodes (Essai LH0-0 de notre étude: $v=0.2\text{mm/min}$; $T=-15^\circ\text{C}$, enrobé avec bitume 35/50).

La Figure 4-36 montre une augmentation de la ténacité en fonction de la hauteur de fissure, quel que soit le mode de calcul ($K_{IC-Ecam}$ en fonction de a_{Ecam} , à partir de la corrélation d'image et $K_{IC-DRCL}$ en fonction de a_{DRCL} , à partir de la méthode DRCL). Les valeurs estimées de K_{IC} à 35mm ($K_{IC-DRCLM}$ et $K_{IC-EcamM}$) seront utilisées pour une analyse comparative des matériaux. Pour cet essai, les valeurs sont très proches entre les deux méthodes ($K_{IC-DRCLM}=1.68 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ et $K_{IC-EcamM}=1.42 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$).

Le Tableau 4-4 montre un résumé des paramètres d'analyse de l'essai de propagation de fissure. Il définit les symboles utilisés pour chacun et les méthodes d'obtention, soit par corrélation d'images, soit et l'estimation à partir de la méthode DRCL.

Tableau 4-4. Paramètres utilisés pour l'analyse de l'essai de propagation de fissure, symboles et méthodes d'obtention

Paramètre	Symbole	Méthode d'obtention du paramètre	
		Corrélation d'images	Estimation à partir de DRCL
Position du piston	LVDT _{piston}	-	-
Force	P	-	-
Flèche	f	-	-
Ouverture de fissure	CMOD	CMOD _{cam}	-
Hauteur de fissure initiale	a_0	-	a_{0-DRCL}
Hauteur de fissure	a	a_{Ecam}	a_{DRCL}
Facteur d'intensité de contrainte	K_I	-	K_{I-DRCL}
Facteur d'intensité de contrainte critique initiale	K_{IC00}	$K_{IC00-Ecam}$	$K_{IC00-DRCL}$
Facteur d'intensité de contrainte critique	K_{IC}	$K_{IC-Ecam}$	$K_{IC-DRCL}$
Facteur d'intensité de contrainte critique pour $a=35\text{mm}$	K_{ICM}	$K_{IC-EcamM}$ (avec régression Figure 4-36)	$K_{IC-DRCLM}$
Taux de restitution d'énergie	G_f	-	-

5 PRESENTATION DE LA CAMPAGNE EXPERIMENTALE

5.1 Campagne expérimentale

5.1.1 Objectif

L'objectif de la campagne est l'évaluation de l'influence des recyclages successifs des agrégats d'enrobés sur les propriétés thermomécaniques des enrobés. Trois domaines de comportement sont considérés:

- Petites déformations : essais de module complexe et de propagation d'ondes.
- Couplage thermomécanique: essais de retrait thermique empêché (TSRST)
- Fissuration : propagation de fissure en flexion 4 points.

Les essais sont décrits dans les chapitres 2 et 4.

5.1.2 Matériaux testés

Le plan expérimental est indiqué en Figure 5-1. Dans le cadre du projet IMPROVMURE, au total 15 types d'enrobés ont été testés (Points rouge sur la Figure 5-1). Les enrobés qui ont fait partie de l'étude varient selon :

- Condition de fabrication : laboratoire (L) ou in-situ (S)
- Procédé de fabrication : Deux types de fabrication sont étudiés: à chaud (Hot Mix –H) et tièdes Mousse (warm foam –WF). Un procédé de fabrication tiède avec addition d'un additif a été utilisé dans le projet uniquement pour évaluer les propriétés chimiques/environnementales et non thermomécaniques.
- Pourcentage d'AE : Quatre pourcentages d'agrégat d'enrobé sont utilisés 0%, 40% 70% et 100%.
- Cycles de recyclage : jusqu'à trois cycles de recyclage ont été appliqués

La source des granulats d'apport utilisés pour la fabrication des enrobés en laboratoire est la carrière Lafarge Granulats Cusset (CLGC) à Lyon. La Société Lyonnaise d'Enrobes (SLE) a fourni les AE. Les liants d'apports proviennent de la raffinerie TOTAL de Feyzin.

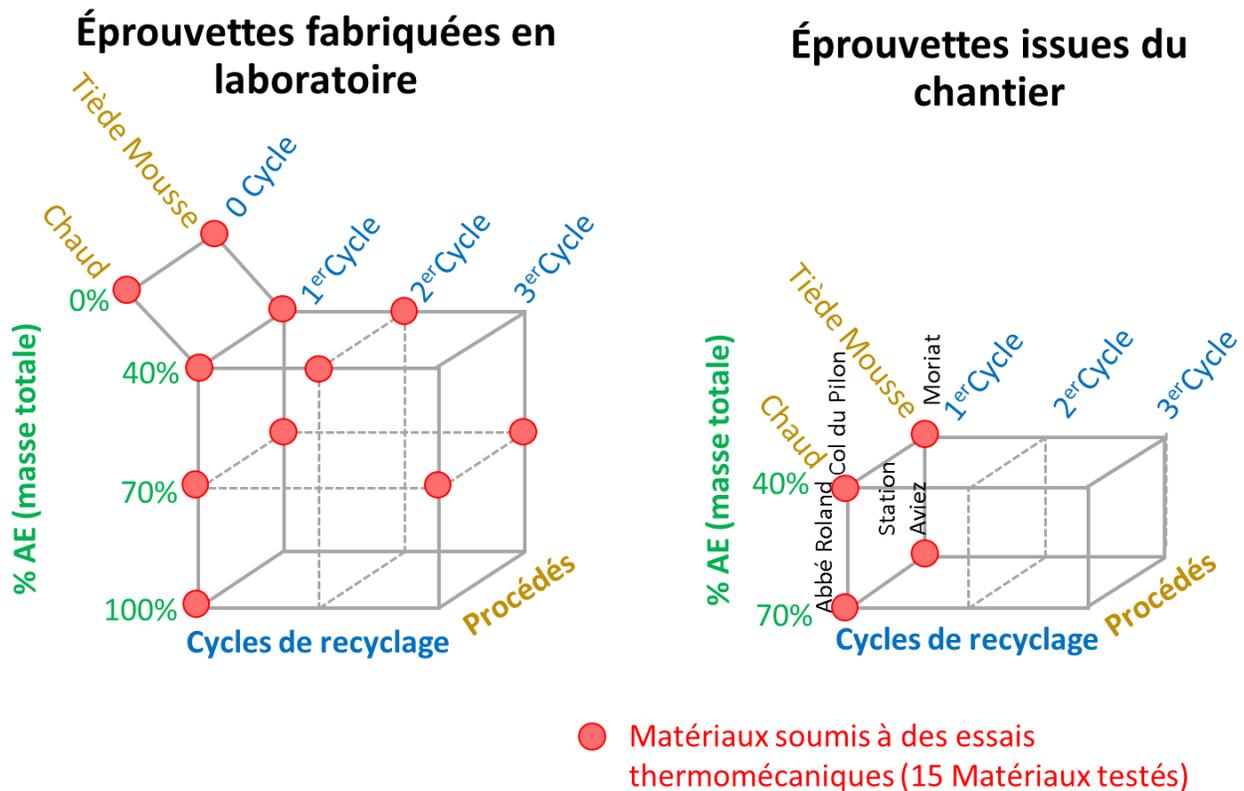


Figure 5-1. Plan d'expérience sur échantillons fabriqués en laboratoire (gauche) : sur échantillons issus du chantier (IMPROMURE) (droite).

Pour les conditions in-situ de fabrication, quatre chantiers ont été considérés (Tableau 5-1). Les granulats et liants d'apport ont été les mêmes que ceux utilisés dans les conditions de laboratoire. Les AE introduits proviennent de la même source, sauf les chantiers de l'Autoroute et Tunnel du Mont-Blanc (ATMB), qui ont utilisé des AE fournis par la Centrale d'Enrobage Bonneville (CEB).

Tableau 5-1. Chantiers projet IMPROMURE

Localisation	Type de fabrication	AE (%)	Source des granulats	Source de l'agrégat	Source liant d'apport
Col du Pilon, 69550 Ronno Conseil Départemental 69	Chaud	40	LGC	SLE	TOTAL
Moriat, Francia Conseil Départemental 63	Tiède mousse	40	LGC	SLE	TOTAL
ATMB	Chaud	70	LGC	CEB	TOTAL
ATMB	Tiède mousse	70	LGC	CEB	TOTAL

5.1.3 Nomenclature des matériaux

5.1.3.1 Nomenclature pour enrobés bitumineux

La nomenclature permet de préciser le type de fabrication, la procédure de fabrication, le pourcentage d'AE et le nombre de cycles de recyclage. Les essais thermomécaniques ont été réalisés sur des éprouvettes carottées dans des plaques. Également la nomenclature précise le numéro de plaque et de l'éprouvette (Tableau 5-2).

Tableau 5-2. Différentes variables utilisées pour nommer les matériaux et les éprouvettes

Fabrication	Procédé de fabrication	AER [%]	Cycle de recyclage	Plaque	Échantillon
S (In-situ)	H (Hot)	0	0	1	1 2 3
		40	1		4 5 6
L (Laboratoire)	WF (warm foam)	70	2	2	7 8 9
		100	3		10 11 12
					13

- Exemple

La Figure 5-2 donne l'exemple d'une éprouvette fabriquée à chaud en conditions de laboratoire. Elle se compose de 40% de AE avec 1 cycle de recyclage. L'éprouvette numérotée comme "8" (voir plan de carottage Figure 5-22) a été extraite de la plaque numéro 1.

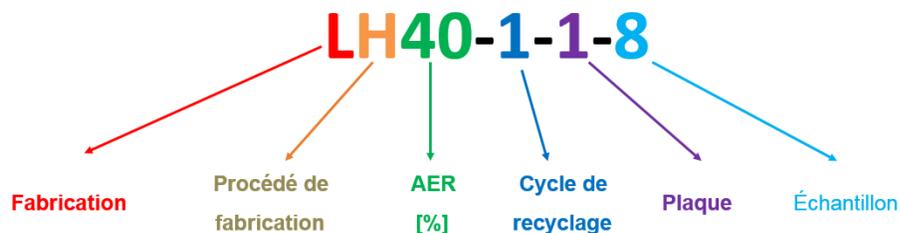


Figure 5-2. Exemple de nomenclature pour un matériau

Pour faciliter l'analyse des résultats, des symboles et couleurs ont été utilisés pour distinguer les différents matériaux Figure 5-3. Les matériaux sans recyclage utilisent de triangles. Pour les matériaux de premier cycle on a utilisé des losanges, pour les matériaux avec deux cycles recyclage on a utilisé de cercles. Finalement pour les matériaux avec trois cycles de recyclage on a utilisé des carrés. Pour les matériaux avec 100% d'AE un pentagone a été choisi. Les matériaux prélevés en chantier sont distingués par des étoiles.

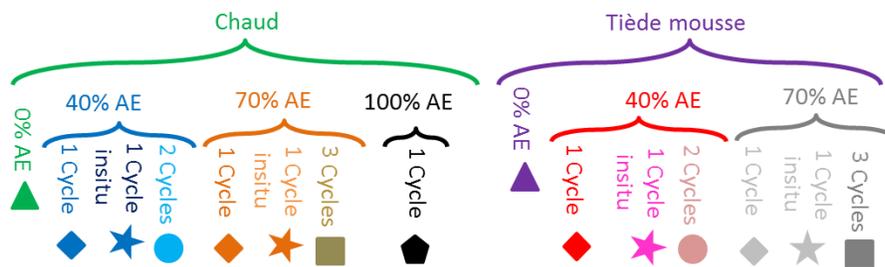


Figure 5-3. Symboles pour chacun des matériaux testés

5.1.4 Nomenclature pour les AE

3 types d'AE ont été utilisés selon le cycle de recyclage.

- AE_0 pour enrobés d'un cycle : d'origine une centrale d'enrobé soit SLE ou CBE
- AE_1 pour enrobés de deuxième cycle : obtenus d'enrobés avec un cycle de recyclage soumis à un processus de vieillissement.
- AE_2 pour enrobés de troisième cycle : obtenus d'enrobés avec deux cycles de recyclage soumis à un processus de vieillissement.

Le processus de fabrication des enrobés et AE est détaillé dans le paragraphe 5.2.2.2.

5.2 Fabrication des éprouvettes testées

Le plan expérimental de cette thèse comporte quatre étapes présentées en Figure 5-4 :

- Caractérisation des composants
- Formulation et fabrication des enrobés
- Fabrication et caractérisation des enrobés
- Evaluation des propriétés thermomécaniques



Figure 5-4. Etapes du plan expérimental

Pendant la campagne expérimentale les enrobés bitumineux étudiés possèdent trois caractéristiques identiques, (sauf pour l'enrobé LH100-1 qui n'a pas la même courbe granulométrique) :

- Courbe granulométrique

- Teneur en liant=5.4%
- Type d'enrobé Béton Bitumineux Semi-Grenu classe 3 [BBSG 3 0/10]

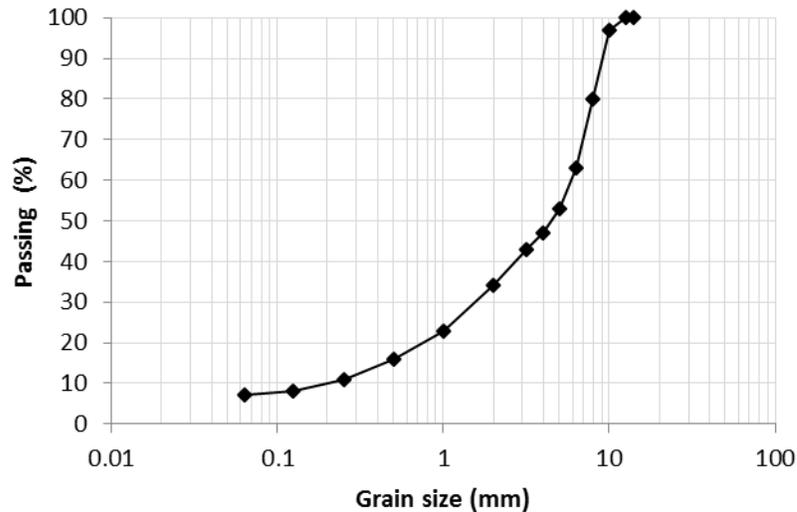


Figure 5-5. Courbe granulométrique des enrobés BBSG 3 0/10 fabriqués

5.2.1 Caractérisation des composants

Les premiers composants à caractériser ont été les granulats, à partir des essais de granulométrie par tamisage. De cette manière la courbe de granulométrie a pu être adaptée pour chacun des matériaux en fonction du taux d'AE utilisé. Des essais de pénétrabilité et TBA ont été réalisés sur les liants d'apport.

Les AE ont été soumis à un essai de récupération de bitume à colonne à distiller, ainsi la partie granulaire a été séparée du bitume. Par tamisage des granulats récupérés la courbe granulaire des AE est connue. Finalement des essais de pénétrabilité et TBA ont été effectués sur le liant récupéré. La Figure 5-6 montre un schéma explicatif des essais faits pour la caractérisation des composants décrits.

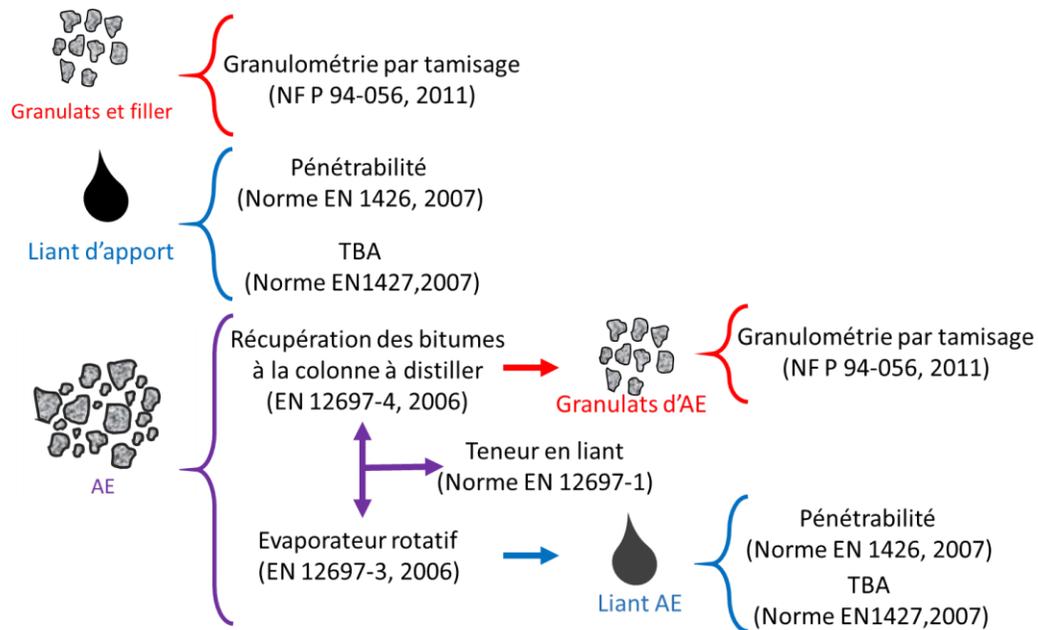


Figure 5-6. Essais effectués pour la caractérisation des composants des enrobés

5.2.1.1 Granulats

Pour maintenir la granulométrie d'un enrobé « BBSG 3 0/10 », la formule granulométrique considérée utilise des fines et des graviers de formule de type 0/2, 2/6 et 6/10. Des fines d'apport d'origine calcaire ont été utilisées. Une analyse granulométrique a été effectuée pour les trois fractions utilisées et le filler d'apport, les résultats sont montrés dans la Figure 5-7.

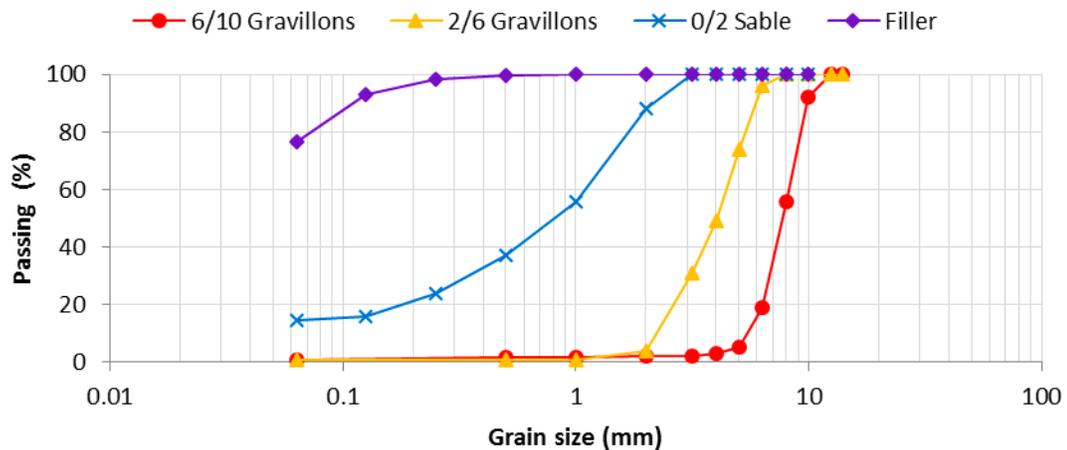


Figure 5-7. Courbes granulométriques des fractions granulaires composant l'enrobé

5.2.1.2 Liants

Les liants utilisés sont 35/50 pour les enrobés sans AE, 50/70 pour les enrobés avec 40% d'AE et 160/220 pour ceux avec 70% d'AE. Le Tableau 5-3 montre les résultats des essais de pénétration et TBA réalisés sur les bitumes d'apport.

Tableau 5-3. Liants utilisés pour chaque pourcentage d'AE

Type liant	AE (%)	Pénétration (1/10mm)	TBA (°C)
35/50	0	41	52.2
50/70	40	60	48.4
160/220	70	180	39.2

5.2.1.3 AE pour enrobés de premier cycle

Les courbes des AE utilisés sont montrées dans la Figure 5-8. Elles sont comparées avec la courbe granulométrique fixée pour l'enrobé. Les AE de la SEL (AE_{0SLE}) montrent une différence avec la courbe BBSG 3 0/10 fixée. Pour cette raison des de granulats d'apport ont été ajoutés en différents proportions pour obtenir la courbe souhaitée.

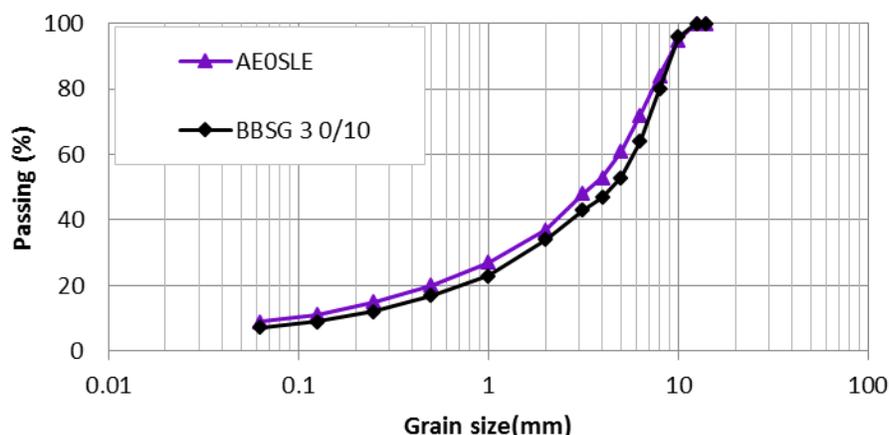


Figure 5-8. Courbes d'Agrégats d'enrobés (SLE) et BBSG 3 0/10

Les caractéristiques des bitumes extraits des AE₀ sont présentées dans le Tableau 5-4

Tableau 5-4. Caractéristiques des liants des AE₀

Agrégat d'enrobé d'un cycle	TL (%)	Pénétration (1/10mm)	TBA (°C)
AE _{0SLE}	4.16	10	76.2

Les résultats des AE₁ et AE₂ sont présentés dans la partie formulation, car pour l'obtention ces AE il faut passer par la fabrication des enrobés avec un cycle de recyclage.

5.2.2 Formulation et fabrication des enrobés condition laboratoire

5.2.2.1 Processus de fabrication de multi-recyclage des enrobés

Deux enrobés sans recyclage ont été fabriqués (LH0-0 et LWF0-0). Ils sont considérés comme les enrobés de référence. Ils ont été fabriqués avec un bitume 35/50. Après obtention du mélange, l'enrobé a été soumis à un processus de compactage (Figure 5-9) (Il est décrit dans le paragraphe 5.2.3.2)

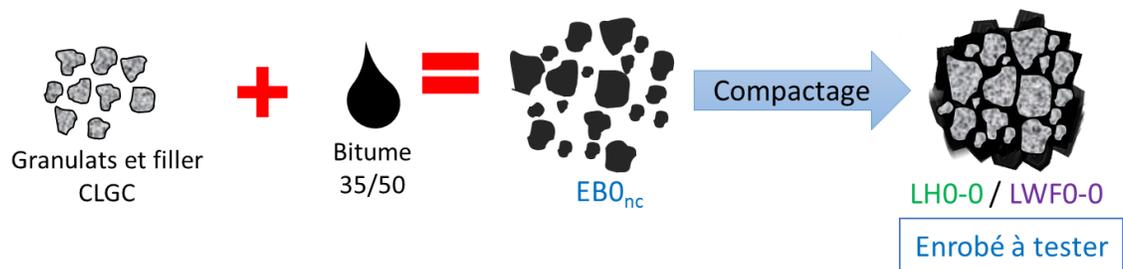


Figure 5-9. Processus de fabrication des enrobés LH0-0 et LWF0-0

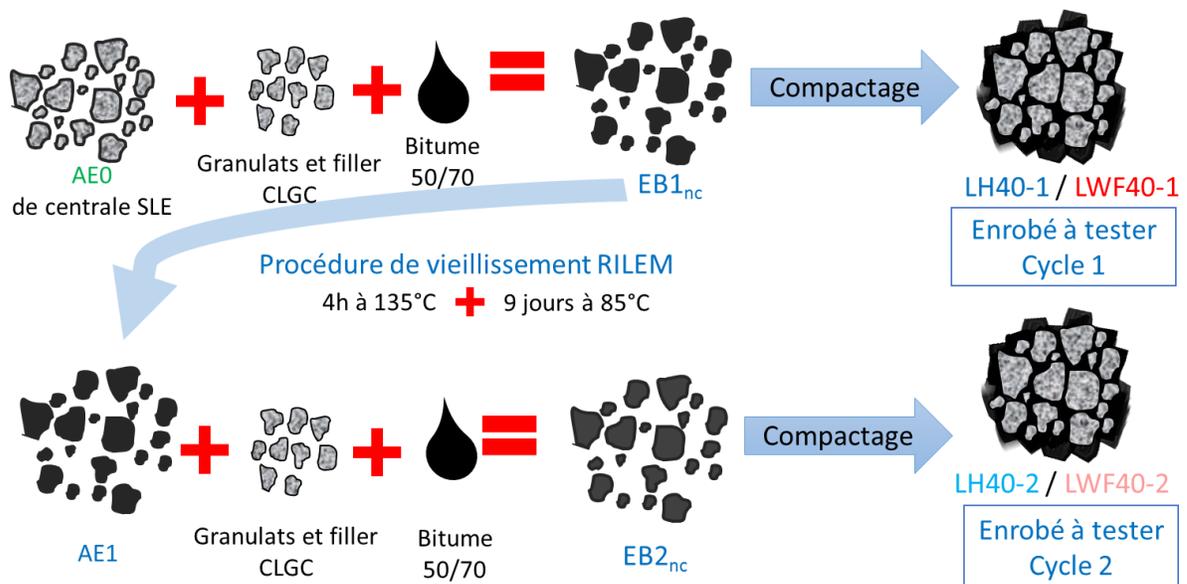


Figure 5-10. Processus de fabrication des enrobés avec 40% de taux d'AE

Pour fabriquer un enrobé avec deux cycles de recyclage et 40% d'AE, l'enrobé non compacté est soumis à un processus de vieillissement. La méthode proposée par la RILEM consiste en une première étape de vieillissement à court terme : un enrobé foisonné est versé dans une boîte métallique rectangulaire dont un

ou deux des côtés est mobile afin de fixer une hauteur d'enrobé constante de 5 à 6 cm. L'enrobé est conditionné en étuve ventilée à courant forcé à 135 °C pendant 4 h. Toutes les heures, il est homogénéisé pendant une minute afin d'assurer son vieillissement sur toute sa masse. Dans la seconde étape de vieillissement (long terme), le même enrobé est mis sous étuve ventilée à l'air à 85 °C pendant 9 j. Il est homogénéisé à 2, 5, 7 et 9 jours pendant 1 min (De La Roche et al., 2009; Partl et al., 2012; Petit et al., 2004).

Une fois les matériaux vieillis, ils sont dénomés AE₁. Ces agrégats sont mélangés avec les granulats et le bitume d'apport 50/70, et finalement ce mélange est compacté, alors on obtient les enrobés LH40-2 et LWF40-2 avec deux cycles de recyclage.

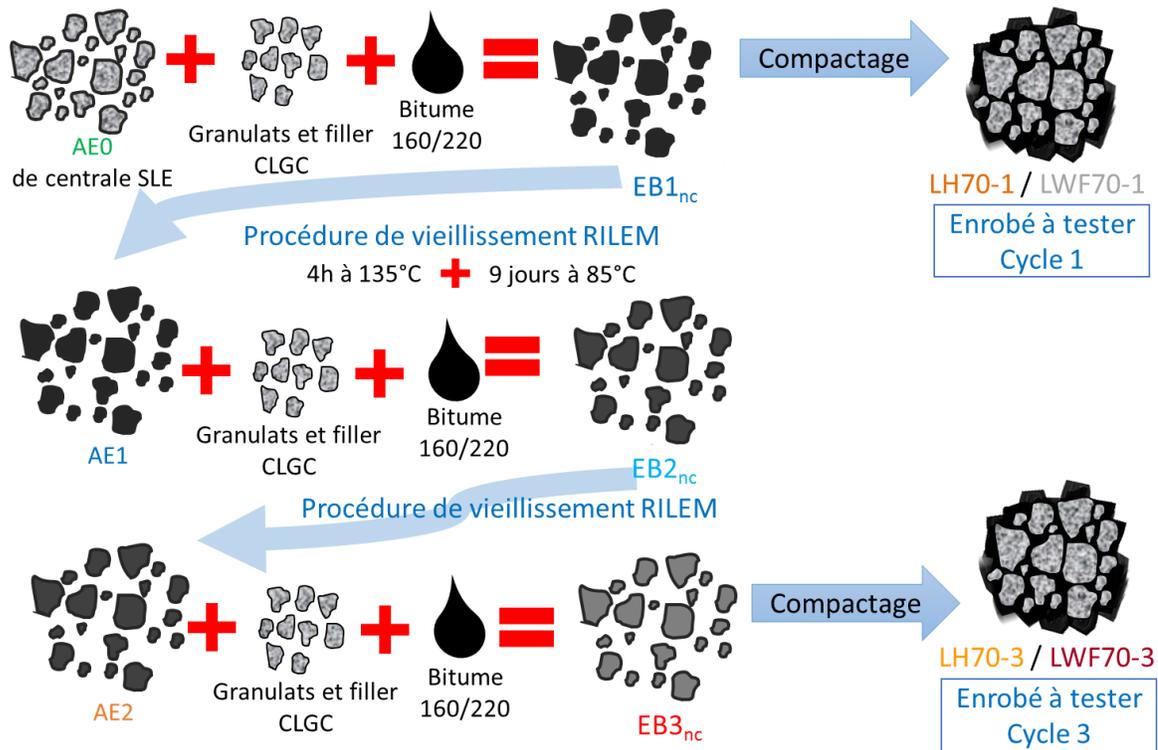


Figure 5-11. Processus de fabrication des enrobés avec 70% de taux d'AE

Les enrobés avec 70% d'AE utilisent un bitume d'apport de 160/220. Le processus de fabrication est présenté en Figure 5-11. Pour les enrobés avec un cycle, on fait le même processus de mélanger AE₀ avec granulats et bitume d'apport, les enrobés à tester ont été compactés (LH70-1 et LWF70-1). L'enrobé non compacté a été soumis au processus de vieillissement RILEM. Les AE₁ résultants ont été mélangés encore une fois avec de nouveaux granulats et bitume. Au contraire des enrobés précédents, ce mélange n'est pas compacté, sinon resoumis à un deuxième processus de vieillissement, ce matériaux est considéré comme AE₂. Une dernière fois les granulats et bitume d'apport ont été mélangés. Après compactage, on obtient les enrobés de 3 cycles de recyclage LH70-3 et LWF70-3.

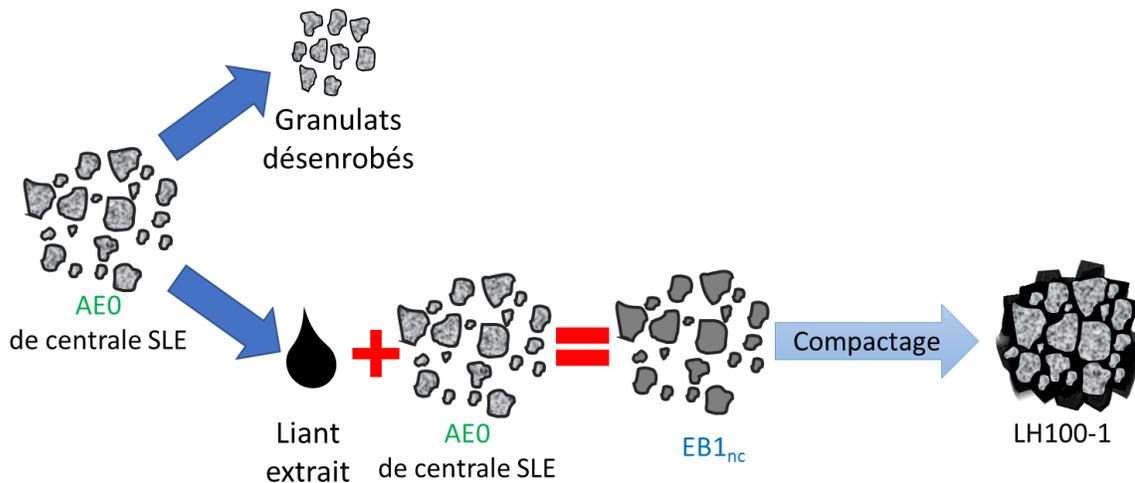


Figure 5-12. Processus de fabrication de l'enrobé LH100-1

L'enrobé avec 100% d'AE a eu un processus différent à cause de la teneur en liant d' AE_{0SLE} ($TL=4.16\%$) (Figure 5-12). Pour compléter la teneur en liant fixée $TL_f = 5.4\%$, il est nécessaire d'extraire du liant d'une portion du même AE_0 pour compléter les 1.24% manquant. Le bitume extrait est mélangé avec des nouveaux AE_0 , le matériau résultant est compacté pour obtenir l'enrobé LH100-1.

5.2.2.2 AE pour enrobés de deux et trois cycles

Les AE_1 et AE_2 résultant du vieillissement des enrobés de premier et deuxième cycle ont été caractérisés de la même manière que les AE_0 . Au contraire de la courbe granulométrique des AE_0 , ceux-là gardent la même courbe fixée BBSG 3- 0/10 montrées en Figure 5-13, on peut vérifier la superposition des courbes.

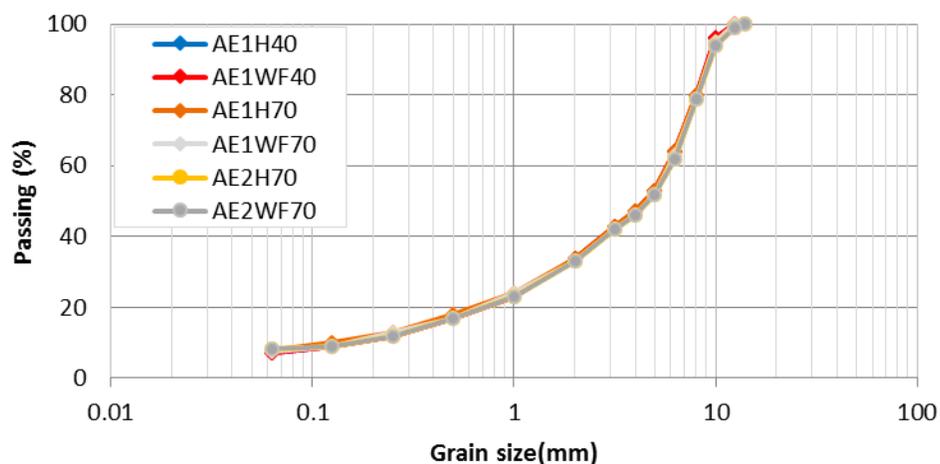


Figure 5-13. Courbes granulométriques des AE

Les résultats de pénétration et TBA des liants extraits des AE sont présentés dans le Tableau 5-5. Par rapport à la quantité d' AE_0 qui varie à chaque fois qu'on passe de un cycle à autre, les AE de premières

génération sont toujours de même origine (AE_{0SLE}). Les agrégats de deuxième génération peuvent être 40% (AE_{1H40%} et AE_{1WF40%}) ou 70% (AE_{1H70%} et AE_{1WF70%}). Finalement pour ceux de troisième génération (AE_{2H70%} et AE_{2WF70%}) présentent un contenu de 49% du AE initial, à chaque fois qu'on change de cycle, la quantité d'AE₀ diminue.

Tableau 5-5. Résultats de pénétrabilité et TBA des bitumes des AE

Agrégat d'enrobé	Utilisé dans les enrobés					Pénétration (1/10mm)	TBA (°C)
	LH40-1	LWF40-1	LH70-1	LWF70-1	LH100-1		
AE _{0SLE}	LH40-1	LWF40-1	LH70-1	LWF70-1	LH100-1	10	76.2
AE _{1H40%}	LH40-2					14	72.8
AE _{1WF40%}	LWF40-2					15	70.0
AE _{1H70%}	LH70-2					16	58.3
AE _{1WF70%}	LWF70-2					16	60.8
AE _{2H70%}	LH70-3					18	67.8
AE _{2WF70%}	LWF70-3					18	57.9

Par rapport à la pénétration, on peut vérifier qu'à chaque fois qu'on augmente un cycle de recyclage, la pénétration augmente également. On obtient un bitume d'AE plus mou quand le cycle de recyclage augmente. (Figure 5-14).

L'histogramme de la Figure 5-15 montre que peu importe la procédure de fabrication et le contenu d'AE_{0SLE} la TBA des agrégats AE₁ et AE₂ est toujours inférieur, par rapport au AE₀.

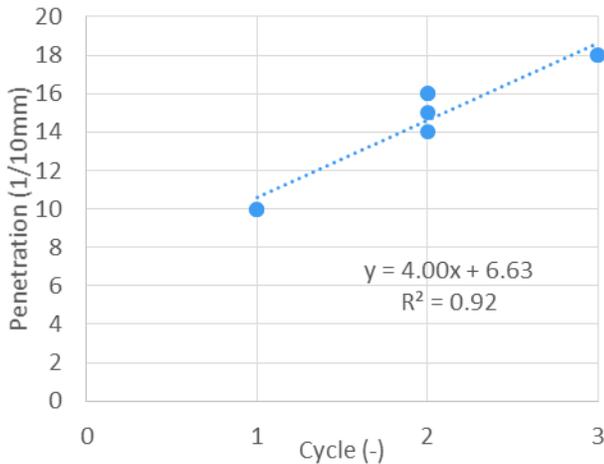


Figure 5-14. Pénétration du bitume des AE en fonction du cycle de recyclage

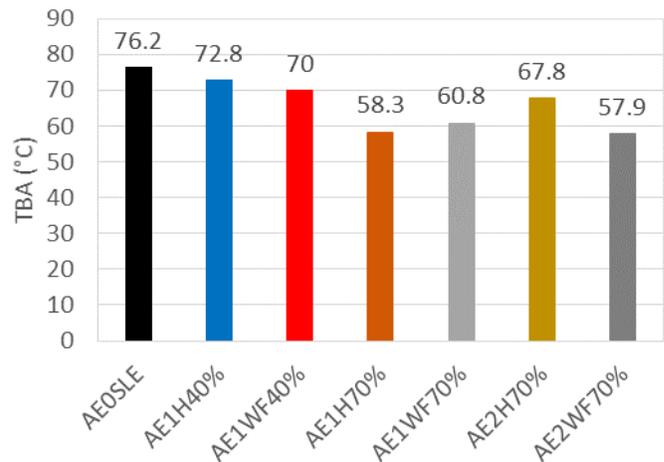


Figure 5-15. TBA des bitumes extraits des AE

5.2.2.3 Règle « log-log » fixant la pénétration du liant d'apport

En fixant la pénétration des liants d'apport et sur la base de résultats de pénétration des AE et, la pénétration du mélange est estimée utilisant la règle « log-log » (Equation 2-3).

a: pourcentage en masse du bitume apport

b: pourcentage en masse du bitume des AE

$$\log(\text{pen})_{\text{mix}} = a \log(\text{pen})_a + b \log(\text{pen})_b$$

Liant mélangé
Liant d'apport
Liant récupéré AE

Figure 5-16. Schéma explicatif du principe de la règle log-log

La Figure 5-16 montre un schéma explicatif de la règle log-log et ses paramètres. Les résultats de pénétrations estimées sont montrés dans les Tableau 5-6.

Tableau 5-6. Pénétrations estimées des bitumes en utilisant l'équation 2-3 (log-log)

	LH0-0	LH40-1	LH40-2	LWF40-2	LH70-1	LH70-3	LWF70-3	LH100-1
	LWF0-0	LWF40-1			LWF70-1			
a (%)	100	69	59	61	46	30	33	24
Pen _a (1/10mm)	41	60	60	60	180	180	180	9
b (%)	-	31	41	39	54	70	67	76
Pen _b (1/10mm)	0	10	14	15	10	18	18	10
Pen _{mix} (1/10mm)	41	34	33	35	38	36	39	10

La Figure 5-17 montre les valeurs des pénétrations estimées sous forme d'un histogramme. Les valeurs varient entre 41 et 33 1/10mm ce qui classe l'ensemble des bitumes dans une même catégorie de pénétration, comme cela était souhaité.

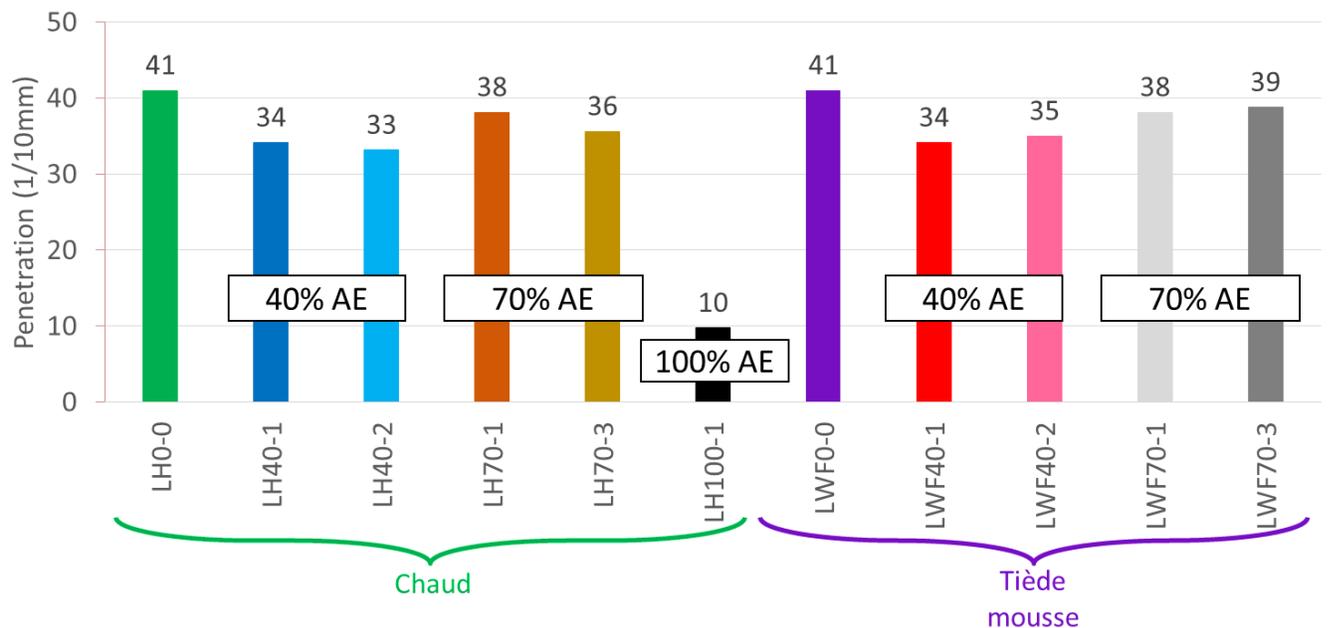


Figure 5-17. Pénétration estimée des mélanges de bitumes

Les estimations des pénétrations des mélanges donnent une approximation des températures de chauffe de fabrication et chacun des composants sur la base des normes EN 12591, 2009; EN 12697-35, 2017 et EN 13924, 2006.

5.2.2.4 Températures de chauffe des granulats

La température limite de chauffe de granulats est 230°C (EN 12697-35, 2017, p. 12697). Le Tableau 5-7 montre les températures de chauffe utilisées pour la fabrication des enrobés selon, le procédé et taux d'AE

Tableau 5-7. Températures visées des granulats et filler pour les introduit dans le malaxeur

Procédé	AE (%)	Températures de chauffe (°C)
Chaud	0	210
	40	210
	70	230
Tiède	0	140
	40	140
	70	160

Des seaux ont été remplis avec les quantités de granulats nécessaires pour chacun des matériaux et chauffés aux températures visées au moins 12h avant de les introduire dans le malaxeur.

5.2.2.5 Température de chauffe du liant d'apport

Selon la norme EN 12697-35, 2017, p. 12 (Tableau 5-8) il existe des températures recommandées en fonction du grade du bitume. Pour le projet, les bitumes d'apport sont de type 35/50, 50/70 et 160/220. Les températures de chauffe des liants d'apport utilisées sont celles fournies dans la Figure 5-18.

Tableau 5-8. Température de compactage référence pour mélanges à base de bitume routier ou de bitume routier de grade dur (EN 12697-35, 2017, p. 12697)

Classe de bitume	Températures de chauffe (°C)	
	Types d'enrobés autres que les coulés routiers	Asphaltes coulés routiers
10/20 à 20/30	180	230
30/45	175	220
35/50	165	210
40/60	155	200
50/70	150	-
70/100	145	-
100/150	140	-
160/220	135	-

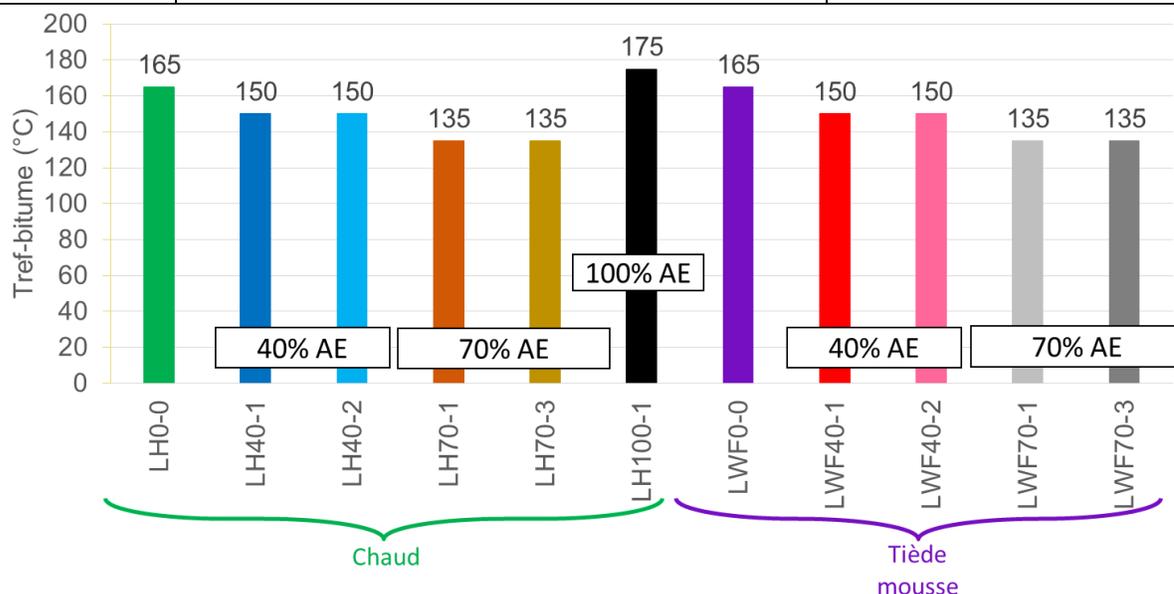


Figure 5-18. Températures de chauffe pour les bitumes d'apport pour les enrobés étudiés.

5.2.2.6 Température de chauffe des AE

La température de l'agrégat d'enrobé est habituellement limitée à 110°C afin d'éviter le vieillissement prématuré du liant (selon EN 12697-35, 2017). Dans le cas particulier des enrobés contenant 70% d'AE, des expériences ont permis de déterminer la température de chauffe des AE (Tableau 5-9).

Tableau 5-9. Températures visées des AE pour les introduit dans le malaxeur

Procédé	AE (%)	Températures de chauffe (°C)
Chaud	40	110
	70	145
	100	150
Tiède	40	110
	70	140

Les AE doivent être mis sur des plateaux en lits de 4 à 6cm d'épaisseur, cela va garantir une chauffe plus homogène. Les AE sont chauffés à la température précédemment visées pendant 3h, avant de les introduire dans le malaxeur.

5.2.2.7 Températures de fabrication des enrobés

En utilisant le Tableau 5-8, les températures de fabrication visées ont été choisies pour la fabrication à chaud. Pour la fabrication à tiède mousse une diminution de 30°C est appliquée par rapport à la fabrication équivalente à chaud (Tableau 5-10).

Tableau 5-10. Températures de fabrication visées des enrobés

Procédé	AE (%)	Températures de chauffe (°C)
Chaud	40	165
	70	175
	100	180
Tiède	40	135
	70	140

5.2.3 Fabrication et caractérisation des enrobés

5.2.3.1 Malaxage

Le malaxeur chauffe à la température de fabrication visée. On a suivi la chronologie ci-dessous pour l'introduction des composants dans le malaxeur:

1. Introduction des fractions granulaires dans l'ordre décroissant des diamètres ;
2. Introduction des agrégats ;
3. Malaxage pendant 30s ±5s à sec ;
4. Attente du dépôt des fines (1 min environ);
5. Introduction du liant ;
6. Malaxage 180s ±5s ;
7. Mesure la température du mélange en fin de malaxage.

La Figure 5-19 montre en rouge les températures initialement visées et en bleu les températures mesurées.

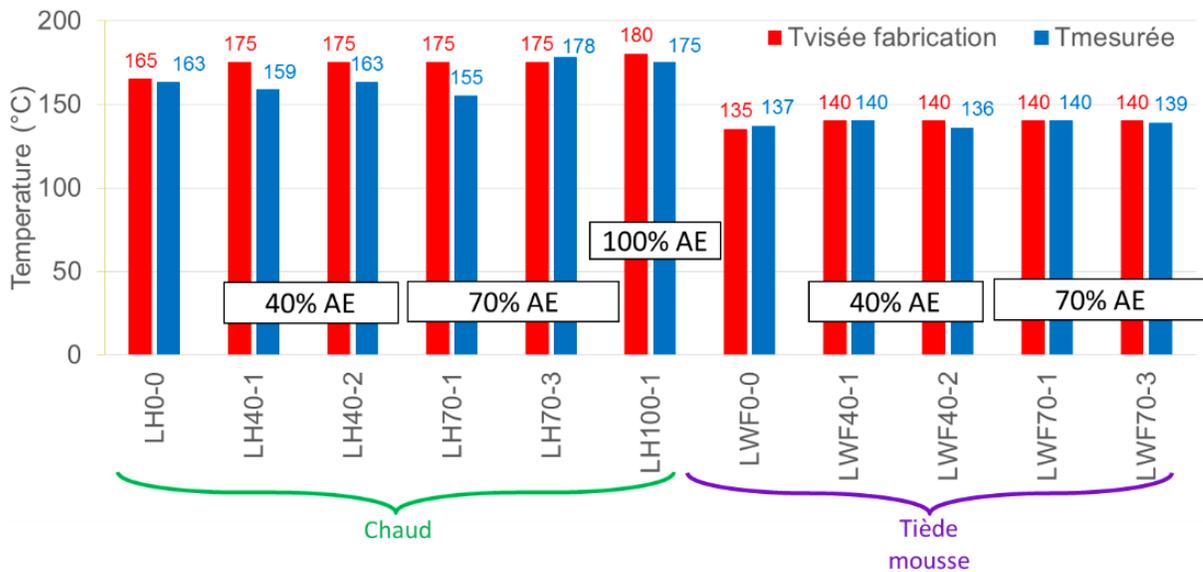


Figure 5-19. Histogrammes de températures visées de fabrication et températures mesurées après la fabrication des enrobés

5.2.3.2 Remplissage et compactage de plaques

Une fois que l'enrobé est malaxé, il est versé dans un moule de dimension 600 x 400 x 120 mm. Ce moule s'installe sur le compacteur à pneu LPC selon la norme EN 12697-33, 2006. Pour chaque matériau, deux plaques ont été fabriquées chez EIFFAGE (Figure 5-20). Les plaques sont démoulées un jour après la fabrication et laissées au repos 2 semaines (au minimum) avant d'être coupées et carottées.



a)



b)

Figure 5-20. Compacteur à pneu LPC et plaques fabriquées LH40-1-2

5.2.4 Sciage et carottage

La Figure 5-21 présente les axes I, II, III liés aux directions du compactage de la plaque (I - direction de roulement, II – direction verticale de la charge du compactage, III – direction transversale au roulement de la roue du compactage).

Sur une des deux plaques fabriquées, des éprouvettes sont carottées et découpées pour réaliser les essais de module complexe, de propagation d'ondes et de retrait thermique empêché (Figure 5-22). La deuxième plaque a été destinée aux poutres pour les essais de propagation de fissure, les poutres ont été sciées avec du matériel de haute précision pour garantir l'orthogonalité entre les faces et maintenir la géométrie présentée en Figure 5-23.

La teneur en vides visée pour l'enrobé était de $V_{\text{moyenne}}=8.0\%$.

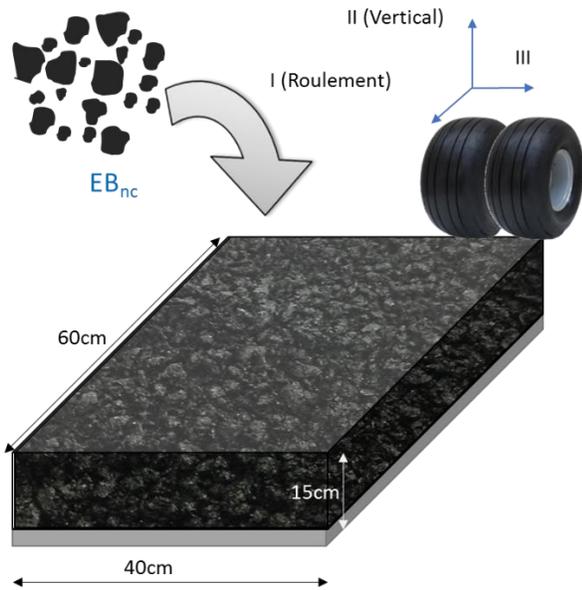


Figure 5-21. Direction de roulement

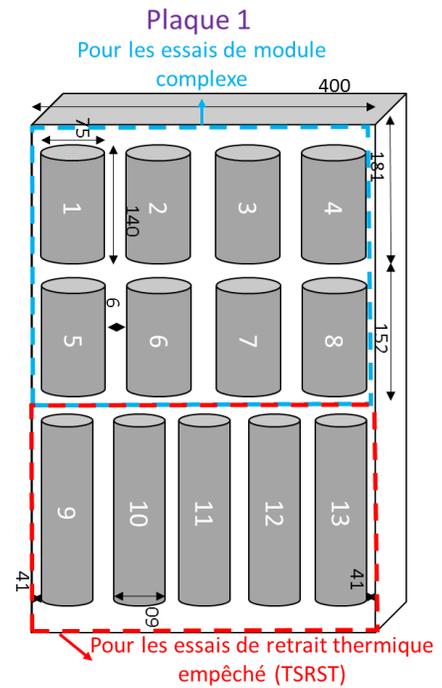


Figure 5-22. Numérotation et localisation des épreuves

Le plan de sciage pour la plaque des éprouvettes destinées aux essais de propagation de fissure est présenté sur la Figure 5-23.

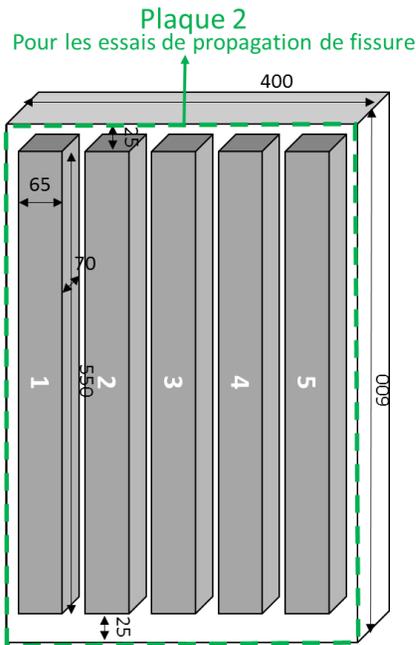


Figure 5-23. Plan de sciage des poutres d'enrobé pour essai de propagation de fissure

Le Tableau 5-11 présente* les essais exécutés pour évaluer les propriétés thermomécaniques. On a réalisé au total 135 essais : 30 essais de module complexe, propagation des ondes et propagation de fissure, ainsi que 45 essais TSRST.

Tableau 5-11. Essais réalisés lors de la campagne expérimentale

Enrobé	Module Complexe**	Propagation d'ondes**	TSRST***	Propagation de la fissure*
LH-0-0	x	x	x	x
LH-40-1	x	x	x	x
LH-40-2	x	x	x	x
LH-70-1	x	x	x	x
LH-70-3	x	x	x	x
LH-100-1	x	x	x	x
LWF-0-0	x	x	x	x
LWF-40-1	x	x	x	x
LWF-40-2	x	x	x	x
LWF-70-1	x	x	x	x
LWF-70-3	x	x	x	x
SH-40-1	x	x	x	x
SH-70-1	x	x	x	x
SWF-40-1	x	x	x	x
SWF-70-1	x	x	x	x

*non répétabilité

**nombre de répétabilité 2

*** nombre de répétabilité 3

5.2.5 Compactibilité des enrobés

Une première caractérisation est faite avec le nombre de passages utilisés pour le compactage des plaques, la Figure 5-24 montre qu'à chaque fois que le taux d'AE est augmenté, le compacteur a besoin de moins de passages pour obtenir la teneur en vides fixée ($v_{ides_i}=8\%$). La procédure de fabrication a aussi une influence, car les enrobés tièdes montrent une diminution de nombre de passages par rapport aux enrobés à chaud.

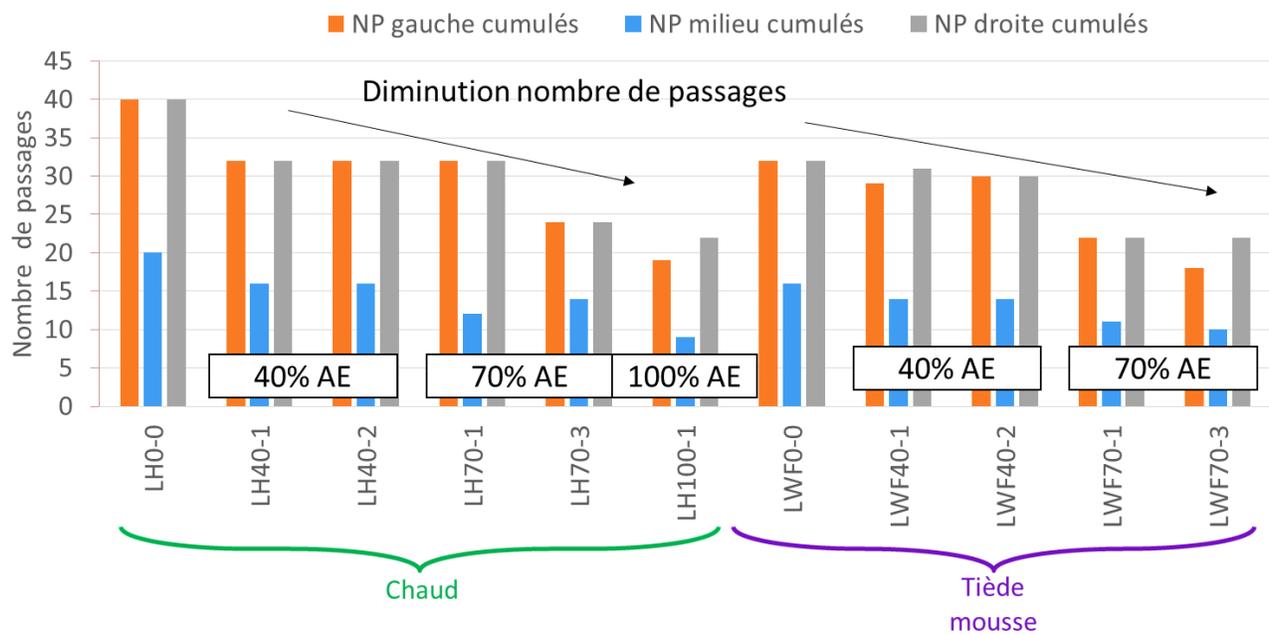


Figure 5-24. Nombre de passages utilisés pour compacter les plaques à tester

Trois essais de PCG ont été fait pour chaque type de matériaux. Les Figure 5-25 et Figure 5-26 montrent les résultats des enrobés à chaud et tiède mousse, respectivement. Tout d’abord on peut voir l’effet de l’introduction AE, il y a clairement une diminution des vides pour les deux types d’enrobés.

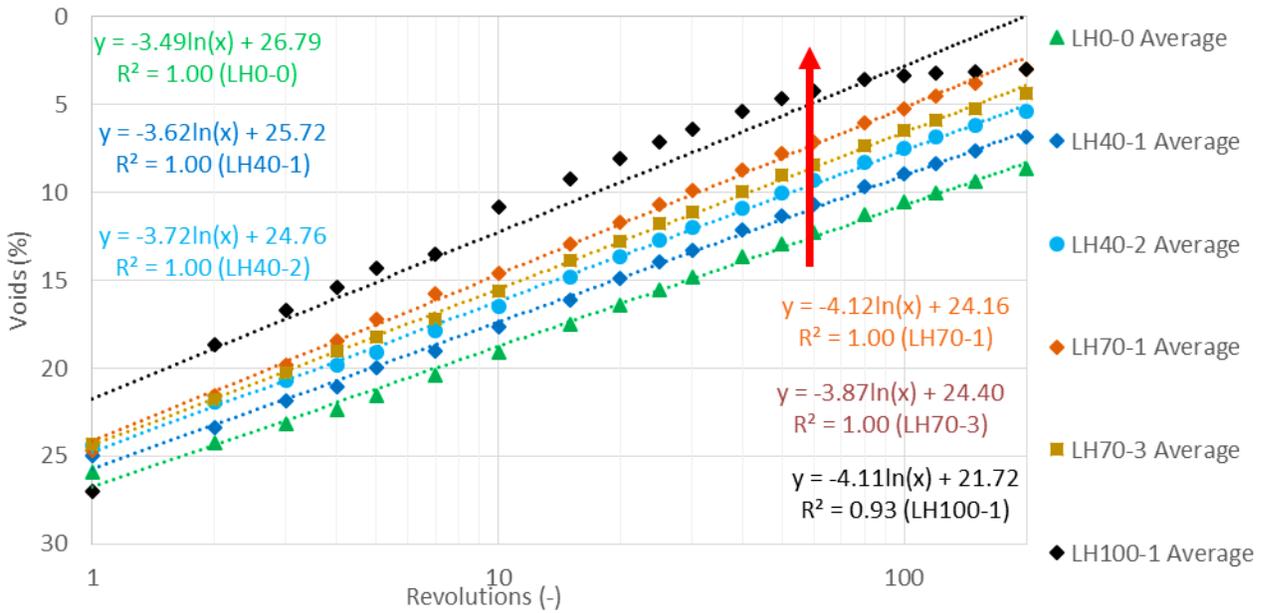


Figure 5-25. Résultats des essais PCG pour les enrobés fabriqués à chaud

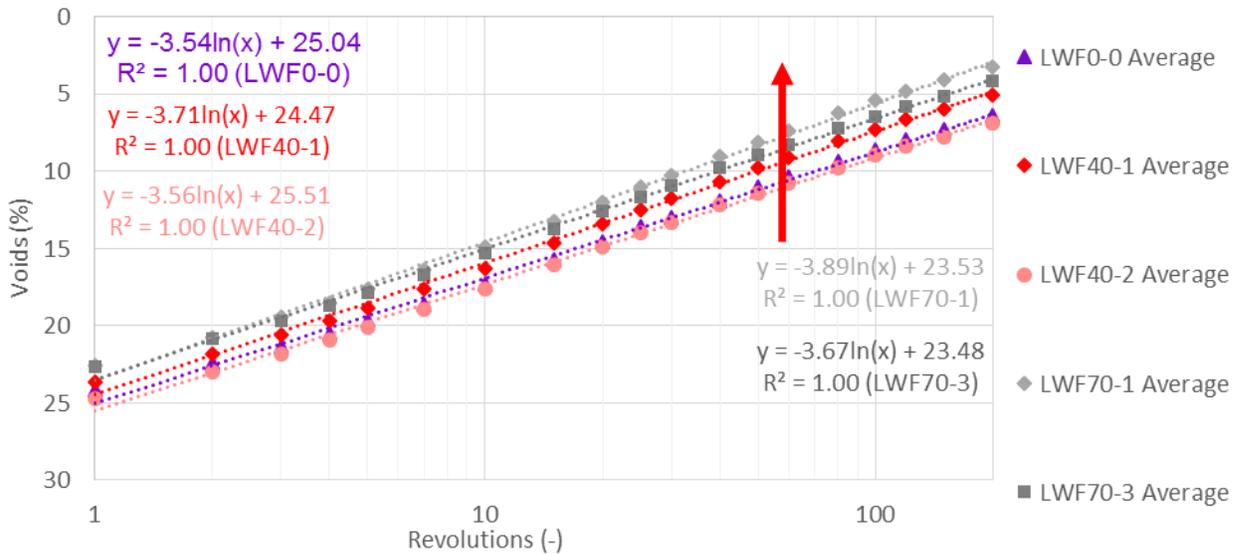


Figure 5-26. Résultats des essais PCG pour les enrobés fabriqués à tiède mousse

La Figure 5-27 montre la teneur en vides à 60 girations en fonction du taux d'AE₀. Les résultats sont analysés par rapport à la procédure de fabrication. Les deux types d'enrobés, montrent une évolution linéaire. Le même analyse est faite mais en fonction de la quantité totale d'AE (Figure 5-28), où les enrobés tièdes montrent une tendance à diminuer le contenu de vides quand le pourcentage d'AE augmente. Lopes et al., 2015 ont obtenus des résultats similaires.

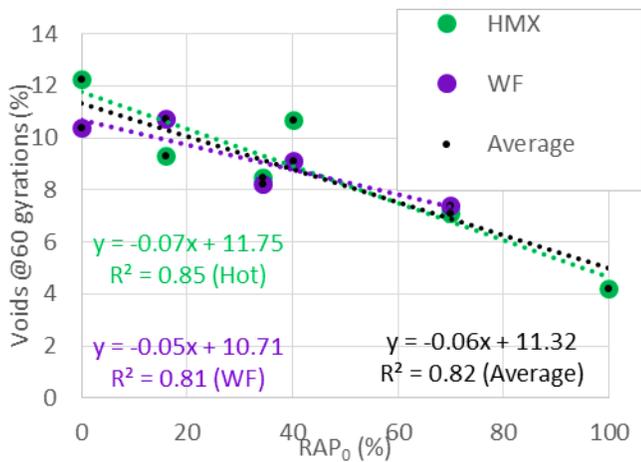


Figure 5-27. Teneur en vides à 60 girations en fonction de % AE₀

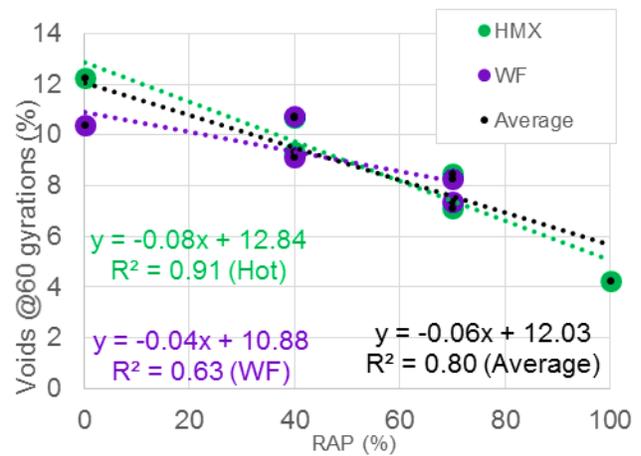


Figure 5-28. Teneur en vides à 60 girations en fonction de % AE

La vitesse de compactage est définie comme la pente obtenue des courbes de la Figure 5-25 et de la Figure 5-26. Cette vitesse, tracée en fonction du pourcentage de vides de premier niveau (AE₀), montre que les enrobés fabriqués à chaud ont une vitesse plus importante que ceux fabriqués à température tiède.

En moyenne si la quantité d'AE₀ augmente, la vitesse augmente. La Figure 5-30 fait la même analyse mais en fonction de la quantité totale d'AE.

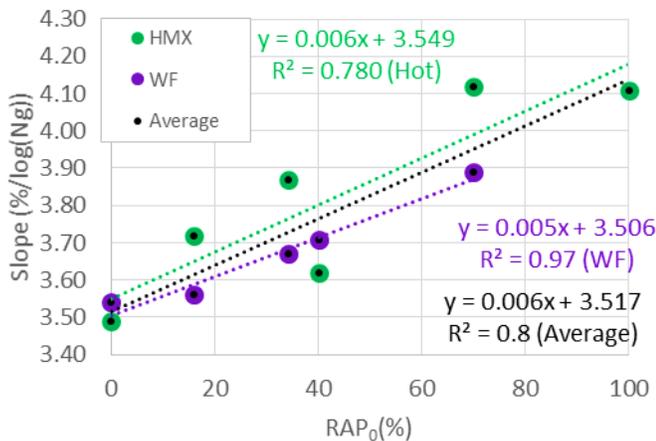


Figure 5-29. Pente des courbes PCG en fonction de % AE₀

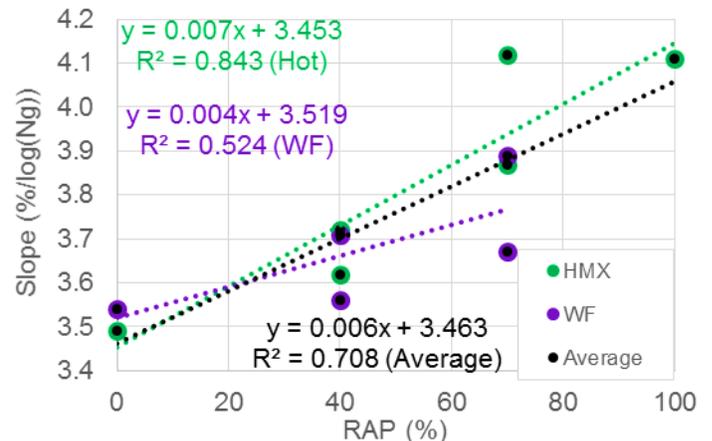


Figure 5-30. Pente des courbes PCG en fonction de % AE

Selon l'EN 13108-20, 2007 un mélange BBSG 3 0/10 doit avoir une teneur en vides entre 5 et 10% à 60 giration. En utilisant cette référence, on a constaté que cinq enrobés ne sont pas dans les valeurs acceptables.

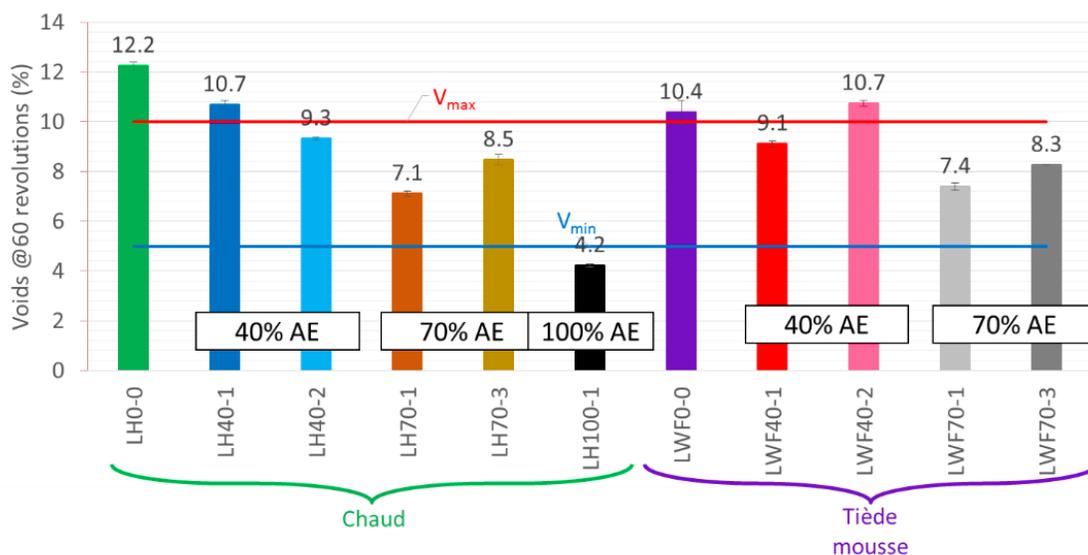


Figure 5-31. Le pourcentage de vides à 60 giration des enrobés comparés conformément l'EN 13108-20, 2007

5.2.6 Masse Volumique Réelle des enrobés

En parallèle des essais de PCG, des essais MVR ont été réalisés sur des échantillons des enrobés. La Figure 5-32 présente les valeurs moyennes de trois mesures pour chacun des matériaux étudiés. En général, les valeurs de MVR sont un peu plus élevées pour les matériaux avec AE, que pour les matériaux sans recyclage. L'enrobé avec 100% d'AE montre une augmentation considérable de MVR. Cela peut s'expliquer par le fait que la source granulaire des AE, n'est pas la même que celle des granulats d'apport.

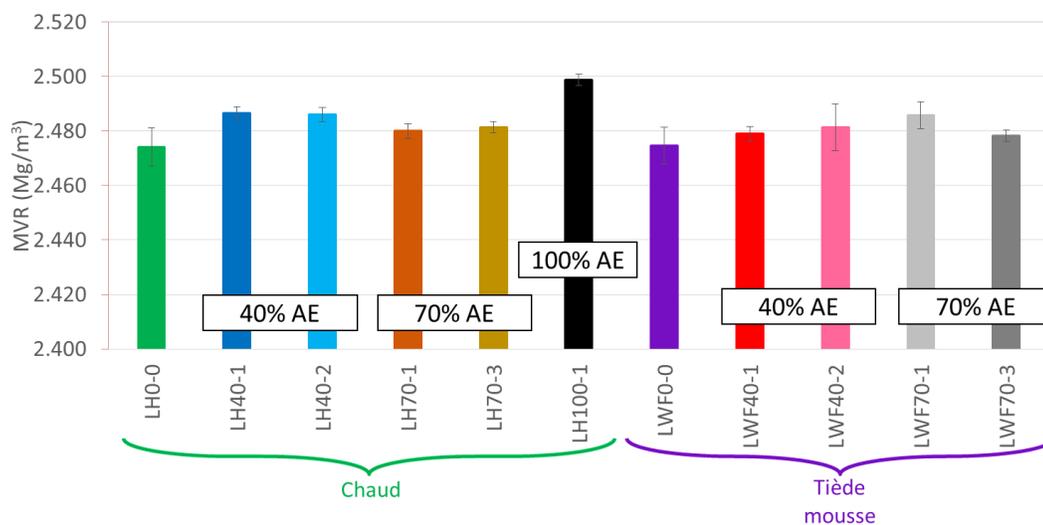


Figure 5-32. Résultats de MVR des enrobés testés

6 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE MODULE COMPLEXE

Dans cette section, les résultats des essais de module complexe sont présentés. Au total, 15 types d'enrobés ont été testés. Ces résultats ont été présentés dans trois publications et présentations orales pour les industriels (Pedraza, 2017; Pedraza et al., 2017a, 2017b). Depuis la publication des articles, les valeurs des constantes du modèle 2S2P1D ont été modifiées afin d'améliorer la qualité des calibrations.

6.1 Validation du Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT)

Les essais de module complexe ont été réalisés à différentes températures (entre -25 et 52°C) et fréquences (de 0.01 Hz à 10 Hz). Deux échantillons pour chaque matériau ont été testés.

Les résultats de module complexe ont été tracés dans le plan Cole-Cole et l'espace de Black pour tous les matériaux. La Figure 6-1 présente un exemple de résultats obtenus pour les enrobés avec 0% et 40% d'AE avec un et deux cycles de recyclage (LH0-0, LH40-1 et LH40-2). Les enrobés en question respectent le principe de équivalence temps température (PETT).

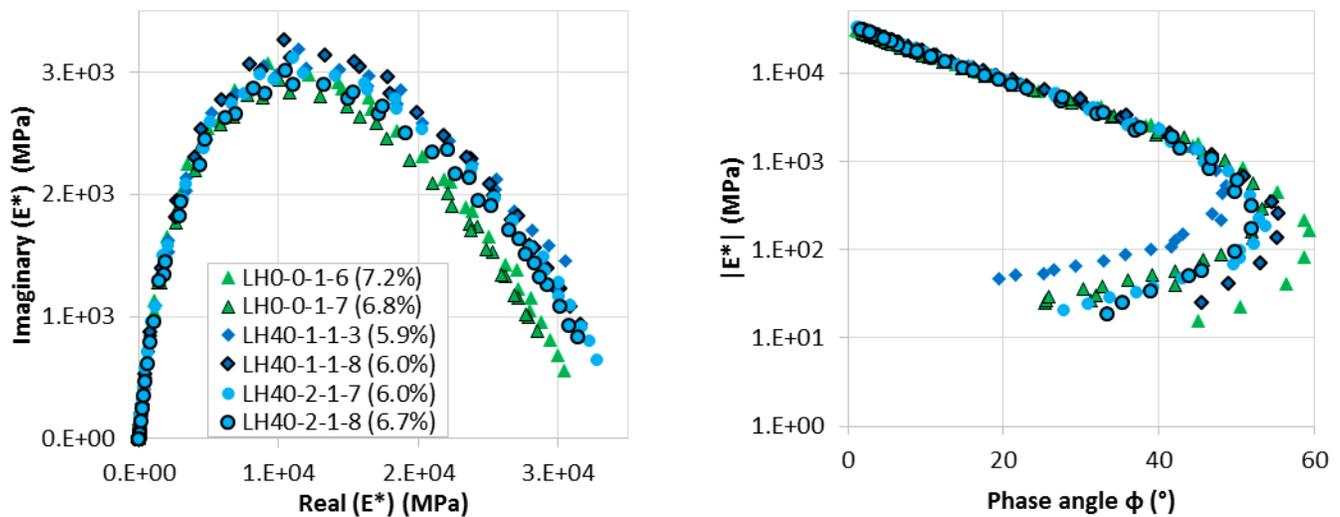


Figure 6-1. Résultats de module complexe dans le plan Cole-Cole et l'espace de Black pour les enrobés LH0-0, LH40-1 et LH40-2

Une excellente répétabilité a été observée pour les résultats de tous les matériaux. La Figure 6-2-a présente les isothermes de la norme de module complexe résultant d'un essai réalisé sur un enrobé contenant 40% d'AE issu de deux cycles de recyclage. La Figure 6-2-b montre les isothermes de l'angle de phase du même matériau.

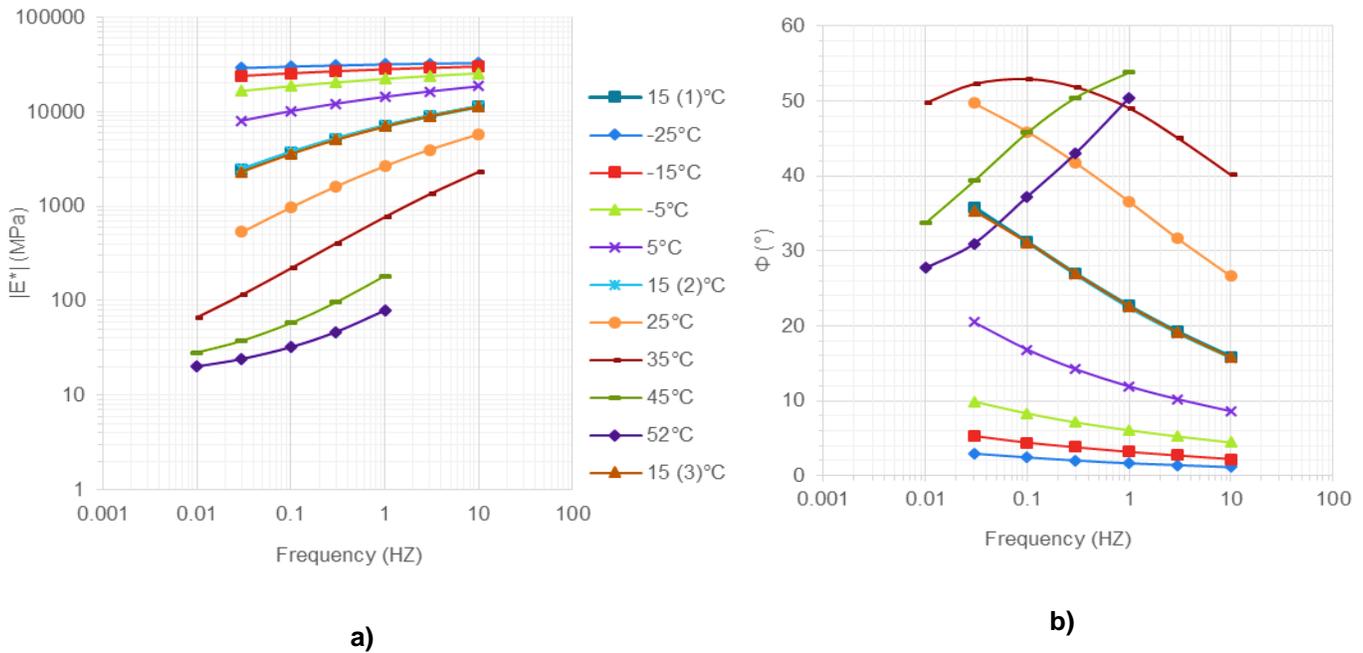


Figure 6-2. Isothermes de a) norme du module complexe b) anglé de phase de module complexe, (enrobé LH40-2-1-7)

Tous les enrobés testés suivent le PETT pour le module complexe (ce qui est classique) et pour les coefficients de Poisson complexes. D'abord, les courbes maîtresses expérimentales sont tracées à une température de référence expérimentale T_{refExp} (la température choisie est celle la plus proche de 15°C). La température T_{refExp} varie légèrement entre les essais à cause du fait que le pilotage de l'enceinte thermique n'est pas fait à partir de la température de l'éprouvette mais de la température de l'air dans l'enceinte thermique. Les courbes maîtresses sont ensuite tracées à 15°C. Pour tracer les courbes maîtresses chaque isotherme est affectée par un facteur a_{TE} pour les courbes maîtresses de $|E^*|$ et a_{Tv} pour les courbes de $|v^*|$.

Nguyen, 2009 a montré que les coefficients de translation utilisés pour v^* (a_{Tv}) et pour E^* (a_{TE}) sont identiques. On considère donc un coefficient de translation unique a_T :

$$a_T = a_{TE} = a_{Tv} \quad (6-1)$$

La norme de module complexe, angle de phase du module complexe, le coefficient de Poisson et angle de phase du coefficient de Poisson devient fonctions des a_T et de la fréquence (f), à une température donnée :

$$E^*(T, f) = E^*(T_{refExp}, a_T(T_{refExp}) \cdot f) \quad (6-2)$$

$$\varphi(T, f) = \varphi(T_{refExp}, a_T(T_{refExp}) \cdot f) \quad (6-3)$$

$$v^*(T, f) = v^*(T_{refExp}, a_T(T_{refExp}) \cdot f) \quad (6-4)$$

$$\varphi_v(T, f) = \varphi_v(T_{refExp}, a_T(T_{refExp}) \cdot f) \quad (6-5)$$

Tableau 6-1. Constantes du modèle 2S2P1D pour les enrobés testés

P.F.	Matériaux	Echantillon	AE (%)	Vides (%)	E ₀₀ (MPa)	E ₀ (MPa)	v ₀₀	v ₀	k	h	δ	β	τ_E @Tref=15°C (s)	τ_v @Tref=15°C (s)	C _{1cor}	C _{2cor}
Chaud	LH0-0	1-6	0	7.20	10	32600	0.53	0.29	0.183	0.588	2.1	90	0.046	1.073	25.16	167.30
		1-7	0	6.80	26	32100	0.40	0.20	0.183	0.588	2.1	90	0.049	1.613	25.11	167.65
	LH40-1	1-8	40	6.00	19	34950	0.53	0.11	0.1795	0.576	2.24	140	0.060	1.445	25.16	167.30
		1-3	40	5.90	45	35400	0.45	0.24	0.1795	0.576	2.24	140	0.059	2.572	25.03	168.14
	SH40-1	1-3	40	3.10	17	37100	0.46	0.22	0.1795	0.576	2.24	140	0.080	5.851	25.11	167.62
		1-7	40	3.00	29	39200	0.47	0.24	0.1795	0.576	2.24	140	0.080	6.509	25.11	167.63
	LH40-2	1-8	40	6.70	20	34500	0.45	0.22	0.1795	0.576	2.24	140	0.056	1.952	25.12	167.57
		1-7	40	6.00	19	35200	0.51	0.23	0.1795	0.576	2.24	140	0.061	2.280	25.13	167.53
	LH70-1	1-2	70	5.60	11	36100	0.48	0.24	0.172	0.555	2.35	180	0.059	2.594	25.15	167.39
		1-5	70	5.60	28	35500	0.52	0.23	0.172	0.555	2.35	180	0.060	2.889	25.13	167.51
	SH70-1	1-3	70	7.16	40	33300	0.42	0.23	0.172	0.555	2.35	180	0.044	1.939	25.06	168.00
		1-4	70	7.16	18	33600	0.51	0.18	0.172	0.555	2.35	180	0.049	1.775	25.10	167.70
	LH70-3	1-2	70	7.20	12	34700	0.49	0.24	0.172	0.555	2.35	180	0.030	1.329	25.11	167.65
		1-4	70	7.20	23	33500	0.45	0.28	0.172	0.555	2.35	180	0.028	1.038	25.10	167.67
LH100-1	1-1	100	7.10	120	33800	0.43	0.29	0.16	0.53	2.55	218	3.557	374.390	36.82	237.11	
	1-2	100	6.68	120	35100	0.41	0.25	0.16	0.53	2.55	218	3.589	358.947	36.75	237.20	
Tiède mousse	LWF0-0	1-2	0	7.23	16	31300	0.41	0.25	0.183	0.588	2.1	90	0.049	1.719	25.13	167.50
		1-3	0	7.28	42	31600	0.49	0.28	0.183	0.588	2.1	90	0.048	1.830	24.99	168.45
	LWF40-1	1-5	40	5.76	9	36100	0.48	0.21	0.1795	0.576	2.24	140	0.061	2.408	25.11	167.61
		1-3	40	5.34	35	34750	0.42	0.24	0.1795	0.576	2.24	140	0.065	4.342	25.10	167.67
	SWF40-1	1-3	40	7.80	27	32200	0.40	0.22	0.1795	0.576	2.24	140	0.048	0.776	25.12	167.59
		1-6	40	7.80	13	31300	0.41	0.20	0.1795	0.576	2.24	140	0.048	1.098	25.13	167.51
	LWF40-2	1-2	40	6.29	49	33600	0.45	0.21	0.1795	0.576	2.24	140	0.056	1.800	25.14	167.41
		1-3	40	6.68	28	34200	0.51	0.21	0.1795	0.576	2.24	140	0.053	1.310	25.10	167.69
	LWF70-1	1-4	70	6.25	28	33400	0.45	0.20	0.172	0.555	2.35	180	0.054	1.548	25.12	167.60
		1-6	70	4.24	52	37400	0.51	0.23	0.172	0.555	2.35	180	0.070	3.962	25.10	167.67
	SWF70-1	1-6	70	6.12	80	35800	0.41	0.20	0.172	0.555	2.35	180	0.060	2.994	25.11	167.60
		1-7	70	6.84	40	34900	0.39	0.31	0.172	0.555	2.35	180	0.054	2.571	25.13	167.53
	LWF70-3	1-1	70	5.70	36	35400	0.42	0.26	0.172	0.555	2.35	180	0.032	2.868	25.09	167.74
		1-4	70	2.37	63	39800	0.35	0.22	0.172	0.555	2.35	180	0.037	2.83	25.09	167.78

Les facteurs a_T correspondants aux températures testées sont présentés en Figure 6-4. Cette figure montre que les valeurs de a_T sont proches pour tous les enrobés testés, sauf l'enrobé avec 100% d'AE (LH100-1). A partir de la précédente observation, deux équations WLF ont été fixées, une première pour les enrobés 0%, 40 et 70% d'AE (Average WLF) et une autre pour le 100% AE (LH100-1 WLF). Les coefficients C_1 et C_2 , des équations WLF (6-6), sont donnés dans le Tableau 6-2.

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_{ref})}{C_2 + T - T_{ref}} \quad (6-6)$$

Tableau 6-2. Coefficients C1 et C2 utilisés pour l'équation WLF pour les matériaux testés

Modèle	C ₁	C ₂
Average WLF	25.13	167.5
LH100-1 WLF	36.8	236.9

En outre, pour obtenir toutes les courbes maitresses à une même température de référence ($T_{ref}=15^\circ\text{C}$), les constantes C_1 et C_2 doivent être corrigées par rapport aux écarts entre T_{refExp} et T_{ref} . La correction est réalisée à partir des équations 6-6 et 6-7.

$$C_{1Corr} = \frac{C_1 \cdot C_2}{C_{2Cor}} \quad (6-7)$$

$$C_{2Cor} = C_2 - T_{refExp} + T_{ref} \quad (6-8)$$

En utilisant les valeurs de C_{1Corr} et C_{2Cor} (Tableau 6-1), les approximations des équations de WLF donnent comme résultat les a_{TWLF} . Les a_T et a_{TWLF} utilisés pour chaque échantillon sont fournis dans l'annexe B. Les courbes maitresses de $|E^*|$ et $|v^*|$ sont construites en utilisant ces a_{TWLF} à une température de référence de $T_{ref}=15^\circ\text{C}$ (Figure 6-3) .

Les résultats obtenus par de Mangiafico, 2014 montrent une influence sur les a_T d'un enrobé avec 100% d'AE, par rapport à un enrobé de référence sans AE.

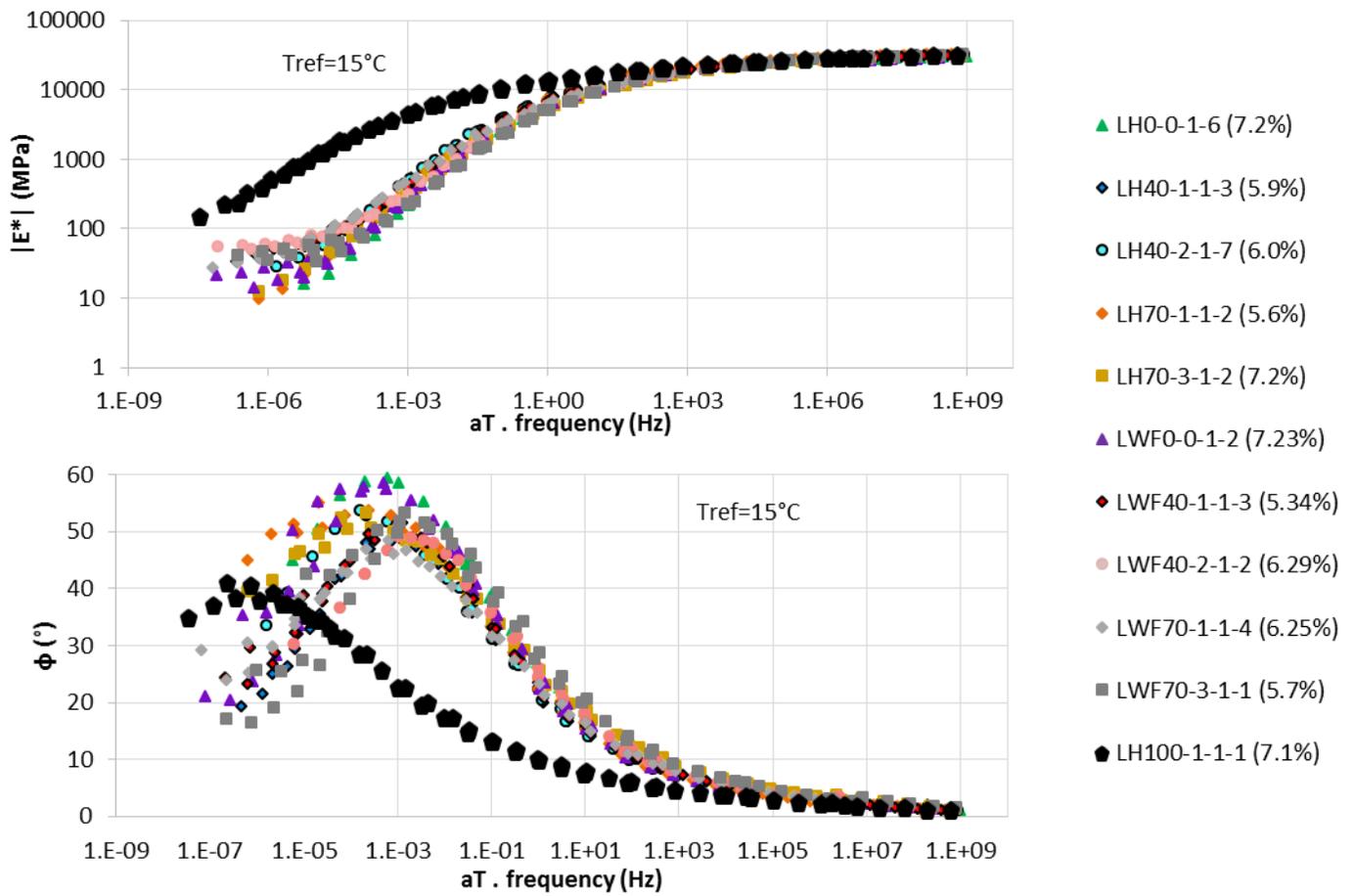


Figure 6-3. Résultats expérimentaux des essais de module complexe : courbes maîtresses du module complexe (norme (haut) et angle de phase (bas))

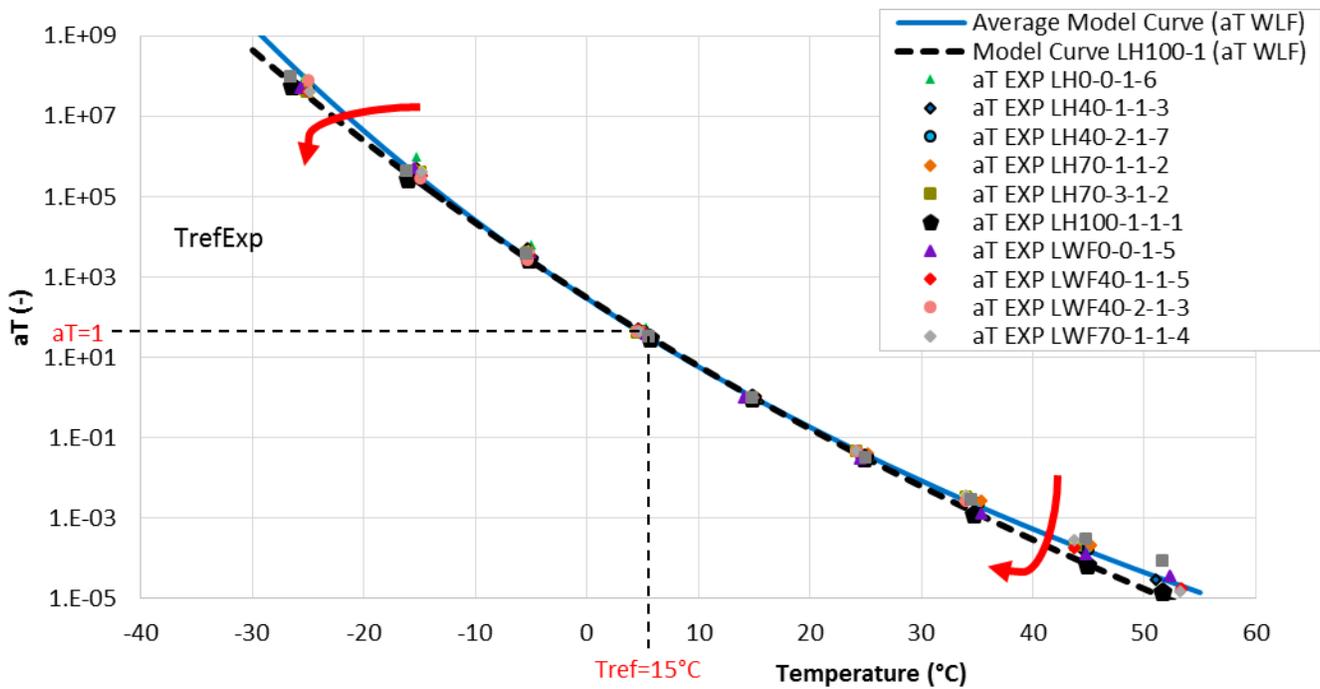


Figure 6-4. Coefficients de translation a_T expérimentaux des matériaux testés et calculés avec l'équation WLF

Dans le cas de $|E^*|$, nous pouvons vérifier que les courbes maitresses des enrobés avec 0%, 40% et 70% d'AE, peu importe le cycle et la procédure de fabrication, ont des formes assez similaires. Une des caractéristiques qui varient entre ces courbes maitresses de $|E^*|$ est la valeur de E_0 (la valeur quand $f \rightarrow \infty$) et E_{00} (la valeur quand $f \rightarrow 0$).

Les courbes maitresses de l'angle de phase montrent la même tendance que les courbes maitresses de la norme du module complexe. Une superposition des courbes est observée, indépendamment de la teneur en AE, de la procédure de fabrication ou de cycle de recyclage. Des valeurs moins élevées de l'angle de phase sont observées uniquement pour l'enrobé avec 100% d'AE montre une réduction sur presque toute la plage de fréquences (Tableau 6-3).

Les résultats ont été analysés en fonction du taux de recyclage des enrobés (Figure 6-3). Les valeurs de l'angle de phase à basses fréquences (de $1 \cdot 10^{-9}$ Hz à 1 Hz) sont plus élevées pour les enrobés sans AE et elles diminuent progressivement avec le taux de recyclage. Dans le domaine des hautes fréquences (de 1 Hz à $1 \cdot 10^9$ Hz) les courbes se superposent.

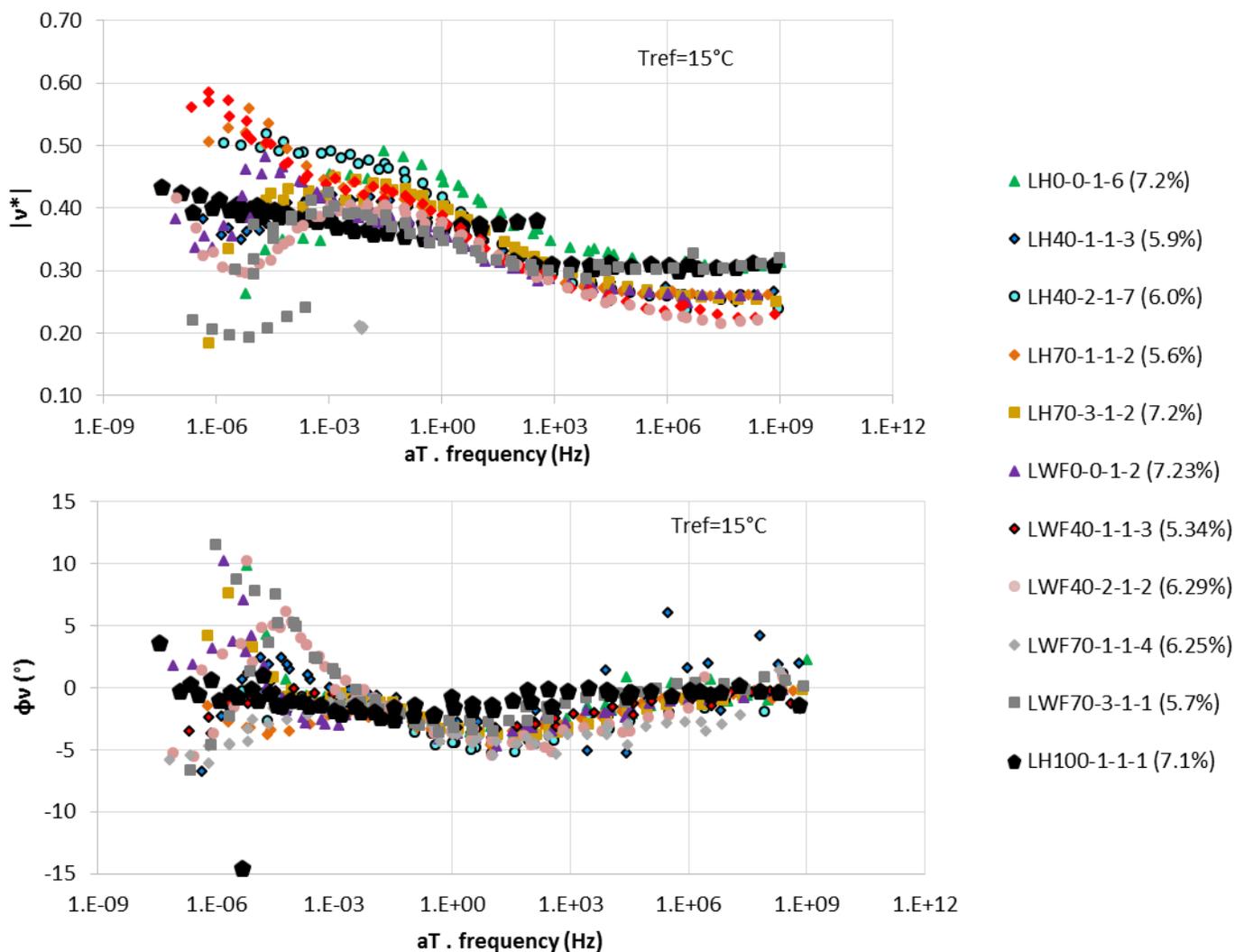


Figure 6-5. Résultats expérimentaux des essais de module complexe : courbes maîtresses du coefficient de Poisson complexe (norme de coefficient de Poisson (haut) et angle de phase coefficient de Poisson (bas))

Les valeurs de la norme du coefficient de Poisson complexe ($|\nu^*|$) diminuent avec la fréquence, ils varient entre 0.6 et 0.2. cette plage de variation est proche de celles trouvées dans d'autres études (Mangiafico, 2014; Nguyen, 2009; Tapsoba et al., 2014). Des valeurs différentes de ν_0 et ν_{00} sont observées pour les différents enrobés.

Les courbes maitresses de l'angle de phase du coefficient de Poisson (ϕ_ν) de tous les enrobés sont quasiment superposées (Figure 6-5).

6.2 Simulation du comportement VEL des enrobés bitumineux (2S2P1D)

Le modèle 2S2P1D est utilisé pour simuler le comportement VEL des matériaux testés. La procédure de calibration est la suivante :

1. Les constantes WLF utilisées sont déjà définies pour tous les enrobés (Tableau 6-2).
2. A partir des résultats expérimentaux des courbes maitresses précédemment présentées les valeurs d' E_0 , E_{00} , ν_0 et ν_{00} , sont fixées.
3. Les constantes k , h et δ sont calibrées dans le plan de Cole-Cole principalement. Leurs valeurs ont un effet sur la forme de la courbe comme indiqué sur la Figure 6-6. k affecte la pente de la courbe dans le plan Cole-Cole à basse température, h affecte la pente à haute température et δ est le facteur de forme influençant le pic de la courbe.

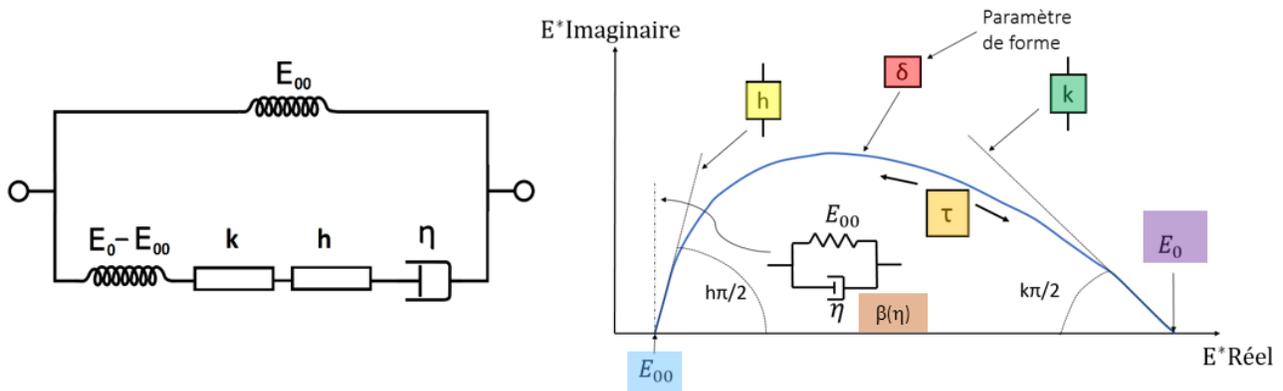


Figure 6-6. Représentation du modèle 2S2P1D et influence des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module complexe représenté dans le plan de Cole-Cole.

4. La constante β est liée à la viscosité de l'amortisseur du modèle. Le paramètre β permet de modifier la courbe maitresse à basse fréquence (Figure 6-7).
5. L'effet de la température est ensuite pris en considération grâce aux paramètres τ_E et τ_ν . Ces paramètres varient en fonction de la température. τ_E permet de translater la courbe maîtresse du module complexe le long de l'axe de la fréquence pour une température de référence donnée. τ_ν est l'équivalent de τ_E mais pour la courbe de maitresse du coefficient de Poisson (Figure 6-7).

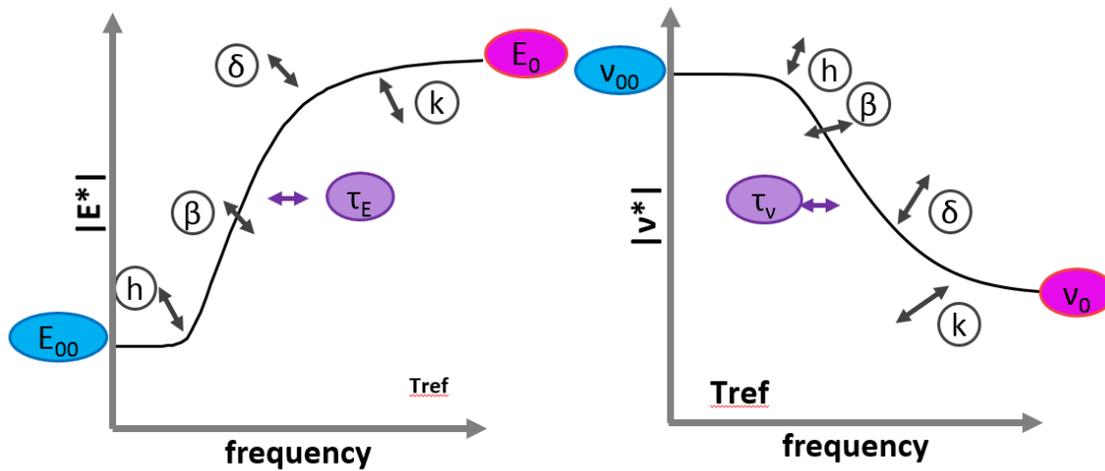
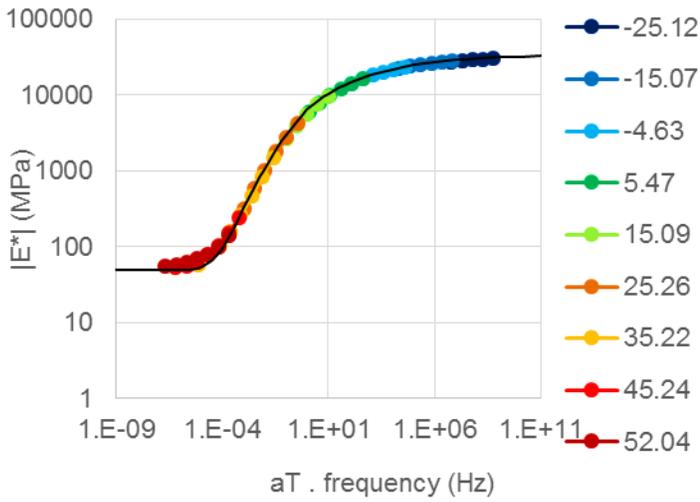


Figure 6-7. Influence des constantes du modèle 2S2P1D représenté sur les courbes maitresses de module et coefficient de Poisson complexes à Tref fixée (schématique)

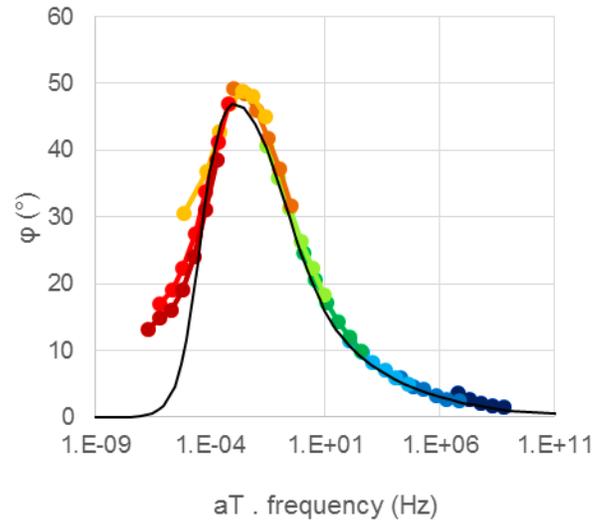
La Figure 6-8 montre la simulation faite sur les résultats expérimentaux d'un échantillon avec 40% d'AE fabriqué à tiède avec deux cycles de recyclage. Les constantes utilisées sont données dans le Tableau 6-3.

Tableau 6-3. Constantes 2S2P1D utilisées pour modéliser le comportement VEL de LWF40-2-1-2

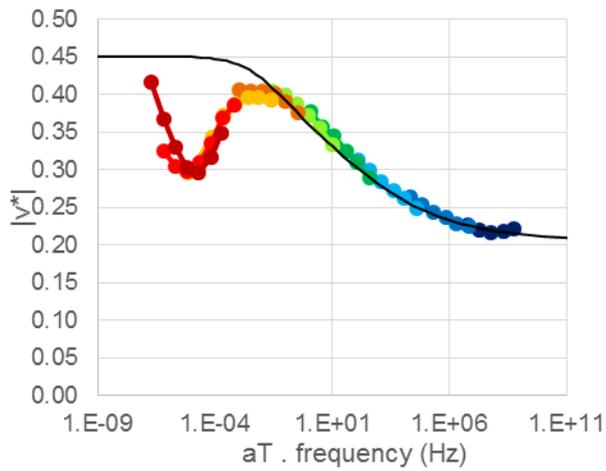
E_{00} (MPa)	E_0 (MPa)	k	h	δ	τ_E (s)	β	ν_{00}	ν_0	τ_ν (s)	C1	C2
49	33600	0.177	0.571	2.28	0.0577	154	0.45	0.21	1.855	25.13	167.5



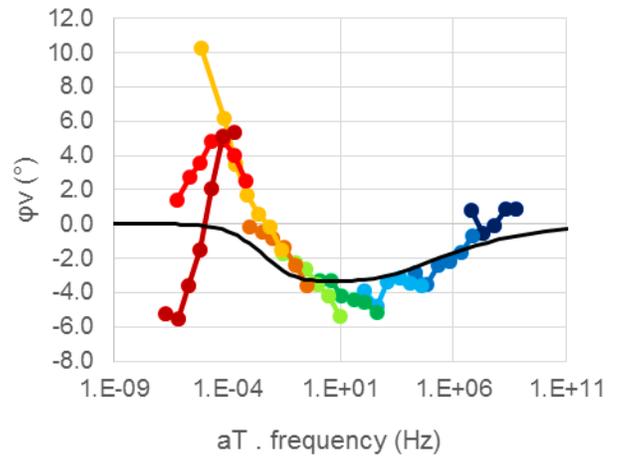
a)



b)



c)



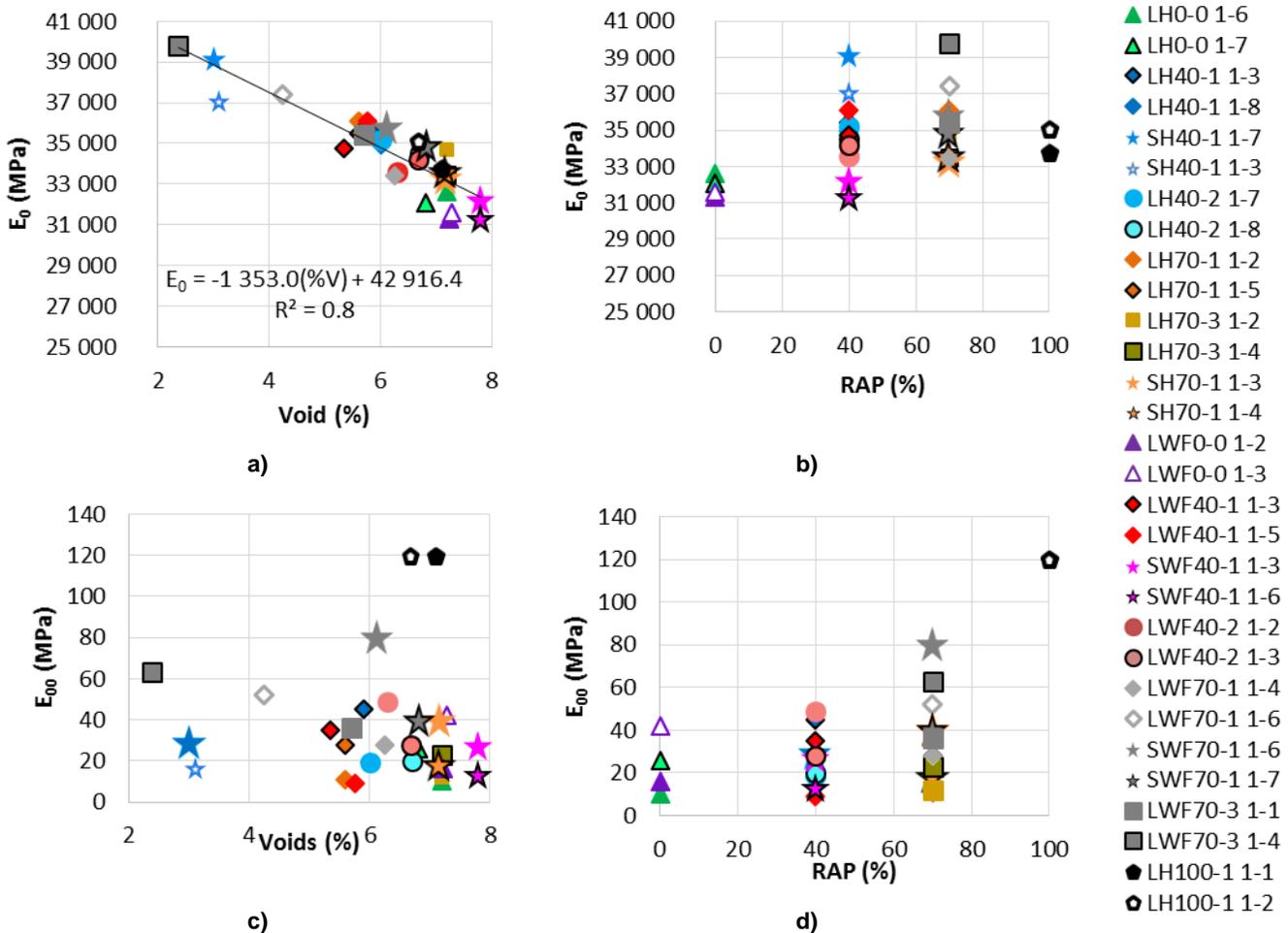
d)

Figure 6-8. Exemple de modélisation 2S2P1D des courbes maitresses de l'échantillon LWF40-2-1-2 : a) norme du module complexe ; b) angle de phase du module complexe ; c) norme du coefficient de Poisson ; d) angle de phase du coefficient de Poisson.

6.3 Analyse des constantes 2S2P1D

Le Tableau 6-3 montre les valeurs d' E_0 , E_{00} , v_{00} et v_0 de tous les échantillons testés. Les valeurs de E_0 sont tracées en fonction de la teneur en vides dans la Figure 6-9-a. Une dépendance de ce paramètre avec la teneur en vides de l'échantillon est observée. Une régression linéaire a été calculée. Certaines études confirment cette relation linéaire entre E_0 et la teneur en vides (Gallenne et al., 2003; Olard, 2003; Ramirez, 2016). La relation entre E_0 et la teneur en vides montre qu' E_0 est une caractéristique dépendante du squelette granulaire. Si on trace E_0 en fonction de la teneur en AE_0 de l'enrobé (Figure 6-9-b) aucune corrélation n'est observée a priori.

Les Figure 6-9 c et d montrent qu' E_{00} est une constante qui ne dépend ni de la teneur en vides ni de la teneur en %AE. Ramirez, 2016 a montré que pendant les étapes de conditionnement de température, de petites compressions ou tractions difficilement contrôlables peuvent être générées dans l'échantillon.. Cela affecte la valeur d' E_{00} .



Le comportement à basse température/haute fréquence des enrobés bitumineux est évalué sur la base des valeurs de E_0 .

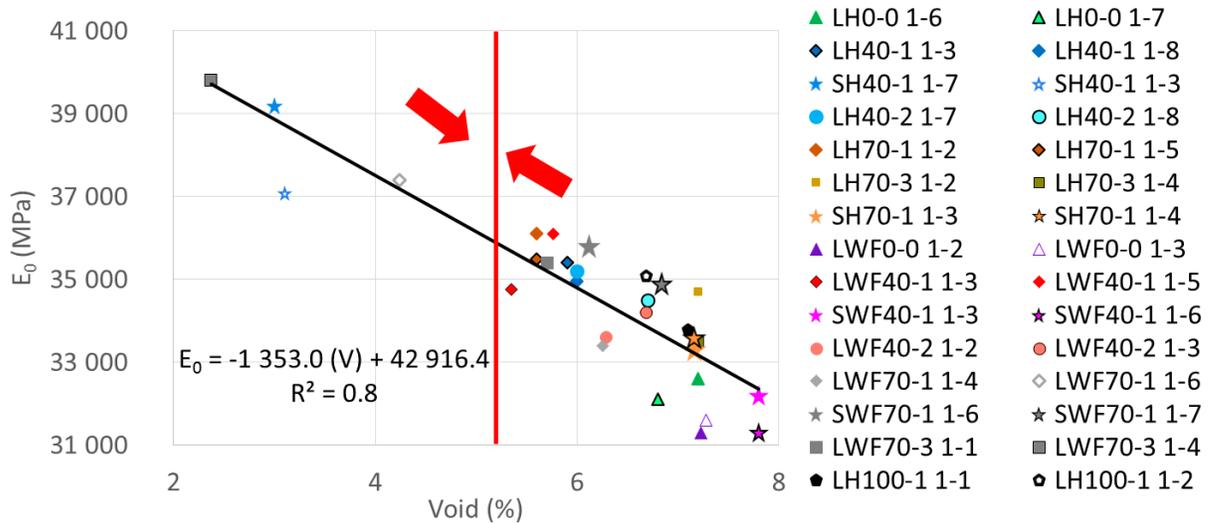


Figure 6-10. Valeurs d' E_0 corrigées à 5% de vides

La pente de la régression linéaire donnée dans la Figure 6-10 a été utilisée pour estimer la valeur de E_0 de chaque échantillon pour une valeur de teneur en vides égale à 5%, pour pas avoir l'effet de une différent teneur en vides sur E_0 . Les valeurs des échantillons d'un même matériau ont été moyennées. La moyenne de chaque enrobé est tracée dans l'histogramme de Figure 6-11. Tous les matériaux montrent des valeurs de E_0 très proches avec une différence de $\pm 6\%$.

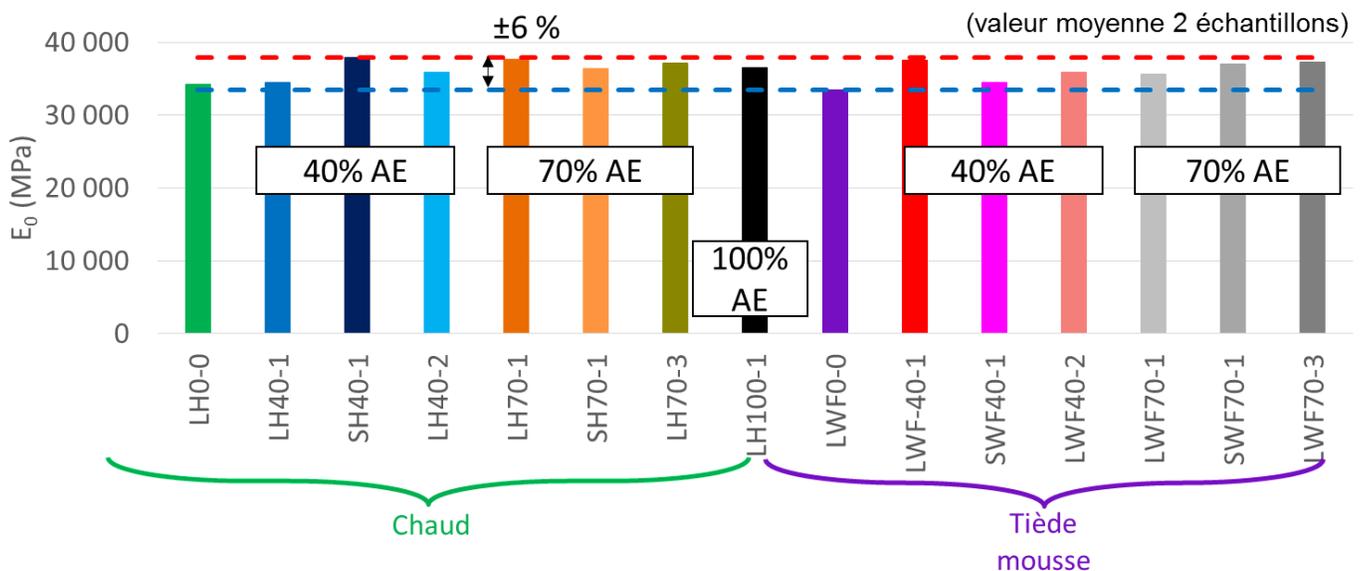


Figure 6-11. Valeurs d' E_0 (moyenne des deux échantillons du même matériau) estimées à une teneur en vides de 5%

Afin de comparer tous les enrobés sans l'influence des valeurs asymptotiques E_0 et E_{00} , le module complexe normalisé (E_{nor}^*) a été utilisé :

$$E_{nor}^* = \frac{E^* - E_{00}}{E_0 - E_{00}} \quad (6-9)$$

Les courbes de E_{nor}^* dans le plan Cole-Cole et dans l'espace de Black sont présentées dans la Figure 6-12 . Le plan Cole-Cole normalisé montre que quand la quantité d'AE augmente, la partie imaginaire diminue. Dans l'espace de Black l'augmentation du taux de recyclage produit une diminution des valeurs des angles de phase normalisés.

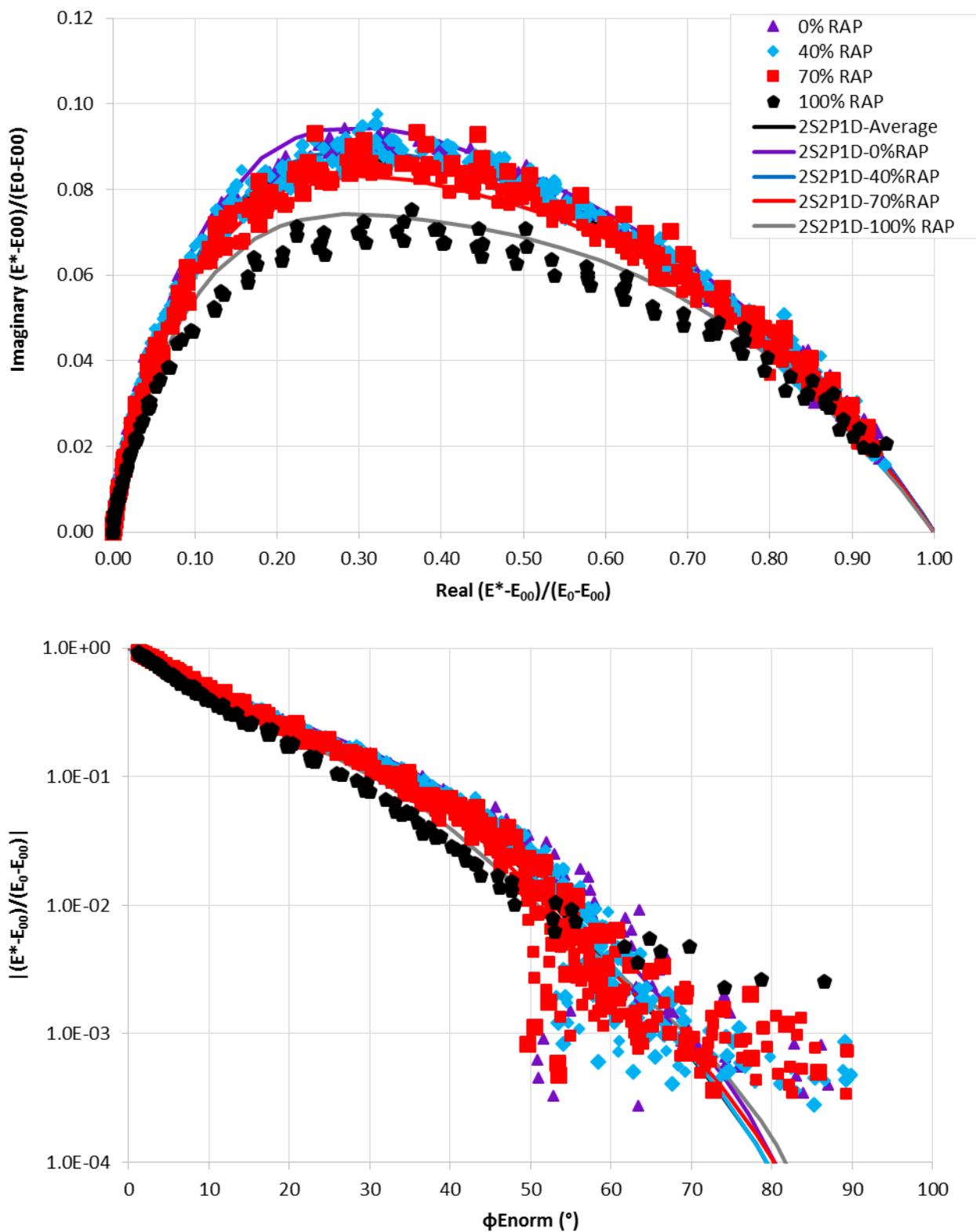


Figure 6-12. Module complexe normalisé dans les Plan Cole-Cole (haut) et espace de Black (bas) : points expérimentaux et simulations avec le modèles 2S2P1D fixés.

Les plans normalisés ont l'avantage de donner accès aux 4 constantes h , k , δ et β . Sur la base des observations, un jeu de constantes du modèle 2S2P1D a été obtenu pour chaque taux de recyclage. Les valeurs des 4 constantes sont indiquées dans le Tableau 6-4 et tracées en fonction du pourcentage d'AE Figure 6-13.

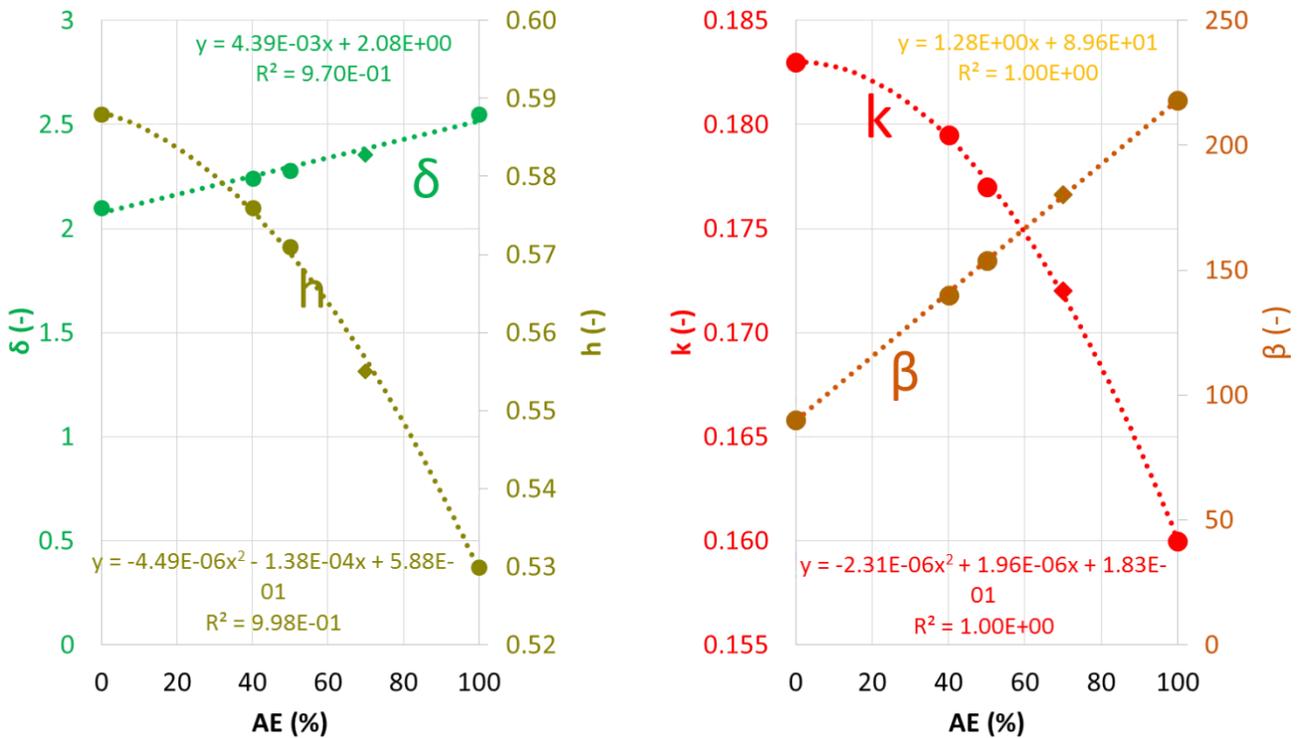


Figure 6-13. Constantes h , k , δ et β fixées en fonction de taux de recyclage.

Les courbes obtenues ont une évolution linéaire pour δ et β et parabolique pour h et k . Les simulations avec le modèle 2S2P1D sont tracées dans la Figure 6-12. Les constantes calculées (à partir des équations fournies dans la Figure 6-13 pour 50% d'AE) sont considérées dans la suite comme des valeurs moyennes.

Tableau 6-4. Valeurs des constantes 2S2P1D h , k , δ et β pour les différents taux de recyclage

AE (%)	k	h	δ	β
0	0.183	0.588	2.1	90
40	0.1795	0.576	2.24	140
50(Moyen)	0.177	0.571	2.280	154
70	0.172	0.555	2.35	180
100	0.160	0.530	2.550	218

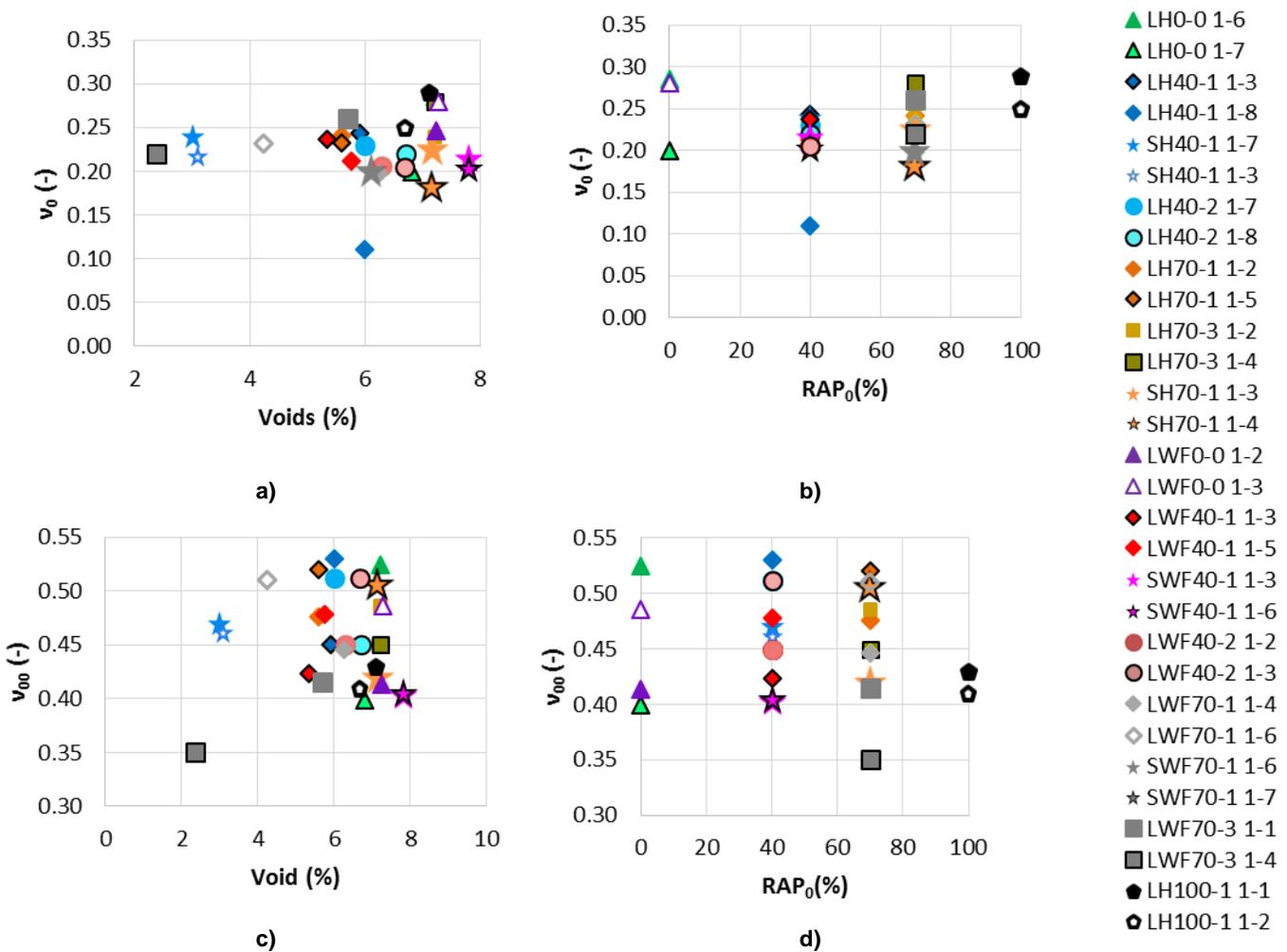


Figure 6-14. a) v_0 en fonction de la teneur en vides; b) v_0 en fonction du contenu de %AE; c) v_{00} en fonction de la teneur en vides ; d) v_{00} en fonction du contenu de %AE

La Figure 6-14 (a-b-c-d) montre les valeurs de v_0 et v_{00} des échantillons testés en fonction de la teneur en vides et du pourcentage d'AE. Ces variables ne présentent pas d'influence sur les propriétés tracées. En outre, une dispersion non négligeable des valeurs de v_0 et v_{00} est observée entre les échantillons de chaque matériau. On peut donc en conclure que ces 2 constantes ne sont pas affectées par les AE et le nombre de recyclages

Les valeurs des temps caractéristiques $\tau_{E@T_{ref}}$ et $\tau_{V@T_{ref}}$ ont été déterminés pour tous les échantillons testés à une température de ($T_{ref} = 15^\circ C$) en utilisant les courbes maitresses tracées à cette même température Figure 6-3.

Les valeurs finales de $\tau_{E@T_{ref}}$ et $\tau_{V@T_{ref}}$ avec $T_{ref} = 15^\circ C$ sont présentées dans le Tableau 6-1. Dans le cas des enrobés avec 100% d'AE les valeurs trouvées sont très élevées. Cela commence à définir un comportement différent par rapport aux autres enrobés. Par conséquent, les valeurs de τ_E et τ_V pour l'enrobé

LH100-1 ne sont pas pris en compte, pour l'analyse de ces paramètres par rapport au taux de recyclage et teneur en vides.

La Figure 6-15(a-b-c-d) montre les valeurs de τ_E et τ_v tracées en fonction de la teneur en vides et de la quantité d'AE. τ_E et τ_v montrent une dépendance avec la teneur en vides. Une régression linéaire a été calculée avec un coefficient de corrélation $R^2=0.68$, lequel est considéré comme acceptable.

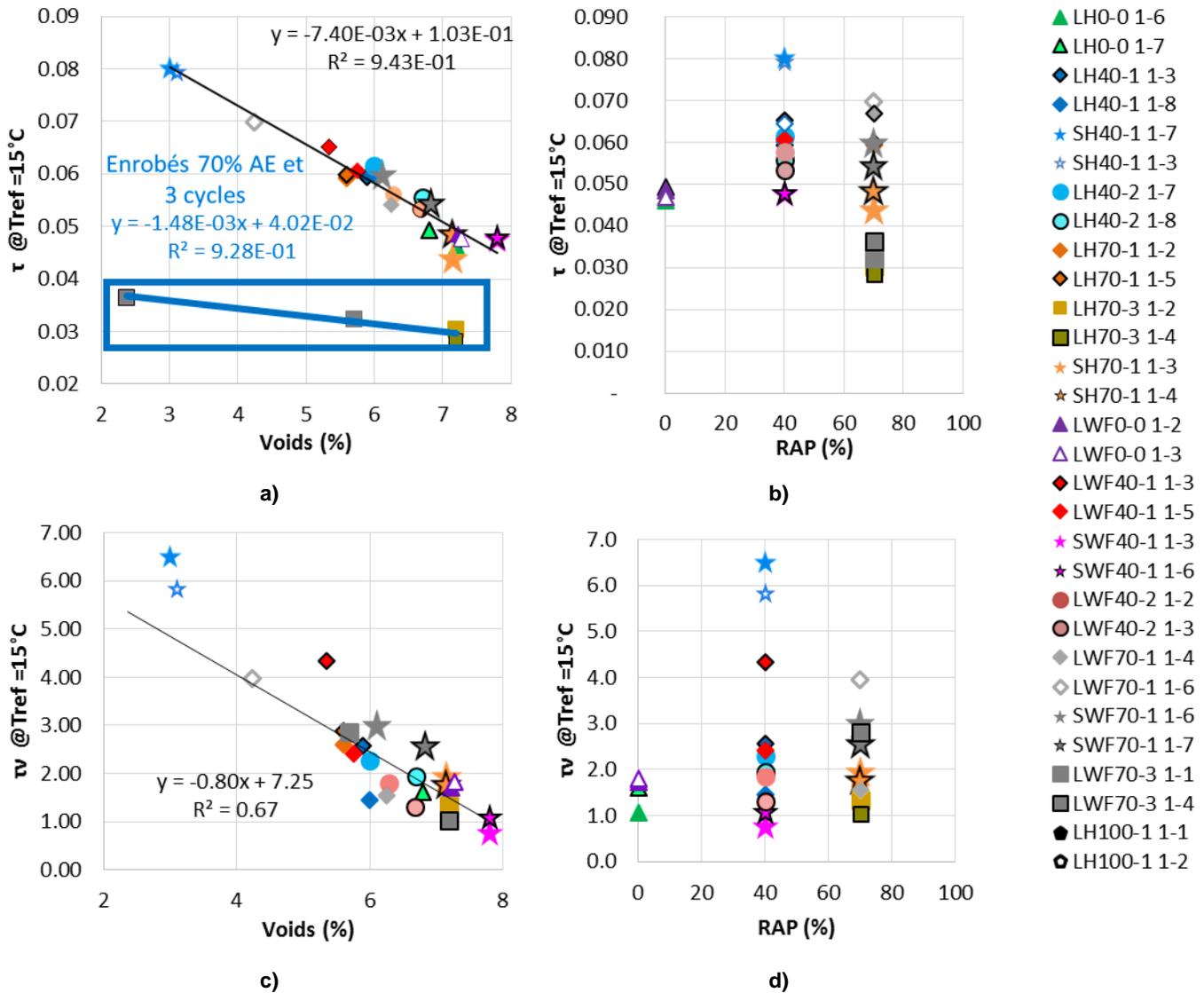


Figure 6-15.a) τ_E en fonction de contenu de vides; b) τ_E en fonction de contenu de %AE; c) τ_v en fonction de contenu de vides ; d) τ_v en fonction de contenu de %AE. Les valeurs de τ_E et τ_v pour LH100 ne sont pas tracées.

Quelques liants extraits des enrobés fabriqués ont été soumis à des essais de pénétrabilité. Les valeurs de τ_E ont été tracées en fonction des valeurs de pénétration trouvées (Figure 6-16). On peut vérifier qu'il existe une corrélation linéaire entre τ_E et la pénétration des liant des enrobés. Les résultats obtenus sont similaires

aux obtenus par Olard, 2003. Par contre à l'état actuelle de la thèse on n'a que les résultats de pénétration des enrobés montrés.

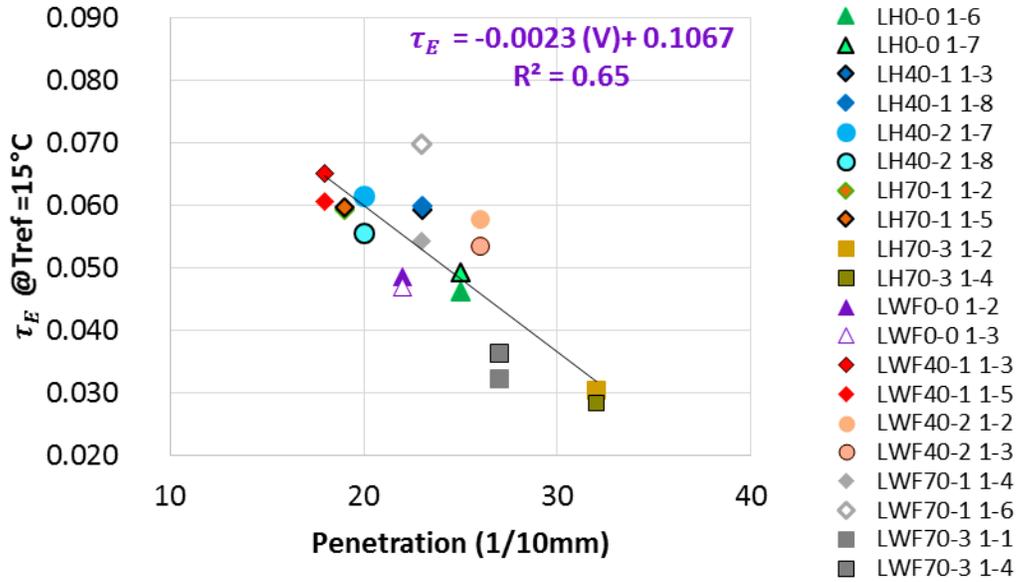


Figure 6-16. τ_E en fonction de pénétration du liant extrait de l'enrobé.

6.4 Analyse de courbes maitresses de module complexe normalisé.

Les 12 constantes du modèle 2S2P1D en 3 dimensions sont définies pour tous les matériaux, cela nous permet de modéliser les courbes maitresses de $|E^*|$ et $|v^*|$ et les courbes maitresses normalisées correspondantes. Pour comparer des courbes maitresses normalisées de module complexe et coefficient de Poisson, toutes les courbes ont été tracées pour un temps caractéristique fixe :

$$\tau_{E@Tref} = \tau_{v@Tref} = \tau_{ref} = 0.2s \quad (6-10)$$

Ainsi, fixer une valeur arbitraire de $\tau_{ref} = 0.2s$ équivaut à changer les températures de référence pour les courbes maitresses de $|E^*|$ et $|v^*|$. Ces températures peuvent être calculées selon les équations (6-11) et (6-12):

$$T_{refE} = \frac{\log(\tau_{E@Tref}/0.2) \cdot (C_2 + 15^\circ C) + C_1 \cdot 15^\circ C}{C_1 + \log(\tau_{E@Tref}/0.2)} \quad (6-11)$$

$$T_{refv} = \frac{\log(\tau_{v@Tref}/0.2) \cdot (C_2 + 15^\circ C) + C_1 \cdot 15^\circ C}{C_1 + \log(\tau_{v@Tref}/0.2)} \quad (6-12)$$

Les valeurs de températures de référence de module complexe et coefficient de Poisson obtenues pour $\tau_{ref} = 0.2s$, sont présentées dans le (Tableau 6-5).

La Figure 6-17 montre la superposition des courbes de module complexe normalisé de tous les échantillons testés avec $\tau_{ref} = 0.2s$. Les courbes se superposent assez bien sauf celles correspondante à l'enrobé avec 100% d'AE qui ne se superposent pas avec les autres courbes.

Deux simulations ont été faites à l'aide du modèle 2S2P1D. Une première simulation a été réalisée pour toutes les courbes correspondant aux échantillons avec 0, 40 et 70% d'AE sur la base des valeurs des constantes h , k , δ et β du modèle défini comme moyen dans le Tableau 6-4 (%AE = 50%). Une deuxième simulation est faite pour les courbes de l'enrobé avec 100% d'AE.. Dans ce cas, les constantes h , k , δ et β utilisées sont celles définies pour 100% d'AE dans le Tableau 6-4. Les deux simulations s'approchent les points expérimentaux de manière satisfaisante.

Les courbes maitresses du coefficient de Poisson normalisé sont comparées aux courbes de module normalisé dans la Figure 6-18. Le coefficient de Poisson complexe normalisé est défini dans l'équation 6-18.

$$\nu_{nor}^* = \frac{\nu^* - \nu_{00}}{\nu_0 - \nu_{00}} \quad (6-13)$$

Les points expérimentaux de $|\nu^*|$ obtenus à une fréquence inférieure à 0.01Hz présentent une grande dispersion à cause de la précision expérimentale du système de mesure. Pour cette raison ces points ne sont pas tracés dans la Figure 6-18.

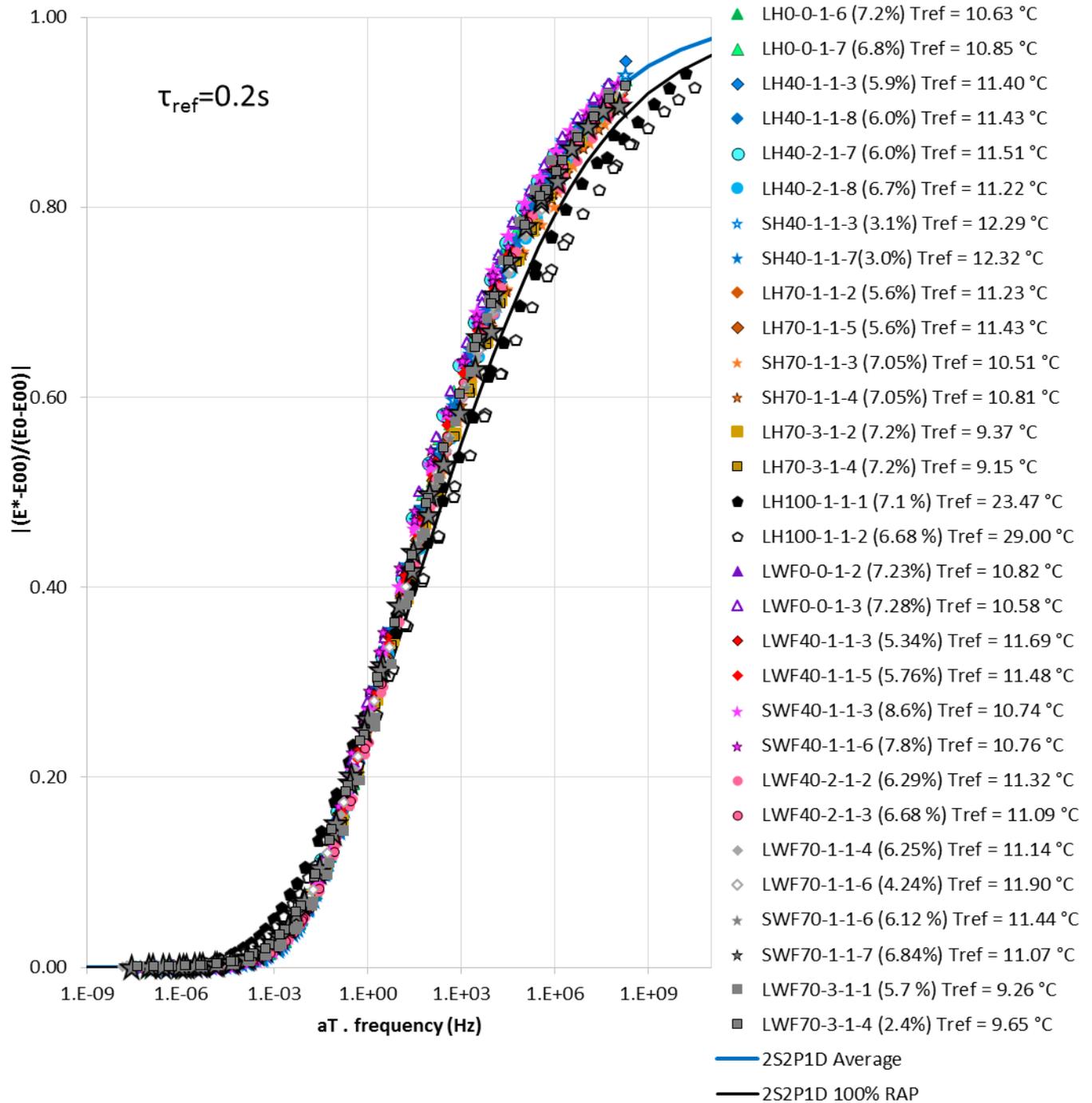


Figure 6-17. Courbes maitresses normalisées de module complexe avec $\tau_{ref} = 0.2s$ et modèle unique moyen 2S2P1D et 2S2P1D 100% AE

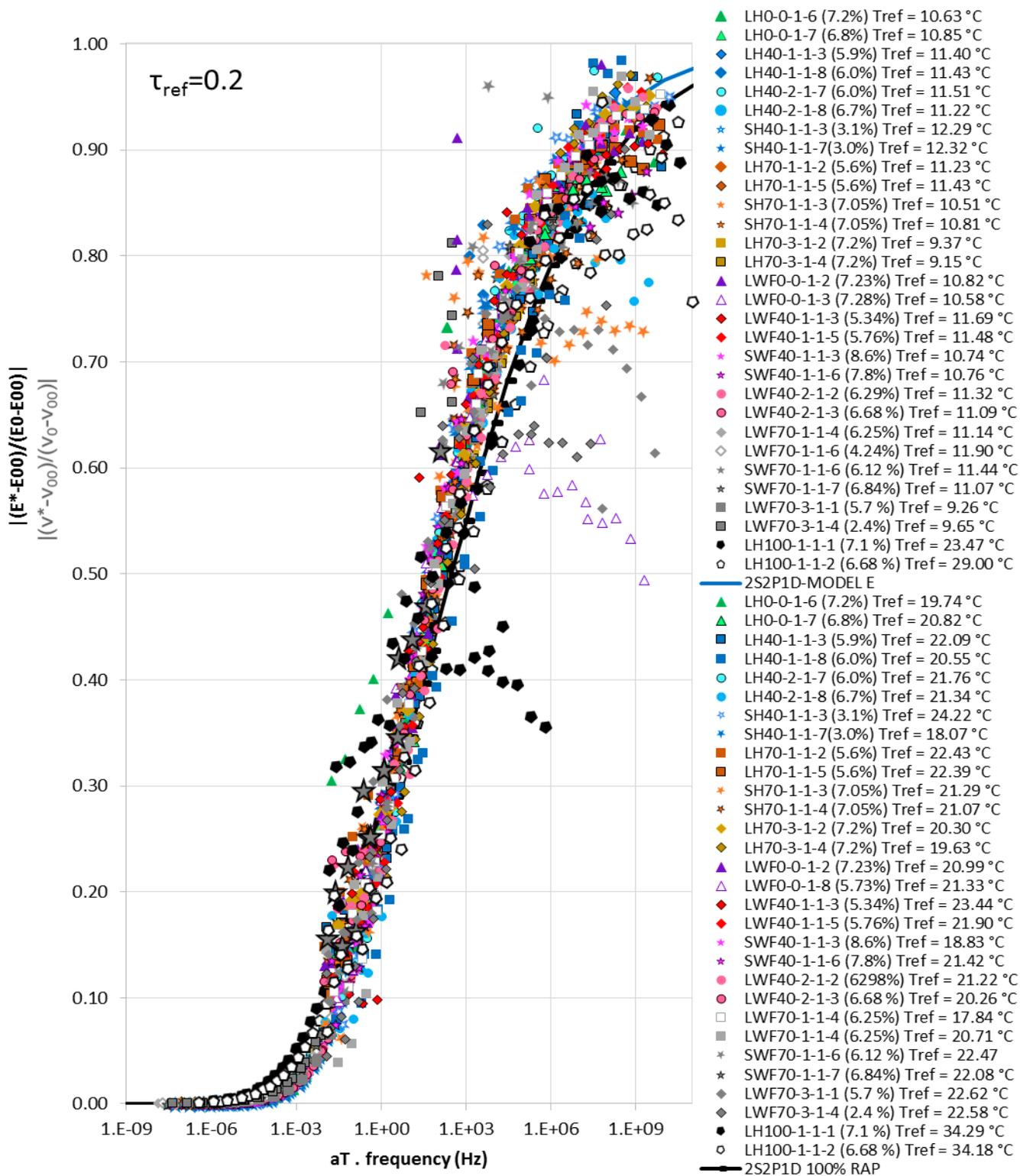


Figure 6-18. Courbes maitresses normalisées de module complexe et de coefficient de poisson avec $\tau_{ref} = 0.2s$ et modèle unique moyen 2S2P1D et 2S2P1D 100% AE

Tableau 6-5. Températures de référence du module complexe et du coefficient de Poisson complexe à $\tau_{ref} = 0.2s$

PF	Matériaux	Echantillon	$T_{refE@\tau_{ref}=0.2s}$ (°C)	$T_{ref\nu@\tau_{ref}=0.2s}$ (°C)
Chaud	LH-0-0	1-6	10.63	19.74
	LH0-0	1-7	10.85	20.82
	LH-40-1	1-3	11.40	22.09
	LH-40-1	1-8	11.43	20.55
	SH40-1	1-3	12.29	24.22
	SH40-1	1-7	12.32	18.07
	LH40-2	1-7	11.51	21.76
	LH40-2	1-8	11.22	21.34
	LH70-1	1-2	11.23	22.43
	LH70-1	1-5	11.43	22.39
	SH70-1	1-3	10.51	21.29
	SH70-1	1-4	10.81	21.07
	LH70-3	1-2	9.37	20.30
	LH70-3	1-4	9.15	19.63
	LH100-1	1-1	23.47	34.29
	LH100-1	1-2	29.00	34.18
Tiède mousse	LWF-0-0	1-2	10.82	20.99
	LWF-0-0	1-3	10.58	21.33
	LWF-40-1	1-5	11.69	23.44
	LWF-40-1	1-3	11.48	21.90
	SWF40-1	1-3	10.74	18.83
	SWF40-1	1-6	10.76	21.42
	LWF40-2	1-2	11.32	21.22
	LWF-40-2	1-3	11.09	20.26
	LWF70-1	1-4	11.14	20.71
	LWF70-1	1-6	11.90	17.84
	SWF70-1	1-7	11.44	22.47
	SWF70-1	1-6	11.07	22.08
	LWF70-3	1-1	9.26	22.62
	LWF70-3	1-4	9.65	22.58

6.5 Analyse des températures de référence estimées lorsque $\tau_{ref} = 0.2s$

Les températures de référence analysées dans cette section sont données dans le Tableau 6-5.

Les températures de référence calculées pour $\tau_{ref} = 0.2s$ sont présentées dans l'histogramme de la Figure 6-19. Pour les échantillons des enrobés avec 0%, 40% et 70% d'AE, les températures de référence ne varient pas beaucoup entre elles puisque la différence entre la température la plus haute et la plus basse est de 3.2°C. La température moyenne résultante est $T_{refmE}=10.97^{\circ}C$. Les températures les plus basses correspondent aux enrobés avec trois cycles de recyclage et 70% d'AE. Les températures des échantillons de l'enrobé avec 100% d'AE sont très élevées comparées avec la moyenne trouvé précédemment.

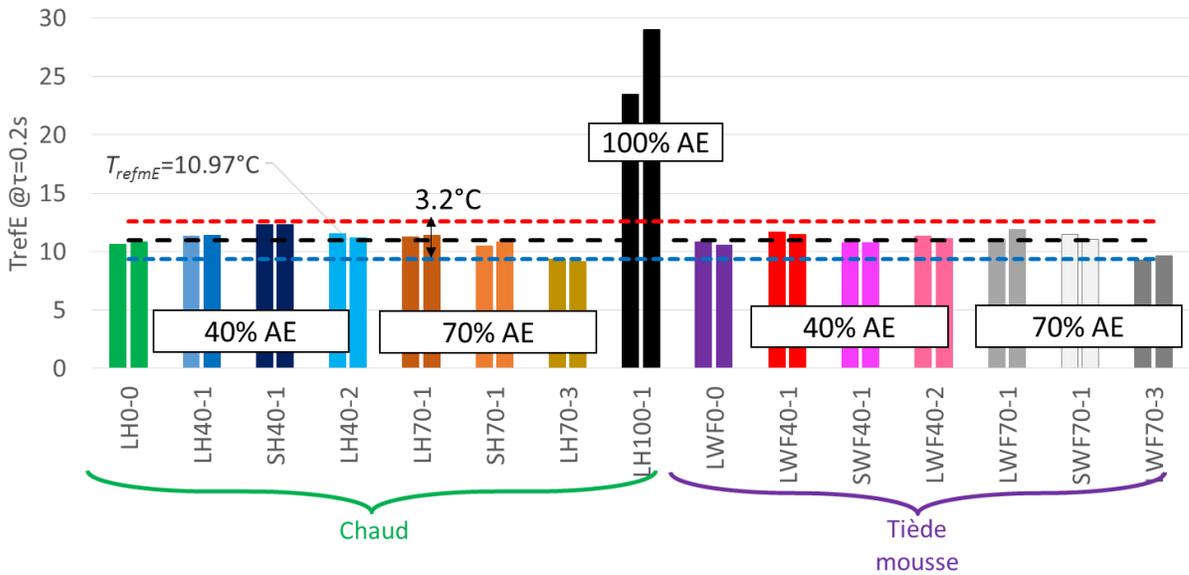


Figure 6-19. Histogramme de températures de référence de module complexe calculées pour $\tau_{ref} 0.2s$

Les températures de référence des courbes maitresses normalisées du coefficient de Poisson sont montrées dans l'histogramme de la Figure 6-20. Pour les échantillons avec 0%, 40% et 70% d'AE la température moyenne est $T_{refmv}=21.2^{\circ}C$. La différence entre la température la plus haute et la plus basse est de 6.4°C. Les valeurs de température des échantillons avec 100% d'AE sont très élevées par rapport aux autres températures à cause des effets du vieillissement des liants qui composent les enrobés.

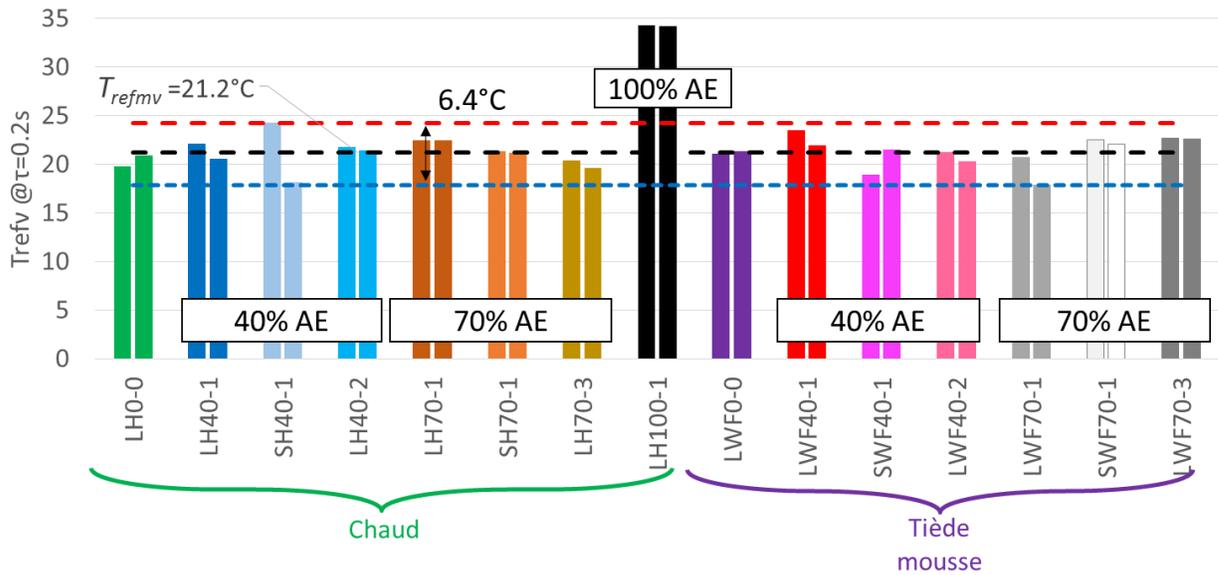


Figure 6-20. Histogramme de températures de référence de coefficient de Poisson calculées pour $\tau_{ref}=0.2s$

6.6 Analyse de la norme du module complexe à 15°C/10Hz

Les valeurs de la norme du module complexe $|E^*|$ à 15°C/10Hz ont été étudiées en raison de leur importance pour le dimensionnement des structures de chaussées en France.

Les valeurs obtenues pour tous les échantillons testés sont montrées dans le Tableau 6-6 et tracées en fonction de la teneur en vides dans la Figure 6-21. $|E^*|$ diminue avec la teneur en vides. Deux régressions linéaires ont été calculées, l'une pour les enrobés sans AE et avec un ou deux cycles de recyclage (ligne noire en tirets courts), l'autre pour les enrobés avec trois cycles de recyclage (ligne bleue en tirets longs).

Les valeurs de la norme de module complexe des échantillons de l'enrobé avec 100% d'AE sont très élevées par rapport aux autres enrobés et n'ont pas été pris en compte dans l'analyse.

La valeur de $|E^*|$ à 15°C/10 Hz de chacun des échantillons est estimée pour une teneur en vides de 5% à l'aide des équations de régression, afin d'éliminer l'effet du paramètre teneur en vide. Les valeurs résultantes des deux échantillons d'un même matériau ont été moyennées. Les valeurs obtenues sont représentées sur l'histogramme de la Figure 6-22 et montrées dans le Tableau 6-6.

Les valeurs résultantes montrent une variation de $\pm 8\%$. Selon la norme EN 13108-1, 2007 la valeur de module d'un enrobé BBSG-03 0/10 doit être supérieure à 7000 MPa. La valeur moyenne de $|E^*|$ à 15°C/10Hz des enrobés analysés est 11500 MPa, supérieur à la valeur exigée. En outre, si les valeurs des enrobés avec trois cycle de recyclage ne sont pas pris en compte la différence diminue à $\pm 5\%$ avec une valeur moyenne de 11 700MPa.

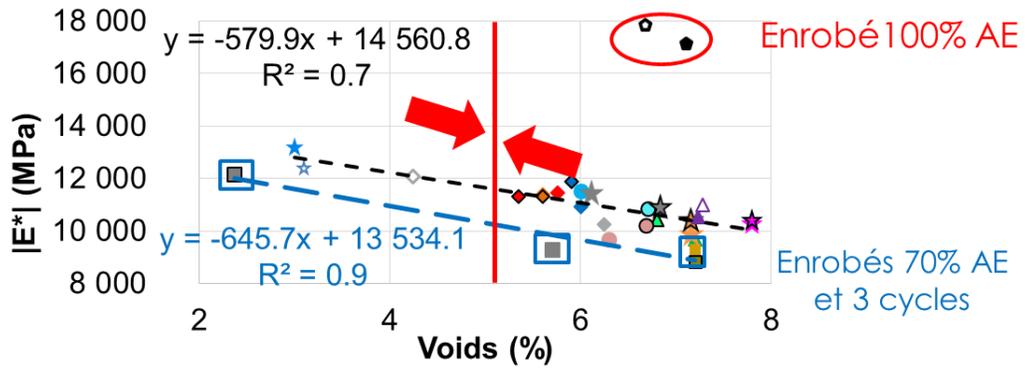


Figure 6-21. Valeurs de norme de module complexe à 10Hz 15°C en fonction de vides

E^* avec 5% de vides (valeur moyenne 2 échantillons)

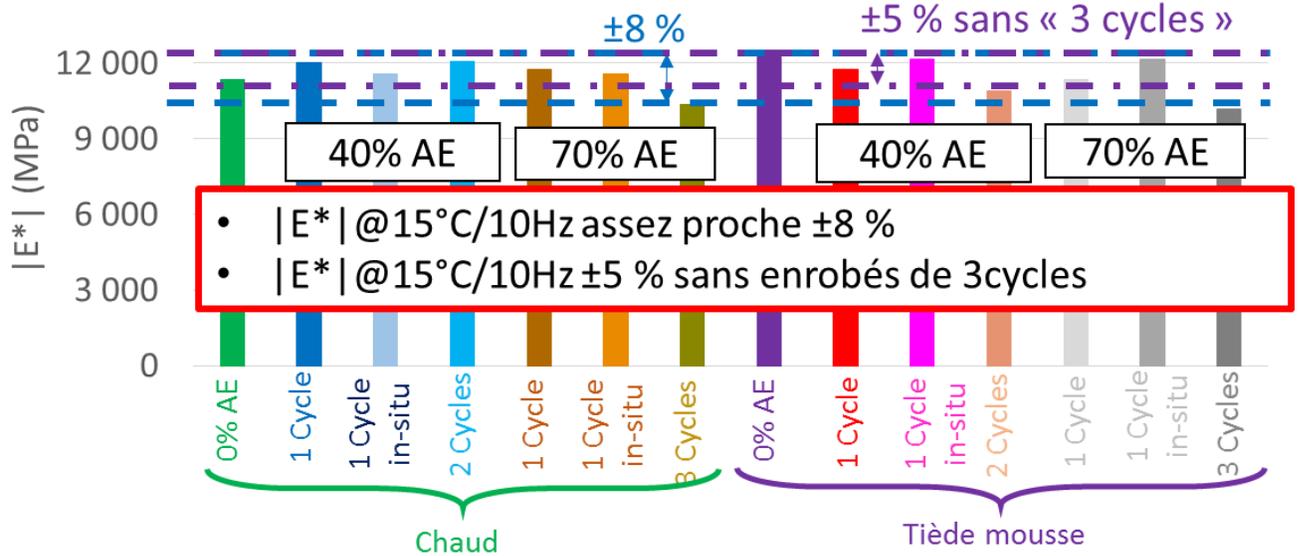


Figure 6-22. Histogramme de norme du module complexe estimée à 5% de vides

Tableau 6-6. Valeurs de $|E^*|$ à 15°C/10Hz, valeurs estimées avec un 5% de contenu de vides et moyenne entre matériaux

PF	Matériaux	Echantillon	$ E^* $ (MPa)	$ E^* $ (Mpa)	Moyenne $ E^* $ (Mpa)
			@ 15°C/10Hz	@ 15°C/10Hz/Vides=5%	@ 15°C/10Hz/Vides=5%
Chaud	LH0-0	1-6	9701	11122	11365.7
		1-7	10447	11609	
	LH40-1	1-8	10911	11557	12016.9
		1-3	11896	12477	
	SH40-1	1-3	12441	11214	11578.6
		1-7	13234	11943	
	LH40-2	1-8	10873	11971	12075.0
		1-7	11533	12179	
	LH70-1	1-2	11380	11767	11733.1
		1-5	11311	11699	
	SH70-1	1-3	9902	11296	11563.7
		1-4	10436	11831	
	LH70-3	1-2	9313	10589	10349.8
		1-4	8835	10111	
LH100-1	1-1	17186	-	-	
	1-2	17875	-		
Tiède mousse	LWF0-0	1-2	10527	11967	12223.0
		1-3	11007	12479	
	LWF40-1	1-5	11473	11964	11747.7
		1-3	11309	11532	
	SWF40-1	1-3	10286	12094	12164.2
		1-6	10427	12235	
	LWF40-2	1-2	9699	10532	10916.2
		1-3	10214	11301	
	LWF70-1	1-4	10262	11069	11323.8
		1-6	12070	11579	
	SWF70-1	1-6	11454	12177	12145.6
		1-7	10926	12114	
	LWF70-3	1-1	9306	9712	10180.4
		1-4	12174	10649	

6.7 Conclusion

La campagne expérimentale de détermination des propriétés dans le domaine de viscoélasticité linéaire (petites déformations) à l'aide de 30 essais de module complexe, a été réalisée sur une large gamme de températures (de -25°C à 52°C) et de fréquences (de 0.003Hz à 10Hz). Ces résultats ont permis de constater que :

- Le principe d'équivalence temps - température (PETT) est vérifié pour tous les matériaux testés avec les mesures de module complexe et de coefficient de Poisson complexe.
- Les coefficients de translation a_T utilisés pour les courbes maitresses de module complexe et de coefficient de Poisson sont identiques en norme et angle de phase.
- Tous les enrobés ont des coefficients a_T similaires. pour cette raison les deux constantes WLF C_1 et C_2 sont identiques pour tous les enrobés testés, sauf pour l'enrobé avec 100% d'AE qui contient un liant très différent des autres matériaux.
- A l'aide du modèle 2S2P1D :
 - ➔ Les paramètres k , h , δ , β du modèle 2S2P1D varient selon le taux d'AE.
 - ➔ E_0 , τ_E et τ_V dépendent de la teneur en vides
 - ➔ E_{00} , ν_0 et ν_{00} , ne semblent pas corrélés avec les paramètres de l'étude. Par ailleurs, leur obtention nécessite une grande précision expérimental ce qui se traduit par des valeurs obtenues très dispersées. Mêmes courbes E^* et ν^* normalisées, avec températures de référence très proches.
- Le pourcentage de vides influence la valeur du module complexe à 15°C/10 Hz, l'enrobé devenant plus rigide quand le pourcentage de vides diminue et inversement. Les enrobés avec 3 cycles de recyclage présentent une valeur de module complexe plus faible par rapport aux autres enrobés.

7 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE PROPAGATION DES ONDES

7.1 Vitesses de propagation des ondes

Trente échantillons ont été utilisés pour faire les essais de propagation d'onde. Cela représente deux éprouvettes pour les quinze matériaux de la campagne expérimentale. Initialement, le but était de tester les mêmes éprouvettes en module complexe qu'en propagation d'ondes mais dans certains cas cela n'a pas pu être possible (Tableau 7.1).

Les échantillons ont été testés à trois températures : -15°C , -5°C et 15°C . Ces températures permettent d'évaluer le comportement dans le domaine viscoélastique linéaire à basse température. Pour assurer une bonne homogénéité du champ de température au sein des éprouvettes, celles-ci ont été placées au moins quatre heures dans une enceinte thermique avant chaque essai. Chaque essai prenant relativement peu de temps à mettre en place, nous pouvons considérer que la variation de température au cours des expériences est négligeable.

Les résultats de tous les essais se trouvent dans l'annexe C. Cette section montre les graphiques qui permettent d'analyser les résultats obtenus.

7.1.1 Vitesses des ondes P et S obtenues par la méthode de temps de vol

Les vitesses des ondes P obtenues pour tous les échantillons sont tracées en fonction des trois températures (Figure 7-1). Lorsque la température augmente, la vitesse de l'onde P (C_p) diminue pour chaque échantillon testé. Les vitesses C_p varient entre 4480 et 3827m/s à une température de -15°C . À une température de -5°C les valeurs extrêmes de C_p diminuent sensiblement, elles se trouvent entre 4398 et 3766m/s. Pour les tests à 15°C , les vitesses diminuent fortement, leurs valeurs se trouvant entre 4023 et 3517m/s.

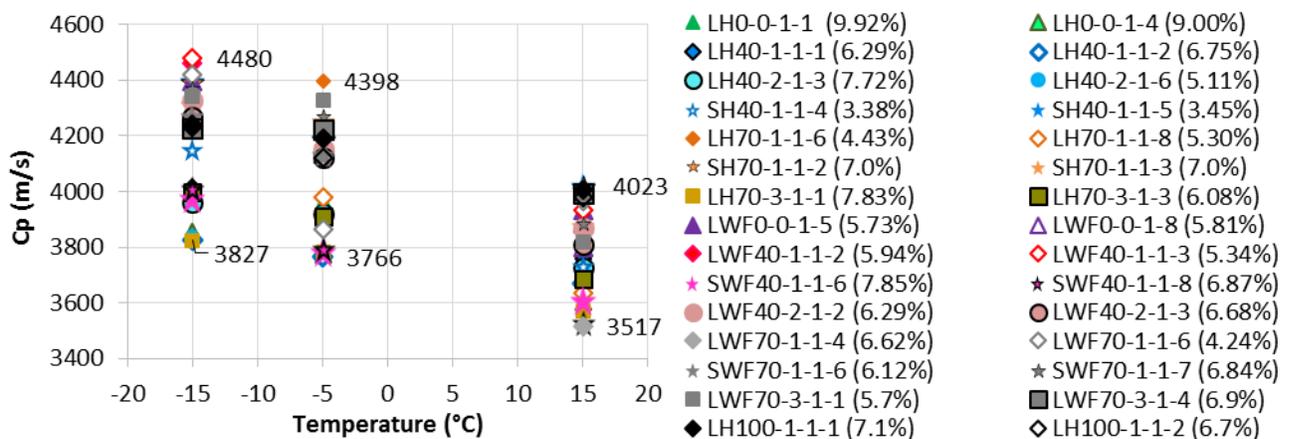


Figure 7-1. Vitesses de propagation d'onde P en fonction des températures des éprouvettes testées

Les vitesses des ondes S (C_s) sont représentées en fonction de la température sur la Figure 7-2. Les échantillons testés à 15°C montrent des valeurs entre 2334 et 2046 m/s. Ceux testés à -5°C varient entre 2260 et 1952 m/s et à 15°C entre 2064 et 1807 m/s. La vitesse C_s diminue également quand la température augmente.

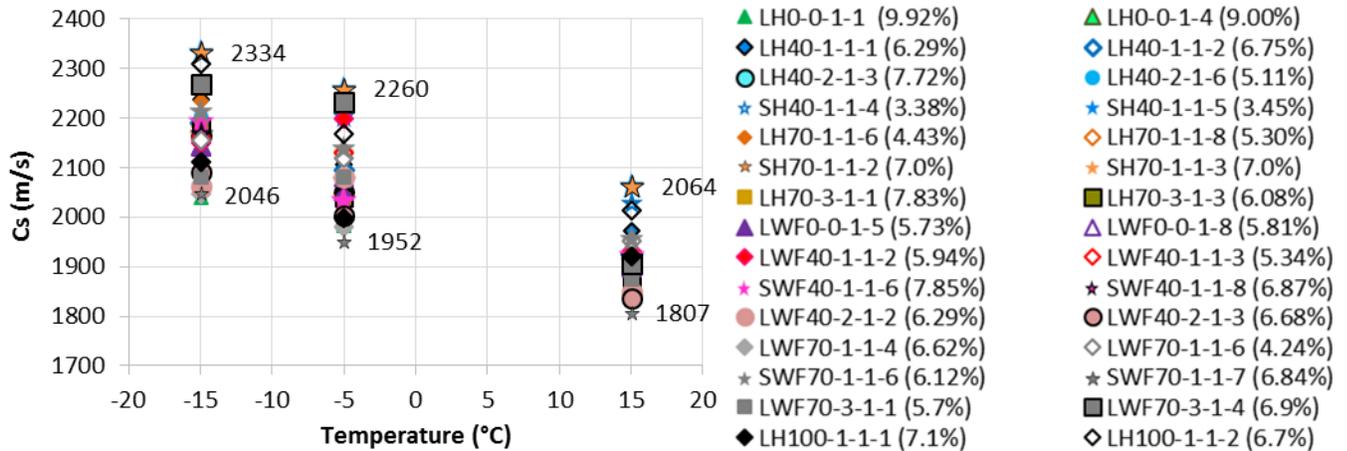


Figure 7-2. Vitesses de propagation d'onde S en fonction des températures des éprouvettes testées

7.1.2 Vitesse des ondes P obtenues par la méthode Impact Résonance

Les vitesses des ondes P, obtenues par la méthode d'impact résonance, sont présentées en fonction de la température (Figure 7-3). Les valeurs de vitesse obtenues à -15°C varient entre 3994 et 3551 m/s. Les éprouvettes testées à -5°C montrent de vitesses entre 3728 et 3315 m/s et à 15 °C entre 3328 et 3032m/s.

Les vitesses des ondes P diminuent aussi lorsque la température augmente. Néanmoins, les valeurs obtenues de C_{PIR} sont plus faibles que les obtenues par la méthode de temps de vol.

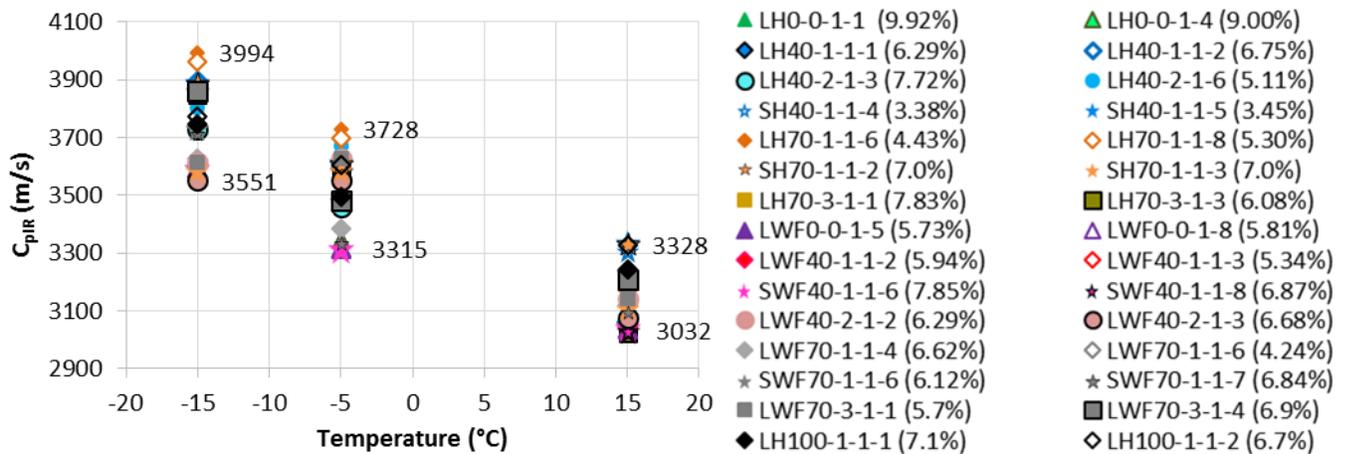


Figure 7-3. Vitesses de propagation d'onde P obtenue par la méthode Impact Résonance en fonction des températures des éprouvettes testées

7.2 Détermination de la norme du module complexe des enrobés bitumineux

7.2.1 Estimation de la norme du module complexe avec les vitesses d'onde P et S

En déterminant la vitesse de propagation des ondes de compression dans les enrobés bitumineux, puis en considérant leur comportement viscoélastique, nous pouvons déterminer le module complexe du matériau :

$$C_p = \frac{1}{\cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)} \sqrt{\frac{(1-\nu)|E^*|}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (7-1)$$

On utilise la relation inverse :

$$|E^*| = \frac{C_p^2 \cdot \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) (1+\nu)(1-2\nu)\rho}{(1-\nu)} \quad (7-2)$$

Où

$|E^*|$ est la norme de module complexe

C_p , vitesse des ondes de compression

φ , angle de phase

ν , coefficient de Poisson, supposé réel

ρ , masse volumique du matériau

L'angle de phase φ et le coefficient de Poisson ν ne peuvent pas être déterminés directement par la méthode de temps de vol. Les valeurs utilisées sont donc calculées avec le modèle 2S2P1D, calibré à partir des résultats obtenus dans les essais de module complexe (chapitre 6). Il faut pour cela déterminer la fréquence équivalente de calcul. Dans le paragraphe 4.2.1, il a été montré que la fréquence dominante pour l'onde P propagée, obtenue par la méthode de temps de vol, est 137 kHz. Cette fréquence est considérée comme la fréquence de sollicitation. Pour obtenir la fréquence équivalente (à la température T_{ref}) à cette fréquence (à la température T de l'essai), il suffit de la multiplier par le coefficient de translation a_T , défini par la formule de Williams, Landel et Ferry:

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_{ref})}{C_2 + T - T_{ref}} \quad (7-3)$$

Les constantes C_1 et C_2 utilisées sont présentées dans le Tableau 6-1 à une température de référence de $T_{ref}=15^\circ\text{C}$. Les paramètres calculés avec le modèle 2S2P1D et le module calculé qui en découle, sont donc obtenus à la température de $T_{ref} = 15^\circ\text{C}$ et pour la fréquence équivalente estimée. Ils correspondent également aux mêmes paramètres obtenus à la température d'essai, pour la fréquence de 137kHz.

Le Tableau 6-1 présente les constantes 2S2P1D utilisées pour l'obtention des valeurs d'angle de phase de module complexe φ et de coefficient de Poisson ν . Le Tableau 7-1 présente les éprouvettes utilisées dans

l'essai de module complexe et les éprouvettes considérées comme équivalentes sur lesquelles on a réalisé l'essai de propagation d'onde.

Tableau 7-1. Eprouvettes utilisées dans l'essai de module complexe et éprouvettes équivalente utilisée pour l'essai de propagation d'onde

PF	Eprouvette utilisée dans l'essai de module complexe	Teneur en vides (%)	Eprouvette utilisée pour l'essai de propagation d'ondes	Teneur en vides (%)	Même échantillon testé pour module et propagation d'onde
Chaud	LH0-0-1-6	7.23	LH0-0-1-1	9.92	
	LH0-0-1-7	6.82	LH0-0-1-4	9.00	
	LH40-1-1-7	5.35	LH40-1-1-1	6.29	
	LH40-1-1-8	5.95	LH40-1-1-2	6.75	
	SH40-1-1-3	3.09	SH40-1-1-4	3.38	
	SH40-1-1-7	3.01	SH40-1-1-5	3.45	
	LH40-2-1-7	5.96	LH40-2-1-3	7.72	
	LH40-2-1-8	6.67	LH40-2-1-6	5.11	
	SH70-1-1-3	7.00	SH70-1-1-3	7.00	X
	SH70-1-1-2	7.00	SH70-1-1-7	7.40	
	LH70-1-1-3	5.78	LH70-1-1-6	4.43	
	LH70-1-1-5	5.57	LH70-1-1-8	5.30	
	LH70-3-1-2	7.18	LH70-3-1-1	7.83	
	LH70-3-1-4	7.18	LH70-3-1-3	6.08	
	LH100-1-1-1	7.10	LH100-1-1-1	7.10	X
	LH100-1-1-2	6.70	LH100-1-1-2	6.70	X
Tiède	LWF0-0-1-5	5.73	LWF0-0-1-5	5.73	X
	LWF0-0-1-8	5.81	LWF0-0-1-8	5.81	X
	LWF40-1-1-5	5.76	LWF40-1-1-2	5.94	
	LWF40-1-1-3	5.34	LWF40-1-1-4	6.08	
	SWF40-1-1-6	7.85	SWF40-1-1-6	7.85	X
	SWF40-1-1-3	7.76	SWF40-1-1-8	6.87	
	LWF40-2-1-2	6.29	LWF40-2-1-2	6.29	X
	LWF40-2-1-3	6.68	LWF40-2-1-3	6.68	X
	LWF70-1-1-4	6.62	LWF70-1-1-2	5.53	
	LWF70-1-1-6	4.24	LWF70-1-1-3	5.69	
	SWF70-1-1-6	6.12	SWF70-1-1-4	6.12	
	SWF70-1-1-7	6.84	SWF70-1-1-7	6.84	X
	LWF70-3-1-1	5.70	LWF70-3-1-1	5.27	X
	LWF70-3-1-4	6.90	LWF70-3-1-4	6.90	X

La Figure 7-4 présente les normes de module complexe obtenues en fonction des températures d'essai. On peut constater que la valeur de la norme de module diminue systématiquement avec la température, ce qui était la tendance attendue.

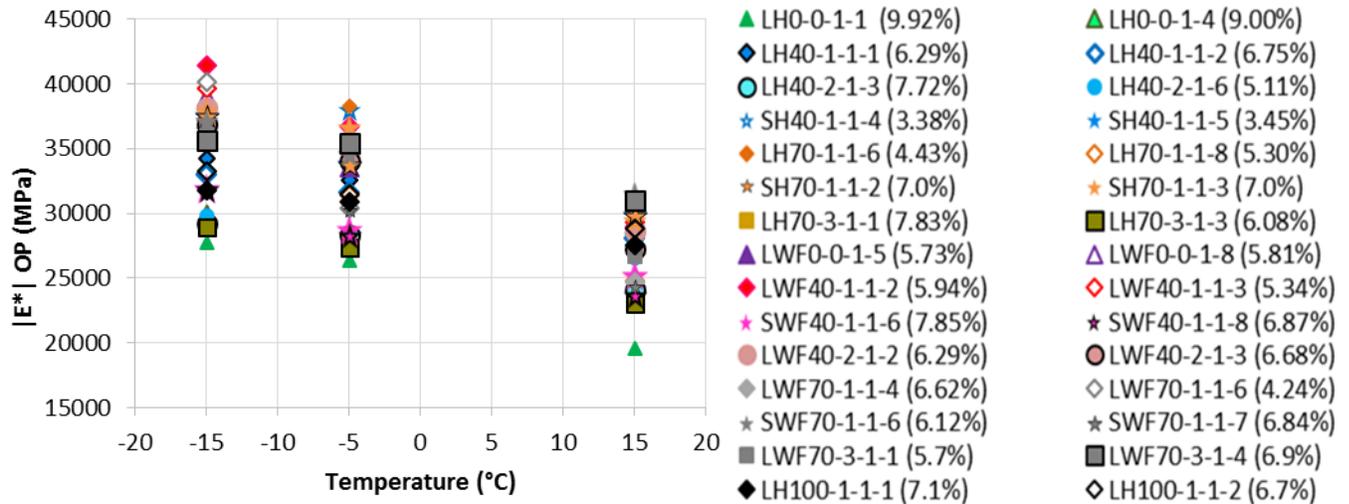


Figure 7-4. Normes de module complexe calculé par la méthode de mesure du temps de vols P en fonction de la température de l'essai

Il est également possible de déterminer la norme du module complexe, en utilisant la vitesse de propagation des ondes S:

$$C_s = \frac{1}{\cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)} \sqrt{\frac{|E^*|}{2(1+\nu)\rho}} \quad (7-4)$$

On utilise pour cela la relation inverse :

$$|E^*| = 2 C_s^2 \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) (1+\nu)\rho \quad (7-5)$$

De la même manière que pour les ondes P, l'angle de phase de module complexe et le coefficient de Poisson de l'équation (7-5) sont estimés grâce au modèle 2S2P1D dont les constantes ont été déterminées pour l'échantillon correspondant. Dans le paragraphe 4.2.1, il a été montré que la fréquence de sollicitation des ondes S propagées est 11.7 kHz. Les fréquences équivalentes sont obtenues en multipliant par les coefficients de translation a_T , déterminés comme expliqué précédemment.

La Figure 7-5 présente les normes de module complexe obtenues à l'aide des temps de vol des ondes S, en fonction des températures d'essai. Leur valeur diminue également avec la température.

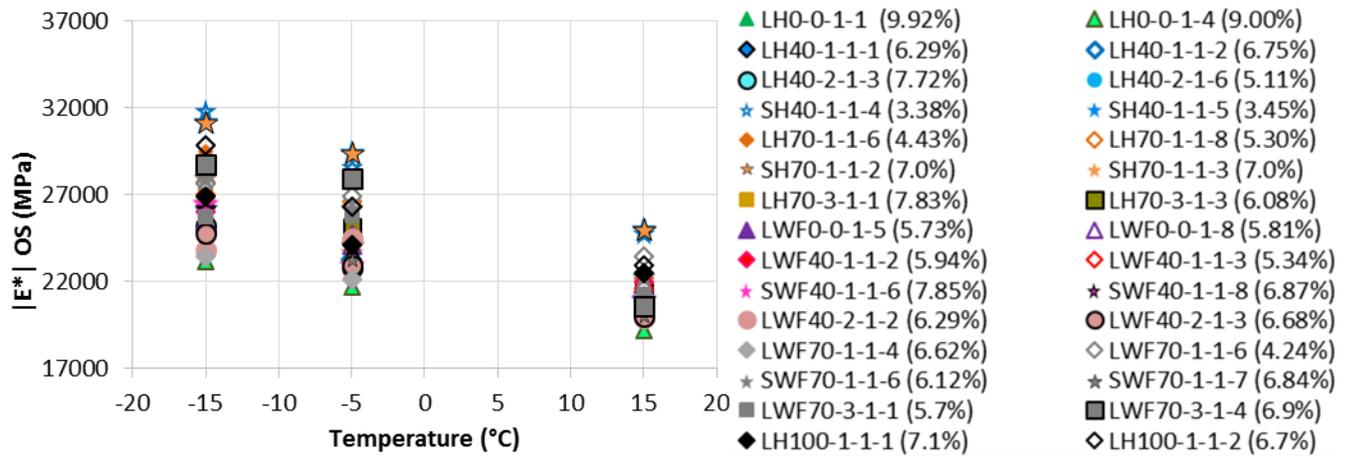


Figure 7-5. Normes de module complexe calculées par la méthode de mesure du temps de vols des ondes S en fonction de la température de l'essai

La Figure 7-6 présente les résultats d'un essai de propagation d'onde réalisé sur une éprouvette d'enrobé fabriqué à chaud, avec 70% d'AE et 3 cycles de recyclage (LH70-3-1-1), tracés sur la courbe maîtresse à 15°C de la norme du module complexe (données expérimentales de l'essai de module complexe et courbe 2S2P1D). Les valeurs obtenues avec le temps de vol des ondes P (losanges bleus) et celles obtenues à partir du temps de vol des ondes S (triangles rouges) sont présentées.

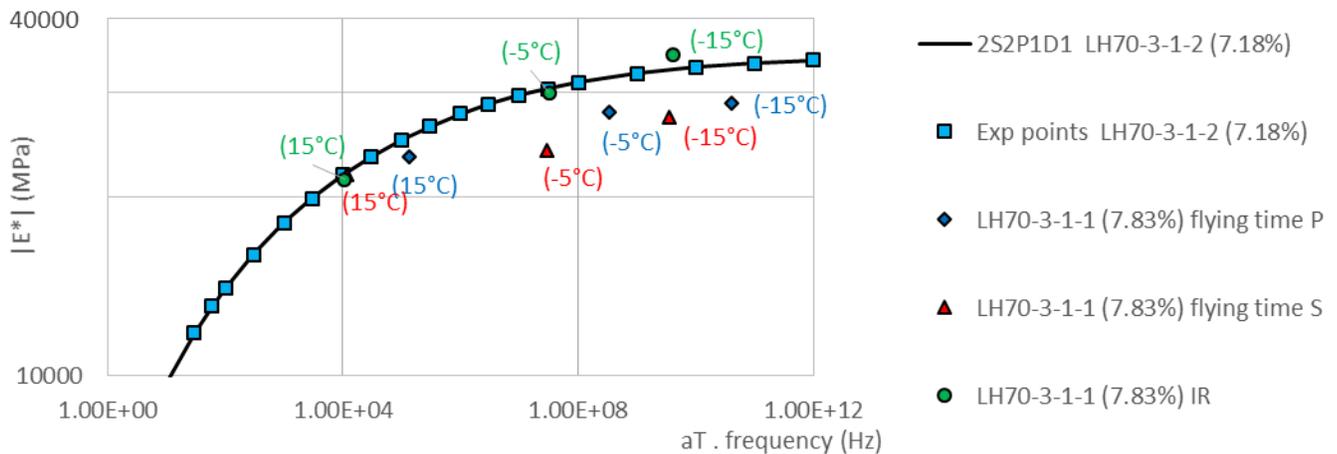


Figure 7-6. Exemple de résultats d'essais de propagation d'onde et simulation à l'aide du modèle 2S2P1D pour l'éprouvette LH70-3-1-1 (enrobé fabriqué à chaud au laboratoire avec 70% d'AE, au 3^{ème} cycle de recyclage)

On peut constater que les points résultants de la méthode du temps de vol d'onde P sont éloignés du modèle, cette différence est d'autant plus importante pour les points obtenus à -15°C et -5°C. Les erreurs relatives au modèle, sont calculées avec l'équation (7-6).

$$ER_p (\%) = \frac{E_{ondesP} - E_{2S2P1D}}{E_{2S2P1D}} 100 \quad (7-6)$$

Pour l'exemple présenté en Figure 7-6 les erreurs relatives sont $ER_{p@-15^{\circ}C} = 13.8\%$, $ER_{p@-5^{\circ}C} = 12.4\%$ et $ER_{p@15^{\circ}C} = 8.0\%$.

Les valeurs obtenues à partir des ondes S sont systématiquement plus faibles que celles avec les ondes P et dans ce cas précis, plus éloignées du modèle. Les erreurs relatives sont estimées avec l'équation suivante :

$$ER_s (\%) = \frac{E_{ondesS} - E_{2S2P1D}}{E_{2S2P1D}} 100 \quad (7-7)$$

Les erreurs relatives par rapport au modèle pour cette éprouvette sont $ER_{s@-15^{\circ}C} = 16.6\%$, $ER_{s@-5^{\circ}C} = 20.7\%$ et $ER_{s@15^{\circ}C} = 1.1\%$.

7.2.2 Estimation de la norme de module complexe avec les vitesses d'onde P avec l'essai d'impact résonance

La méthode d'impact résonance permet d'évaluer la norme de module complexe d'un enrobé bitumineux à une température donnée. Nous présentons les résultats dans cette partie en rappelant les températures des essais $-15^{\circ}C$, $-5^{\circ}C$ et $15^{\circ}C$. En utilisant cette méthode expérimentale, les valeurs obtenues pour un matériau et une température sont relativement homogènes. Une analyse de Fourier réalisée sur le logiciel Excel permet de déterminer la fréquence de résonance du signal reçu. Les fréquences de résonance (f_r) résultantes sont présentées en annexe C.

L'angle de phase du module complexe est calculé grâce à l'équation (7-8)

$$\varphi = 2 \cdot \tan^{-1} \left(\frac{\delta}{2\pi} \right) \quad (7-8)$$

Où δ est un nombre appelé décrement du signal amorti.

Avec les valeurs d'angles de phase, on peut calculer la norme du module complexe grâce à l'équation (7-9)

$$|E^*| = \frac{\rho(f_r(2L))}{\cos(\varphi)} \quad (7-9)$$

Où ρ est la masse volumique de l'échantillon et L la longueur de l'éprouvette. Toutes les valeurs de masse volumique et longueurs des éprouvettes sont répertoriées en annexe C.

Les valeurs de la norme de module complexe obtenues avec la méthode d'impact résonance sont présentées en Figure 7-7 en fonction de la température pour tous les matériaux.

La Figure 7-7 montre une diminution de la norme de module complexe lorsque la température augmente. Les valeurs extrêmes obtenues à $-15^{\circ}C$ varient entre 37860 et 29394 MPa. Les valeurs de norme pour les échantillons testés à $-5^{\circ}C$ sont comprises entre 32987 et 24992 MPa. Les valeurs les plus basses sont celles obtenues à $-15^{\circ}C$. Elles varient entre 26400 et 20925 MPa.

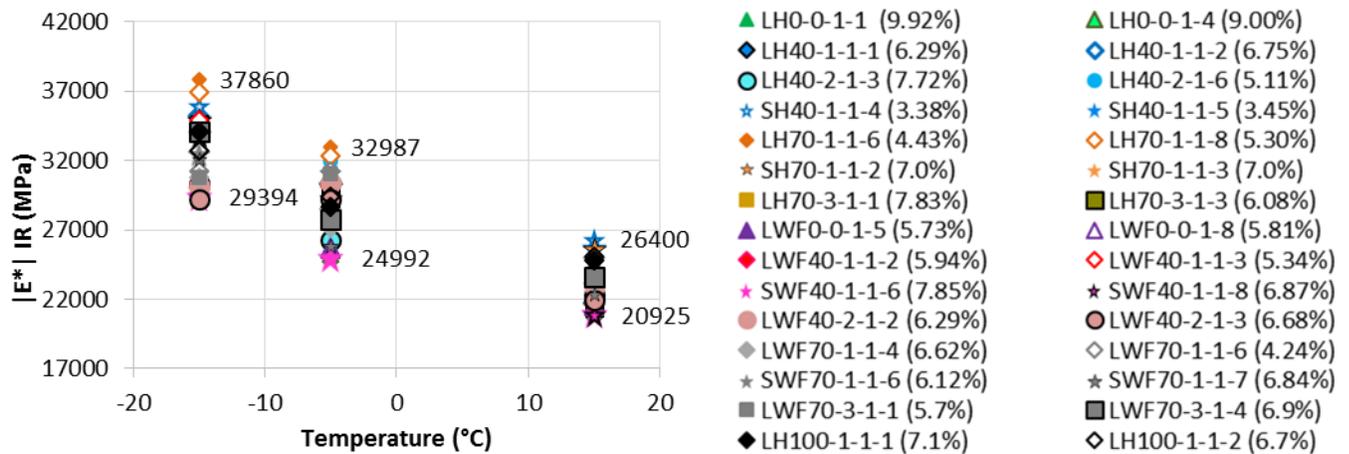


Figure 7-7. Norme du module complexe obtenue grâce aux essais d'Impact résonance en fonction de la température

La fréquence de sollicitation des ondes P, obtenue par le méthode impact résonance, est donnée dans le paragraphe 4.2.4. Les valeurs des fréquences obtenues sont disponibles en annexe C. Les fréquences équivalentes sont obtenues en multipliant par le coefficient de translation α_T . La Figure 7-6 montre les points expérimentaux obtenus avec la méthode d'impact résonance (cercles en vert).

Les erreurs relatives, par rapport au modèle 2S2P1D, sont estimées avec l'équation suivante :

$$ER_{IR} (\%) = \frac{E_{ondesIR} - E_{2S2P1D}}{E_{2S2P1D}} 100 \quad (7-10)$$

Les valeurs résultantes sont : $ER_{IR@-15^\circ C} = -6.1\%$, $ER_{IR@-5^\circ C} = 1.2\%$ et $ER_{IR@15^\circ C} = 2.2\%$. Si l'on compare ces erreurs relatives avec celles obtenues par la méthode de temps de vol, elles sont inférieures lorsque les températures sont $-15^\circ C$ et $-5^\circ C$. En revanche, la méthode du temps de vol montre une erreur relative plus faible que la méthode impact résonance à une température de $15^\circ C$ pour cet essai.

7.3 Comparaison des normes du module complexe obtenues par propagation d'ondes à celles calculées avec le modèle 2S2P1D

La Figure 7-8 présente les erreurs relatives de la norme du module complexe, vis-à-vis du modèle 2S2P1D, pour les trois méthodes de propagation d'onde en fonction des températures. Si l'erreur est proche de 0%, cela signifie que le module obtenu par propagation d'onde est similaire à celui calculé grâce au modèle 2S2P1D.

On peut observer qu'à une température de $-15^\circ C$ les erreurs relatives résultantes sont les plus éloignées de zéro. Finalement, les erreurs relatives montrent que les valeurs de norme de module obtenues par propagation d'ondes S sont toujours plus basses que celles prédites par le modèle.

Les erreurs relatives à une température de -5° montrent une meilleure correspondance avec la méthode d'impact résonance. Les erreurs relatives calculées à partir de la méthode de temps de vol des ondes P, sont négatives, cela veut dire qu'il y a des valeurs de module surestimées par rapport au modèle.

Quand l'échantillon est à une température de 15°C, les erreurs relatives estimées par la méthode du temps de vol des ondes S présentent des valeurs très proches du zéro.

Les essais d'impact résonance permettent, de manière générale, d'obtenir la norme du module complexe avec une erreur inférieure à $\pm 20\%$. Pour cette méthode, ces chiffres restent relativement acceptables.

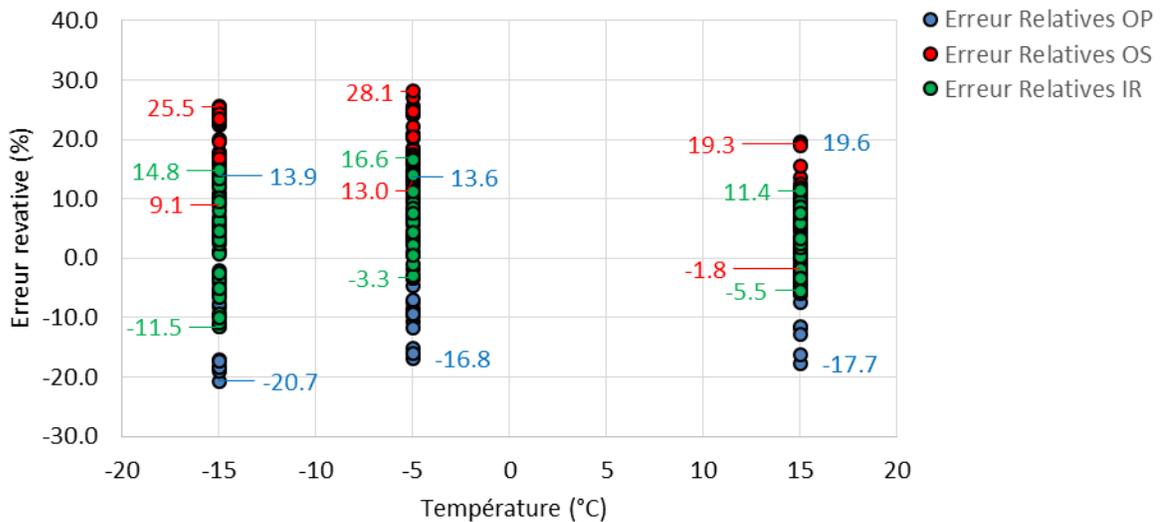


Figure 7-8. Evolution du taux d'erreurs relatifs de norme de module complexe calculé par rapport à celui du modèle 2S2P1D en fonction de la température

Sur la Figure 7-9, les valeurs de module complexe estimées avec le modèle 2S2P1D sont tracées en fonction de celles obtenues par les différentes méthodes de propagation d'ondes. La Figure 7-9 distingue les points obtenus par les trois méthodes. Une régression linéaire a été calculée pour chacun des ensembles de points. Les points montrent une certaine dispersion par rapport aux régressions correspondantes, qui correspond aux erreurs relatives tracées précédemment.

La régression calculée pour les points associés à la méthode de temps de vol d'onde P montre une pente proche de 1, mais avec un faible coefficient de corrélation. La régression associée à la méthode de temps de vol d'onde S montre un meilleur coefficient de corrélation mais la pente de 1,2 environ montre que la méthode sous-estime les valeurs de module. Finalement la régression associée à l'essai d'impact résonance montre une pente proche de 1 et un coefficient de corrélation acceptable. On peut en conclure que la méthode d'impact résonance est la plus satisfaisante pour obtenir les valeurs de la norme du module complexe.

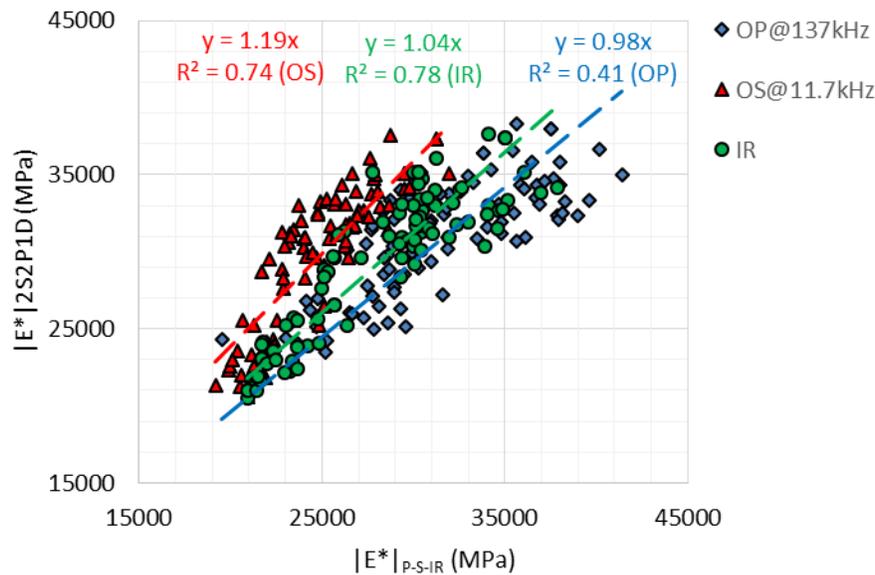


Figure 7-9. Normes de module complexe obtenues grâce au modèle 2S2P1D aux températures et fréquences équivalentes en fonction des normes de module calculées par les méthodes de mesure du temps de vols des ondes P,S et Impact résonance

7.4 Effet de teneur en vides sur les valeurs estimées de E^*

L'effet de la teneur en vides est ici évalué. Les valeurs de norme de module complexe sont tracées en fonction de la teneur en vides pour chacune des températures d'essai (Figure 7-10, Figure 7-11 et Figure 7-12). Sur chaque figure, on retrouve les points obtenus avec les trois méthodes. Les losanges bleus représentent les points obtenus par la méthode du temps de vol des ondes P, ils sont toujours plus hauts que les points obtenus avec les autres deux méthodes. Les points obtenus par la méthode du temps de vol des ondes S (triangles rouges) sont assez similaires à ceux obtenus avec la méthode d'impact résonance (cercles verts), surtout à une température de -15°C .

Bien que la température ait varié pendant les essais, les points expérimentaux associés aux différentes méthodes montrent une diminution de la valeur de module complexe quand la teneur en vides augmente. En revanche, ils présentent une grande dispersion par rapport à la régression calculée.

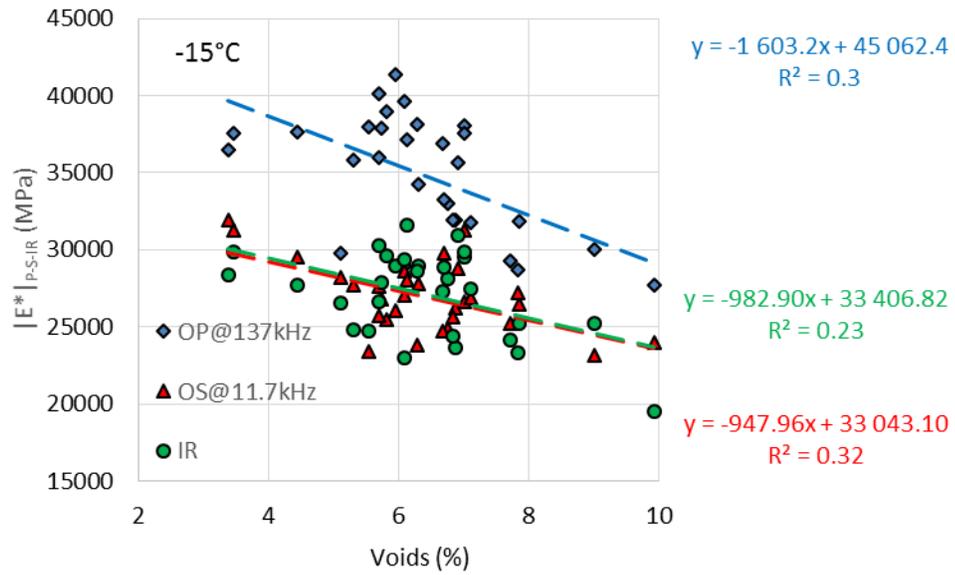


Figure 7-10. Normes du module complexe calculées par les méthodes de mesure du temps de vol des ondes P,S et Impact résonance en fonction de la teneur en vides (pour les tests à -15°C)

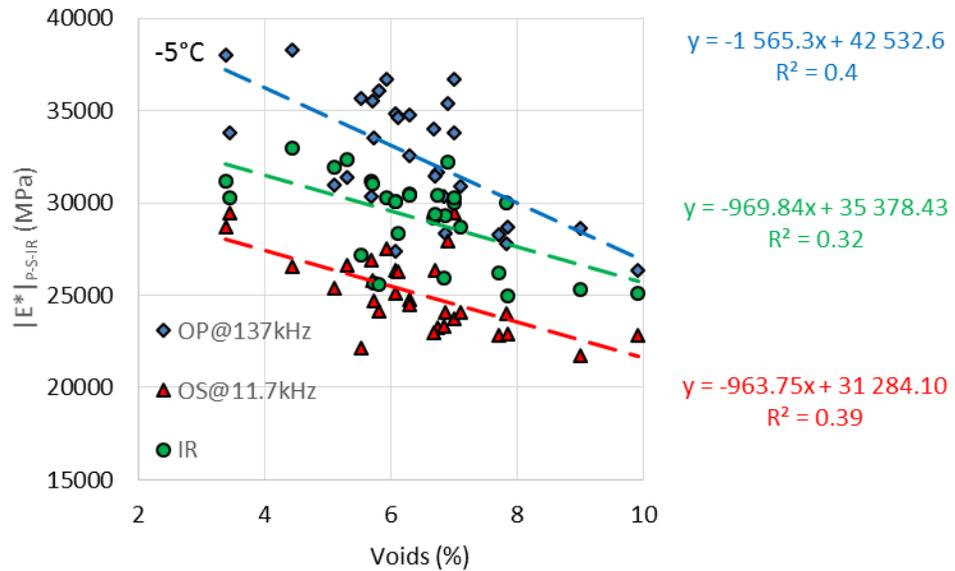


Figure 7-11. Normes du module complexe calculées par les méthodes de mesure du temps de vol des ondes P,S et Impact résonance en fonction de la teneur en vides (pour les tests à -5°C)

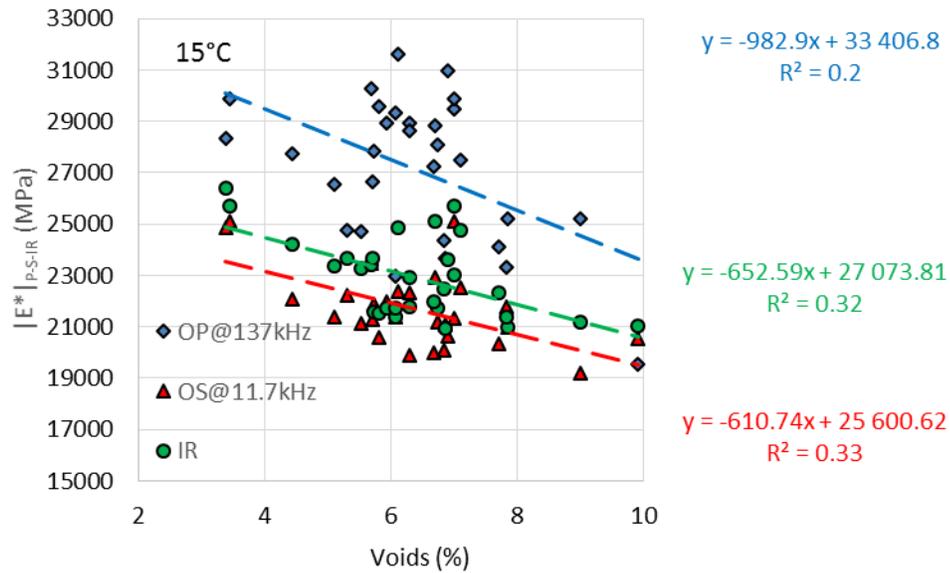


Figure 7-12. Normes de module calculé par la méthode de mesure du temps de vols P,S Impact résonance en fonction de vides (pour les tests à 15°C)

7.5 Détermination de la norme du coefficient de Poisson des éprouvettes testées

La norme du coefficient de Poisson complexe a été estimée grâce aux méthodes de temps de vol des ondes P et S. L'équation (7-11) montre la relation entre les temps de vol des ondes et le coefficient de Poisson complexe :

$$|\nu^*| = \frac{2t_p^2 - t_s^2}{2(t_p^2 - t_s^2)} \quad (7-11)$$

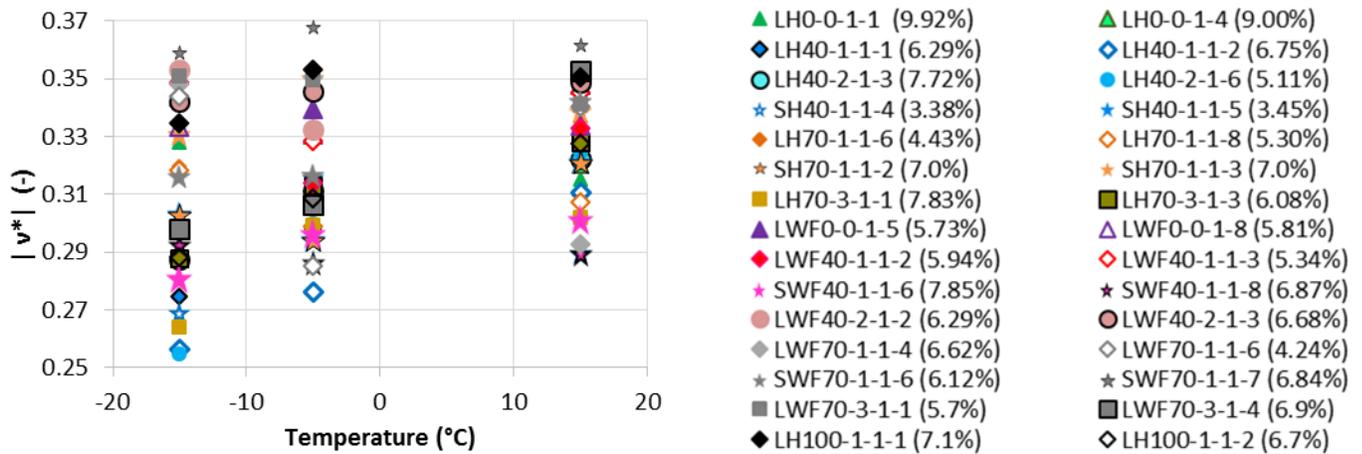


Figure 7-13. Coefficient de Poisson complexe calculé par la méthode de mesure des temps de vols en fonction de la température de l'essai

Dans un premier temps, la norme du coefficient de Poisson complexe a été estimée sans tenir compte de la différence de fréquence entre les ondes S et P (137 kHz pour les ondes P et 11.7 kHz pour les ondes S). La Figure 7-13 présente les valeurs de la norme du coefficient de Poisson complexe estimées avec la précédente relation. Elles sont tracées en fonction de la température de l'essai. Les valeurs sont comprises dans l'intervalle 0.25-0.37, qui correspondent aux valeurs de coefficient de Poisson complexe mesurées lors des essais de module complexe.

Dans un deuxième temps, la différence de fréquence entre les ondes est corrigée, en choisissant la fréquence de 11,7 kHz pour faire le calcul (équation (7-11)). L'équation (7-12) exprime la correction appliquée pour calculer la vitesse de l'onde P (et donc son temps de vol) à une fréquence de 11,7kHz. En utilisant le modèle 2S2P1D, on estime les modules complexes correspondants aux fréquences souhaitées.

$$C_{p@11.7kHz} = C_{p@137kHz} \cdot \frac{\sqrt{|E^*|_{@11.7kHz}}}{\sqrt{|E^*|_{@137kHz}}} \quad (7-12)$$

La Figure 7-14 présente les valeurs de la norme du coefficient de Poisson complexe calculées à la fréquence de 11,7kHz. On peut constater que les valeurs de coefficient de Poisson sont plus faibles qu'auparavant. Elles varient entre 0.36-0.24.

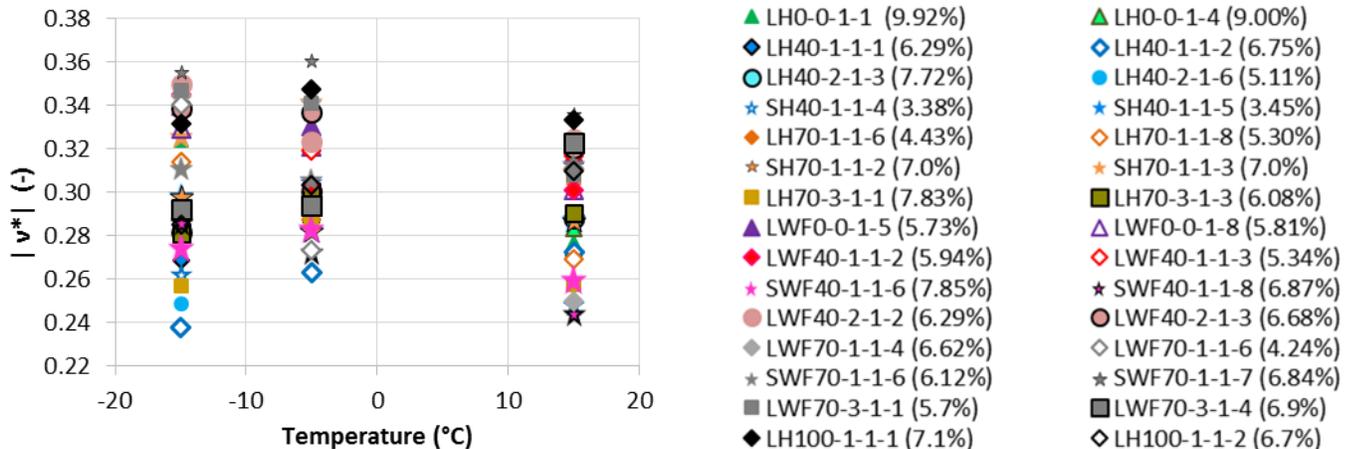


Figure 7-14. Coefficient de Poisson complexe calculé par la méthode de mesure des temps de vols en fonction de la température de l'essai (avec correction de fréquence)

7.6 Erreurs relatives entre la norme du module complexe déterminées par propagation d'ondes P et S et celle calculée avec le modèle 2S2P1D

Les erreurs relatives entre la norme du module complexe déterminées par propagation d'ondes P et S (avec et sans correction de la différence de fréquence entre les ondes P et S) et celle calculée avec le modèle 2S2P1D ont été estimées avec l'équation suivante :

$$ER_v (\%) = \frac{v_{ondesS,P} - v_{2S2P1D@11kHz}}{v_{2S2P1D}} 100 \quad (7-13)$$

La Figure 7-15 présente les erreurs relatives dans le cas où la différence entre les fréquences de propagation des ondes P et S n'est pas corrigée. Les résultats montrent que les valeurs de $|v^*|$ obtenues par propagation d'ondes sont toujours supérieures aux $|v^*|$ estimées avec le modèle 2S2P1D.

Les points de l'échantillon LH40-1-1-2 sont plus écartés à cause d'erreur expérimentales lors de la mesure du coefficient de Poisson pendant l'essai de module complexe. Ces points ne sont pas pris en compte pour l'analyse.

Les erreurs relatives obtenues varient entre -80% - 0%. Les valeurs sont dans les mêmes ordres de grandeur que celles trouvées par Mounier, 2010; Mounier et al., 2012. Les erreurs relatives considérées comme acceptables sont celles inférieures à -20%. Avec cette condition, seulement 27.5% des points expérimentaux d'analyse (24/87 points) sont considérés dans un intervalle satisfaisant. Les meilleures correspondances sont obtenues à une température de 15°C.

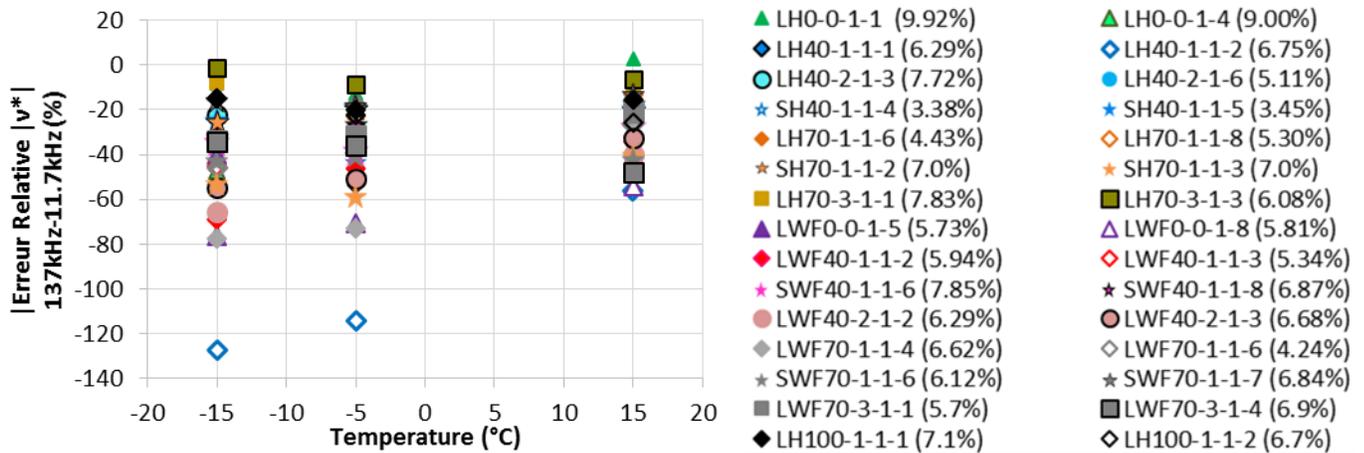


Figure 7-15. Evolution du taux d'erreur relative du $|v^*|$ calculé par la méthode de mesure du temps de vols P et S par rapport à celui du modèle 2S2P1D en fonction de la température

La Figure 7-15 présente les erreurs relatives dans le cas où la différence entre les fréquences de propagation des ondes P et S est corrigée. La norme du coefficient de Poisson est estimée pour une fréquence de 11,7kHz (fréquence des ondes S). Nous obtenons des erreurs relatives qui s'étendent de -72% à 18.9%. En moyenne 50.1% (44/87 points) des points ont une valeur acceptable. En conséquence la correction de fréquence de sollicitation améliore les résultats de la norme du coefficient de Poisson complexe en prenant le modèle 2S2P1D (calibré sur les résultats obtenus lors des essais de module complexe) comme référence.

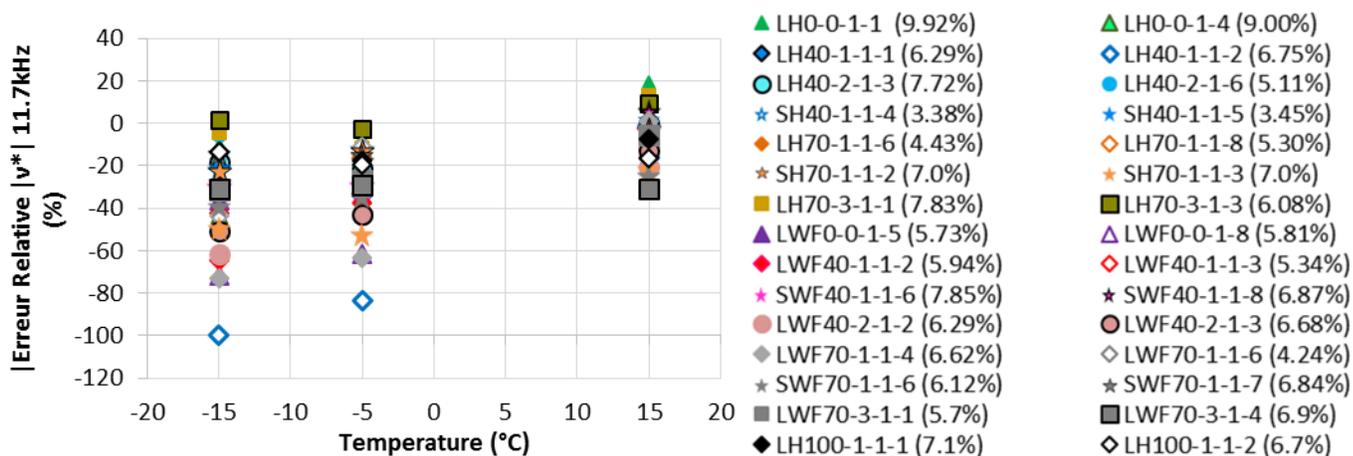


Figure 7-16. Evolution du taux d'erreur relative du $|v^*|$ calculé à une fréquence de 11.7kHz et obtenu par la méthode de mesure du temps de vols P et S par rapport à celui du modèle 2S2P1D en fonction de la température

Finalement les valeurs de coefficient de Poisson estimées avec le modèle 2S2P1D sont tracées en fonction de celles obtenues avec la méthode du temps de vol des ondes P et S sur la Figure 7.17. Les $|v^*|$ sont tracés avec les valeurs « non corrigées » en bleu et « corrigées » en rouge.

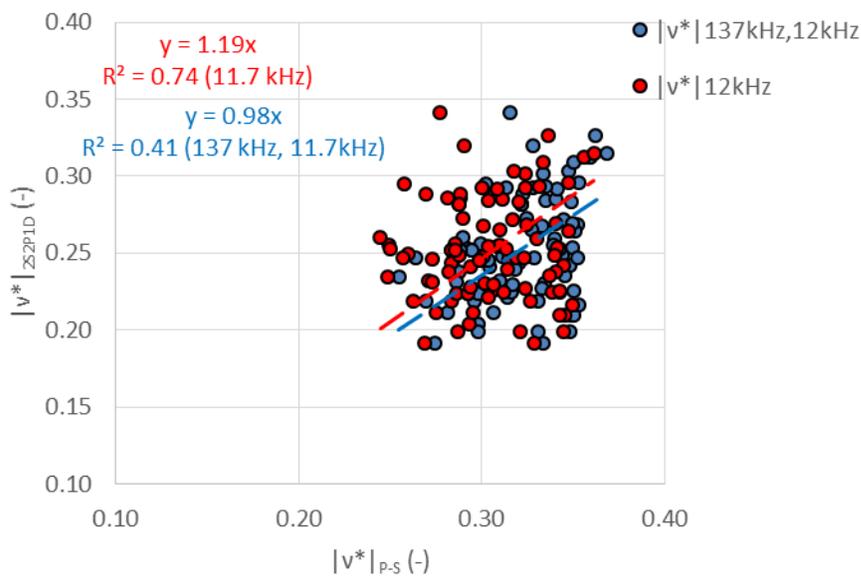


Figure 7-17. Coefficients de Poisson complexes obtenus du modèle 2S2P1D aux températures et fréquences équivalentes en fonction de normes de coefficients de Poisson complexes calculées par la méthode de mesure du temps de vols P, S

Une régression linéaire est calculée pour chacun des cas. Dans les deux cas (corrigés et non corrigés) la dispersion par rapport à la régression est évidente. Pour les points « non corrigés » la pente est proche de l'unité, par contre le coefficient de corrélation n'est pas considéré comme acceptable. Pour le cas « corrigé »

le coefficient de corrélation est amélioré mais la pente vaut 1,19. On peut en conclure que la mesure des coefficients de Poisson lors de tels essais est délicate et sensible à des perturbations propres à l'essai de propagations d'ondes.

7.7 Conclusions

La valeur du module complexe des enrobés bitumineux testés confirme une précision acceptable (de l'ordre de 20%) de la méthode de mesure du temps de vol des ondes P et impact résonance.

Les modules complexes des enrobés bitumineux déterminés avec les ondes transversales ne montrent une précision acceptable qu'à la seule température de 15°C (de l'ordre de 20%).

Les essais réalisés avec la méthode « Impact Résonance » ont permis de mesurer des valeurs de modules complexes à des fréquences assez proches (entre 10.7kHz et 15.2kHz). Les résultats fournissent des valeurs très correctes avec des erreurs relatives de 17%.

D'autre part, les conditions expérimentales ne permettent malheureusement pas encore d'avoir des valeurs de coefficient de Poisson suffisamment précises par rapport au modèle 2S2P1D.

8 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE RETRAIT THERMIQUE EMPECHE « TSRST »

Le comportement à basse température des matériaux a été caractérisé grâce à l'essai de retrait thermique empêché (TSRST). Pour chaque matériau, trois éprouvettes ont été testées. La vérification de la répétabilité de l'essai TSRST est présentée dans une première partie. L'analyse du coefficient de dilatation/contraction thermique et du coefficient de Poisson est ensuite exposée. Enfin, la comparaison entre les différents matériaux est réalisée.

8.1 Répétabilité de l'essai TSRST

La Figure 8-1 présente les résultats des trois essais réalisés sur le matériau LWF0-0 (enrobé tiède sans AE fabriqué en laboratoire). La contrainte mesurée au cours de l'essai est tracée en fonction de la température. On observe les mêmes évolutions (croissance et concavité) pour chacun des essais. Deux courbes se superposent parfaitement, correspondant aux essais LWF0-0-1-10 et LWF0-0-1-11. La courbe du troisième essai est légèrement décalée (éprouvette LWF0-0-1-13).

La Figure 8-2 présente l'évolution des déformations radiales en fonction de la température pour ces trois essais. Les courbes des essais LWF0-0-1-10 et LWF0-0-1-11 se superposent à nouveau parfaitement tandis que celle de l'essai LWF0-0-1-13 est décalée. L'évolution est néanmoins similaire pour les trois essais et est presque linéaire. Dans le cas de l'évolution radiale la tendance de toutes les courbes, peu importe le matériau, est linéaire (Figure 8-2).

Les Tableau 8-1 et Tableau 8-2 synthétisent les résultats pour tous les essais (valeurs de la température, de la contrainte et de la déformation radiale atteintes à la rupture) ainsi que les caractéristiques des éprouvettes testées (teneur en AE et teneur en vides). Les valeurs moyennes et écart types pour les paramètres étudiés sont calculés pour chacun des matériaux sur les trois essais réalisés.

Pour les matériaux testés, il existe le même décalage d'une des trois éprouvettes (Figure 8-1). Dans ce cas, le décalage en température de rupture est de 1.5°C, entre les éprouvettes du même matériau. La contrainte de rupture varie selon l'échantillon, normalement pour un échantillon quand le pourcentage de vides est inférieur par rapport aux autres éprouvettes, la contrainte de rupture devient également inférieure. Tous les écarts-types des autres déformations radiales pour les autres matériaux sont inférieurs à 16%, on considère ces valeurs de déformation radiale comme satisfaisantes. Sauf pour les enrobés LH70-3 et LH100 où les valeurs s'élèvent à 28.7%.

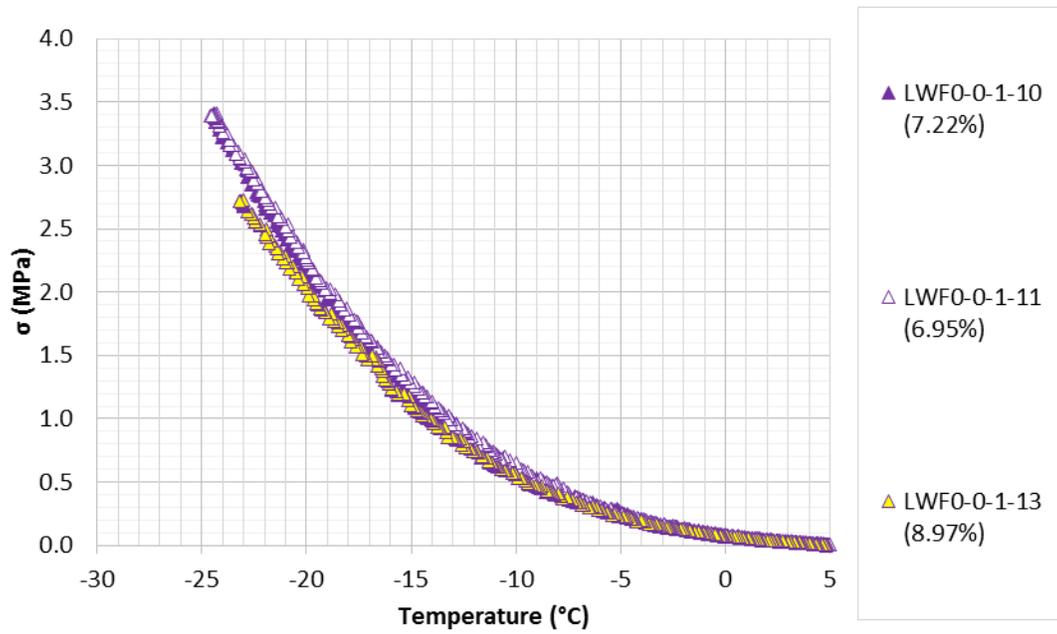


Figure 8-1. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LWFO-0 avec bitume 35/50

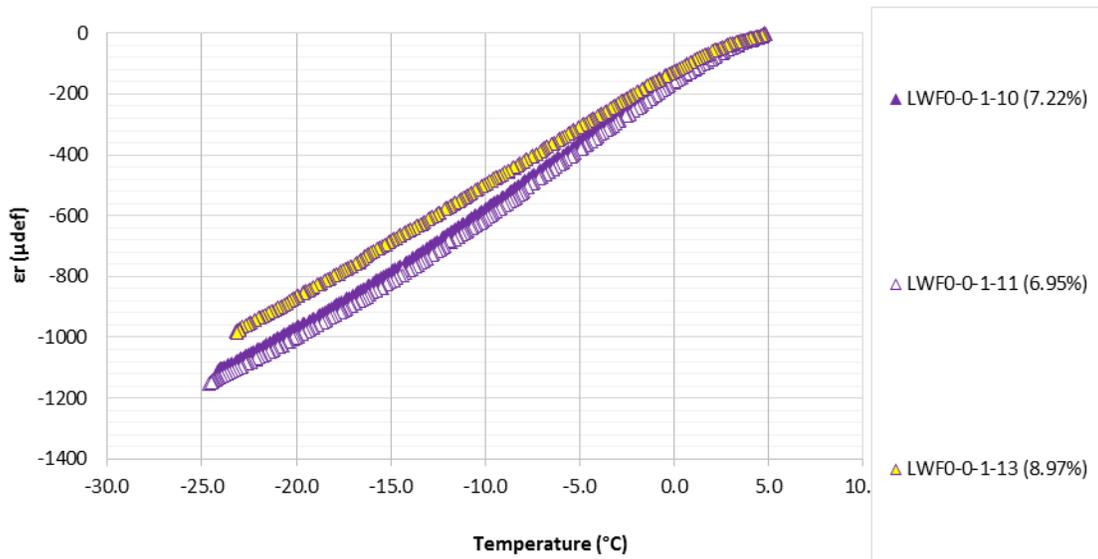


Figure 8-2. Évolution de déformation radiale en fonction de température LWFO-0 avec bitume 35/50

Tableau 8-1. Résultats des enrobés fabriqués à chaud et testés : Température de rupture, contrainte de rupture et déformation radiale à la rupture

Matériaux	Cycle	AE %	vides %	Température de rupture		Contrainte de rupture		ϵ_{rRup}					
				(°C)		(MPa)		(μdef)					
					Moyenne	écart type		Moyenne	écart type		Moyenne	écart type	(%)
LH0-0-1-9	0	0	8.9	-22.0	-21.2	0.8	3.0	3.0	0.1	-937	-864.8	117.1	-13.5
LH0-0-1-11		0	7.7	-20.5			3.2			-927			
LH0-0-1-13		0	9.1	-21.0			2.9			-730			
LH40-1-1-9	1	40	5.3	-21.3	-20.4	0.8	3.5	3.5	0.1	-961	-980.2	33.9	-3.5
LH40-1-1-10		40	6.2	-19.6			3.4			-1019			
LH40-1-1-11		40	7.0	-20.2			3.5			-961			
SH40-1-1-10	1	40	4.6	-17.8	-20.0	2.2	2.8	3.3	0.6	-759	-892.9	116.5	-13.1
SH40-1-1-12		40	4.4	-22.1			3.9			-954			
SH40-1-1-14		40	5.4	-20.0			3.1			-966			
LH40-2-1-9	2	16	7.4	-18.0	-20.6	2.4	2.5	3.2	0.7	-795	-818.1	26.1	-3.2
LH40-2-1-11		16	6.4	-21.2			3.5			-813			
LH40-2-1-12		16	7.1	-22.6			3.7			-846			
LH70-1-1-9	1	70	6.0	-20.2	-21.8	2.2	2.9	3.5	1.0	-906	-997.9	121.7	-12.2
LH70-1-1-11		70	6.4	-24.3			4.6			-1136			
LH70-1-1-13		70	6.1	-21.0			3.0			-952			
SH70-1-1-11	1	70	8.0	-28.0	-27.6	0.4	3.8	3.9	0.3	-951	-1084.9	132.7	-12.2
SH70-1-1-12		70	8.4	-27.2			4.2			-1216			
SH70-1-1-13		70	8.5	-27.5			3.6			-1088			
LH70-3-1-9	3	34.3	6.9	-26.1	-24.5	2.5	3.9	3.5	0.5	-991	-1034.4	296.4	-28.7
LH70-3-1-12		34.3	6.4	-21.7			3.0			-762			
LH70-3-1-13		34.3	6.4	-25.8			3.8			-1350			
LH100-1-1-3	1	100	5.7	-10.9	-11.3	4.5	2.8	3.2	1.1	-572	-491.7	105.1	-21.4
LH100-1-1-5		100	4.5	-6.9			2.3			-373			
LH100-1-1-6		100	3.4	-16.0			4.5			-530			

Tableau 8-2. Résultats des enrobés fabriqués à tiède mousse et testés : Température de rupture, contrainte de rupture et déformation radiale à la rupture

Matériaux	Cycle	AE	vides	Température de rupture			Contrainte de rupture			ϵ_{rRup}			
	-	%	%	(°C)			(MPa)			(μdef)			
					Moyenne	écart type		Moyenne	écart type		Moyenne	écart type	(%)
LWF0-0-1-10	0	0	7.2	-24.2	-24.0	0.7	3.3	3.1	0.4	-1112	-1083.6	86.6	-8.0
LWF0-0-1-11		0	7.0	-24.6			3.4			-1152			
LWF0-0-1-13		0	9.0	-23.2			2.7			-986			
LWF40-1-1-9	1	40	6.7	-23.2	-22.7	0.4	3.5	3.5	0.1	-1125	-1036.4	81.0	-7.8
LWF40-1-1-10		40	6.1	-22.4			3.4			-967			
LWF40-1-1-11		40	5.9	-22.6			3.5			-1017			
SWF40-1-1-10	1	40	3.0	-23.4	-21.5	2.0	4.2	3.8	0.5	-1100	-1034.6	62.9	-6.1
SWF40-1-1-12		40	2.6	-21.7			3.9			-1030			
SWF40-1-1-13		40	2.3	-19.4			3.3			-974			
LWF40-2-1-10	2	16	6.0	-21.0	-22.6	1.6	2.8	3.4	0.5	-877	-999.4	109.8	-11.0
LWF40-2-1-11		16	5.8	-22.6			3.4			-1089			
LWF40-2-1-12		16	6.1	-24.2			3.9			-1033			
LWF70-1-1-10	1	70	5.0	-22.6	-22.6	1.1	3.8	3.8	0.2	-1075	-1078.5	59.2	-5.5
LWF70-1-1-12		70	5.2	-21.6			3.6			-1021			
LWF70-1-1-13		70	5.7	-23.7			3.9			-1140			
SWF70-1-9	1	70	5.4	-18.7	-21.4	4.3	2.6	3.3	1.0	-934	-1009.9	161.4	-16.0
SWF70-1-10		70	5.8	-26.4			4.5			-1195			
SWF70-1-14		70	5.4	-19.2			2.8			-900			
LWF70-3-1-4	3	34.3	6.9	-27.2	-26.8	1.2	3.7	3.9	0.4	-1111	-1259.1	128.4	-10.2
LWF70-3-1-5		34.3	4.9	-25.4			3.6			-1342			
LWF70-3-1-6		34.3	4.4	-27.7			4.4			-1325			

8.2 Détermination du coefficient de dilatation/contraction thermique moyen des enrobés

Selon le travail de Marasteanu et al., 2012, le coefficient de dilatation/contraction thermique moyen d'un enrobé est proche de $20 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$. Neifar and Di Benedetto, 2001 ont mis en évidence un comportement thermique anisotrope notable des enrobés bitumineux, en mesurant sur des éprouvettes cylindriques à la fois les coefficients de contraction thermique radiale et axiale. Une différence de 30 à 50% a été trouvée entre ces deux coefficients. Ce coefficient de dilatation/contraction thermique est nécessaire pour la modélisation d'un essai de retrait thermique empêché. Ces mêmes auteurs ont simulé l'évolution des contraintes thermiques dans le temps, sous une variation monotone et cyclique de la température.

Sur la base de ces études, un essai de dilatation thermique est exécuté sur une éprouvette d'enrobé LH40-1. Le dispositif expérimental utilisé est le même que pour l'essai de retrait thermique empêché. La seule différence est le fait que l'éprouvette n'est pas collée aux casques de la presse. Elle peut ainsi librement se déformer axialement et radialement (un espace suffisant est ménagé avec le piston de la presse). Le montage de l'essai est présenté en Figure 8-3. La sollicitation thermique consiste à appliquer à l'échantillon des paliers de température constante de 4h entre -15°C et 15°C . La mesure de la température à la surface du matériau est présentée sur la Figure 8-4 (seules les mesures réalisées lorsque la température est considérée constante sont représentées).

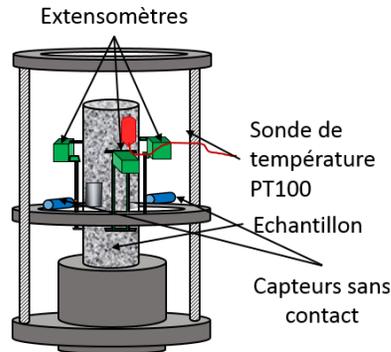


Figure 8-3. Dispositif utilisé lors de l'essai de dilatation thermique avec une éprouvette non collée

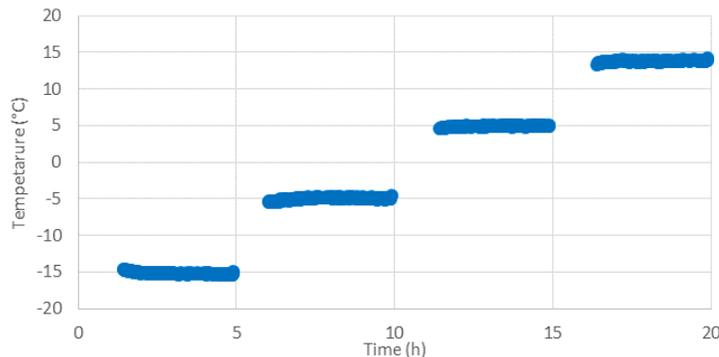


Figure 8-4. Température mesurée à la surface de l'éprouvette lors de l'essai de dilatation thermique

Sur la Figure 8-5, les déformations axiales et radiales mesurées sont présentées en fonction de la température mesurée, pour les paliers où la température est constante et homogène dans l'éprouvette. La déformation axiale montre une valeur de coefficient de dilatation de $27.1 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$, proche des valeurs de coefficient trouvés dans les travaux de Isacson and Zeng, 2016; Tapsoba et al., 2012. Pour la déformation radiale, le coefficient de dilatation présente une valeur de $40.9 \mu\text{def}/^\circ\text{C}$. Cela représente un écart de 34% entre les deux coefficients.

Pour la suite, le coefficient retenu pour l'estimation du coefficient de Poisson est $\alpha=27.1 \mu\text{def}/^\circ\text{C}$ (qui semble donner des valeurs de coefficient de Poisson plus réalistes).

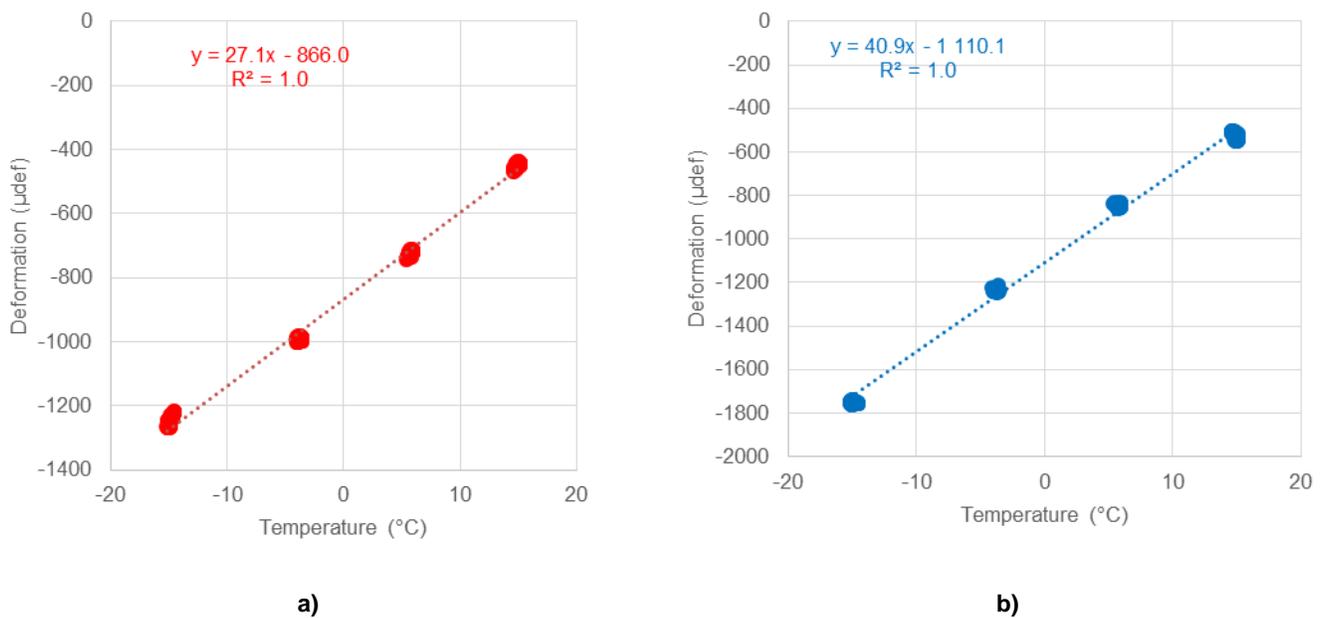


Figure 8-5. a) déformation axiale et b) déformation radiale, en fonction de la température lors de l'essai de dilatation thermique sur éprouvette LH40-1-1-9

8.3 Détermination du coefficient de Poisson

Afin de calculer un coefficient de Poisson (supposé réel), à partir de la mesure des déformations radiales au cours de l'essai TSRST, il est proposé une modélisation homogène de cet essai.

Dans un essai couplant sollicitation mécanique et thermique, la déformation totale ε_{totale} résulte de la somme d'une déformation mécanique et d'une déformation thermique, respectivement notées ε^m et ε^{th} . Il devient :

$$\underline{\varepsilon}_{totale} = \underline{\varepsilon}_r^m + \underline{\varepsilon}_r^{th} \quad (8-1)$$

La déformation thermique peut être calculée comme suit:

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^{th} = \underline{\underline{\alpha}} \cdot \Delta T \quad (8-2)$$

$\underline{\underline{\alpha}}$: représente un tenseur diagonal avec les coefficients de dilatation/contraction thermique dans chacune des directions. Pour le cas isotrope, dans lequel on se place ensuite, ce tenseur diagonal n'utilise qu'un coefficient de dilatation/contraction thermique ($\underline{\underline{\alpha}} = \alpha I$).

ΔT : Incrément de température

L'équation (8-1) peut être décomposée pour chaque direction, axiale et radiale. La déformation axiale ($\varepsilon_{z\text{totale}}$) et la déformation radiale ($\varepsilon_{r\text{totale}}$) sont données dans les formules suivantes :

$$\varepsilon_{z\text{totale}} = \varepsilon_z^m + \varepsilon_z^{th} \quad (8-3)$$

$$\varepsilon_{r\text{totale}} = \varepsilon_r^m + \varepsilon_r^{th} \quad (8-4)$$

Au cours des essais TSRST, la déformation axiale est empêchée, on a alors $\varepsilon_{z\text{totale}} = 0$. On obtient:

$$\varepsilon_z^m = -\varepsilon_z^{th} = -\alpha \cdot \Delta T \quad (8-5)$$

Le coefficient de Poisson (supposé réel et constant sur la plage de température de l'essai) est calculé comme suit :

$$\nu = -\frac{\varepsilon_r^m}{\varepsilon_z^m} = \frac{\varepsilon_r^m}{\alpha \cdot \Delta T} \quad (8-6)$$

Donc

$$\varepsilon_r^m = \nu \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (8-7)$$

D'après les équations (8-2), (8-4) et (8-7), on a :

$$\varepsilon_{r\text{totale}} = \nu \cdot \alpha \cdot \Delta T + \alpha \cdot \Delta T = (1 + \nu) \alpha \cdot \Delta T \quad (8-8)$$

Le coefficient de Poisson peut être déduit de la mesure des déformations radiales :

$$\nu = -\frac{\varepsilon_{r\text{totale}}}{\alpha \cdot \Delta T} - 1 \quad (8-9)$$

On considère la déformation radiale dans un intervalle de température [0°C ; -10°C] donc $\Delta T = 10^\circ\text{C}$ pour calculer en utilisant la formule (8-9). La Figure 8-6 montre le schéma de calcul du coefficient de Poisson dans la direction radiale II de l'éprouvette LWF0-0-1-10. La déformation radiale totale ($\varepsilon_{r\text{totale}}$) comprend deux parties: la déformation radiale thermique ($\varepsilon_r^{th} = \alpha \cdot \Delta T$) et la déformation radiale mécanique ($\varepsilon_r^m = \nu \cdot \alpha \cdot \Delta T$). Le coefficient de Poisson calculé est alors de 0.5.

Les valeurs de coefficient de Poisson estimées des matériaux sont présentées dans le Tableau 8-3 et Tableau 8-4. Nous trouvons une différence entre échantillons du même matériau qui varie entre 87% et 0.5%. Ces valeurs montrent la difficulté de mesure de la déformation radiale au cours de l'essai. Les valeurs moyennes sont entre $\nu = 0.19$ à $\nu = 0.53$ des valeurs plausibles pour les enrobés bitumineux.

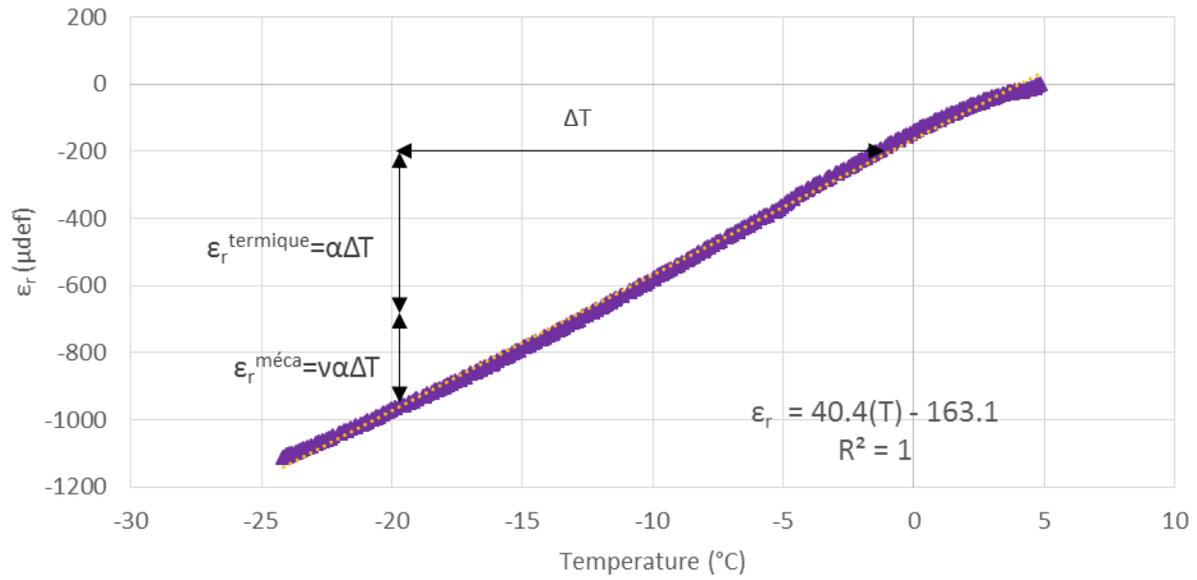


Figure 8-6. Evolution de la déformation radiale dans la direction radiale II de l'éprouvette LWF0-0-1-10 et représentation des deux parties de la déformation radiale

Tableau 8-3. Résultats de coefficient de Poisson des enrobés fabriqués à chaud : valeurs, valeurs moyen par matériau et écart type

Matériaux	Cycle	AE	vides	v			
	-	%	%	(-)			
					Moyenne	écart type	(%)
LH0-0-1-9	0	0	8.9	0.36	0.29	0.18	60.8
LH0-0-1-11		0	7.7	0.41			
LH0-0-1-13		0	9.1	0.09			
LH40-1-1-9	1	40	5.3	0.42	0.48	0.10	21.3
LH40-1-1-10		40	6.2	0.60			
LH40-1-1-11		40	7.0	0.42			
SH40-1-1-10	1	40	4.6	0.34	0.41	0.09	22.7
SH40-1-1-12		40	4.4	0.38			
SH40-1-1-14		40	5.4	0.52			
LH40-2-1-9	2	16	7.4	0.31	0.25	0.05	19.7
LH40-2-1-11		16	6.4	0.24			
LH40-2-1-12		16	7.1	0.21			
LH70-1-1-9	1	70	6.0	0.34	0.43	0.10	22.6
LH70-1-1-11		70	6.4	0.53			
LH70-1-1-13		70	6.1	0.42			
SH70-1-1-11	1	70	8.0	0.12	0.32	0.19	59.5
SH70-1-1-12		70	8.4	0.51			
SH70-1-1-13		70	8.5	0.34			
LH70-3-1-9	3	34.3	6.9	0.22	0.31	0.23	76.8
LH70-3-1-12		34.3	6.4	0.12			
LH70-3-1-13		34.3	6.4	0.57			
LH100-1-1-3	1	100	5.7	0.36	0.19	0.17	87.2
LH100-1-1-5		100	4.5	0.19			
LH100-1-1-6		100	3.4	0.02			

Tableau 8-4. Résultats de coefficient de Poisson des enrobés fabriqués à tiède mousse : valeurs, valeurs moyen par matériau et écart type

Matériaux	Cycle	AE	vides	v			
	-	%	%	(-)			
					Moyenne	écart type	(%)
LWF0-0-1-10	0	0	7.2	0.50	0.45	0.09	20.9
LWF0-0-1-11		0	7.0	0.50			
LWF0-0-1-13		0	9.0	0.34			
LWF40-1-1-9	1	40	6.7	0.55	0.45	0.09	19.0
LWF40-1-1-10		40	6.1	0.38			
LWF40-1-1-11		40	5.9	0.43			
SWF40-1-1-10	1	40	3.0	0.54	0.51	0.03	6.2
SWF40-1-1-12		40	2.6	0.49			
SWF40-1-1-13		40	2.3	0.49			
LWF40-2-1-10	2	16	6.0	0.31	0.41	0.11	27.2
LWF40-2-1-11		16	5.8	0.53			
LWF40-2-1-12		16	6.1	0.38			
LWF70-1-1-10	1	70	5.0	0.52	0.52	0.00	0.5
LWF70-1-1-12		70	5.2	0.51			
LWF70-1-1-13		70	5.7	0.52			
SWF70-1-9	1	70	5.4	0.51	0.48	0.04	8.1
SWF70-1-10		70	5.8	0.50			
SWF70-1-14		70	5.4	0.44			
LWF70-3-1-4	3	34.3	6.9	0.33	0.53	0.18	34.9
LWF70-3-1-5		34.3	4.9	0.70			
LWF70-3-1-6		34.3	4.4	0.56			

8.4 Analyse comparative des résultats des essais de TSRST

Quatre variables sont analysées pour évaluer le comportement thermomécanique à basse température : la contrainte de rupture, la température de rupture, la déformation radiale de rupture et le coefficient de Poisson. Les moyennes de chaque paramètre sont utilisées pour l'analyse correspondante (Tableau 8-1 à Tableau 8-4). L'analyse est faite en fonction de la condition de fabrication, du type de fabrication, du pourcentage d'AE et de la teneur en vides.

8.4.1 Contrainte de rupture

Les contraintes de rupture sont très proches. Elles varient entre 3.90MPa pour l'enrobé SH70-1 et 3.01MPa pour l'enrobé de référence LH0-0. Cela représente une différence de 0.89MPa entre matériaux.

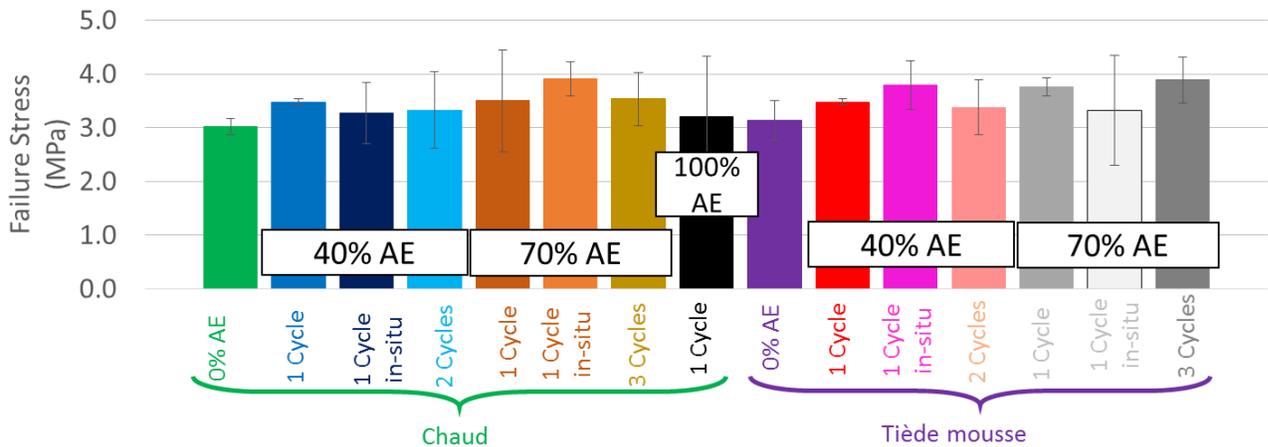


Figure 8-7. Histogramme de valeurs moyennes de contraintes de rupture

Pour faire une analyse plus détaillée, les valeurs de contraintes de rupture sont tracées en fonction du pourcentage d'AE (Figure 8-8).

La Figure 8-8-a montre l'évolution de la contrainte de rupture avec la teneur en AE. Cette figure montre une croissance de la contrainte de rupture avec l'augmentation du taux d'AE (de 0% à 70%). Cette tendance ne se poursuit pas pour l'enrobé LH100, avec 100% d'AE. Cependant, il convient de rappeler que pour ce matériau, ni la courbe granulométrique ni la consistance du bitume n'ont pu être corrigées (seule la teneur en bitume est conservée). Cela en fait un matériau différent dont les résultats doivent être analysés séparément du reste des enrobés.

La Figure 8-8-b montre la même évolution mais en différenciant le mode de fabrication (chaud ou tiède à la mousse) des enrobés. Cette figure met en évidence que les enrobés fabriqués à une température tiède, présentent une contrainte de rupture plus importante par rapport aux enrobés fabriqués à chaud.

Les Figure 8-8-c et Figure 8-8-d ne montrent la contrainte de rupture que pour les enrobés fabriqués en conditions de laboratoire. Ils montrent également une croissance de la contrainte de rupture linéaire et directement proportionnelle au taux de recyclage.

Compte tenu des barres d'erreur présentées sur ces figures, il convient de modérer ces conclusions, qui restent des tendances sur un échantillon des 3 éprouvettes testées.

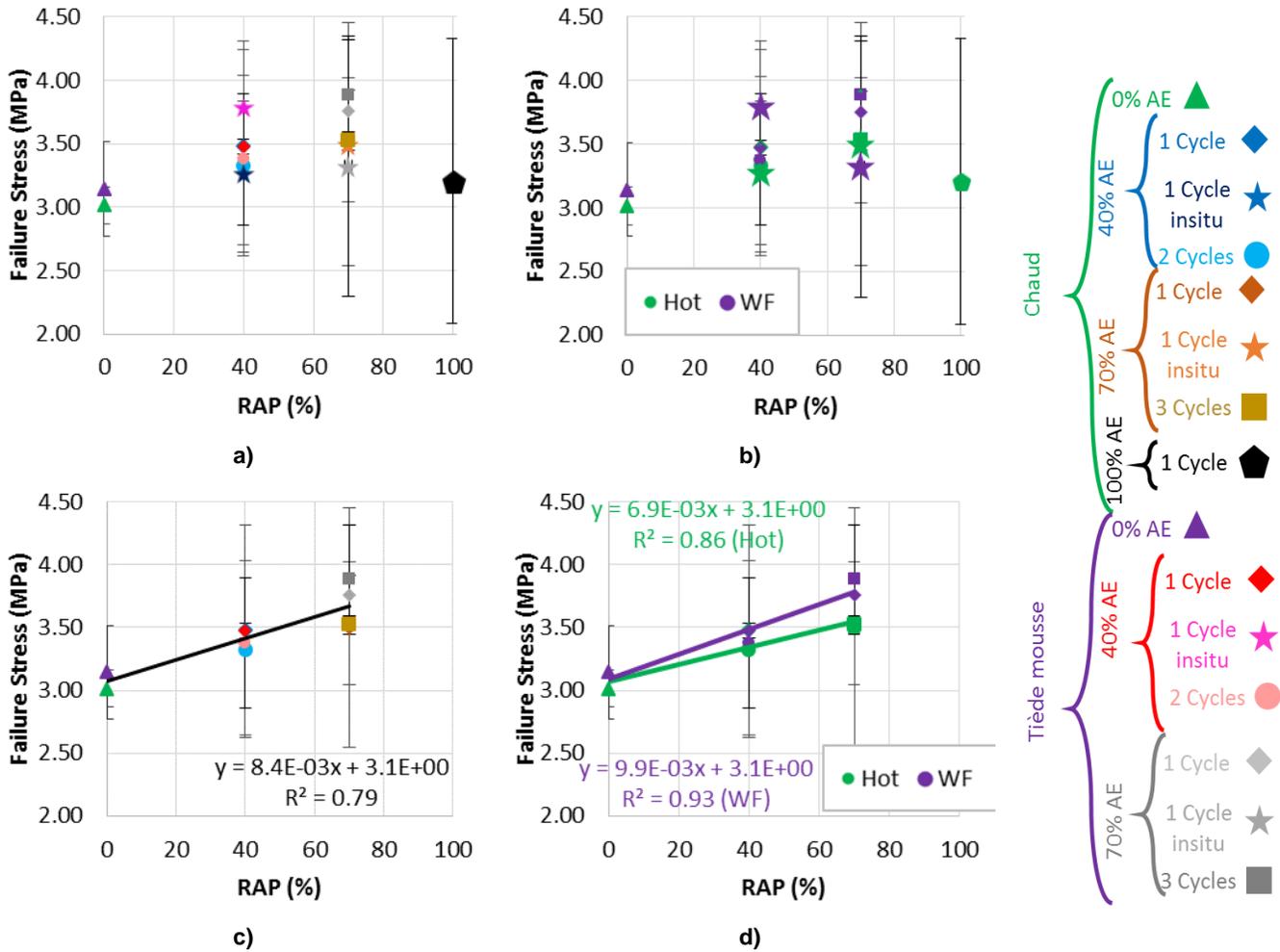


Figure 8-8. Contrainte de rupture en fonction du pourcentage d'AE a) tous les enrobés ; b) tous les enrobés selon le procédé de fabrication ;c) enrobés fabriqués en laboratoire d) enrobés fabriqués en laboratoire selon le procédé de fabrication.

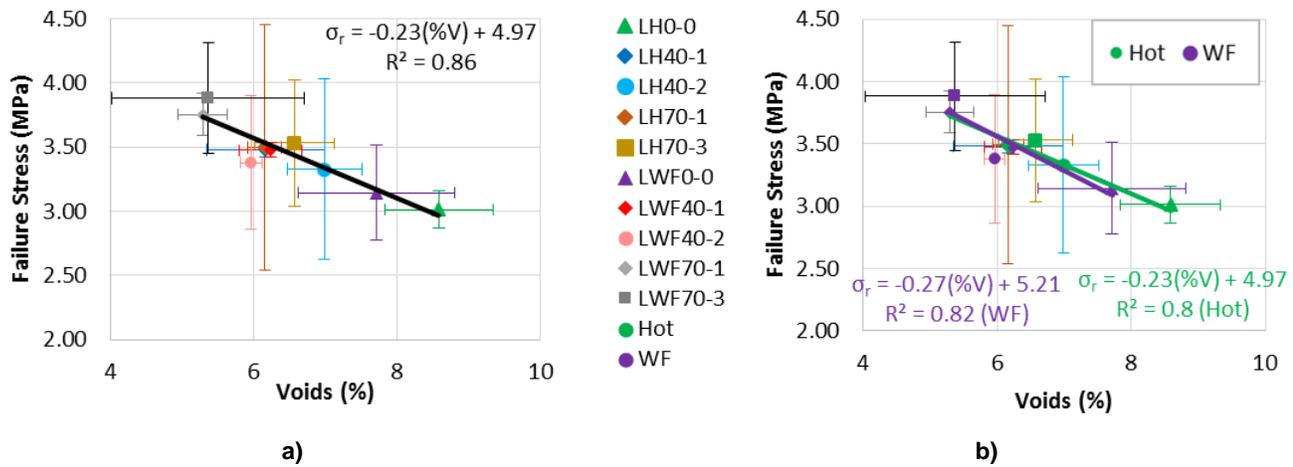


Figure 8-9. a) Contrainte de rupture moyenne des enrobés en fonction de vides b) contrainte de rupture moyenne en fonction de vides selon le procédé de fabrication.

La contrainte de rupture montre aussi une influence de la teneur en vides. La Figure 8-9 montre cette tendance, où la contrainte de rupture diminue quand la teneur en vides augmente. Cette tendance semble identique pour les enrobés fabriqués à chaud et les enrobés fabriqués à une température tiède (Figure 8-9b). On peut en conclure que les changements de contrainte de rupture sont un effet de teneur en vides des échantillons testés.

8.4.2 Température de rupture

Les températures de rupture sont présentées sur la Figure 8-10 pour tous les enrobés testés. Les enrobés avec 0, 40 et 70% d'AE présentent des températures de rupture assez proches. Celles-ci varient entre -20°C pour l'enrobé SH40-1 et -27.6°C pour l'enrobé SH70-1.

Une différence importante est visible pour l'enrobé avec 100% d'AE, LH100-1. Sa température de rupture est $T_{rup} = -11.3^{\circ}\text{C}$. Comme expliqué auparavant, la différence de constitution de ce matériau fait qu'il doit être analysé à part. Ce matériau contient uniquement du bitume d'AE vieilli, qui n'a pas été corrigé par un apport de bitume neuf.

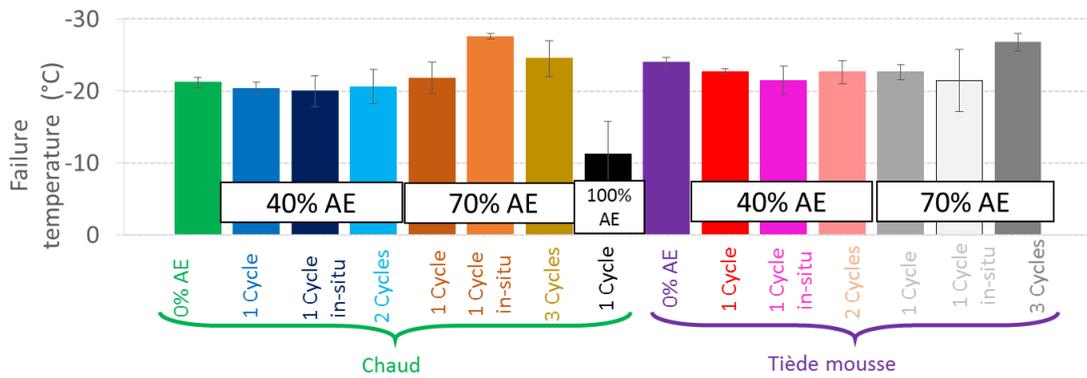


Figure 8-10. Histogramme de températures de rupture moyennes des enrobés testés

Une analyse plus en détail par rapport au taux de recyclage a été faite pour ces résultats. La Figure 8-11-a présente la température de rupture tracée en fonction du pourcentage d'AE. On constate que la température de rupture semble diminuer quand le taux de recyclage augmente. Malgré cela, la température de rupture ne suit pas une tendance claire par rapport à ce paramètre. Quand l'analyse est réalisée selon le procédé de fabrication (La Figure 8-11-b), la température de rupture est généralement plus basse pour les enrobés fabriqués à tiède.

Pour les enrobés avec 70% d'AE, les températures de rupture sont très proches et le procédé de fabrication ne montre pas une grande influence. On peut observer aussi une bonne superposition entre la condition chantier et la condition laboratoire, sauf entre les enrobés à chaud avec 70% d'AE, où la condition chantier (SH70-1) montre 6.2°C d'écart par rapport au même matériau équivalant en condition laboratoire (LH70-1).

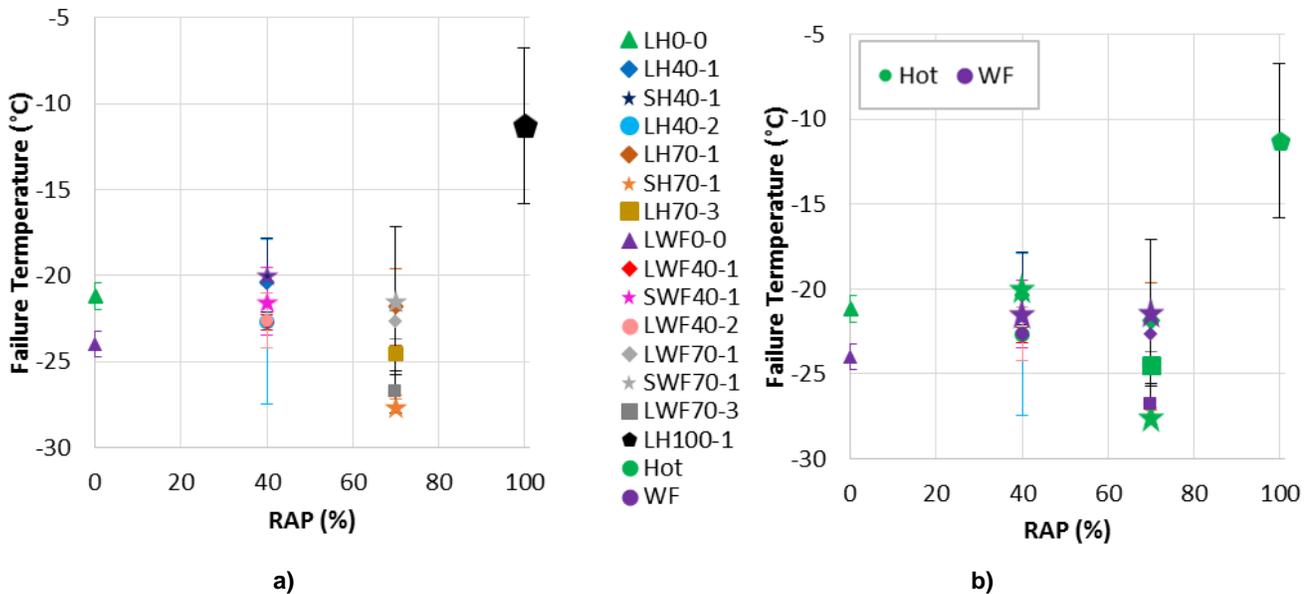


Figure 8-11. Températures de rupture moyennes en fonction : a) pourcentage d'AE; b) de pourcentage d'AE selon le type de procédé fabrication.

Lorsque les enrobés fabriqués in-situ ne sont pas pris en compte (Figure 8-12), les températures de rupture des enrobés tièdes (à la mousse) sont toujours plus basses (ou similaires dans le cas des enrobés avec 40%d'AE et deux cycles de recyclage).

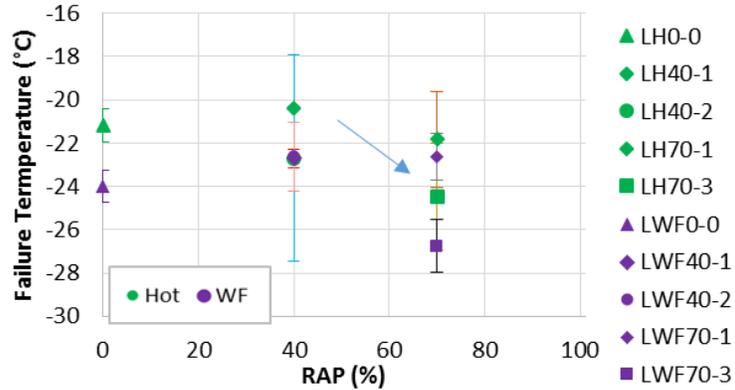


Figure 8-12. Enrobés fabriqués en condition laboratoire. Température de rupture moyenne en fonction de pourcentage d'AE, selon le procédé de fabrication

Les résultats sont aussi analysés par rapport au cycle de recyclage (Figure 8-13-a). On peut observer que la température de rupture tend à diminuer avec le nombre de cycles. L'enrobé avec 3 cycles de recyclage à -chaud (LH70-3) montre une différence de 3.3°C par rapport à l'enrobé sans AE à chaud (LH0-0). La même analyse est faite avec les enrobés tièdes. La différence entre l'enrobé LWF0-0 et le LWF70-3 est de 2.8°C. Ces différences démontrent que l'augmentation du nombre de cycles de recyclage ne pénalise pas les résultats des essais de retrait thermique (et au contraire semble les favoriser), pourvu que les corrections (granulométrie et consistance du bitume) soient apportées.

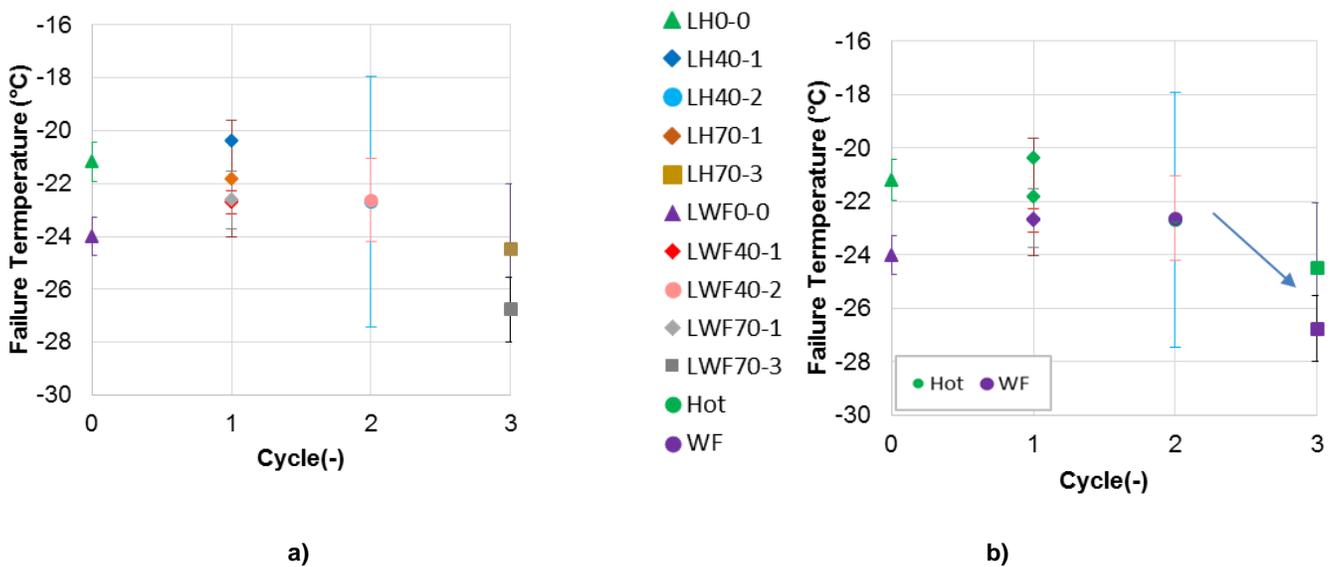


Figure 8-13. Valeurs de contraintes de rupture moyens en fonction :a) cycle de recyclage ; b) cycle de recyclage et selon le type de procédé de fabrication

8.4.3 Déformation radiale de rupture et coefficient de Poisson

Les valeurs de déformation radiale résultantes sont très proches entre les enrobés testés. A nouveau, seuls les résultats de l'enrobé avec 100% d'AE (LH100-1) se détachent en présentant des déformations radiales très faibles par rapport aux autres enrobés.

La Figure 8-14-a montre les déformations radiales des enrobés testés en fonction du taux de recyclage. En général, le type de fabrication, le procédé de fabrication, le taux de recyclage ou le cycle de recyclage n'ont pas une influence importante sur les déformations radiales. Les déformations radiales de rupture sont proches pour tous les enrobés testés.

Sur la Figure 8-14-b, la déformation radiale de rupture ne semble pas être influencée clairement par la teneur en vides.

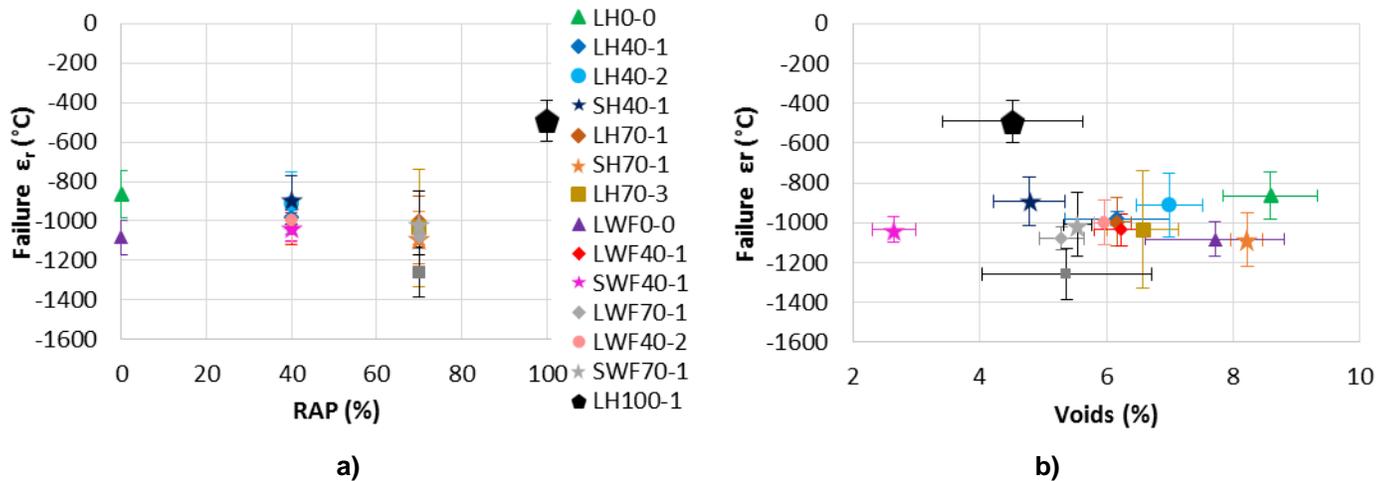


Figure 8-14. Valeurs moyennes de déformation radiale de rupture en fonction : a) pourcentage d'AE ; b) teneur en vides.

La Figure 8-15 présente les résultats de la contrainte de rupture en fonction de la déformation radiale. La Figure 8-15-a montre les résultats pour tous les enrobés testés alors que la Figure 8-15-b montre uniquement ceux des enrobés fabriqués au laboratoire. La déformation radiale semble d'autant plus importante que la contrainte de rupture est grande. Les régressions linéaires sont tracées sur les figures. Les points les plus écartés sont ceux correspondant à la condition sans AE.

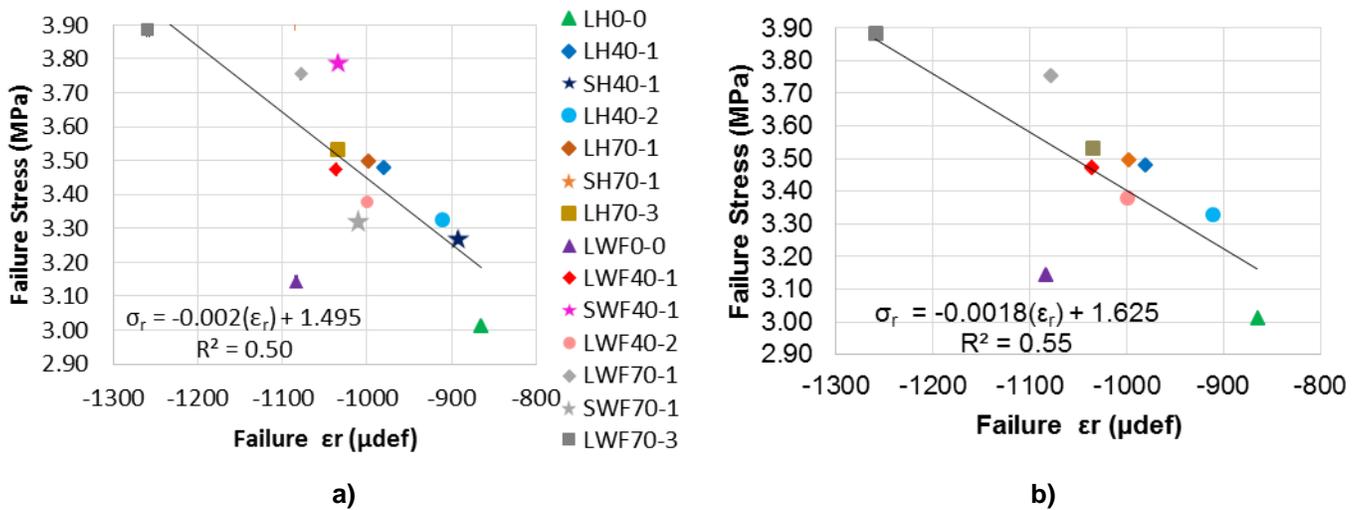


Figure 8-15. Valeurs moyennes de contrainte de rupture en fonction des moyennes de déformation radiale à la rupture a) tous les enrobés testés ; b) enrobés testés et fabriqués au laboratoire

La même analyse comparative est faite entre la température de rupture et la déformation radiale sur la Figure 8-16. Nous pouvons observer sur la Figure 8-16-a, que la température de rupture est proportionnelle à la déformation radiale de rupture, par contre il existe une dispersion importante par rapport à la régression calculée. La même analyse est faite sans les enrobés de condition chantier (Figure 8-16-b). On peut observer que le coefficient de corrélation est amélioré ($R^2=0.66$).

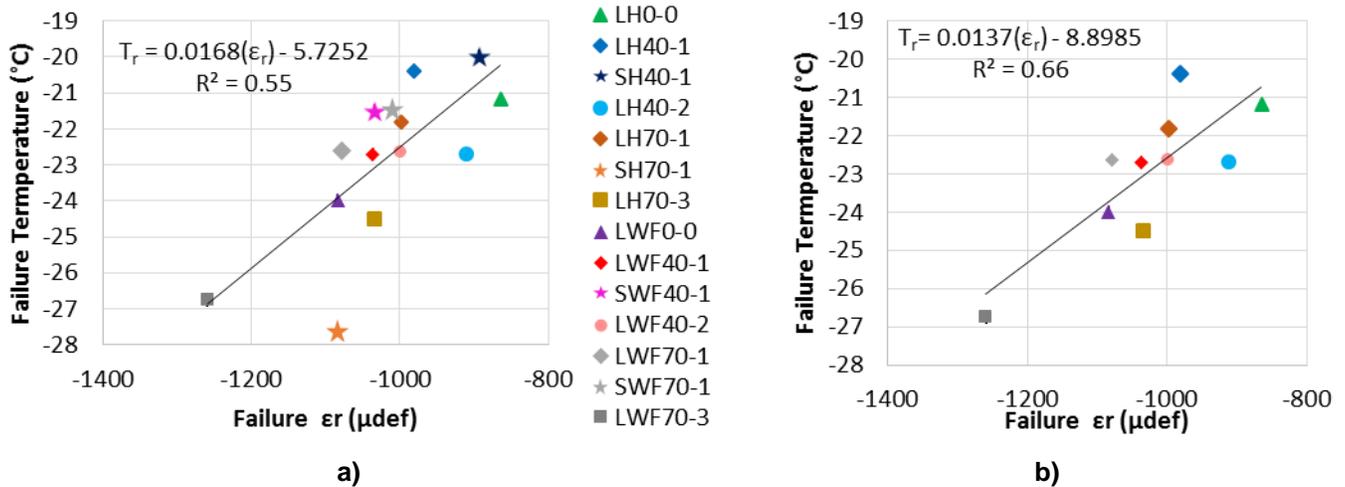


Figure 8-16. Valeurs moyennes de température de rupture en fonction des moyennes de déformation radiale de rupture : a) tous les enrobés testés ; b) enrobés testés et fabriqués au laboratoire

Sur la Figure 8-17 la contrainte de rupture a été tracée en fonction de la température de rupture, par contre les valeurs obtenues ne présentent pas une corrélation claire. Les points sont très dispersés de la régression linéaire calculée, cette dispersion empêche d'identifier une tendance entre les deux variables.

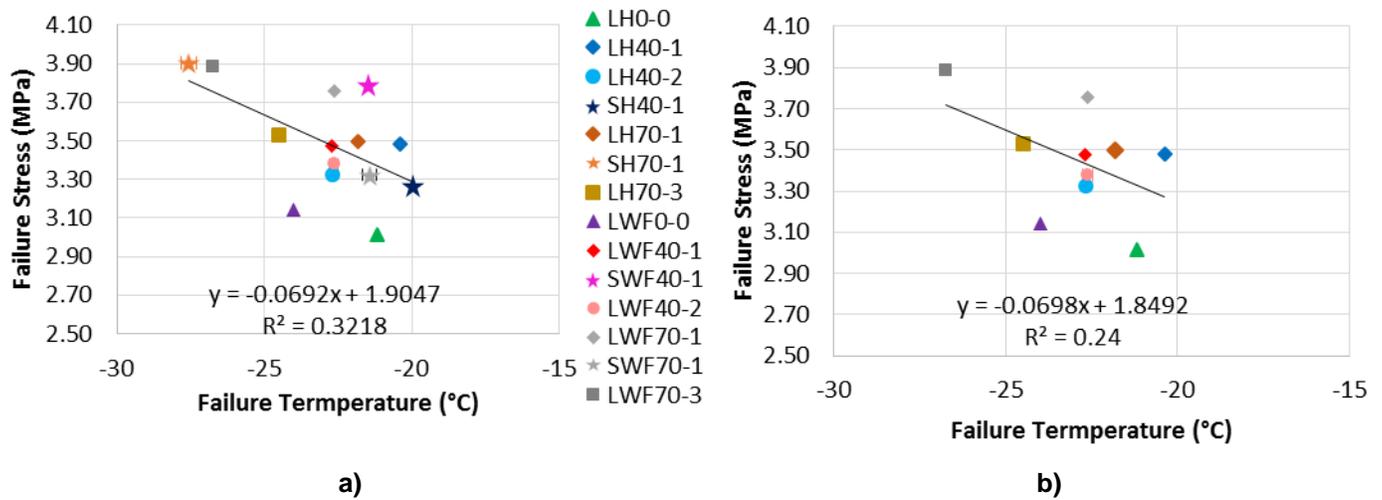


Figure 8-17. Valeurs moyennes de contrainte de rupture en fonction des moyennes de températures de rupture a) tous les enrobés testés ; b) enrobés testés et fabriqués au laboratoire

Le coefficient de Poisson est tracé en fonction de la teneur en vides et du pourcentage d'AE introduit dans les enrobés testés (Figure 8-18). Nous pouvons observer que le coefficient de Poisson diminue lorsque la teneur en vides augmente. En revanche, il y a une grande dispersion entre les valeurs moyennes tracées (Figure 8-18-a). Nous pouvons vérifier avec la (Figure 8-18-b) que la quantité d'AE n'a aucune influence sur les valeurs de coefficient de Poisson. Les coefficients de Poisson pour la condition in-situ présentent une bonne correspondance s'ils sont comparés avec les matériaux équivalents mais fabriqués en condition de laboratoire.

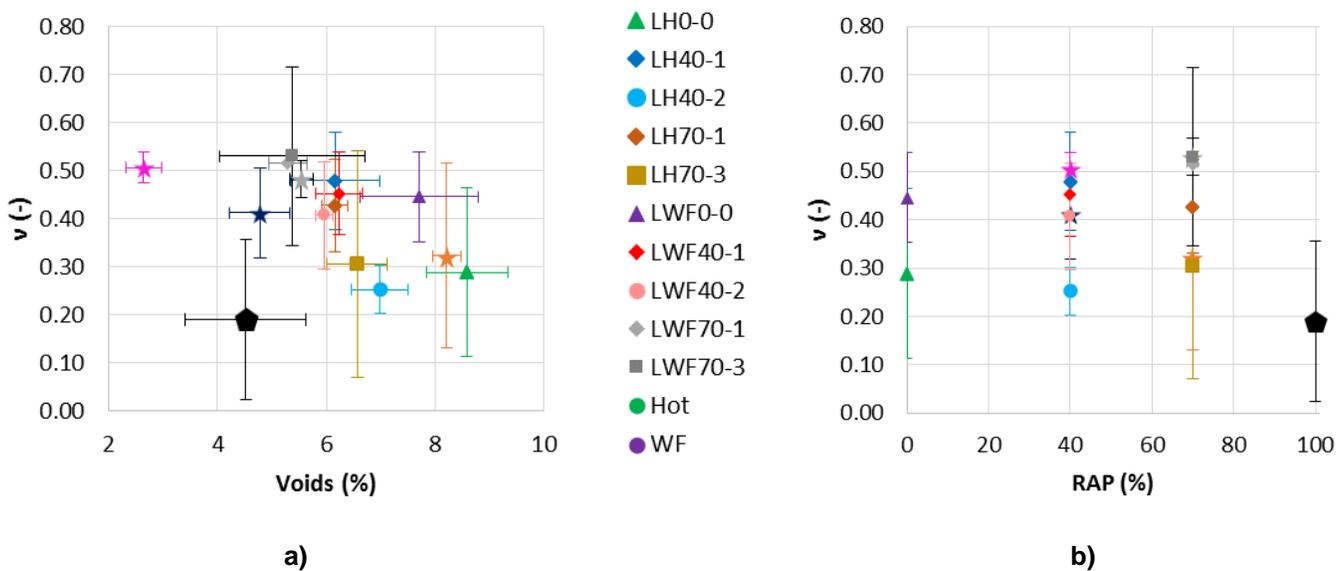


Figure 8-18. Valeurs de coefficient de Poisson tracés en fonction : a) teneur en vides ; b) pourcentage d'AE

8.5 Conclusions

Le couplage thermomécanique et le comportement à basse température ont été étudiés avec les essais de retrait thermique empêché (TSRST). D'après les résultats, on peut donner quelques conclusions :

- L'enrobé avec 100% d'AE présente des résultats totalement différents par rapport aux autres enrobés. L'intérêt est de montrer que des « bons résultats » comparativement à ceux de cet enrobé peuvent être obtenus si les corrections nécessaires sont apportées sur la constitution des matériaux avec AE.
- Le coefficient de dilatation thermique et les déformations radiales ont permis d'estimer les coefficients de Poissons des matériaux.
- Les températures de ruptures, les contraintes de ruptures et les déformations radiales pour un même matériau sont relativement proches, conséquence de la répétabilité de ces essais de rupture.
- Le pourcentage de vides influence la contrainte de rupture
- La température de rupture devient plus basse quand le taux de recyclage augmente. Les enrobés avec 3 cycles de recyclage présentent également des températures plus basses.
- Les déformations radiales de rupture présentent des valeurs très proches pour tous les enrobés.
- Les déformations radiales à la rupture sont d'autant plus importantes que les essais ont duré plus longtemps (c'est-à-dire que les températures de rupture sont basses ou en première approximation, les contraintes de rupture élevées).
- Les coefficients de Poisson estimés montrent des valeurs très proches.

9 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS DE PROPAGATION DE FISSURE

9.1 Courbes obtenues

9.1.1 Courbes $LVDT_{piston}$ – temps

Les essais ont été réalisés de manière monotone sauf au début de la sollicitation où 2 petits cycles sont appliqués afin de permettre la mise en place et de rattraper les jeux éventuels. La vitesse de sollicitation est fixée à $v=0.2\text{mm/min}$. La Figure 9-1-a montre la position du piston en fonction du temps au cours d'un essai. Les deux cycles de conditionnement, exécutés au début de chaque essai, sont présentés en Figure 9-1-b. Ces deux cycles permettent de s'assurer du contact entre l'échantillon et les appuis supérieurs, de même pour les LVDTs. Les deux cycles de charge-décharge sont réalisés à la même vitesse de sollicitation (0.2mm/min), jusqu'à atteindre une charge d'une valeur $P=-0.8\text{kN}$ correspondant à $\frac{1}{3} (P_{max})$ environ. Il est important de noter que ces deux cycles servent uniquement au conditionnement et ne sont pas pris en compte pour l'analyse des résultats.

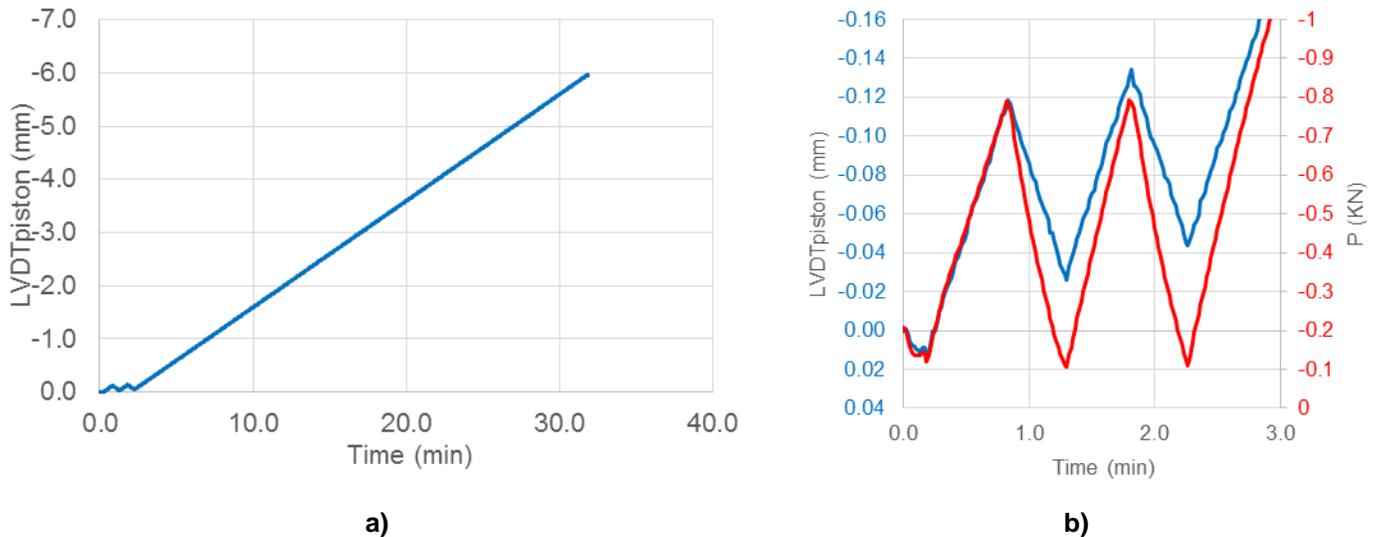


Figure 9-1. Position du piston en fonction du temps pour l'essai sur l'échantillon LH40-2-2-5 testé à -5°C : a) essai complet; b) vue des deux cycles de conditionnement avec réponse en force

9.1.2 Courbes P - $LVDT_{piston}$

La Figure 9-2 (a et b) présente la force en fonction de la position du piston pour les enrobés fabriqués à chaud et en condition de laboratoire.

La Figure 9-2-a présente les résultats des échantillons testés à -5°C . Nous observons qu'en général les matériaux présentent des courbes très proches. On observe également que les matériaux avec 40% d'AE et

deux cycles de recyclage (LH40-2), ceux avec 70% d'AE (LH70-1) et ceux avec 70% d'AE et deux cycles de recyclage (LH70-3) présentent des formes différentes par rapport aux autres courbes.

La Figure 9-2-b présente les courbes des matériaux testés à -15°C. Dans ce cas, les différences entre les courbes se réduisent. La Figure 9-2-b montre une relative superposition des courbes. Cependant, les valeurs de P_{max} obtenues pour chacun des matériaux diffèrent.

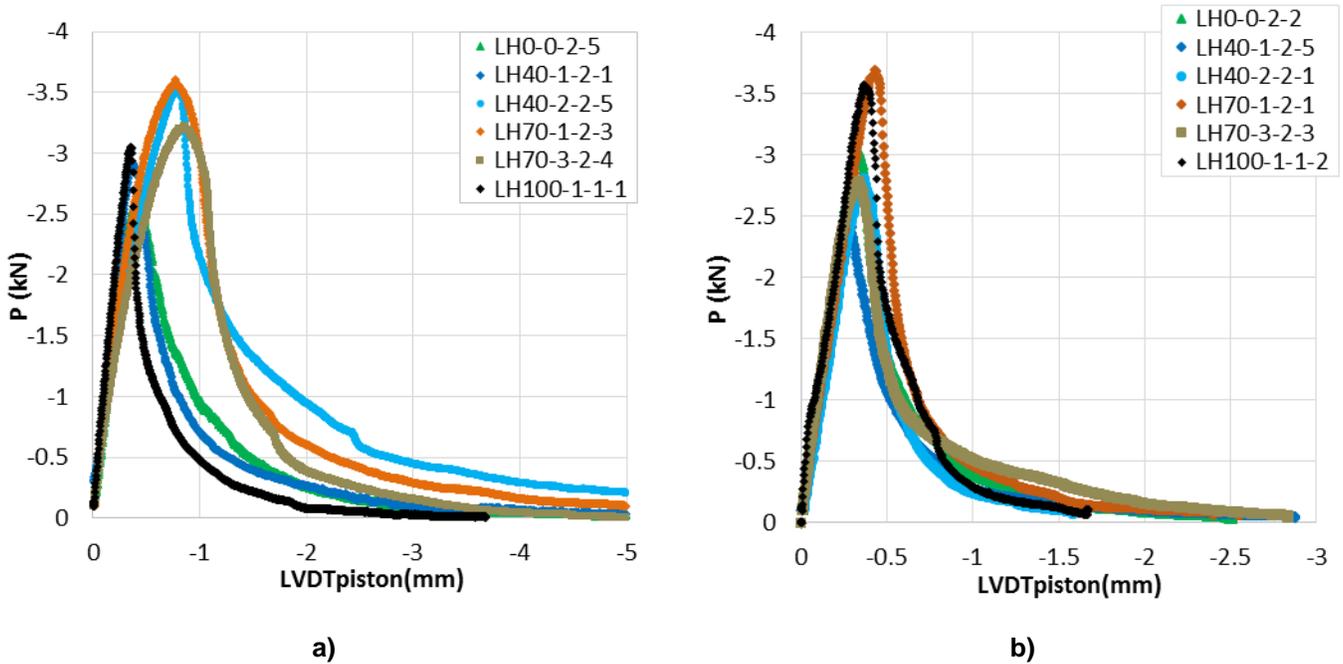


Figure 9-2. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à chaud, force en fonction du déplacement du piston : a) essais à -5°C ; b) essais à -15°C

La Figure 9-3 (a et b) montre la force obtenue en fonction de la position du piston pour les enrobés fabriqués en laboratoire et à tiède. La Figure 9-3-a montre des courbes similaires, mais l'enrobé sans AE, l'enrobé avec 40% d'AE et deux cycles de recyclage et l'enrobé avec 70% d'AE et un cycle de recyclage (LW0-0, LH40-2 et LH70-1) présentent des formes de courbes différentes.

Les enrobés qui ont été testés à -15°C (Figure 9-3-b) montrent moins de différence entre les courbes. Seul l'enrobé avec 70% d'AE et trois cycles de recyclage (LH70-3) présente une aire sous la courbe plus importante.

Avec les courbes précédemment présentées, les valeurs de force maximale (P_{max}) et le taux de restitution d'énergie (G_r) ont été analysées dans les paragraphes 9.3 et 9.4.1.

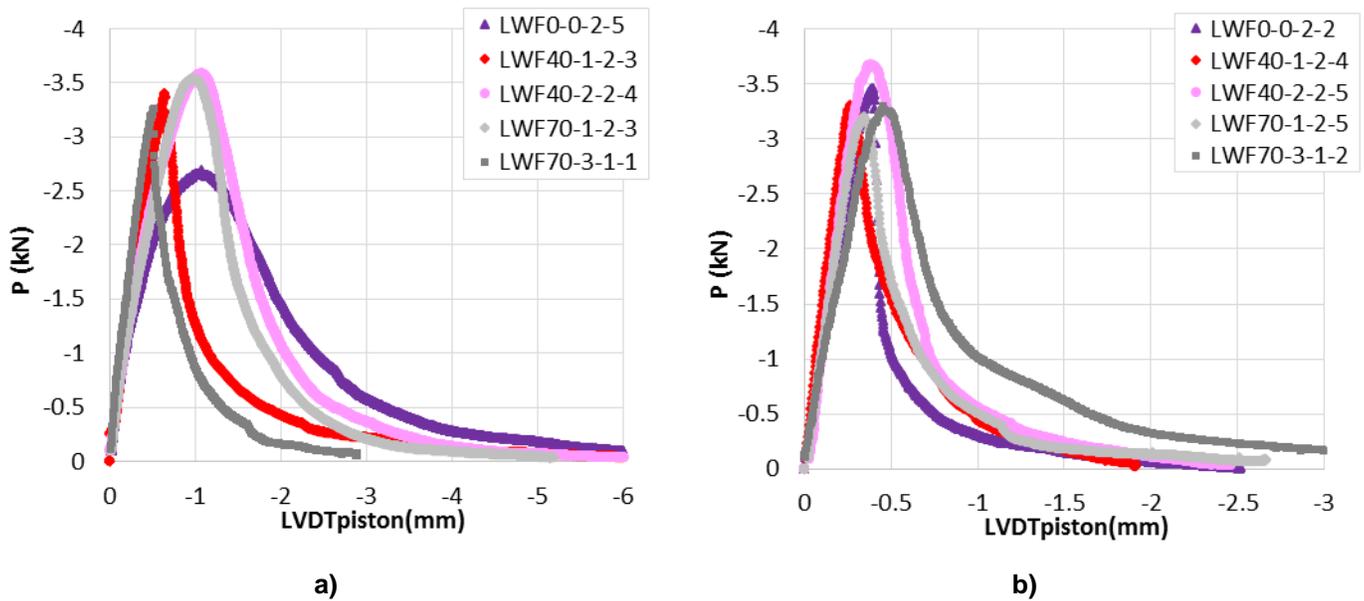


Figure 9-3. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à tiède, force en fonction du déplacement du piston : a) essais à -5°C ; b) essais à -15°C)

9.1.3 Courbes P , $CMOD$, a_{ECAM} et $a_{DRCL}-f$

Les courbes d'évolution de la force en fonction de la flèche sont présentées dans la Figure 9-4 (a et b). Sur ces figures, on observe que la forme des courbes est différente pour tous les matériaux. Ces différences sont visibles pour des matériaux fabriqués avec le même procédé (à chaud ou à tiède). On peut en conclure que la procédure de fabrication n'a pas d'influence sur les formes des courbes $P-f$ ni sur la valeur de P_{\max} .

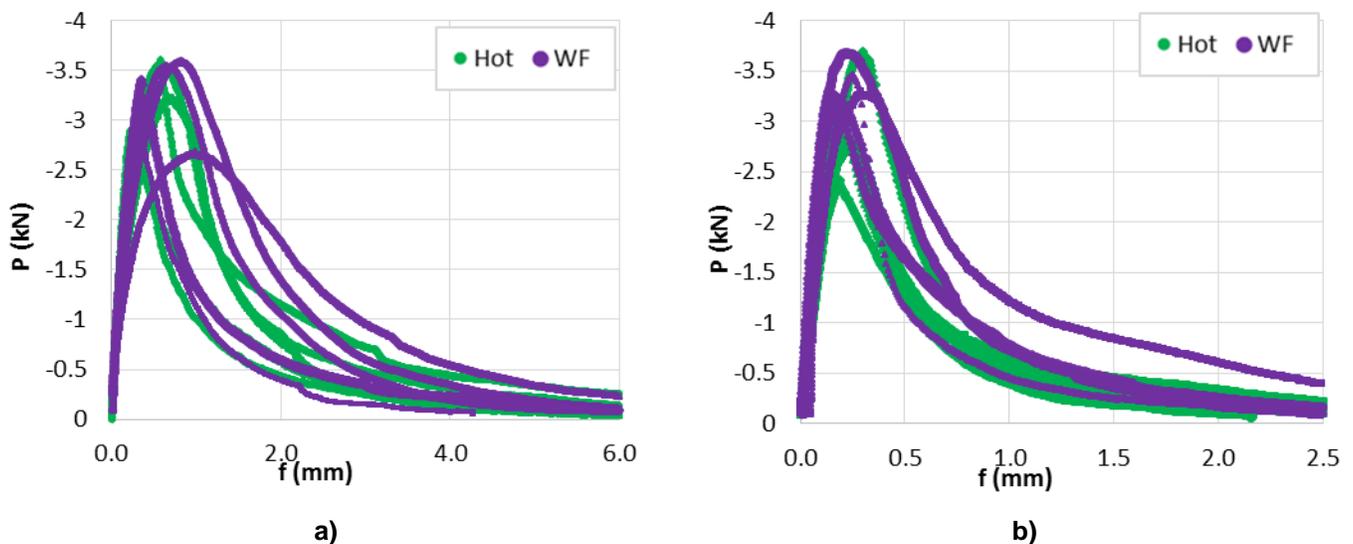


Figure 9-4. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire. Fabriqués à chaud (vert) fabriqués tiède (violet), force en fonction de la flèche : a) essais à -5°C ; b) essais à -15°C)

Pour évaluer l'influence de la quantité d'AE, les courbes sont colorées en fonction de la teneur en AE dans la Figure 9-5(a et b). Les courbes en violet représentent les enrobés sans AE, les courbes en bleu les enrobés avec 40% d'AE et celles en rouge ceux avec 70% d'AE. Nous pouvons vérifier que pour les matériaux testés à une température de -5°C (Figure 9-5-a), les valeurs de Pmax varient entre -2.5kN et -3.6kN. Pour les enrobés testés à -15°C (Figure 9-5-b) les valeurs de charge maximale varient entre -2.4kN et -3.7kN. À partir des observations, dans le paragraphe 9.3 on analyse plus en détail l'influence du taux d'AE sur la valeur de P_{max}.

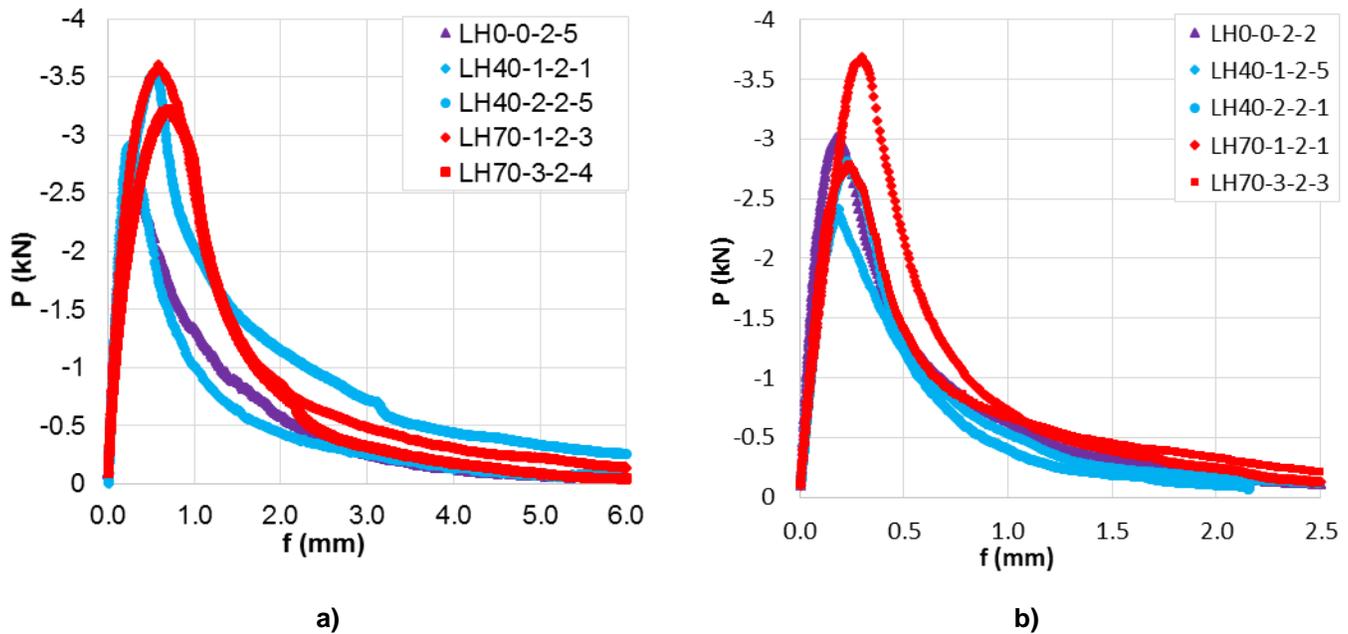


Figure 9-5. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à chaud, force en fonction de la flèche :a) essais à -5°C ;b) essais à -15°C

Les lectures d'ouverture de fissure (CMOD) en fonction de la flèche (f) nous permettent de calculer le rapport $rd = \frac{CMOD}{f}$ au cours des essais. A partir de ce calcul, la hauteur de fissure peut être estimée par la méthode DRCL expliqué dans le paragraphe 2.13.6.

La Figure 9-6 (a et b) montre les courbes CMOD-f des enrobés fabriqués en laboratoire et à chaud, elles sont distinguées selon le taux de recyclage. Pour les enrobés testés à -5°C (Figure 9-6-a), les valeurs du CMOD pour une flèche donnée de f=3.0mm, sont dans une fourchette de 0.7 mm environ. L'enrobé LH40-1 présente un coefficient rd plus important que celui des autres enrobés.

Pour les enrobés testés à -15°C I, les échantillons deviennent plus rigides, en conséquence la valeur de flèche et CMOD diminuent. Pour une flèche donnée (f=1.50mm) l'écart de lectures du CMOD entre matériaux se réduit à 0.1mm. On s'attend donc à une vitesse de propagation de fissure très proche entre tous les matériaux.

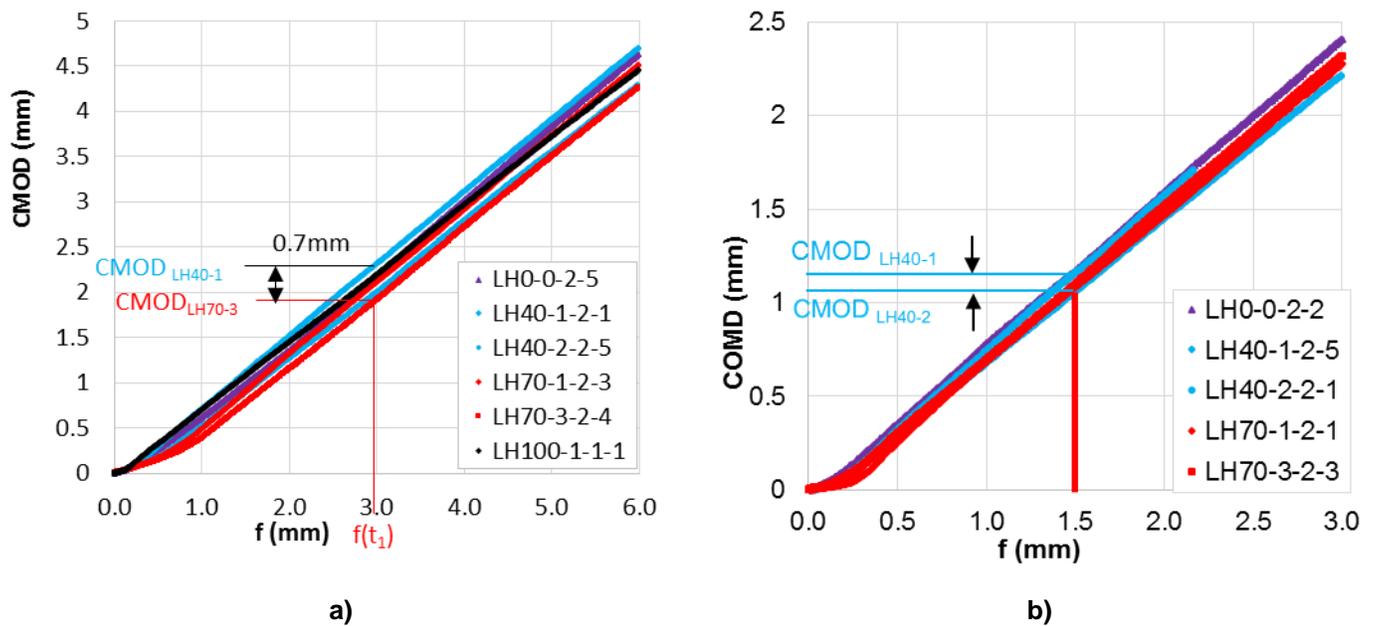


Figure 9-6. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à chaud, CMOD en fonction de la flèche :a) essais à -5°C ;b) essais à -15°C

Les hauteurs de fissure obtenues à partir de la jauge virtuelle (a_{Ecam}) en fonction de la flèche sont montrées sur la Figure 9-7 et la Figure 9-8.

Les valeurs initiales des hauteurs de fissure (a_0) ont été obtenues à partir d'une mesure directe des pré-fissures avec un pied à coulisse.

La Figure 9-7-a montre les résultats de $a_{\text{Ecam}}(f)$ des enrobés testés à -5°C et fabriqués à chaud. Les couleurs correspondent aux taux d'AE. Les courbes présentent des propagations de fissures différentes.

La Figure 9-7-b présente les points expérimentaux obtenus de $a_{\text{Ecam}}(f)$ des enrobés testés à -15°C . Les courbes formées par des points expérimentaux se superposent, en montrant des propagations des fissures similaires. Seul l'enrobé LH70-3 possède des valeurs plus faibles de hauteur de fissure à une même flèche, par rapport aux autres matériaux.

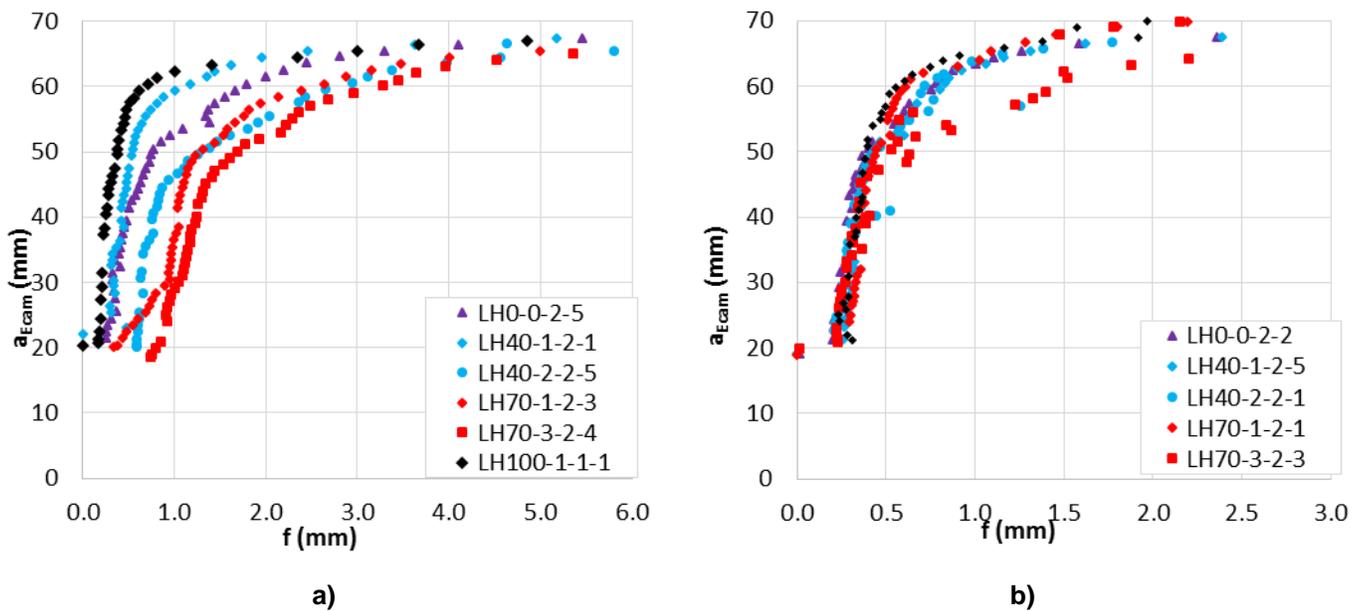


Figure 9-7. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à chaud, a_{Ecam} en fonction de la flèche :a) essais à -5°C ;b) essais à -15°C

La Figure 9-8-a montre les résultats des enrobés fabriqués à tiède et testés à -5°C . L'enrobé sans AE montre une propagation qui débute pour une valeur plus élevée de la flèche. Ces courbes montrent que l'introduction d'AE implique une augmentation de hauteur de fissure à une même flèche. Les échantillons testés à -15°C (Figure 9-8-b) présentent en revanche des vitesses de propagation assez proches.

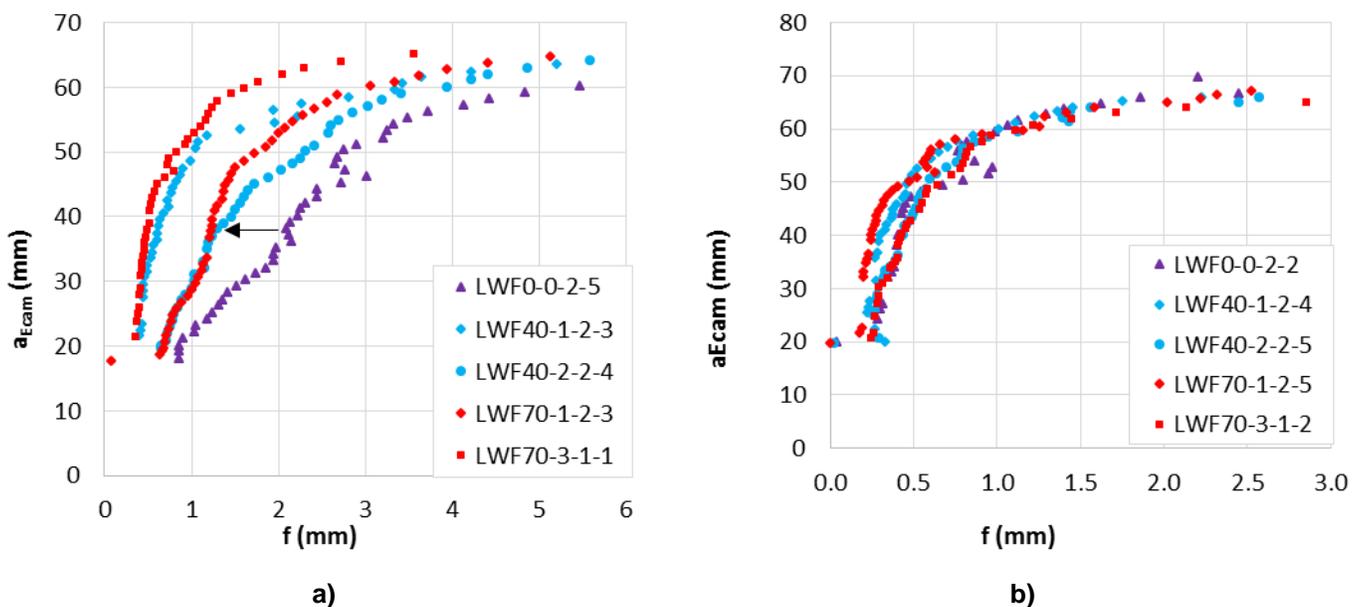


Figure 9-8. Courbes des enrobés tièdes fabriqués au laboratoire, a_{Ecam} en fonction de la flèche :a) essais à -5°C ;b) essais à -15°C

Les Figure 9-9 et Figure 9-10 présentent les évolutions des hauteurs de fissure a_{Ecam} - f (courbes expérimentales) et celles calculées avec la méthode DRCL a_{DRCL} - f (courbes estimées). Les courbes correspondent aux enrobés fabriqués à chaud et tiède avec 0 et 40% d'AE. Une assez bonne superposition entre courbes expérimentales et celles estimées peut être observée dans la première partie des essais. Néanmoins, quand la hauteur de fissure dépasse environ 50 mm les points expérimentaux (a_{Ecam} - f) s'écartent des estimations (a_{DRCL} - f).

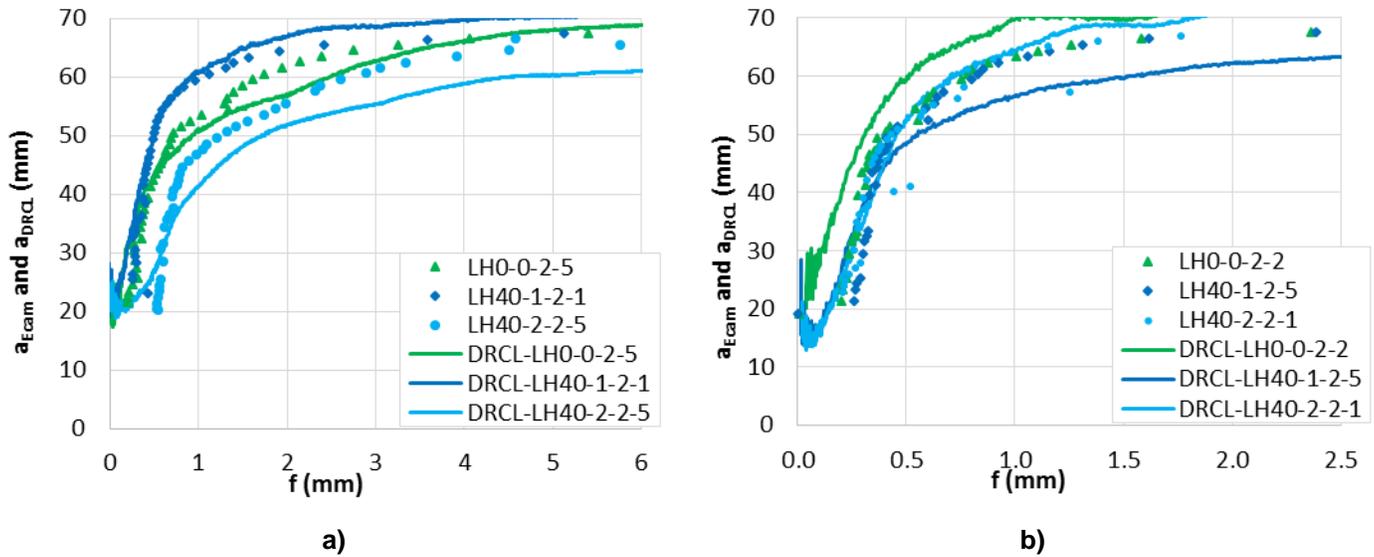


Figure 9-9. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à chaud, a_{Ecam} et a_{DRCL} en fonction de la flèche :

a) essais à -5°C ; b) essais à -15°C

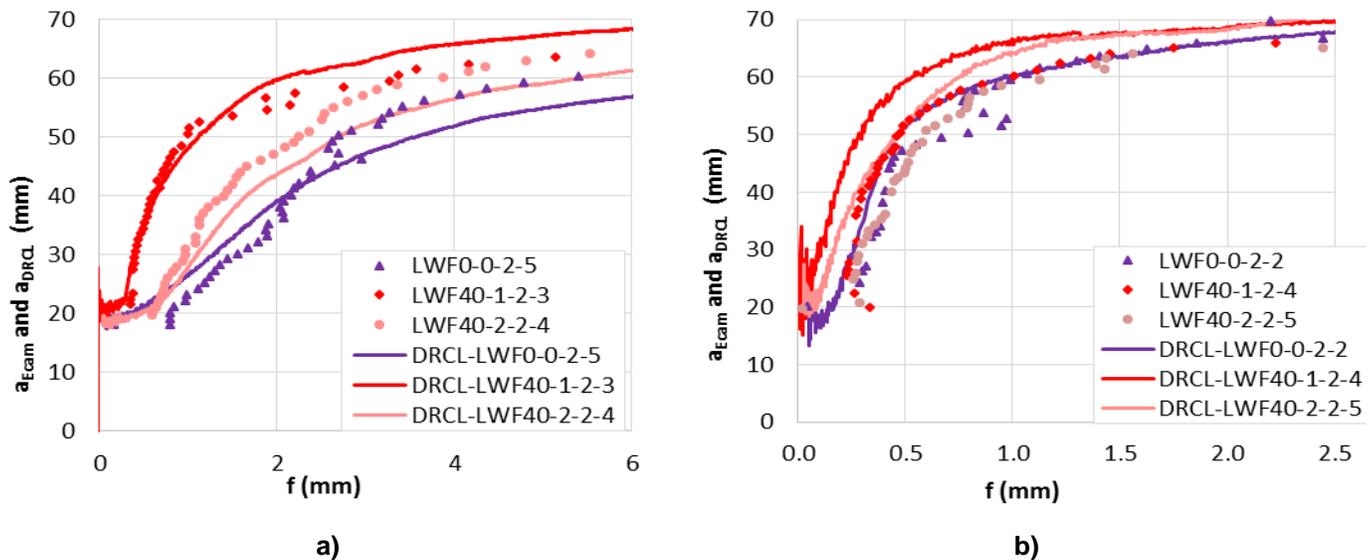


Figure 9-10. Courbes des enrobés tièdes fabriqués au laboratoire, a_{Ecam} et a_{DRCL} en fonction de la flèche :

a) essais à -5°C ; b) essais à -15°C

9.1.4 Courbes $K_{IC-Ecam}$ $K_{IC-DRCL} - a$

On considère important de rappeler les différents facteurs d'intensité de contrainte à considérer, ils sont présentés dans le Tableau 9-1. Les facteurs $K_{IC00-Ecam}$ est calculé à partir de la hauteur de fissure mesurée (a_0).

Tableau 9-1. Facteurs d'intensité de contrainte étudiés

Paramètre	Symbole	Méthode d'obtention du paramètre	
		Corrélation d'images	Estimation à partir de DRCL
Facteur d'intensité de contrainte	K_I	-	K_{I-DRCL}
Facteur d'intensité de contrainte critique initiale	K_{IC00}	$K_{IC00-Ecam}$	$K_{IC00-DRCL}$
Facteur d'intensité de contrainte critique	K_{IC}	$K_{IC-Ecam}$	$K_{IC-DRCL}$
Facteur d'intensité de contrainte critique pour $a=35\text{mm}$	K_{ICM}	$K_{IC-EcamM}$	$K_{IC-DRCLM}$

Il faut remarquer pour l'analyse des courbes, que le facteur de forme (eq. 2-114 $\rightarrow Y$) qui dépend de la hauteur de fissure, il peut diverger lors que a s'approche de la hauteur totale de l'échantillon. Pour cette raison nous avons choisi l'intervalle de hauteur de fissure entre 25-45mm pour l'analyse des courbes $K_{IC-Ecam} - a_{Ecam}$ obtenues avec le système de caméras et $K_{IC-DRCL} - a_{DRCL}$ résultants des estimations avec la méthode DRCL.

Les courbes de facteurs d'intensité de contrainte critique $K_{IC-Ecam} - a_{Ecam}$ sont montrées sur la Figure 9-11 et la Figure 9-12.

La Figure 9-11-a montre les résultats des enrobés fabriqués en laboratoire, à chaud et testés à -5°C . Les couleurs des courbes indiquent la quantité d'AE de chaque échantillon. Les enrobés présentent des évolutions des courbes d'intensité de contrainte très similaires. On n'observe pas d'influence de la quantité d'AE.

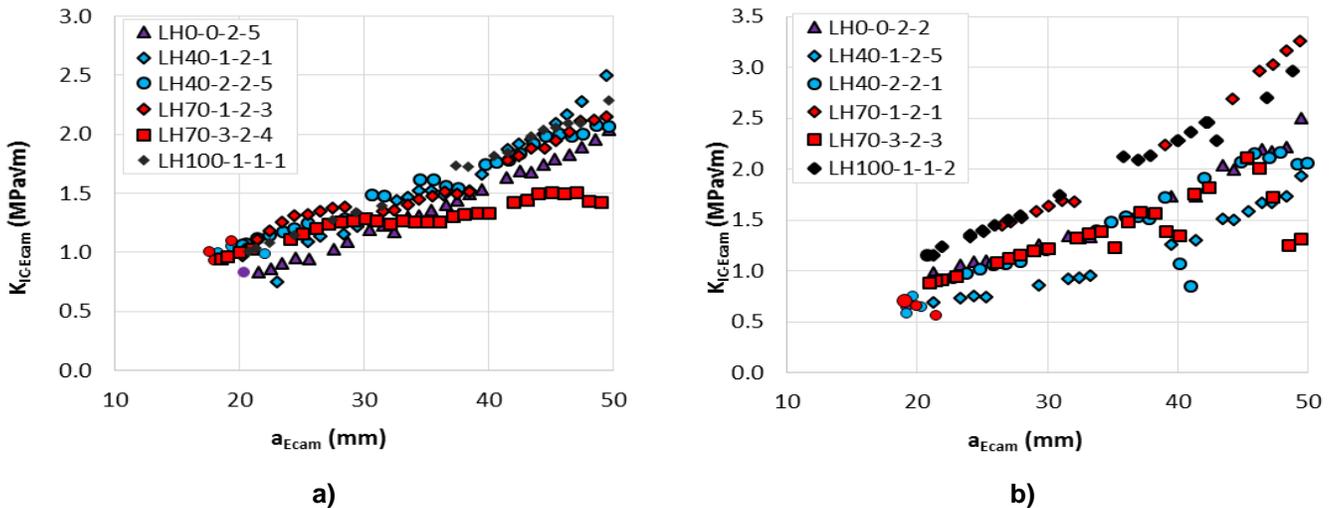


Figure 9-11. Courbes des enrobés fabriqués au laboratoire et à chaud, $K_{IC-Ecam}$ en fonction de a_{Ecam} :a) essais à -5°C ;b) essais à -15°C

Pour les enrobés fabriqués à tiède (Figure 9-12-a et b), l'introduction d'AE affecte sensiblement les valeurs de $K_{IC-Ecam}$.

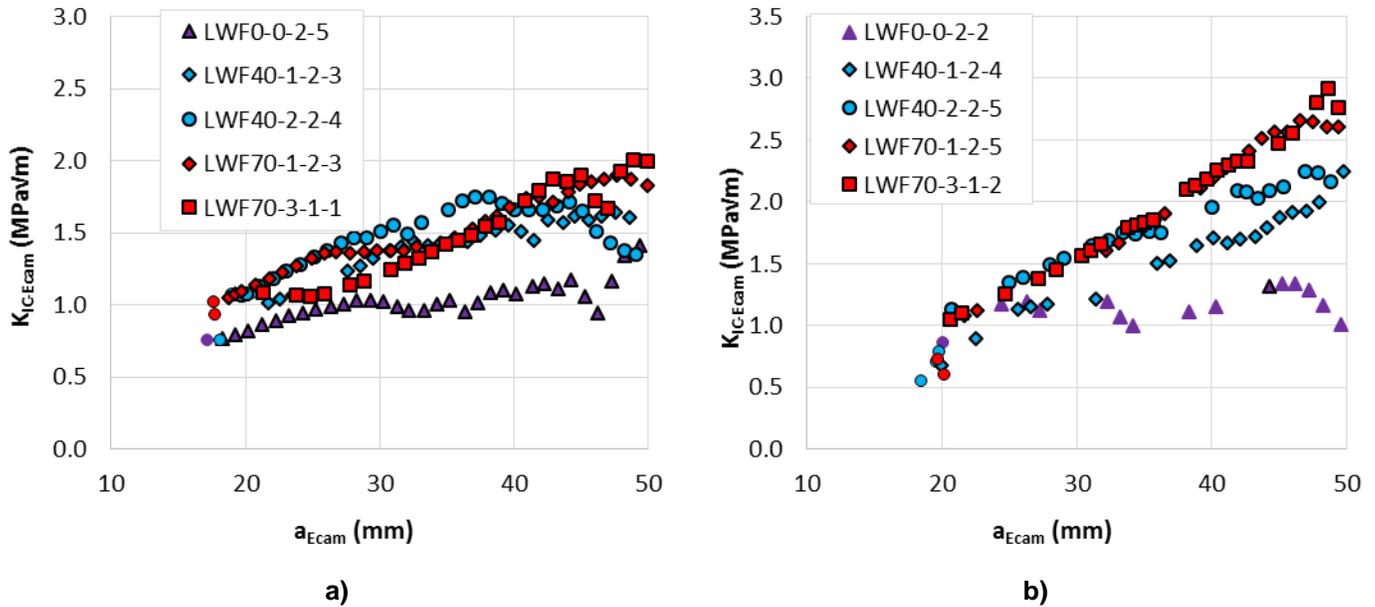


Figure 9-12. Courbes des enrobés tièdes fabriqués au laboratoire, $K_{IC-Ecam}$ en fonction de a_{Ecam} : a) essais à -5°C ;b) essais à -15°C

Le facteur d'intensité de contrainte critique est aussi analysé par rapport au procédé de fabrication des enrobés. Les enrobés fabriqués à chaud et les enrobés fabriqués à tiède présentent de courbes $K_{IC-Ecam}$ assez similaires que ce soit pour les essais à -5°C ou -15°C (Figure 9-13). Cela démontre que la résistance à la rupture des enrobés ne dépend pas du procédé de fabrication.

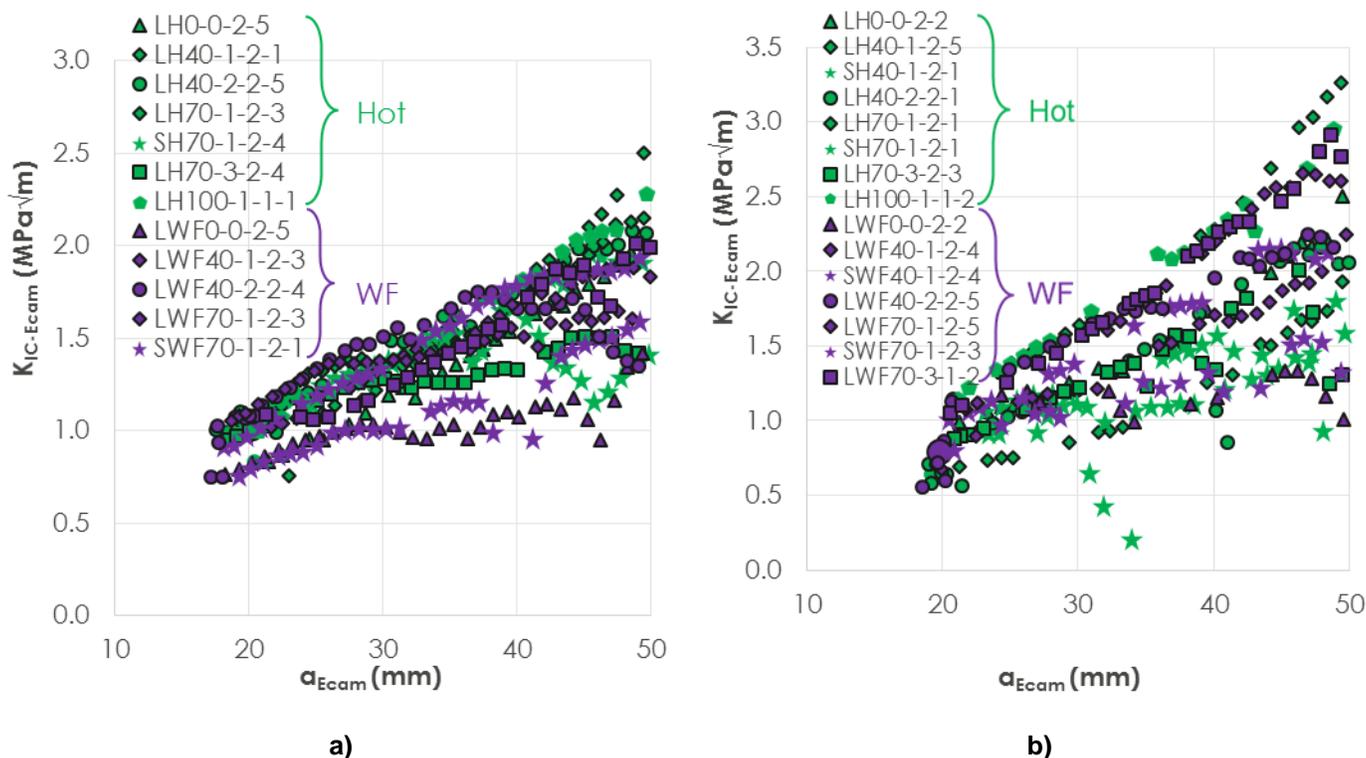


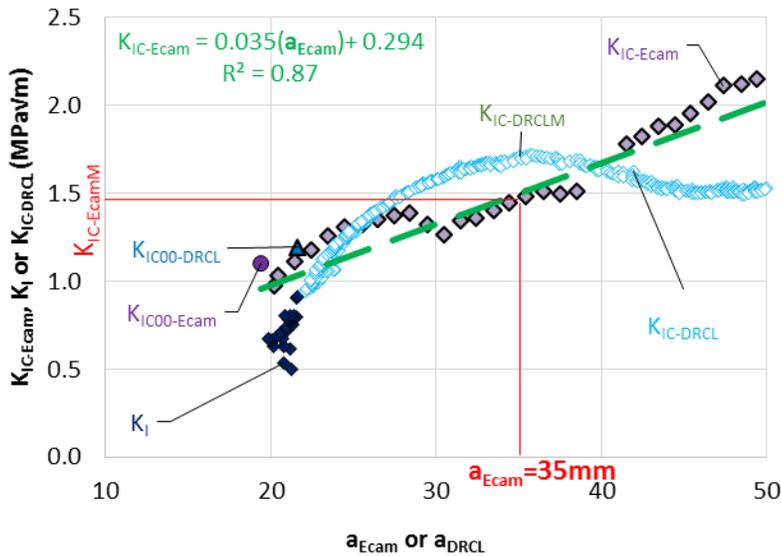
Figure 9-13. Courbes $K_{IC-Ecam}$ en fonction de a_{Ecam} des enrobés: a) essais à $-5^{\circ}C$;b) essais à $-15^{\circ}C$

L'échantillon LH70-1-2-3 est utilisé afin de comparer les méthodes d'obtention de K_{IC} . Il correspond à un enrobé avec 70% d'AE, un cycle de recyclage et fabriqué à chaud. L'essai est réalisé à une température de $-5^{\circ}C$.

La Figure 9-14 présente les évolutions des courbes $K_{IC-Ecam} - a_{Ecam}$, $K_{I-DRCL} - a_{DRCL}$ et de $K_{IC-DRCL} - a_{DRCL}$, ainsi que les valeurs ponctuelles $K_{IC00-Ecam}$ et $K_{IC00-DRCL}$. Le comportement observé se décrit de la manière suivant :

- La courbe $K_I - a_{DRCL}$ montre une courbe croissante du facteur d'intensité de contrainte mais avec une hauteur de fissure presque constante. Cela correspond à la phase où les contraintes augmentent en pointe de fissure (pré-entaille) avant que celle-ci se propage.
- Les valeurs ponctuelles de $K_{IC00-Ecam}$ sont très proches des valeurs estimées $K_{IC00-DRCL}$. Ces valeurs correspondent à la valeur critique du facteur d'intensité de contrainte pour laquelle la fissure commence à se propager.
- Les courbes de $K_{IC-Ecam} - a_{Ecam}$ et les courbes $K_{IC-DRCL} - a_{DRCL}$ sont croissantes, au moins jusqu'à ce que la fissure atteigne le moitié de la poutre ($a=35mm$) pour tous les matériaux. Ces courbes correspondent à l'évolution du facteur d'intensité de contrainte critique au cours de la propagation de fissure.

Ces observations sont applicables à tous les matériaux testés dans l'étude.



$$\begin{aligned}
 P_{\max} \text{ et } a_{0Ecam} &\rightarrow K_{IC00-Ecam} \\
 P(t) \text{ et } a_{Ecam}(t) &\rightarrow K_{IC-Ecam} \\
 P(t) \text{ et } a_{DRCL} < a_{0DRCL}(t) &\rightarrow K_{IC-DRCL} \\
 P_{\max} \text{ et } a_{0DRCL} &\rightarrow K_{IC00-DRCL} \\
 P(t) \text{ et } a_{DRCL}(t) &\rightarrow K_{IC-DRCL}
 \end{aligned}$$

Figure 9-14. $K_{IC-Ecam}$, K_I ou $K_{IC-DRCL}$ en fonction de la hauteur de fissure a_{Ecam} ou a_{DRCL} pour l'échantillon LH70-1-2-3 testé à -5°C

On a observé grâce à la Figure 9-14 que la courbe $K_{IC-DRCL}-a_{DRCL}$ n'est pas superposée avec la courbe $K_{IC-Ecam}-a_{Ecam}$. L'estimation faite par la méthode DRCL prend en compte un comportement moyen sur la poutre tandis que le système de corrélation d'image ne considère la surface que d'un côté de la poutre. Cette différence peut expliquer les écarts dans les mesures. Néanmoins, comme indiqué par la suite, les tendances observées sont similaires.

Une régression linéaire est calculée à partir des points expérimentaux de $K_{IC-Ecam}$. Cette régression permet d'obtenir une pente (analysée dans la suite) ainsi que la valeur de $K_{IC-Ecam}$ pour une hauteur de fissure $a_{Ecam}=35\text{mm}$, appelée $K_{IC-EcamM}$.

Les valeurs de $K_{IC-EcamM}$ sont comparées avec les estimations du facteur d'intensité de contrainte par la méthode DRCL ($K_{IC-DRCLM}$) pour une $a_{DRCL}=35\text{mm}$ (Figure 9-15). Les valeurs calculées n'ont pas une bonne correspondance avec les valeurs estimées par la méthode DRCL.

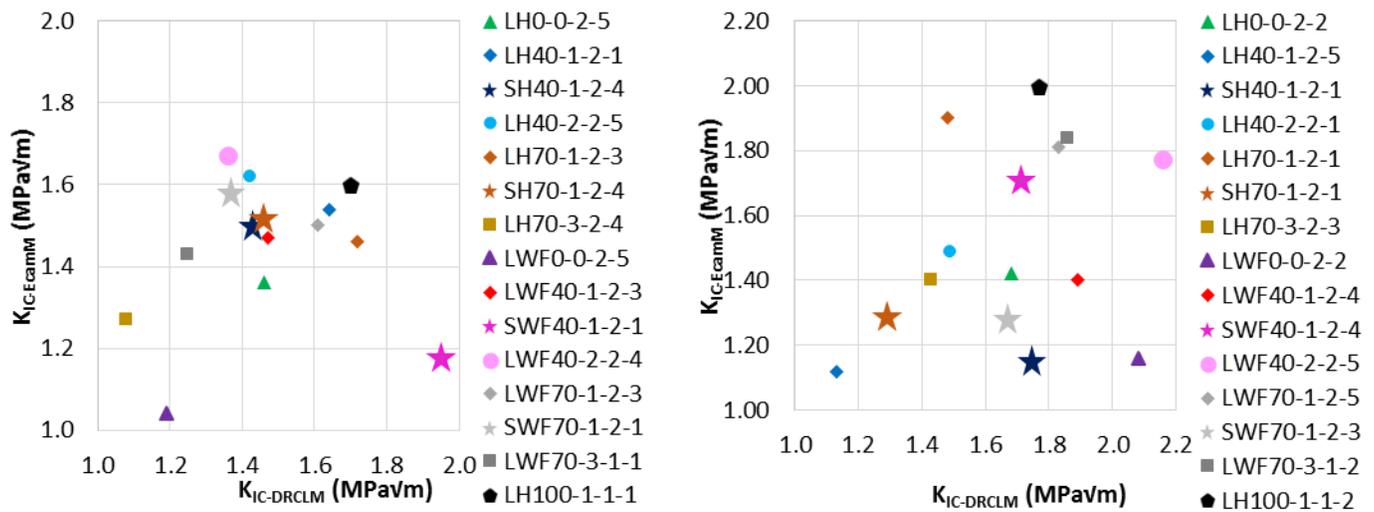


Figure 9-15. $K_{IC-EcamM}$ en fonction de $K_{IC-DRCLM}$:a) échantillons testés à $-5^{\circ}C$;b) échantillons testés à $-15^{\circ}C$

9.2 Mesures obtenues par caméras et par approche DRCL/ENTPE

9.2.1 Ouverture de fissure

Grâce à la corrélation d'images numériques (DIC), on peut obtenir la valeur d'ouverture de fissure ($CMOD_{cam}$). Sur la zone d'étude, deux points P_1 et P_2 sont placés de part et d'autre de la pré-fissure (Figure 9-16). Ils sont utilisés pour estimer l'ouverture de la fissure (appelée $CMOD$ précédemment) par différence entre leurs déplacements horizontaux (U) (Eq (9-1)).

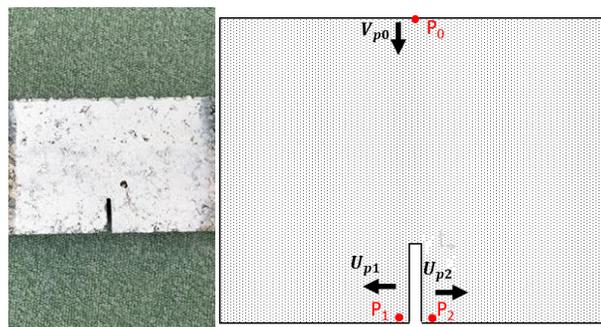


Figure 9-16 Localisation des points sur la zone d'étude pour l'ouverture de la fissure.

$$CMOD_{cam} = U_{p1} - U_{p2} \quad (9-1)$$

La Figure 9-17 montre un exemple des valeurs de $CMOD$ en fonction du temps, obtenues avec l'extensomètre $CMOD$ et la corrélation des images ($CMOD_{cam}$). La superposition des courbes indiquent une excellente correspondance des deux méthodes. Tous les échantillons testés montrent une superposition des courbes, par conséquent l'obtention de l'ouverture de fissure avec la DIC est possible.

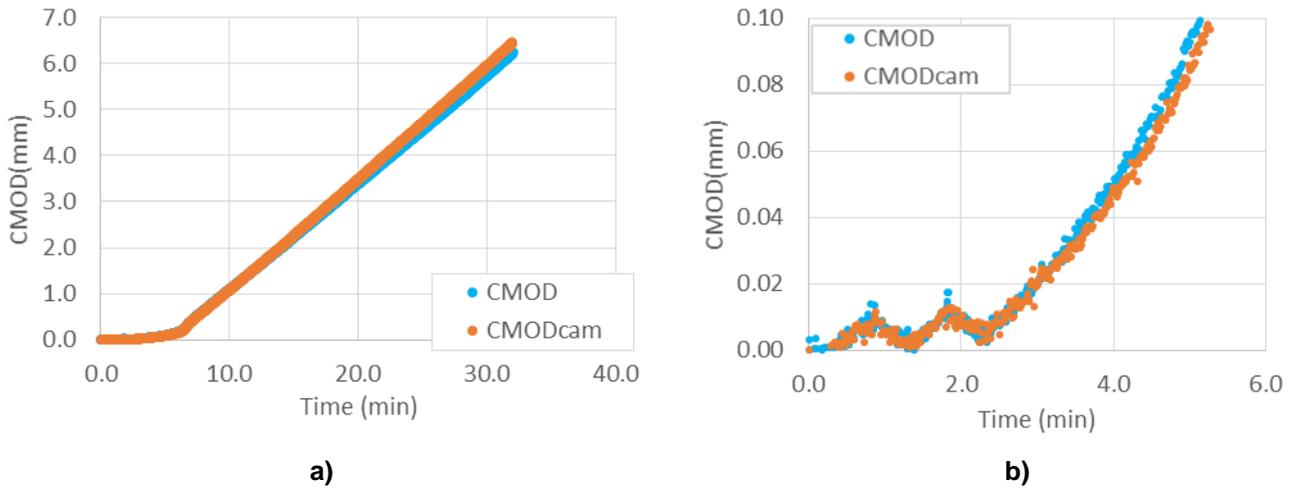


Figure 9-17. CMOD : a) au cours de tout l'essai ; b) vue de deux cycles de conditionnement. Echantillon LH40-2-2-5 testé à -5°C.

9.2.2 Hauteur de fissure initiale

Les hauteurs de fissures initiales mesurées et estimées avec la méthode DRCL sont tracées dans les histogrammes de la Figure 9-18 (échantillons testés à -5°C) et Figure 9-19 (échantillons testés -15°C). En général, nous avons trouvé des valeurs a_0 mesurées et a_{DRCL} proches (différence maximale de 2.45 mm ($a_0 - a_{DRCL}$)).

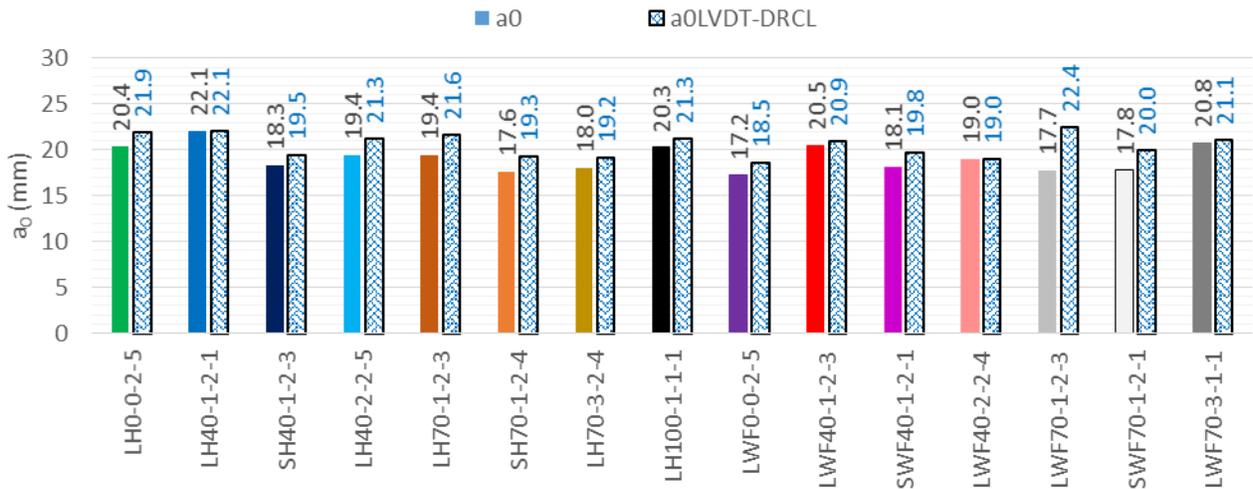


Figure 9-18. Comparaison de la hauteur de fissure initiale mesurée et obtenue avec la méthode DRCL (échantillons testés à -5°C)

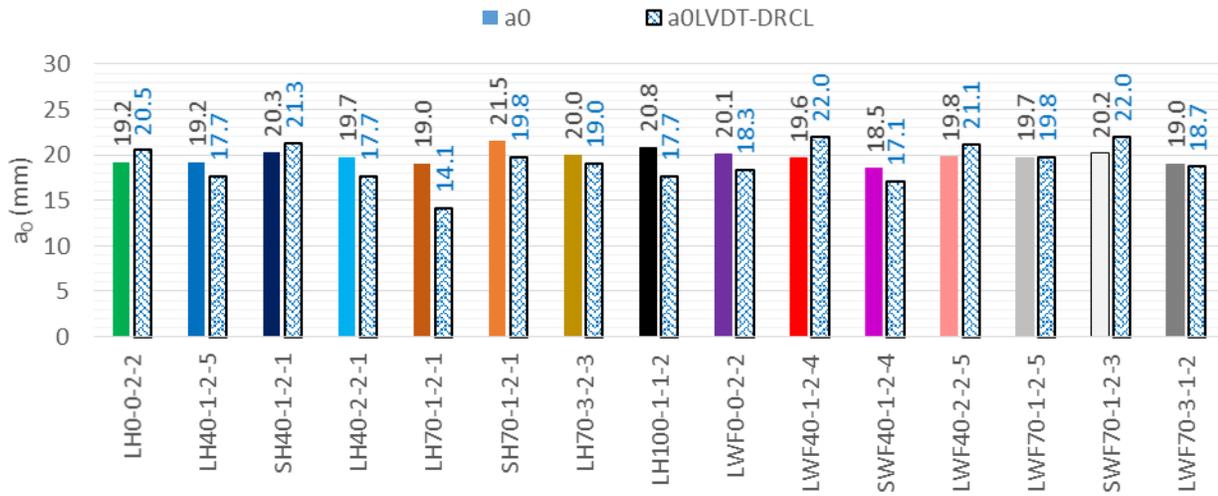


Figure 9-19. Comparaison de la hauteur de fissure initiale mesurée et obtenue avec la méthode DRCL (échantillons testés à -15°C)

9.2.3 Hauteur de fissure lors de la propagation

L' a_{Ecam} au cours de chaque essai est obtenue avec les jauges virtuelles fixées sur la zone d'analyse pour chaque échantillon. Les valeurs d' c sont tracées en fonction des valeurs a_{DRCL} pour tous les échantillons testés à -5°C et -15°C .

Pour les échantillons testés à -5°C (Figure 9-20), une régression linéaire a été calculée, le coefficient de corrélation résultant ($R^2=0.91$) montre une bonne correspondance entre les deux variables. La pente de la régression ($m=1.04$) est très proche de l'unité.

Pour les échantillons testés à -15°C (Figure 9-21), une régression linéaire a aussi été calculée et son coefficient de corrélation ($R^2=0.74$) présente une valeur acceptable. La pente est aussi proche de l'unité ($m=0.96$). Les figures précédemment analysées démontrent que la méthode DRCL est une bonne méthode pour l'estimation de la hauteur de fissure lors de l'essai.

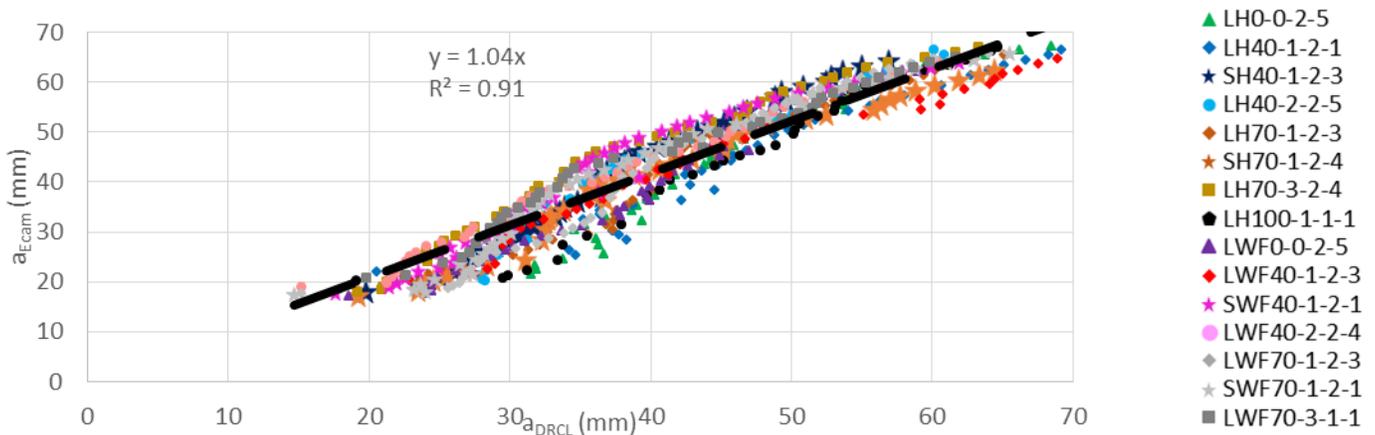


Figure 9-20. a_{Ecam} en fonction de a_{DRCL} pour les matériaux testés à -5°C

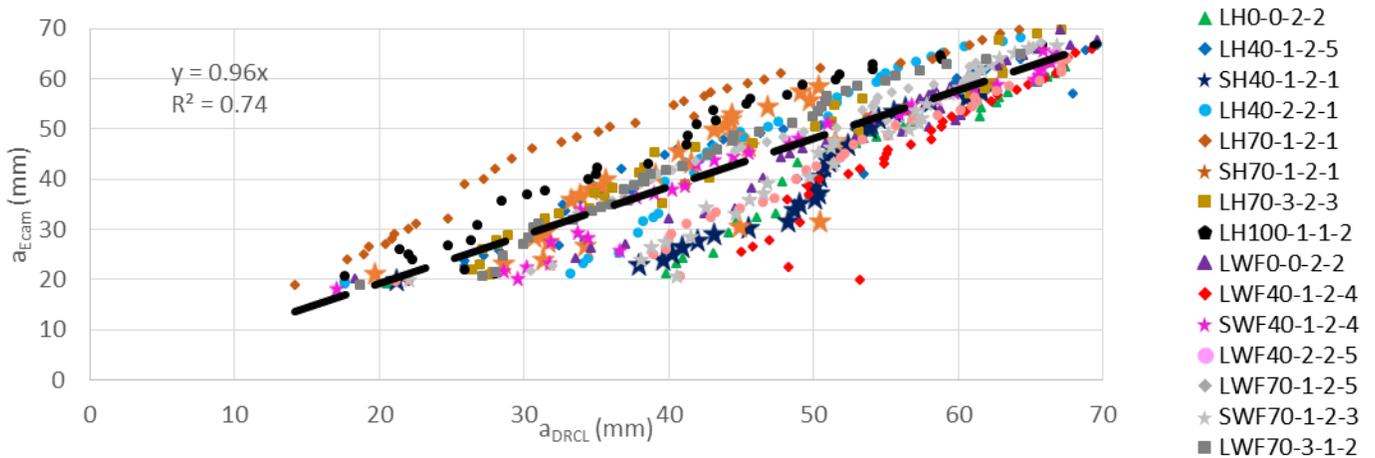


Figure 9-21. a_{Ecam} en fonction de a_{DRCL} pour les matériaux testés à -15°C

9.3 Force maximale et flèche associée

La force maximale pour chaque échantillon testé à -5°C est tracée en fonction de la teneur en vides des échantillons et de la teneur en AE (Figure 9-22-a et b). Aucune tendance ne se dégage de ses graphiques. Par contre, les matériaux avec une même teneur en AE et fabriqués au laboratoire présentent des valeurs assez proches de la charge maximale, sauf pour l'enrobé LH40-1.

Les valeurs de P_{max} des échantillons testés à -15°C présentent une tendance décroissante avec l'augmentation de la teneur en vides alors qu'il n'y a aucune tendance vis-à-vis du pourcentage d'AE.

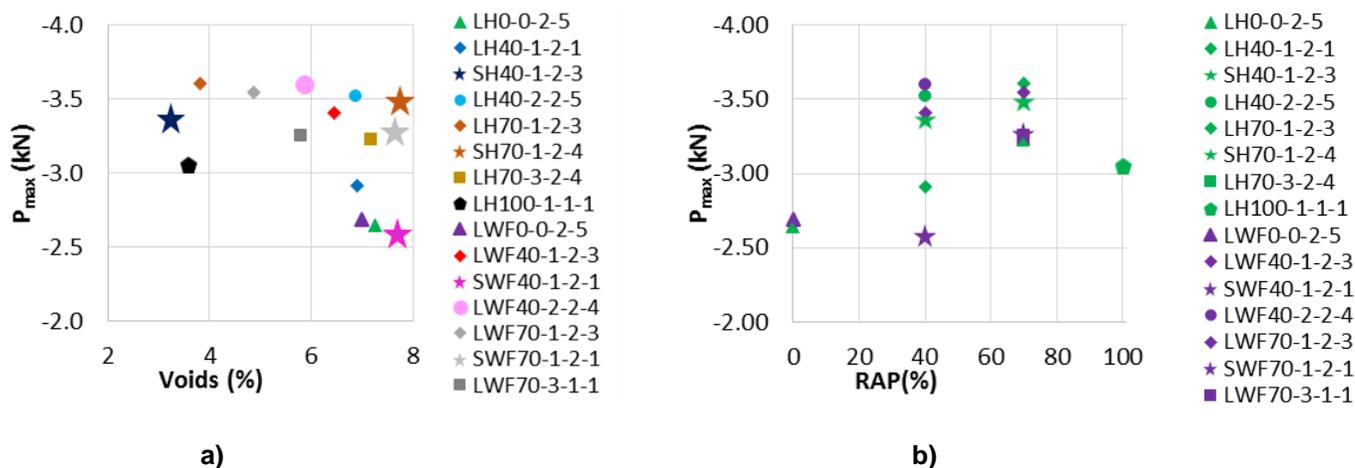


Figure 9-22. Force maximale des matériaux testés à -5°C : a) en fonction de la teneur en vides ; b) en fonction du pourcentage d'AE.

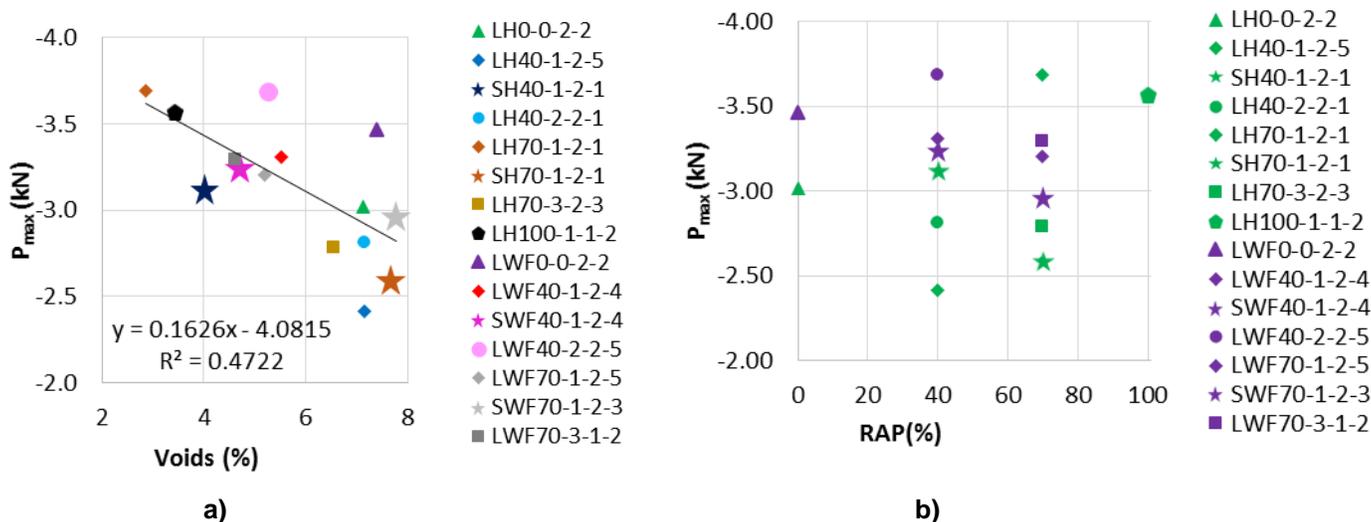


Figure 9-23. Force maximale des matériaux testés à -15°C : a) en fonction de la teneur en vides ; b) en fonction du pourcentage de d'AE.

Pour les deux températures d'essai, la flèche associée à la valeur de P_{max} , ne montre pas de corrélation avec le pourcentage d'AE ni avec la teneur en vides. (Figure 9-24 et Figure 9-25).

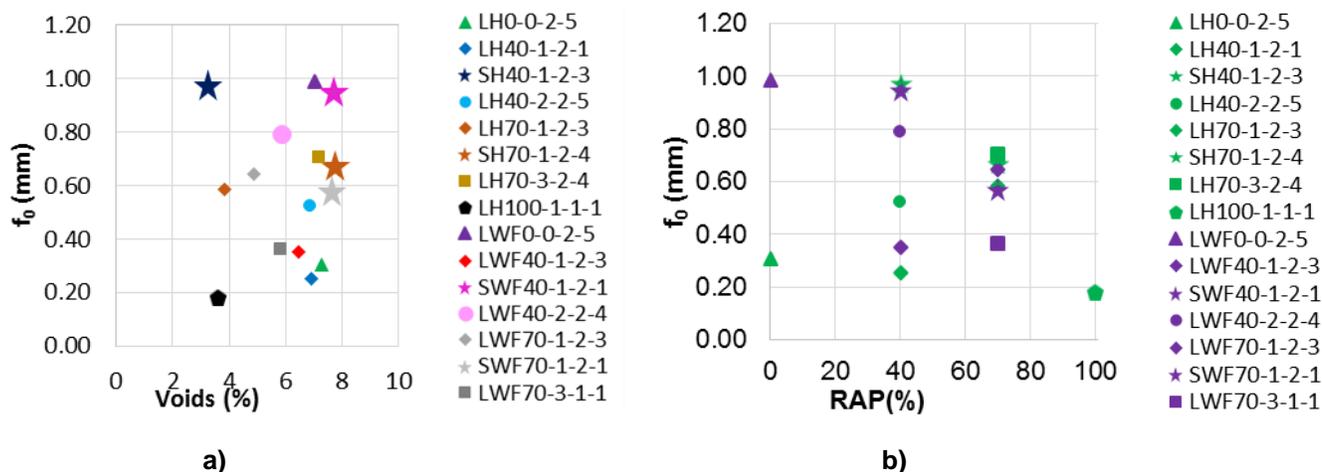


Figure 9-24. Flèche associée à la force maximale des matériaux testés à -5°C : a) en fonction de la teneur en vides ; b) en fonction du pourcentage d'AE.

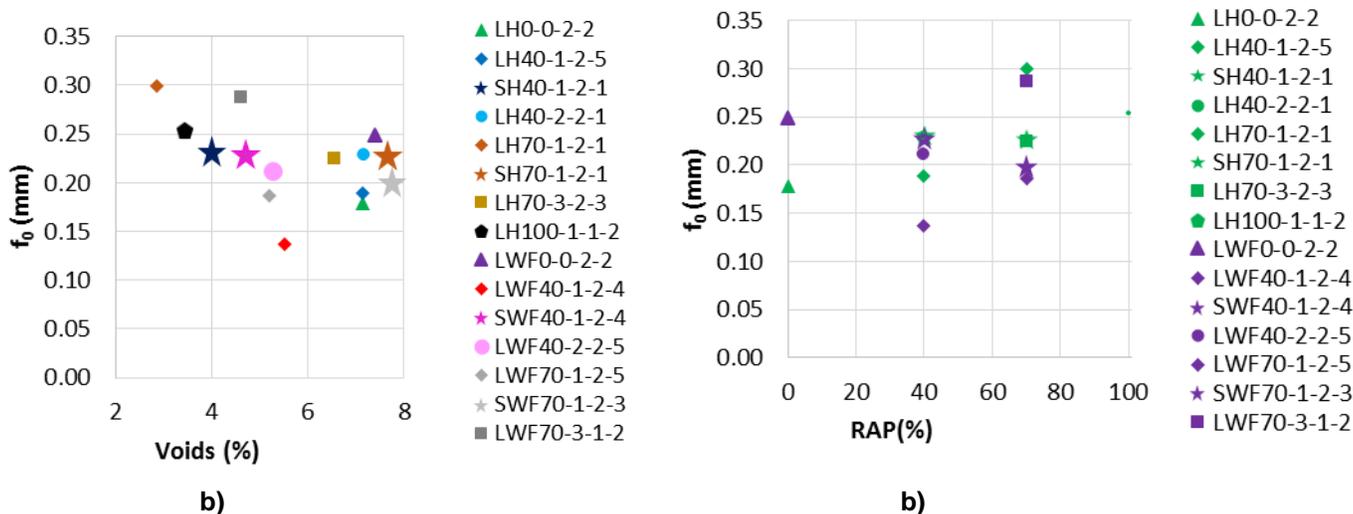


Figure 9-25. Flèche associée à la force maximale des matériaux testés à -15°C : a) en fonction de la teneur en vides ; b) en fonction du pourcentage d'AE.

9.4 Analyse des propriétés obtenues par la MLR

9.4.1 Taux de restitution d'énergie

Le taux de restitution d'énergie estimé (G_r) est tracé en fonction de la teneur en vides et du pourcentage d'AE. Sur la Figure 9-26 (a et b), les valeurs de G_r présentent des ordres de grandeur se situant dans une fourchette de 500 à 2000 J/m².

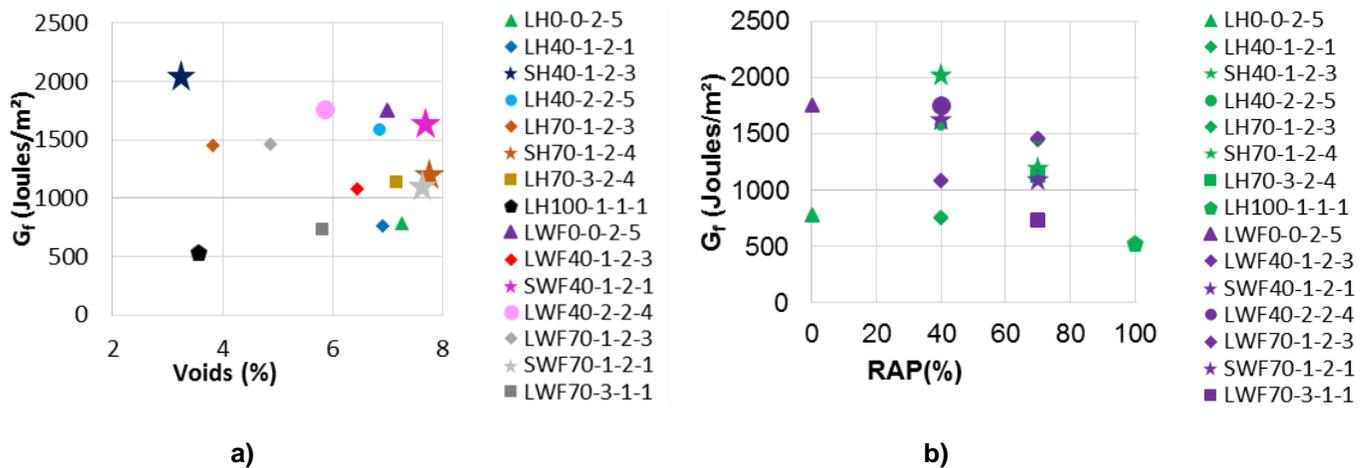


Figure 9-26. Taux de restitution d'énergie des matériaux testés à -5°C : a) en fonction de la teneur en vides ; b) en fonction du pourcentage d'AE.

Les échantillons testés à -15°C montrent que le taux de restitution d'énergie a une tendance décroissante avec la teneur en vides (Figure 9-27-). Les points présentent beaucoup de dispersion entre eux. De plus, l'échantillon fabriqué à tiède avec 70% d'AE et 3 cycles de recyclage (LWF70-3) présente une valeur de G_r beaucoup plus élevée par rapport aux autres échantillons testés.

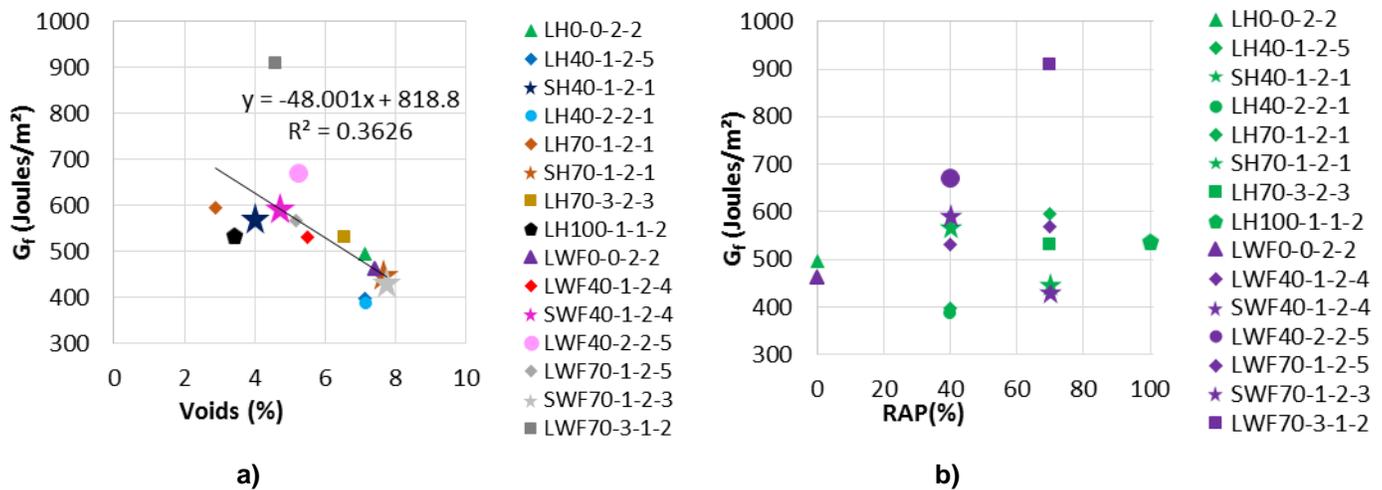


Figure 9-27. Taux de restitution d'énergie des matériaux testés à -15°C : a) en fonction de la teneur en vides ; b) en fonction du pourcentage d'AE.

9.4.2 Facteur d'intensité de contrainte

9.4.2.1 Facteur d'intensité de contrainte critique initial

Les valeurs de K_{IC00} sont dépendantes d' a_0 et de P_{max} . Sur la base des comparaisons entre hauteurs initiales présentées dans le paragraphe 9.2.2, on s'attendait à une bonne correspondance des valeurs d'intensité de contrainte critique initial. La Figure 9-28 (a et b) présente les valeurs de $K_{IC-00Ecam}$ en fonction de K_{IC} .

$K_{IC00-DRCL}$ et permet de vérifier la corrélation entre les deux paramètres avec une pente proche de l'unité et des coefficients de corrélation supérieurs à $R^2 > 0.80$, considérés acceptables.

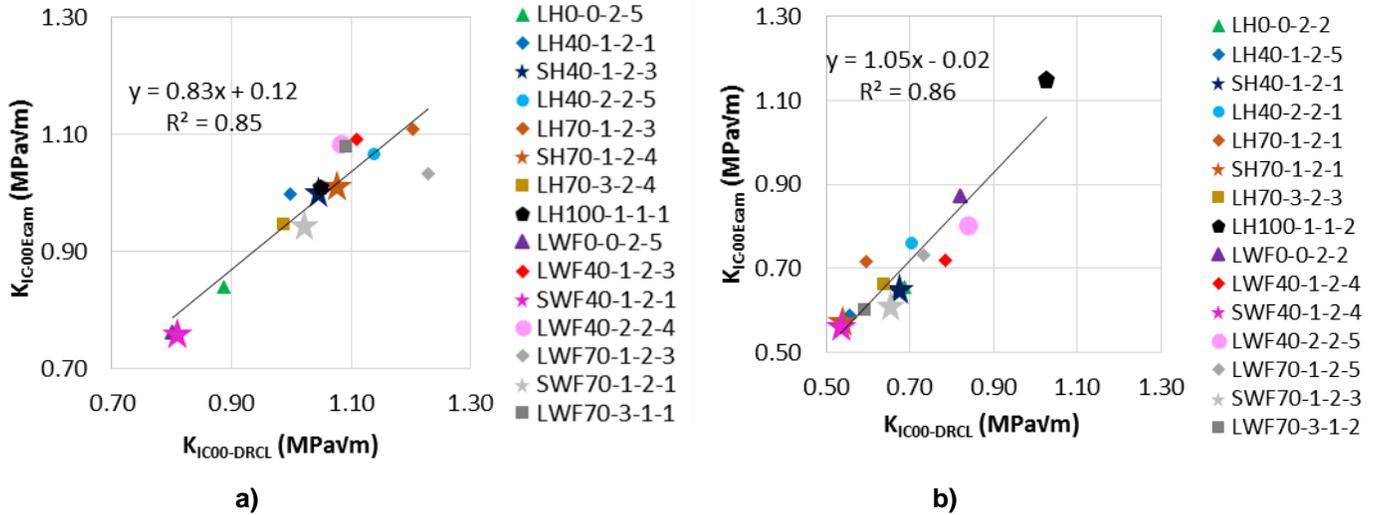


Figure 9-28. Facteur d'intensité de contrainte initial : a) échantillons testés à -5°C b) échantillons testés à -15°C

On a tracé les valeurs de $K_{IC00-Ecam}$ en fonction de la teneur en vides et d'AE (Figure 9-29 et Figure 9-30). Aucune tendance claire n'est observée.

Les valeurs de $K_{IC00-Ecam}$ des échantillons testés à -15° montrent une diminution sensible par rapport à ceux obtenus à -5°C. Sauf les enrobés sans AE (LH0-0 et LWF0-0) et l'enrobé avec 100% d'AE (LH100-1) ne présentent pas de variations importantes de $K_{IC00-Ecam}$.

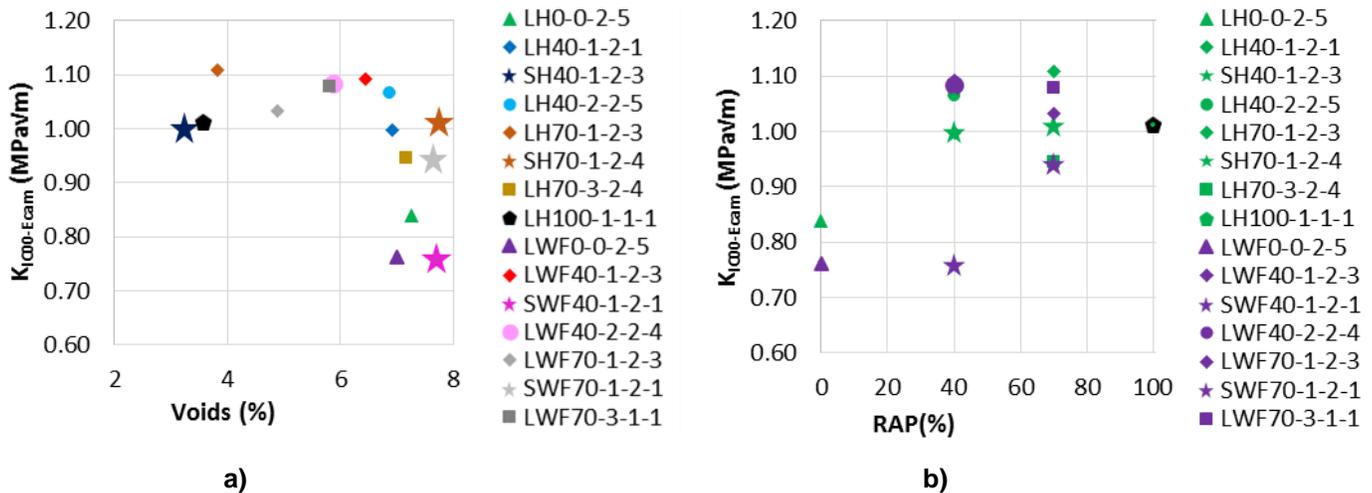


Figure 9-29. Facteur d'intensité de contrainte critique initiale, échantillons testés à -5°C: a) en fonction de la teneur en vides b) en fonction du pourcentage d'AE

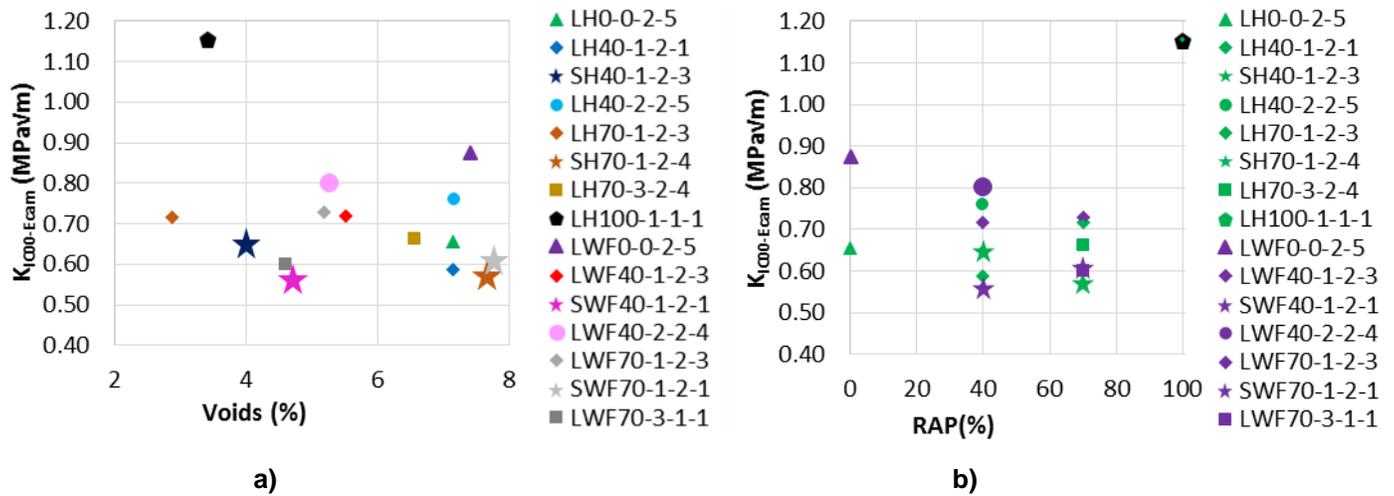


Figure 9-30. Facteur d'intensité de contrainte critique initiale, échantillons testés à -15°C: a) en fonction de la teneur en vides b) en fonction du pourcentage d'AE

Une poutre en béton a été testée et on a obtenu une valeur de $K_{IC00-Ecam}=0.57MPa\sqrt{m}$. En utilisant le diagramme proposé par Ashby, 2005, les valeurs de $K_{IC00-Ecam}$ de la poutre en béton et des poutres en enrobé ont été tracées dans la Figure 9-31. Le module de Young utilisé pour la poutre en béton a été $E=20GPa$. Le module E_0 a été utilisé pour les enrobés mais en corrigeant la teneur en vides à 5%, comme on a montré dans le paragraphe 6.3.

Grâce à la Figure 9-31, nous pouvons vérifier que le point de la poutre en béton est proche de la zone définie par Ashby, 2005. Les points correspondants aux enrobés testés ($K_{IC00-Ecam}-E_0$) sont situés dans la zone correspondant au béton, pierre et pavés définies par Ashby, 2005. Les enrobés testés à -15°C montrent des $K_{IC00-Ecam}$ similaires à la poutre en enrobé (point jaune). On peut en conclure que quand les enrobés sont testés à une température plus basse son comportement devient plus fragile assez proche au béton.

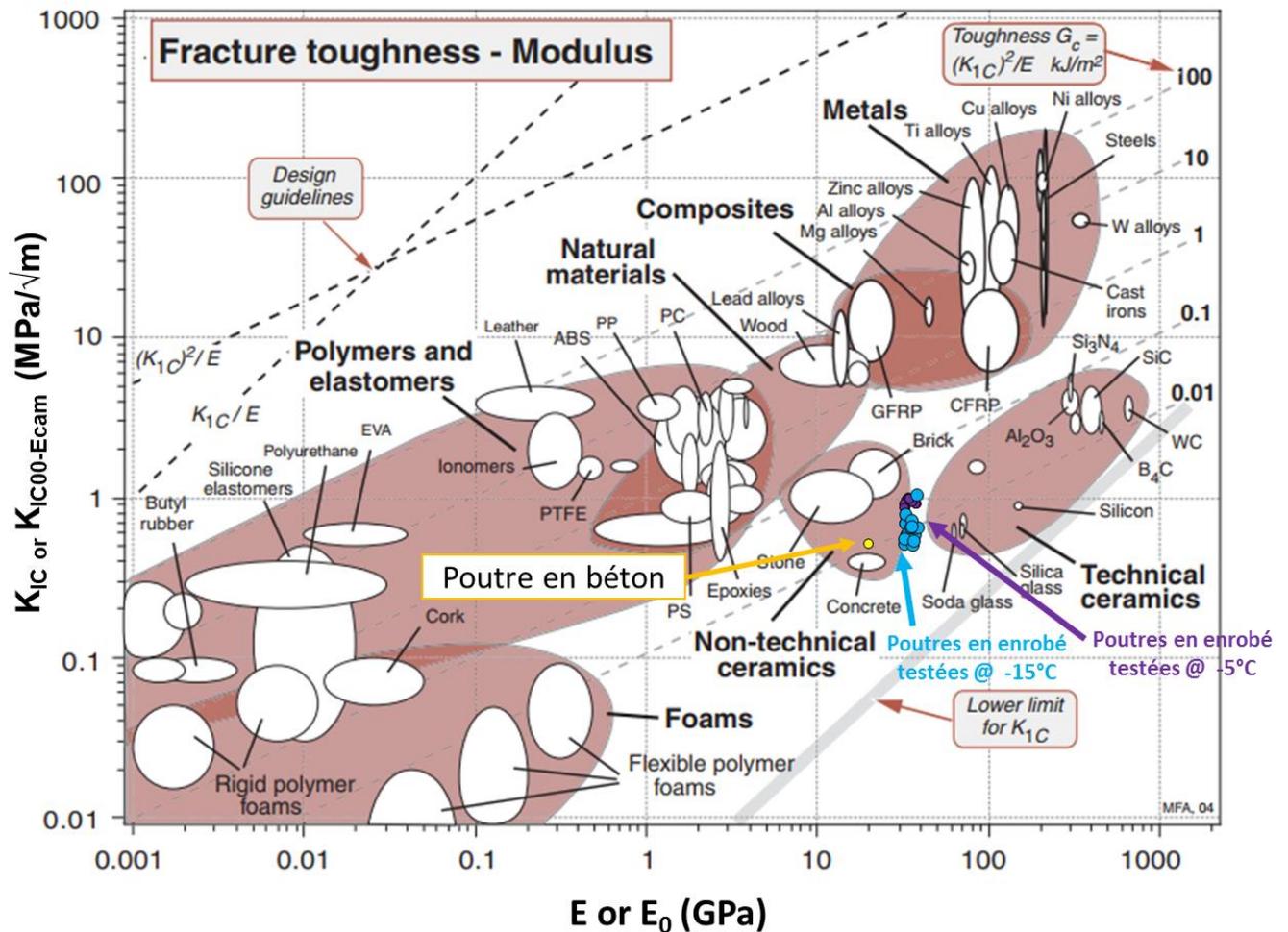


Figure 9-31. Facteur d'intensité de contrainte critique en fonction de module de Young. Points expérimentaux $K_{IC00-Ecam}-E_0$

9.4.2.2 Facteur d'intensité de contrainte critique pour $a=35mm$

Le facteur d'intensité de contrainte critique est aussi évalué quand la hauteur de fissure est à la moitié de la hauteur totale ($a=35mm$). Les valeurs résultantes sont tracées en fonction de la teneur en AE et de la teneur en vides (Figure 9-32 et Figure 9-33).

Les échantillons testés à $-5^{\circ}C$ (Figure 9-32) ne montrent pas de dépendance vis-à-vis de la teneur en vides ou en AE. Les valeurs varient entre 1.0 et 1.7 $MPa\sqrt{m}$ et sont considérées proches.

Les échantillons testés à $-15^{\circ}C$ montrent une corrélation entre $K_{IC}-E_{cam}M$ et la teneur en vides où le facteur d'intensité diminue quand le pourcentage de vides augmente (Figure 9-33-a), sauf pour l'enrobé SH40-1 qui est en dehors de la tendance déterminée.

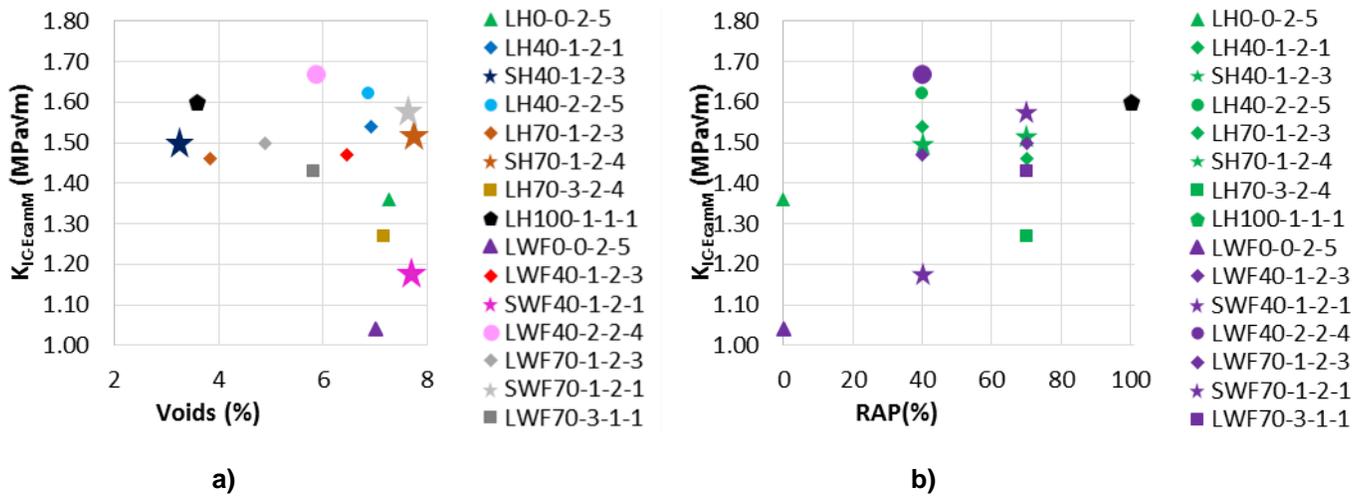


Figure 9-32. Facteur d'intensité de contrainte avec $a = 35mm$, échantillons testés à $-5^{\circ}C$: a) en fonction de la teneur en vides b) en fonction du pourcentage d'AE

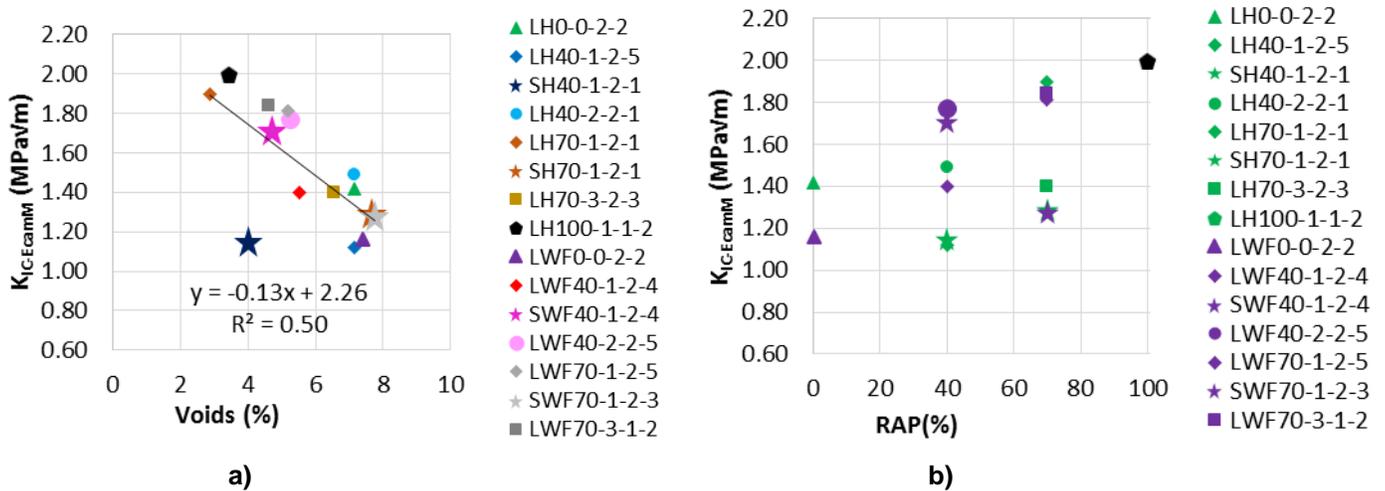


Figure 9-33. Facteur d'intensité de contrainte avec $a = 35mm$, échantillons testés à $-15^{\circ}C$: a) en fonction de la teneur en vides b) en fonction du pourcentage d'AE

Finalement, les pentes des courbes expérimentales KIC-Ecam en fonction d'aEcam sont évaluées. Les valeurs des pentes des échantillons testés à $-5^{\circ}C$ comme celles des échantillons testés à $-15^{\circ}C$ diminuent quand le pourcentage de vides augmente. Une grande dispersion existe néanmoins entre les points (Figure 9-34-a et Figure 9-35-a). A l'inverse, les pentes ne montrent pas de corrélation avec la teneur en AE (Figure 9-34-b et Figure 9-35-b).

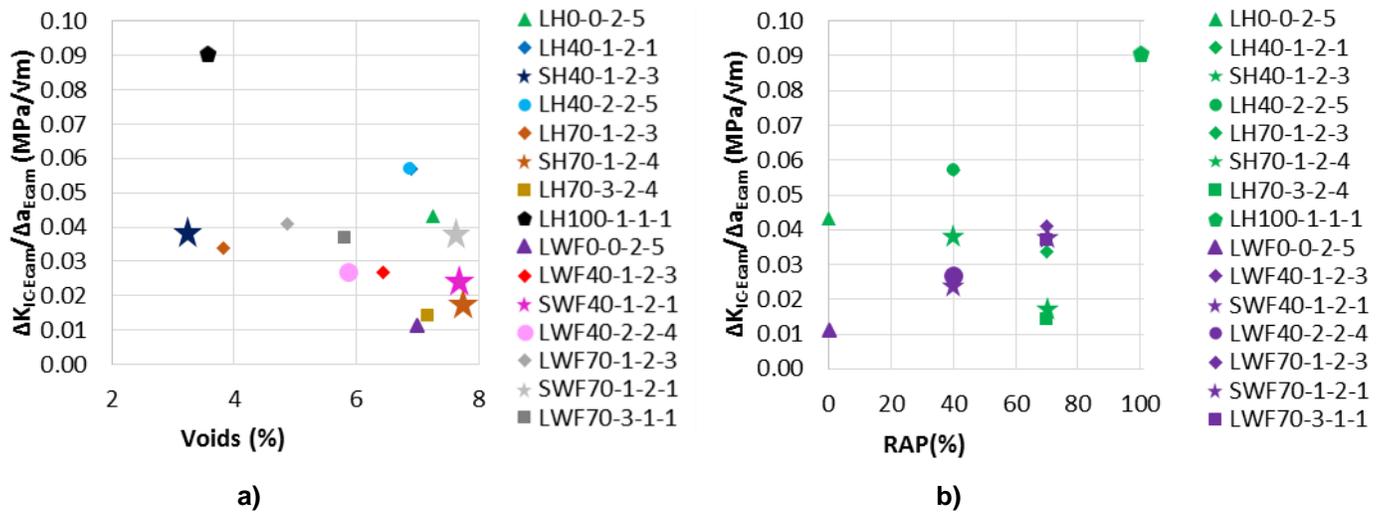


Figure 9-34. Echantillons testés à -5°C, pentes de courbes $K_{IC-Ecam}$ en fonction d' a_{Ecam} : a) en fonction de la teneur en vides b) en fonction du pourcentage d'AE

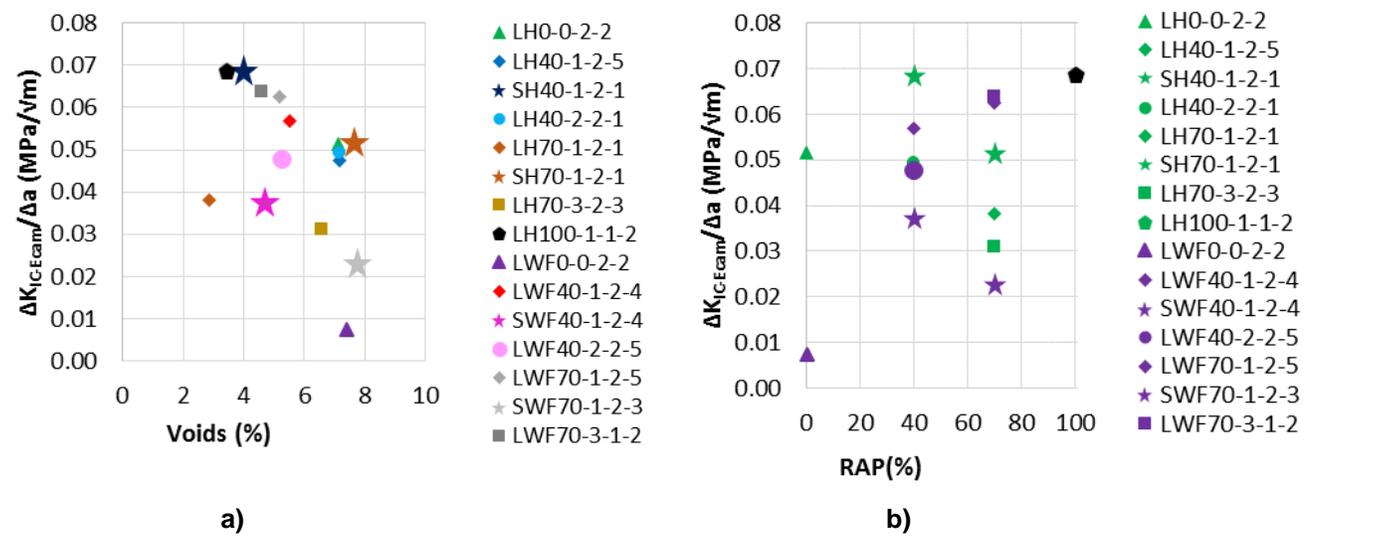


Figure 9-35. Echantillons testés à -15°C, pentes de courbes $K_{IC-Ecam}$ en fonction d' a_{Ecam} : a) en fonction de la teneur en vides b) en fonction du pourcentage d'AE

9.5 Conclusions

Les hauteurs de fissures expérimentales ont été obtenues avec la méthode de corrélation des images, utilisant des jauges virtuelles en surface des échantillons et en utilisant la méthode d'analyse inverse (DRCL) développée au laboratoire LTDS. Ces deux méthodes donnent des valeurs assez proches.

Les paramètres classiques facteur d'intensité de contrainte et taux de restitution d'énergie en mode 1, ont été déterminés..

Le taux de restitution d'énergie des échantillons testés à -5°C ne présente pas une dépendance du pourcentage d'AE, teneur en vides ni procédé de fabrication. Pour les échantillons testés à -15°C il existe une influence de la teneur en vides. Les valeurs de taux de restitution d'énergie varient entre 400 à 2000 J/m^2

10 CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Cette thèse a été réalisée dans le cadre du projet « Innovation en Matériaux et PROCédés pour la Valorisation du Multi-Recyclage des Enrobés » (IMPROVMURE). Le projet IMPROVMURE est financé par l'Agence Nationale de la Recherche (ANR), certains partenaires publics et privés interviennent. Cette thèse a été réalisée en collaboration entre l'entreprise Eiffage Infrastructure et l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat (ENTPE). L'étude a eu lieu au sein du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS).

Les enrobés ont été produits avec les paramètres suivants:

- Teneur en AE: 0%, 40%, 70% et 100%
- Procédé de fabrication: Chaud et tiède moussé
- Fabrication: Laboratoire ou in-situ (Chantiers)

Deux enrobés sans AE ont été fabriqués avec un bitume 35/50. Ces enrobés ont été produits en laboratoire avec les deux procédés de fabrication, chaud et tiède. Les enrobés avec AE sont soumis à une correction par rapport à la résistance à la pénétration du liant. A l'aide de la règle log-log on a estimé une pénétrabilité finale du bitume mélangé, utilisant un liant d'apport plus mou quand on augmente le taux d'AE de l'enrobé. Pour les enrobés avec 40% d'AE, le bitume d'apport utilisé a été 50/70 et pour ceux avec 70% d'AE un bitume d'apport 160/220 a été utilisé. L'enrobé fabriqué à chaud avec 100% d'AE n'a pas été soumis à cette correction. En total 15 types d'enrobés ont été étudiés.

Pour produire les AE avec deux et trois cycles de recyclages, les enrobés avec un cycle de recyclages ont été soumis à un processus de vieillissement pris de la procédure indiquée par la RILEM. Le matériau résultant a été considéré comme AE pour les enrobés avec deux cycles. Pour les enrobés avec trois cycles le processus de vieillissement est répété sur l'enrobé avec deux cycles.

Trois caractéristiques des enrobés ont été fixés pendant leur fabrication : Même granulométrie (sauf l'enrobé avec 100% AE) ; Même TL=5.4% ; Mêmes granulats d'apport [BBSG 3 0/10].

Trois domaines du comportement thermomécanique ont été étudiés : la viscoélasticité linéaire (VEL), le couplage thermomécanique à basse température et la propagation de la fissure à basse température. Les résultats exposés tout au long de ce rapport conduisent aux principales conclusions qui sont exposées par la suite:

1. Les premiers résultats expérimentaux portent sur la caractérisation des propriétés viscoélastiques linéaires (VEL) :

La répétabilité des essais de module complexe est étudiée pour la norme du module complexe, le coefficient de Poisson complexe et leurs angles de phase. Elle est globalement très satisfaisante.

Le Principe d'Equivalence Temps Température (PETT) a été vérifié pour le comportement tridimensionnel pour tous les enrobés bitumineux testés.

Les courbes maîtresses de la norme du module complexe et du coefficient de Poisson complexe ont été construites. Les coefficients de translation a_T utilisés pour les courbes maîtresses de module complexe et coefficient de Poisson sont tous identiques (en norme et angles de phase).

Le comportement dans le domaine de VEL des enrobés bitumineux a été modélisé à l'aide du modèle 2S2P1D (développé au laboratoire LTDS de l'ENTPE),. Les simulations réalisées s'approchent de manière assez précise des modules complexes mesurés. Les simulations ont donné des résultats satisfaisants pour les évolutions des coefficients de Poisson.

Une comparaison par rapport aux enrobés sans AE montre que le taux de recyclage a une très légère influence sur les constantes k , h , δ , β du modèle 2S2P1D qui varient selon la quantité d'AE introduit. Cette légère variation est sans doute expliquée par la différence de constitution (ou d'origine) entre le bitume d'apport et celui des agrégats.

La teneur en vides influence surtout dans le domaine de basses températures et hautes fréquences. Pour cette raison la constante E_0 dépend du pourcentage de vides de chaque échantillon testé. Les constants τ_E et τ_V montrent aussi une dépendance avec la teneur en vides. τ_E a montré une dépendance de la pénétration testée sur le liant extrait de l'enrobé

Les constantes E_{00} , v_0 et v_{00} sont différentes selon le procédé de fabrication, le taux de recyclage et le nombre de cycle de recyclage.

Les enrobés avec 0%,40% et 70% présentent une courbe unique de module complexe et coefficient de Poisson normalisée, avec des températures de référence très similaires (sauf l'enrobé avec 100% d'AE).

Une analyse du module complexe à 15°C/10 Hz a été réalisé. Tous les enrobés présentent des valeurs acceptables par rapport à la norme européenne (Pour les mélanges de type BBSG 3 0/10 doit être supérieur à 7000 MPa). La norme du module complexe à 15°C/10Hz a une évolution inverse de la teneur en vides. Les enrobés avec 3 cycles de recyclage présentent des valeurs de norme de module complexe plus faibles.

2. Les méthodes de mesure de propagation des ondes sont des méthodes de mesure non destructives et peuvent être réalisées facilement. Grâce aux résultats présentés, on peut tirer quelques conclusions :

L'essai de mesure du temps vol d'ondes P et S, ainsi que l'essai d'Impact Résonance fournissent une valeur de la norme du module complexe. Ces résultats aux températures de -15°C, -5°C et 15°C diffèrent peu de ceux obtenus avec l'essai de module complexe classique. Les différences relatives par rapport aux résultats du modèle 2S2P1D montrent moins de 17% en absolu pour l'essai d'Impact Résonance, moins de 21% pour l'essai de temps vol P et moins de 30% pour les ondes S).

Les normes du module complexe estimées avec l'essai d'Impact Résonance présentent une bonne corrélation avec les normes de module complexe calculées avec modèle 2SP1D.

L'essai de mesure du temps vol d'ondes S et P permet de déterminer le coefficient de Poisson. Avec la correction de fréquence de résonance, les résultats des erreurs relatives par rapport au modèle 2S2P1D à 15°C montrent de valeurs inférieures à 20% en absolu dans la majorité des cas, contrairement aux températures -15°C et -5°C.

3. Le comportement de couplage thermomécanique à basse température a été étudié à l'aide de l'essai de retrait thermique empêché (TSRST). Avec l'aide des résultats obtenus, nous pouvons proposer les conclusions suivantes.

Les températures de ruptures, les contraintes de ruptures et les déformations radiales au sein du même matériau montrent superposition des courbes évaluées.

Avec le coefficient de dilatation thermique estimé et les lectures de déformation radiale au cours des essais, les coefficients de Poisson ont été calculés pour chacun des matériaux.

L'enrobé avec 100% d'AE montre une contrainte de rupture plus basse par rapport aux autres enrobés. Cet enrobé n'est pas pris en compte pour l'analyse des propriétés.

Il existe un effet de la teneur en vides sur la contrainte de rupture. Quand le pourcentage de vides augmente, la contrainte de rupture diminue.

Les enrobés avec 70% d'AE ou 3 cycles de recyclage présentent des températures de ruptures toujours plus importantes par rapport aux autres enrobés.

Les valeurs de déformation radiale et coefficient de Poissons sont proches entre les enrobés testés (sauf le 100% d'AE).

4. La fissuration à basse température a été étudiée avec des essais de propagation de fissure en flexion 4 points. Grâce aux résultats, on peut en tirer les conclusions suivantes :

La corrélation d'images est considérée comme une excellente méthode pour étudier la propagation de fissure et l'obtention de l'ouverture de la fissure au cours de l'essai. Le critère de fissuration $\epsilon_{xx}=1.0\%$ est considéré comme assez correct, mais il peut être réévalué en fonction des besoins des études.

Les hauteurs de fissure estimées par la méthode DRCL et les hauteurs mesurées avec la corrélation des images présentent une corrélation assez correcte.

Les propriétés de fissuration ne semblent pas fortement influencées par le %AE, le nombre de cycles de recyclage, le type de fabrication à chaud/tiède ou chantier/ labo. Néanmoins deux influences sensibles ont été détectées :

- Les taux de restitution d'énergie montrent des ordres de grandeur proches. Les échantillons testés à -15°C montrent une tendance avec la teneur en vides.
- Les enrobés fabriqués à tiède montrent des facteurs d'intensité de contrainte plus importants quand la quantité d'AE augmente.

Sur la base des résultats obtenus lors de cette thèse, des perspectives peuvent être envisagées :

Au niveau expérimental :

- Essais de module complexe :
 - Améliorer la mesure des déformations radiales afin de réduire l'incertitude sur le coefficient de Poisson. Des capteurs avec une capacité de mesure plus précise peuvent améliorer les résultats.
 - Ajouter deux capteurs sans contact dans la direction III permettrait d'évaluer l'anisotropie des échantillons.
- Essais de retrait empêché:
 - Les différences entre les coefficients de dilatation évalués dans les différentes directions doivent être un sujet de discussion et analysées plus en détail. Réaliser des essais complémentaires avec les différents systèmes de mesures pourrait aider à expliquer les différences entre les résultats de cette thèse et autres études.
- Essais de propagation de fissure:
 - Le système de conditionnement de température mérite une amélioration adaptée aux besoins qu'apporte la méthode de corrélation des images. Une enceinte qui assure l'équilibre thermique et un système multi-vitrage pour éviter la condensation sur les vitres pendant l'essai.
 - Essais dynamiques modaux de propagation et résonance d'ondes peuvent être utilisés pour la détection de la hauteur de fissure. Les résultats de ces essais doivent être comparés avec la méthode jauge virtuelle et DRCL.

Au niveau de la modélisation :

- Les résultats des essais de TSRST doivent être modélisés avec le modèle DBN qui prend en compte les domaines viscoélastique et viscoplastique.

Au niveau des matériaux :

- Les enrobés en condition chantier et avec des AE multi-recyclés seront fabriqués pendant le premier semestre de 2018. Des plaques d'enrobé doivent être prélevées et testées, cela nous permettra d'observer si la condition chantier, pour des enrobés multi-recyclés n'introduit pas d'effets complémentaires par rapport à la condition laboratoire.
- Un enrobé avec 100% d'AE peut être fabriqué mais en corrigeant la résistance à la pénétration du liant à l'aide des additifs régénérateurs et évaluer s'il y a des changements importants.

11 Références

- Alkhalifah, T., 2003. An acoustic wave equation for orthorhombic anisotropy. *GEOPHYSICS* 68, 1169–1172. <https://doi.org/10.1190/1.1598109>
- Al-Qadi, I., Yang, S.-H., Dessouky, S., Masson, J.F., Loulizi, A., Elseifi, M., 2007. Development of crack sealant bending beam rheometer (CSBBR) testing to characterize hot-poured bituminous crack sealant at low temperature. *Asph. Paving Technol.-Proc.* 76, 85.
- Al-Qadi, I.L., Scarpas, T., Loizos, A., 2008. *Pavement Cracking: Mechanisms, Modeling, Detection, Testing and Case Histories*. CRC Press.
- Arand, W., 1987. Influence of bitumen hardness on the fatigue behaviour of asphalt pavements of different thickness due to bearing capacity of subbase, traffic loading and temperature. *Publ. Mich. Univ. Ann Arbor*.
- Ashby, M.F., 2005. *Materials selection in mechanical design*, 3. ed., reprinted. ed. Elsevier Butterworth-Heinemann, Amsterdam.
- Attia, T., 2015. *Comportement Matériaux Bitumineux : Essais en laboratoire en petites et grandes déformations et modélisation du comportement thermo-visqueux*. ENTPE.
- Ben Mbarrek, T., Robert, L., Sammouda, H., Bertrand, C., Charrier, B., Orteu, J.-J., Hugot, F., 2013. Analyse du comportement mécanique de composites bois/plastique en utilisant des mesures en surface par stéréo corrélation d'images numériques. 21ème Congrès Fr. Mécanique 26 Au 30 Août 2013 Bordx. Fr. FR.
- Berdin, C., Besson, J., Bugat, S., 2004. *Local approach to fracture*. Les Presses de l'Ecole des mines, Paris.
- Betbeder-Matibet, J., Labbé, P., 1990. Simplified seismic analysis methods in France. *Nucl. Eng. Des.* 123, 305–312.
- Bouchard, P.-O., 2002. *Damage and Discrete Crack Propagation Modelling : Some Results and Challenges For 2d And 3d Configurations*. University of technology, Institute for strenght of materials, Institute for lightweight structures and aerospace engineering., Vienna.
- Brebbia, C.A., Garcia, J.L.M. i, Chapapria, V. de E., 2015. *Urban Transport XXI*. WIT Press.
- Breyse, D., 2012. *Probabilities and Materials: Tests, Models and Applications*. Springer Science & Business Media.
- Bui, H.D., Germain, P., 1978. *Mécanique de la rupture fragile*. Paris, France.
- Campbell, C.G., Ummadisetty, S., Storey, R.F., 2016. Decoupling and Functionalization of Coupled Polyisobutylene via Alkoxybenzene Quenching. *Macromolecules* 49, 7642–7652. <https://doi.org/10.1021/acs.macromol.6b01754>
- CFTR, 2006. *Fabrication des enrobés à chaud en continu*. Comité français pour les techniques routières.
- Chaix, J.-F., Ack-Baraly, C., Garnier, V., Salin, J., 2011. Etude de la propagation des ondes de volume et de surface dans du béton, in: *Les Journées COFREND*.
- Chen, J.-S., Wang, C.-H., Huang, C.-C., 2009. Engineering Properties of Bituminous Mixtures Blended with Second Reclaimed Asphalt Pavements (R² AP). *Road Mater. Pavement Des.* 10, 129–149. <https://doi.org/10.1080/14680629.2009.9690240>
- Copeland, A., 2011. Reclaimed asphalt pavement in asphalt mixtures: state of the practice.
- Corté, J.-F., Benedetto, H., 2005. *Matériaux routiers bitumineux Tome1*.
- De La Roche, C., Van de Ven, M., Gabet, T., Dubois, V., Grenfell, J., Porot, L., 2009. Development of a laboratory bituminous mixtures ageing protocol. *Adv. Test. Charact. Bitum. Mater.*
- Di Benedetto, H., Corté, 2005. *Matériaux routiers bitumineux Tome2*.
- Di Benedetto, H., Mondher, N., Sauzéat, C., Olard, F., 2007. Three-dimensional Thermo-viscoplastic Behaviour of Bituminous Materials: The DBN Model. *Road Mater. Pavement Des.* 8, 285–315. <https://doi.org/10.1080/14680629.2007.9690076>
- EAPA, 2011. *The Asphalt Paving Industry A Global Perspective*.
- Eddhahak-Ouni, A., Dony, A., Colin, J., Mendez, S., Navaro, J., Drouadaine, I., Bruneau, D., 2012. Experimental investigation of the homogeneity of the blended binder of a high rate recycled asphalt. *Road Mater. Pavement Des.* 13, 566–575. <https://doi.org/10.1080/14680629.2012.700269>

- El Beze, L., 2008. Recyclage à chaud des agrégats d'enrobés bitumeux : identification de traceurs d'homogénéité du mélange entre bitume vieilli et bitume neuf d'apport. Aix-Marseille 3.
- EN 12591, 2009. EN 12591. Bitumen and bituminous binders - Specifications for paving grade bitumens.
- EN 12697-3, 2006. EN 12697-3. Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 3: Bitumen recovery: Rotary evaporator.
- EN 12697-4, 2006. EN 12697-4. Bituminous mixtures – Test methods for hot mix asphalt – Part 4: Bitumen recovery: Fractionating column.
- EN 12697-26, 2012. Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 26: Stiffness.
- EN 12697-33, 2006. EN 12697-33. Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 33: Specimen prepared by roller compactor.
- EN 12697-35, 2017. EN 12697-35. Bituminous mixtures - Test methods - Part 35: Laboratory mixing.
- EN 13108-1, 2007. EN 13108-1 - Bituminous mixtures - Material specifications - Part 1: Asphalt Concrete.
- EN 13108-8, 2006. EN 13108-8 Bituminous mixtures. Material specifications. Part 8: Reclaimed asphalt.
- EN 13108-20, 2007. EN 13108-20. Bituminous mixtures - Material specifications - Part 20: Type Testing.
- EN 13924, 2006. EN 13924. Bitumen and bituminous binders - Specifications for hard paving grade bitumens.
- EN NF P 94-056, 2011. EN NF P 94-056. Analyse granulométrique. Classification granulométrique de sols.
- Fabb, T., 1974. THE INFLUENCE OF MIX COMPOSITION, BINDER PROPERTIES AND COOLING RATE ON ASPHALT CRACKING AT LOW TEMPERATURES. Presented at the Association of Asphalt Paving Technologists Proc.
- Fantozzi, G., Orange, G., R'Mili, M., 1988. Rupture des matériaux. GEMPPM INSA.
- Ferry, J.D., 1980. Viscoelastic Properties of Polymers. John Wiley & Sons.
- Gallenne, M.-L., Goyon, V., Bauer, J., Ganga, Y., Mrel, G., Renault, D., Valeux, J.C., Van Grevenynghe, P., 2003. Compactage des enrobés hydrocarbonés à chaud.
- Gartner, W., 1989. Asphalt Concrete Mix Design: Development of More Rational Approaches. ASTM International.
- Gaufrey, V., Cazacliu, B., De La Roche, C., Olard, F., Beduneau, E., Antoine, J.P., 2007. Étude en laboratoire des performances mécaniques des enrobés à la mousse de bitume utilisant des granulats tièdes. Bull. Lab. Ponts Chaussées pp–165.
- Griffith, A.A., 1921. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. Philos. Trans. R. Soc. Lond. Math. Phys. Eng. Sci. 221, 163–198. <https://doi.org/10.1098/rsta.1921.0006>
- Hajj, E.Y., Sebaaly, P.E., Shrestha, R., 2009. Laboratory Evaluation of Mixes Containing Recycled Asphalt Pavement (RAP). Road Mater. Pavement Des. 10, 495–517. <https://doi.org/10.1080/14680629.2009.9690211>
- Hansen, K.R., Copeland, A., 2013. Annual asphalt pavement industry survey on recycled materials and warm-mix asphalt usage: 2009–2012.
- Hesp, S.A.M., Hoare, T.R., Roy, S.D., 2002. Low-temperature Fracture in Reactive-ethylene-terpolymer-modified Asphalt Binders. Int. J. Pavement Eng. 3, 153–159. <https://doi.org/10.1080/1029843021000067809>
- Hilburger, M.W., Nemeth, M.P., 2006. Application of video image correlation techniques to the space shuttle external tank foam materials.
- Irwin, G.R., 1957. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. J. Appl. Mech. 24.
- Isacsson, U., Zeng, H., 2016. Low-temperature cracking of polymer-modified asphalt. Mater. Struct. 31, 58–63. <https://doi.org/10.1007/BF02486415>
- Janssen, M., Zuidema, J., Wanhill, R.J.H., 2002. Fracture mechanics. DUP Blue Print, Delft.
- Jerry R., C., n.d. Recycled asphalt pavement (RAP) preparation system. US 7 758 235 B1.
- Jin, H., Yoshida, S., Lamberti, L., Lin, M.-T., 2015. Advancement of Optical Methods in Experimental Mechanics, Volume 3: Proceedings of the 2015 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics. Springer.
- Jung, H.D., 1994. Low temperature cracking: test selection, Strategic Highway Research Program, SHRP-A. Washington, DC.

- Kaur, K., Swamy, A.K., Das, A., 2013. Constituent Proportioning in Recycled Asphalt Mix with Multiple RAP Sources. *Procedia - Soc. Behav. Sci.* 104, 21–28. <https://doi.org/10.1016/j.sbspro.2013.11.094>
- King, G.N., King, H.W., Harders, O., Arand, W., Planche, P.P., 1993. Influence of asphalt grade and polymer concentration on the low temperature performance of polymer modified asphalt (with discussion), in: *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*. Presented at the Asphalt Paving Technology 1993.
- Larcher, N., Takarli, M., Angellier, N., Sebbah, H., Petit, C., 2012. *Etude de la propagation d'ondes ultrasonores dans les matériaux bitumineux détermination du module complexe.pdf*. XXXe Rencontres AUGC-IBPSA Chambéry Savoie.
- Leblond, J.-B., 2003. *Mécanique de la rupture fragile et ductile*. Hermes Science Publications.
- Li, C., Wang, L., Wang, X., 2017. Crack and crack growth behavior analysis of asphalt mixtures based on the digital speckle correlation method. *Constr. Build. Mater.* 147, 227–238. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.04.130>
- Loizos, A., Partl, M.N., Scarpas, T., Al-Qadi, I.L., 2009. *Advanced Testing and Characterization of Bituminous Materials, Two Volume Set*. CRC Press.
- Lopes, M., Gabet, T., Bernucci, L., Mouillet, V., 2015. Durability of hot and warm asphalt mixtures containing high rates of reclaimed asphalt at laboratory scale. *Mater. Struct.* 48, 3937–3948. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0454-9>
- Lu, X., Soenen, H., Redelius, P., 2010. SBS Modified Bitumens: Does Their Morphology and Storage Stability Influence Asphalt Mix Performance, in: *The 11 Th ISAP International Conference on Asphalt Pavements*. pp. 1–6.
- Mangiafico, S., 2014. Linear viscoelastic properties and fatigue of bituminous mixtures produced with Reclaimed Asphalt Pavement and corresponding binder blends. *École Nationale des Travaux Publics de l'État*.
- Marasteanu, M., Buttlar, W., Bahia, H., Williams, C., Moon, K.H., Teshale, E.Z., Falchetto, A.C., Turos, M., Dave, E., Paulino, G., others, 2012. Investigation of low temperature cracking in asphalt pavements national pooled fund study–phase II.
- McDaniel, R., Anderson, R.M., 2001. Recommended use of reclaimed asphalt pavement in the superpave mix design method: guidelines. Transportation Research Board, National Research Council.
- McDaniel, R.S., Shah, A., Huber, G.A., Copeland, A., 2012. Effects of reclaimed asphalt pavement content and virgin binder grade on properties of plant produced mixtures. *Road Mater. Pavement Des.* 13, 161–182. <https://doi.org/10.1080/14680629.2012.657066>
- Miannay, D.P., 1995. *Mécanique de la rupture*. Éd. de Physique, Les Ulis, France.
- Mogawer, W., Bennert, T., Daniel, J.S., Bonaquist, R., Austerman, A., Booshehrian, A., 2012. Performance characteristics of plant produced high RAP mixtures. *Road Mater. Pavement Des.* 13, 183–208. <https://doi.org/10.1080/14680629.2012.657070>
- Mounier, D., 2010. *Caractérisation des enrobés bitumineux par essais non destructifs de propagation d'onde*. University of Lyon/ENTPE, Lyon.
- Mounier, D., Di Benedetto, H., Sauzéat, C., 2012. Determination of bituminous mixtures linear properties using ultrasonic wave propagation. *Constr. Build. Mater.* 36, 638–647. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.04.136>
- Navaro, J., 2011. *Cinétique de mélange des enrobés recyclés et influence sur les performances mécaniques*. Arts et Métiers ParisTech.
- Nayfeh, A.H., 1995. *Wave Propagation in Layered Anisotropic Media: with Application to Composites*. Elsevier.
- Neifar, M., Di Benedetto, H., 2001. Thermo-viscoplastic law for bituminous mixes. *Road Mater. Pavement Des.* 2, 71–95.
- Nguyen, M.L., 2009. *Etude de la fissuration et de la fatigue des enrobés bitumineux*. INSA de Lyon.
- Nguyen, Q.T., Benedetto, H.D., Sauzéat, C., Tapsoba, N., 2013. Time Temperature Superposition Principle Validation for Bituminous Mixes in the Linear and Nonlinear Domains. *J. Mater. Civ. Eng.* 25, 1181–1188. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)MT.1943-5533.0000658](https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000658)

- Olard, 2003. Comportement thermomecanique des enrobes bitumineux a basses temperatures. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé. ECOLE DOCTORALE DES SCIENCES POUR L'INGENIEUR DE LYON : Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique (MEGA) –ECL – INSA – UCBL, Lyon.
- Olard, F., Benedetto, H.D., Dony, A., Vaniscote, J.-C., 2005. Properties of bituminous mixtures at low temperatures and relations with binder characteristics. *Mater. Struct.* 38, 121–126. <https://doi.org/10.1007/BF02480584>
- Oliver, J.W.H., 2001. The Influence of the Binder in RAP on Recycled Asphalt Properties. *Road Mater. Pavement Des.* 2, 311–325. <https://doi.org/10.1080/14680629.2001.9689906>
- Partl, M.N., Bahia, H.U., Canestrari, F., Roche, C. de la, Benedetto, H.D., Piber, H., Sybilski, D., 2012. Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 206-ATB. Springer Science & Business Media.
- Pedraza, A., 2017. Évolution des propriétés thermomécaniques des enrobés multirecyclés. Presented at the Journées Techniques Route (JTR).
- Pedraza, A., Sauzéat, C., Di Benedetto, H., Pouget, S., 2017a. Linear viscoelastic behaviour of bituminous mixtures with multi-recycled asphalt pavement. Presented at the Tenth International Conference on the Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields, Athenes, pp. 201–208.
- Pedraza, A., Sauzéat, C., Di Benedetto, H., Pouget, S., 2017b. 3D linear viscoelastic behaviour of bituminous mixtures with high content of reclaimed asphalt pavement recycled 3 times.pdf. Presented at the ISAP APE Symposium 2017 Organizing Committee in Japan Road Association Pavement Committee, Tokyo.
- Perraton, D., Di Benedetto, H., Sauzéat, C., Hofko, B., Graziani, A., Nguyen, Q.T., Pouget, S., Poulidakos, L.D., Tapsoba, N., Grenfell, J., 2016. 3Dim experimental investigation of linear viscoelastic properties of bituminous mixtures. *Mater. Struct.* 49, 4813–4829. <https://doi.org/10.1617/s11527-016-0827-3>
- Petit, C., Al-Qadi, I.L., Millien, A., 2004. PRO 37: 5th International RILEM Conference on Cracking in Pavements – Mitigation, Risk Assessment and Prevention. RILEM Publications.
- Pineau, A., 2006. Development of the Local Approach to Fracture over the Past 25 years: Theory and Applications. *Int. J. Fract.* 138, 139–166. <https://doi.org/10.1007/s10704-006-0035-1>
- Poirier, J.-E., Leroy, C., 2013. Enrobés tièdes et multirecyclage des agrégats d'enrobés. *Rev. Générale Routes Aménagement.*
- Pratap, C.R., Pandey, R.K., 1984. Effect of geometry and finite root radius on plastic zone and tip opening displacement. *Eng. Fract. Mech.* 19, 849–861. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(84\)90166-8](https://doi.org/10.1016/0013-7944(84)90166-8)
- Prowell, B., Hurley, G., Crews, E., 2007. Field Performance of Warm-Mix Asphalt at National Center for Asphalt Technology Test Track. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 1998, 96–102. <https://doi.org/10.3141/1998-12>
- Ramirez, D., 2016. Characterisation of thermomechanical properties of bituminous mixtures used for railway infrastructures. Lyon.
- Renaud de la Roche, C., 1990. RENAUD de la ROCHE SAINT ANDRE. Contribution a l'étude du comportement thermomecanique des enrobes bitumineux. Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, Lyon.
- Romier, A., Audeon, M., David, J., Martineau, Y., Olard, F., 2006. Low-Energy Asphalt with Performance of Hot-Mix Asphalt. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 1962, 101–112. <https://doi.org/10.3141/1962-12>
- S Dupriet, D Bonneau, E Beduneau, F Olard, N Seignez, 2009. Laboratory characterization of half-warm mix asphalts with high recycling rate by means of the factorial experiment design approach, in: *Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields, Two Volume Set.* CRC Press.
- Salencon, J., 2016. Viscoélasticité pour le calcul des structures. Centre PolyMédia de l'Ecole polytechnique.
- Sauzéat, C., 2003. Comportement du sable dans le domaine des petites et moyennes déformations: rotations «d'axes» et effets visqueux. Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat.
- Sayegh, G., 1965. Variations des modules de quelques bitumes purs et enrobés bitumineux [Modulus variations of some pure bitumens and bituminous mixtures]. Université de Paris, Paris.

- Serfass, J.P., Bense, P., Tessonneau, H., 2000. EURASPHALT - EUROBITUME 2000. ENROBES BITUMINEUX MODIFIES AU POLYETHYLENE. Rev. Gen. ROUTES RGRA.
- SETRA - CSTR, 2002. La charte de l'innovation routière.
- Sharifipour, M., 2006a. Analyse de la propagation des ondes dans les matériaux granulaires par la technique des «bender extender elements». XXIVemes Rencontres Univ. Génie Civ.
- Sharifipour, M., 2006b. Caractérisation des sols par propagation d'ondes analyse critique de la technique des bender extender elements. Nantes.
- Sharpe, W.N., 2008. Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics. Springer Science & Business Media.
- Shirodkar, P., Mehta, Y., Nolan, A., Dubois, E., Reger, D., McCarthy, L., 2013. Development of blending chart for different degrees of blending of RAP binder and virgin binder. Resour. Conserv. Recycl. 73, 156–161. <https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2013.01.018>
- Sias Daniel, J., Gibson, N., Tarbox, S., Copeland, A., Andriescu, A., 2013. Effect of long-term ageing on RAP mixtures: laboratory evaluation of plant-produced mixtures. Road Mater. Pavement Des. 14, 173–192. <https://doi.org/10.1080/14680629.2013.812840>
- Some, S.-C., Gaudefroy, V., Delaunay, D., 2011. Méthode thermique d'évaluation de la qualité du collage bitume sur granulat par mesure de la résistance thermique de contact dans les conditions de fabrication d'enrobé bitumineux. 20ème Congrès Fr. Mécanique 28 Août-2 Sept 2011-25044 Besançon Fr. FR.
- Stewart, C.M., Reyes, J.G., Garcia, V.M., 2017. Comparison of fracture test standards for a super pave dense-graded hot mix asphalt. Eng. Fract. Mech. 169, 262–275. <https://doi.org/10.1016/j.engfrac-mech.2016.10.016>
- Sutton, M.A., Orteu, J.J., Schreier, H., 2009. Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications. Springer Science & Business Media.
- Swiertz, D., Mahmoud, E., Bahia, H., 2011. Estimating the Effect of Recycled Asphalt Pavements and Asphalt Shingles on Fresh Binder, Low-Temperature Properties Without Extraction and Recovery. Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board 2208, 48–55. <https://doi.org/10.3141/2208-07>
- Tapsoba, N., Sauzéat, C., Di Benedetto, H., Baaj, H., Ech, M., 2014. Behaviour of asphalt mixtures containing reclaimed asphalt pavement and asphalt shingle. Road Mater. Pavement Des. 15, 330–347. <https://doi.org/10.1080/14680629.2013.871091>
- Tapsoba, N., Sauzéat, C., Di Benedetto, H., Baaj, H., Ech, M., 2012. Low-temperature cracking of recycled asphalt mixtures, in: 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements. Springer, pp. 1261–1270.
- Techno-bitume, 2017. Les enrobés à module élevé adaptés aux climats froids. Bitume québec.
- Tsangouri, E., Karaiskos, G., Aggelis, D.G., Van Hemerlijck, D., Deraemaeker, A., 2014. Healing performance on concrete under mode I fracture by ultrasonic testing using embedded transducers, acoustic emission and digital image correlation method. Presented at the Proceedings of the 9th International Conference on Structural Dynamics, EUROLYN, Porto, Portugal, pp. 2221–2227.
- USIRF, 2016. Bilan annuel environnemental USIRF - Suivi de la convention d'engagement volontaire.
- USIRF, 2015. Bilan annuel environnemental USIRF - Suivi de la convention d'engagement volontaire.
- USIRF, 2014. Bilan annuel environnemental USIRF - Suivi de la convention d'engagement volontaire.
- USIRF, 2013. Bilan annuel environnemental USIRF - Suivi de la convention d'engagement volontaire.
- USIRF, 2012. Bilan annuel environnemental USIRF - Suivi de la convention d'engagement volontaire.
- Valdés, G., Pérez-Jiménez, F., Miró, R., Martínez, A., Botella, R., 2011. Experimental study of recycled asphalt mixtures with high percentages of reclaimed asphalt pavement (RAP). Constr. Build. Mater. 25, 1289–1297. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.09.016>
- Valdés Vidal, G.A., Martínez Reguero, A.H., Pérez Jiménez, F.E., 2008. Estudio de variabilidad en mezclas asfálticas en caliente fabricadas con altas tasas de material asfáltico reciclable (RAP). Rev. Constr. 7, 60–71.
- Vanelstraete, A., Francken, L., 2004. Prevention of Reflective Cracking in Pavements. CRC Press.

- Visintine, B., Khosla, N.P., Tayebali, A., 2013. Effects of higher percentage of recycled asphalt pavement on pavement performance. *Road Mater. Pavement Des.* 14, 432–437. <https://doi.org/10.1080/14680629.2013.779310>
- Wegan, V., Brûlé, B., 1999. The Structure of Polymer Modified Binders and Corresponding Asphalt Mixtures 92, 30.
- Williams, M.L., Landel, R.F., Ferry, J.D., 1955. The Temperature Dependence of Relaxation Mechanism in Amorphous Polymers and Other Glass Forming Liquid. *J. Am. Chem. Soc.* 77. <https://doi.org/10.1021/ja01619a008>
- Yi-qiu, T., Lei, Z., Meng, G., Li-yan, S., 2012. Investigation of the deformation properties of asphalt mixtures with DIC technique. *Constr. Build. Mater.* 37, 581–590. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.07.046>
- Zarouchas, D.S., Makris, A.A., Hemelricjk, D., 2009. STUDY OF THE MECHANICAL RESPONSE OF CARBON REINFORCED CONCRETE BEAMS USING NON DESTRUCTIVE TECHNIQUES DURING A FOUR-POINT BENDING TEST, in: *Proceedings of the 10th International Conference of the Slovenian Society for Non-Destructive Testing, Application of Contemporary Non-Destructive Testing in Engineering*, Ljubljana, Slovenia. pp. 309–316.

ANNEXES

Sommaire

ANNEXES	1
A. ANNEXE	3
A.1 Teneur en vides des échantillons pour des essais de module complexe et TSRST	4
A.2 Teneur en vides des échantillons pour des essais de propagation de fissure.....	9
B. ANNEXE	14
B.1 Modèle 2S2P1D des échantillons testés	15
C. ANNEXE	45
C.1 Résultats des essais de propagation d'ondes	46
D. ANNEXE	74
D.1 Evolution de courbes de contrainte et déformation radiale en fonction de la température	75
E. ANNEXE	91
E.1 Courbes des échantillons testés à -5°C	92
E.2 Courbes des échantillons testés à -15°C	107

A. ANNEXE

Teneur en vides des échantillons fabriqués

A.1 Teneur en vides des échantillons pour des essais de module complexe et TSRST

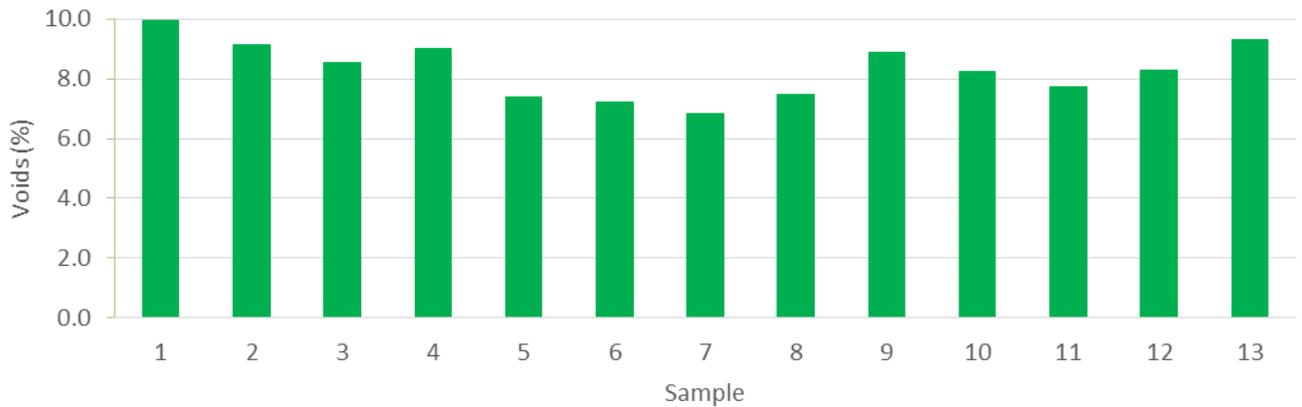


Figure A-1. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH0-0

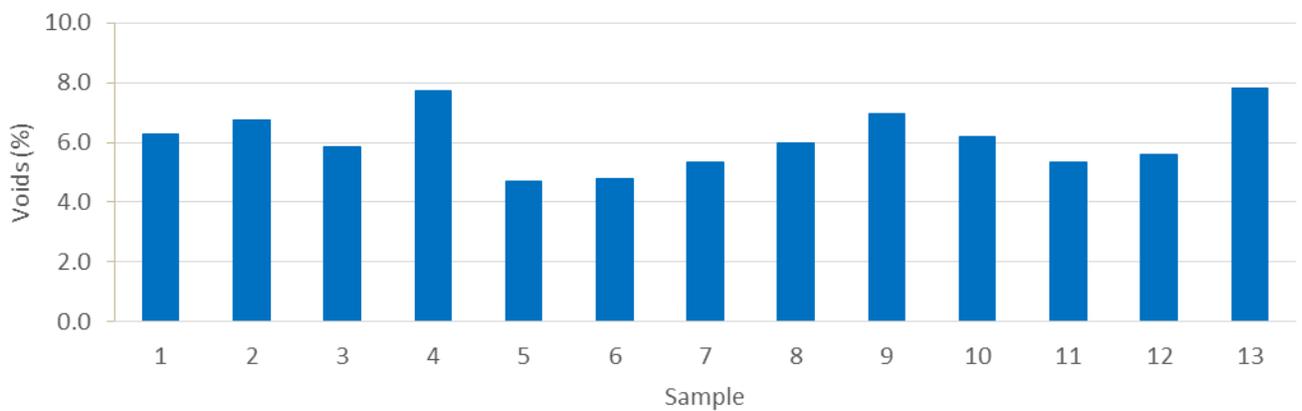


Figure A-2. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH40-1

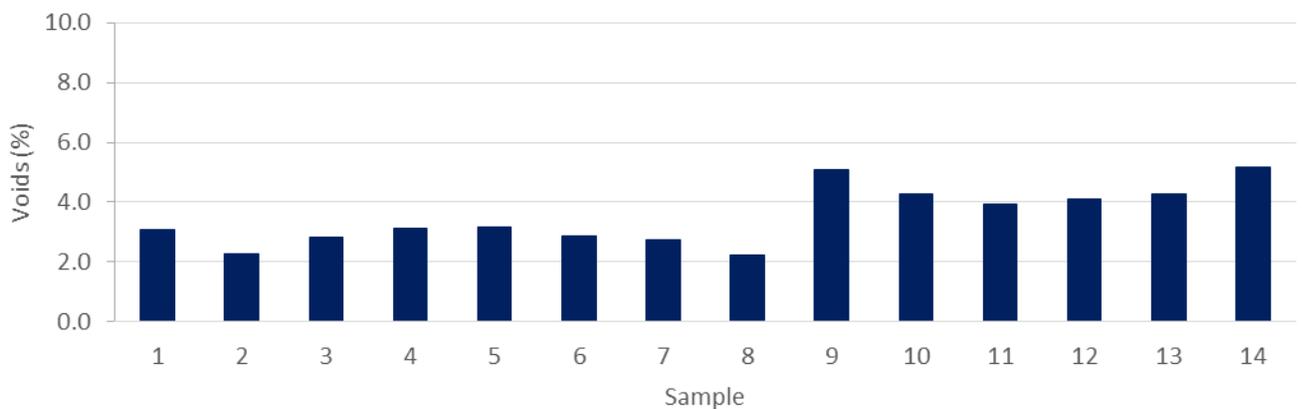


Figure A-3. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau SH40-1

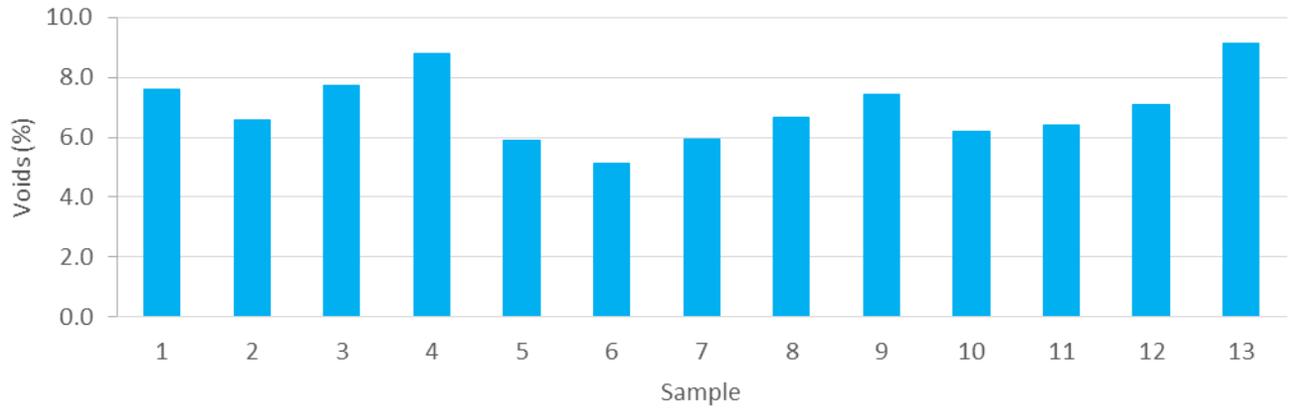


Figure A-4. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH40-2

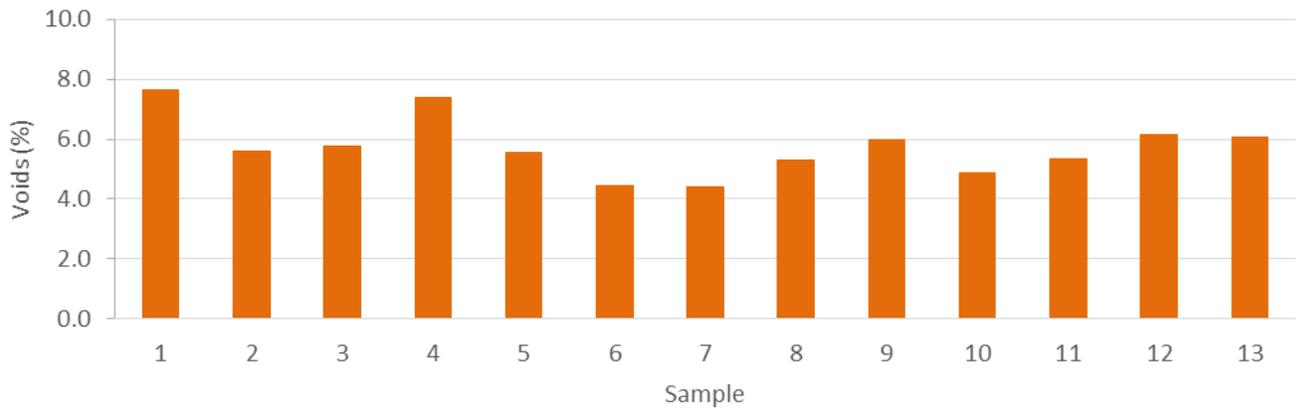


Figure A-5. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH70-1

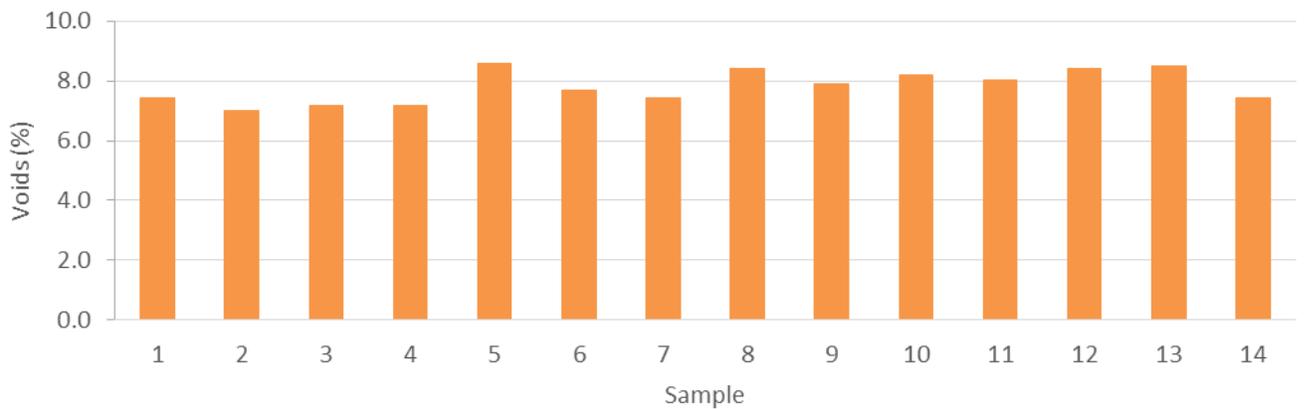


Figure A-6. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau SH70-1

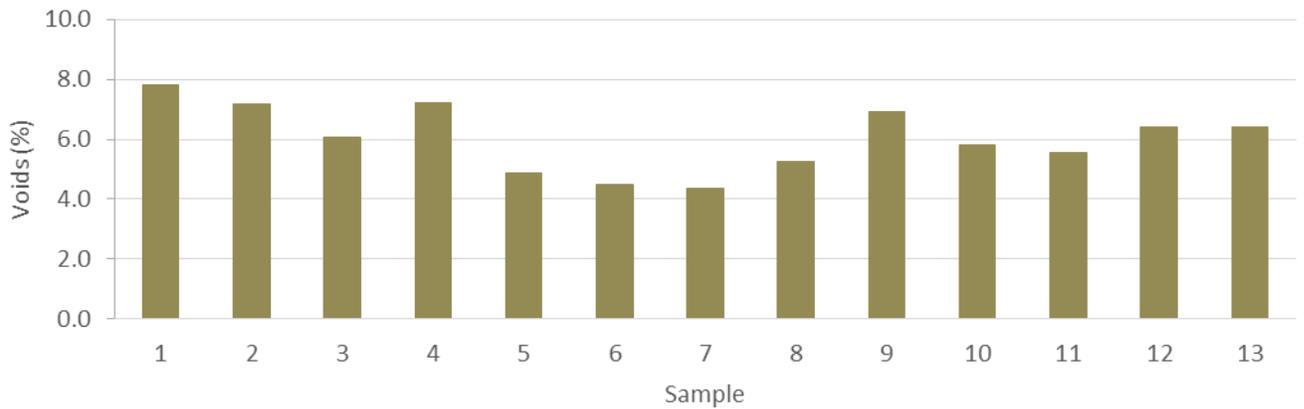


Figure A-7. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH70-3

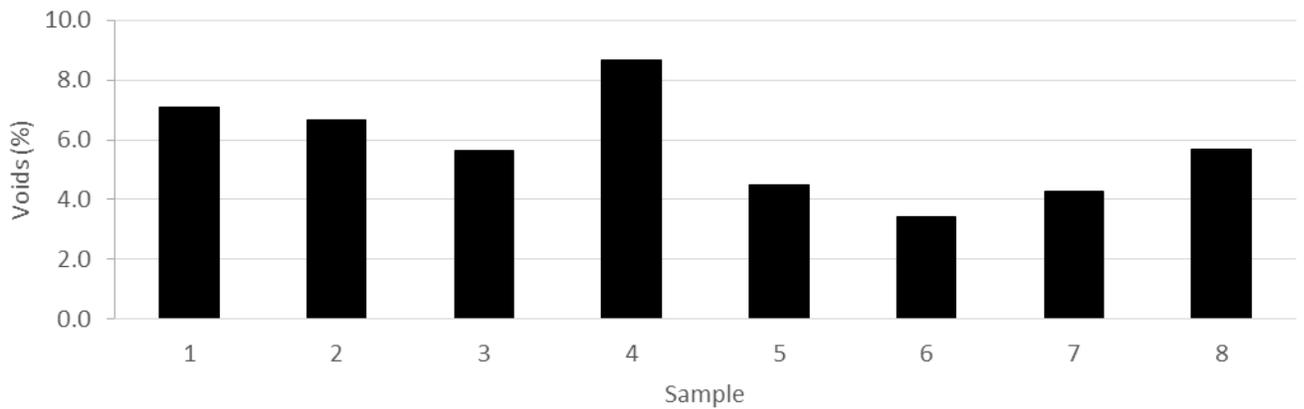


Figure A-8. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH100-1. (Échantillons de module complexe 1-4 ; échantillons TSRST 5-8)

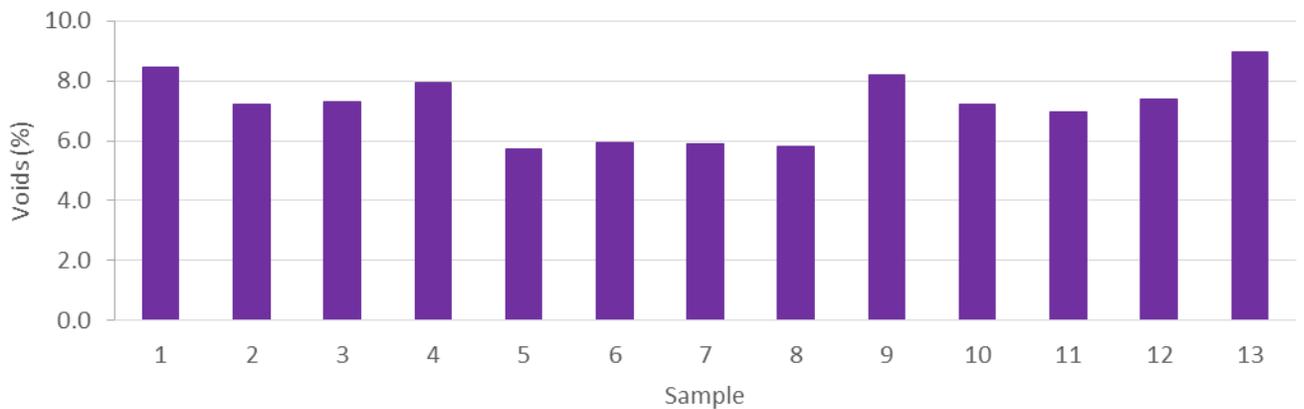


Figure A-9. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LWF0-0

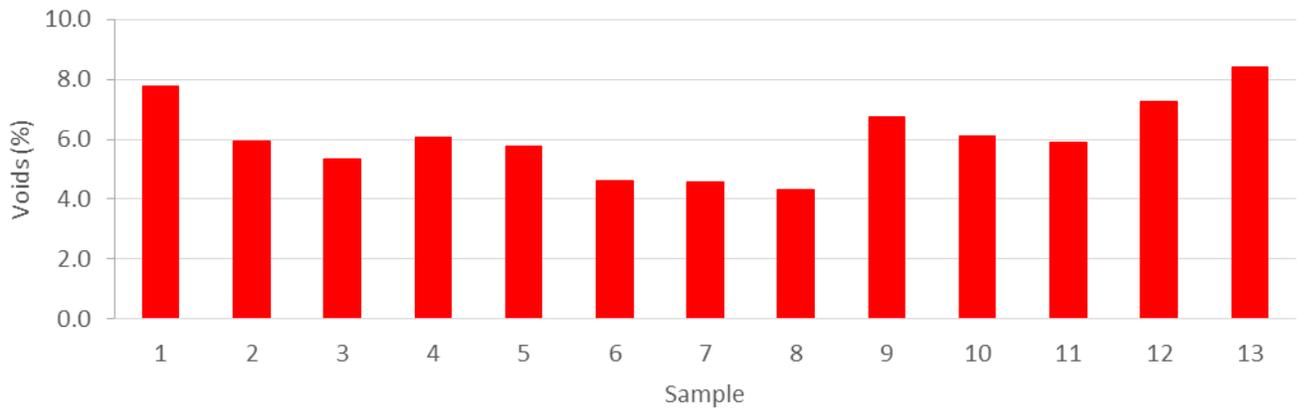


Figure A-10. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LWF40-1

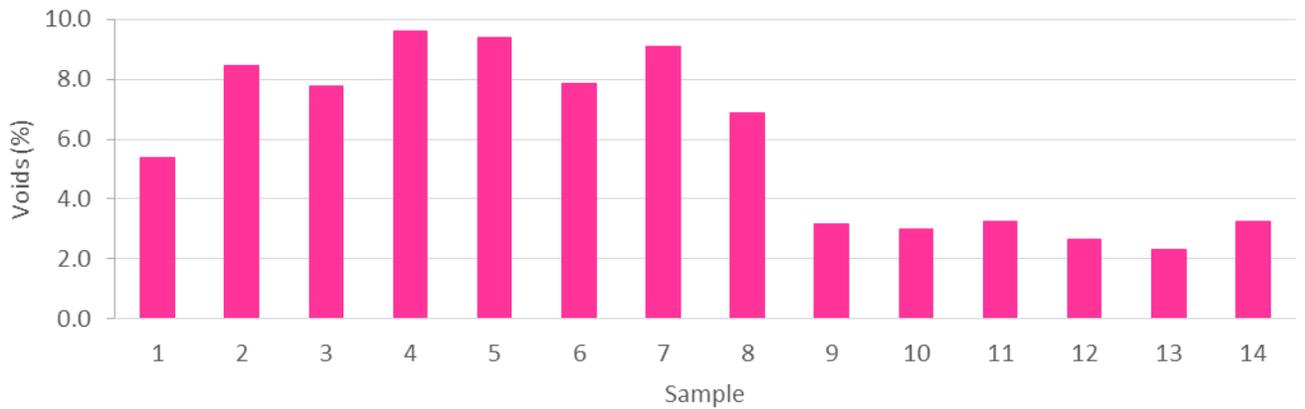


Figure A-11. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau SWF40-1

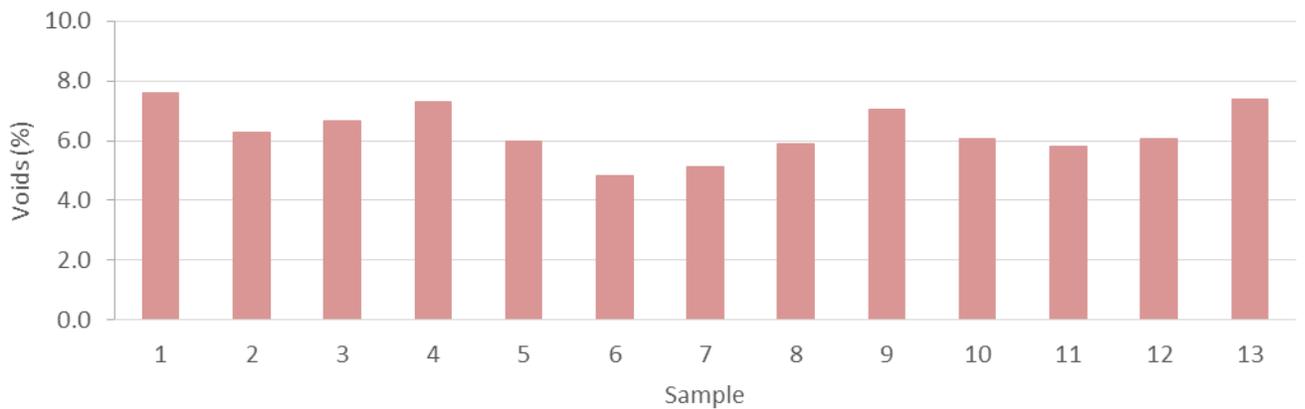


Figure A-12. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LWF40-2

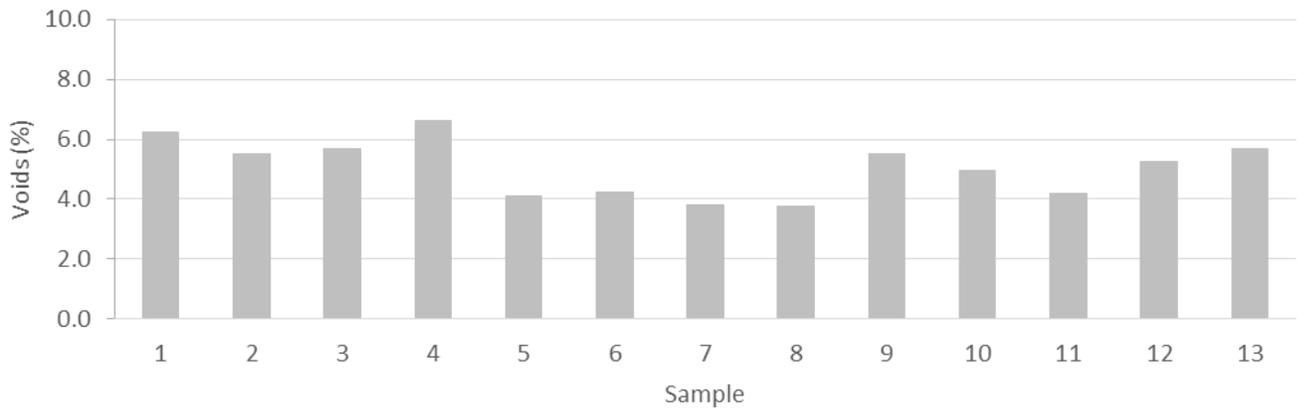


Figure A-13. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LWF70-1

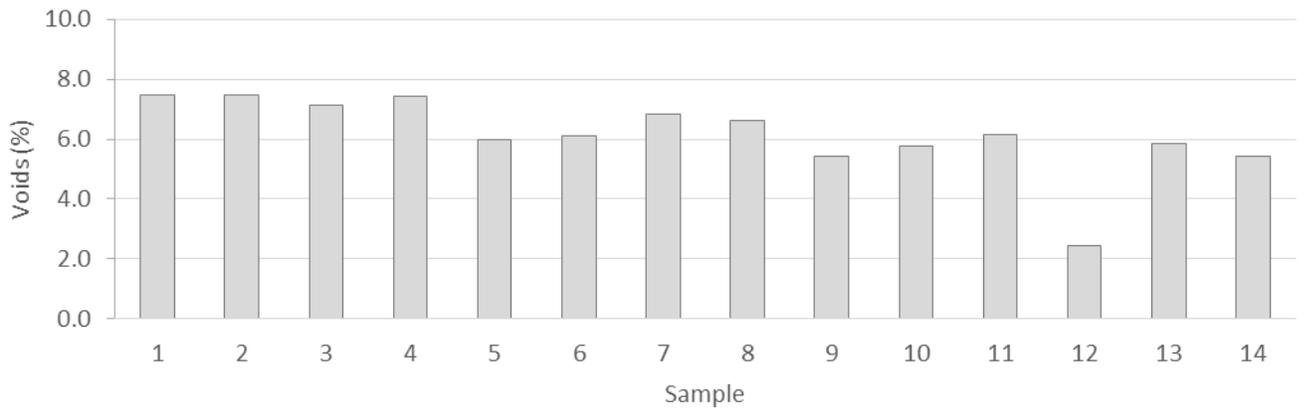


Figure A-14. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau SWF70-1

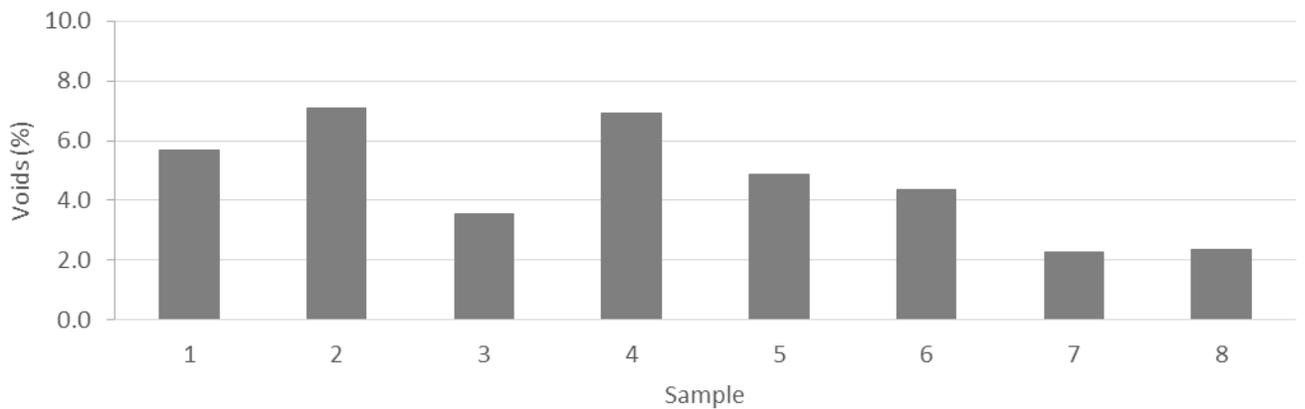


Figure A-15. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LWF70-3. (Échantillons de module complexe 1-4 ; échantillons TSRST 5-8)

A.2 Teneur en vides des échantillons pour des essais de propagation de fissure

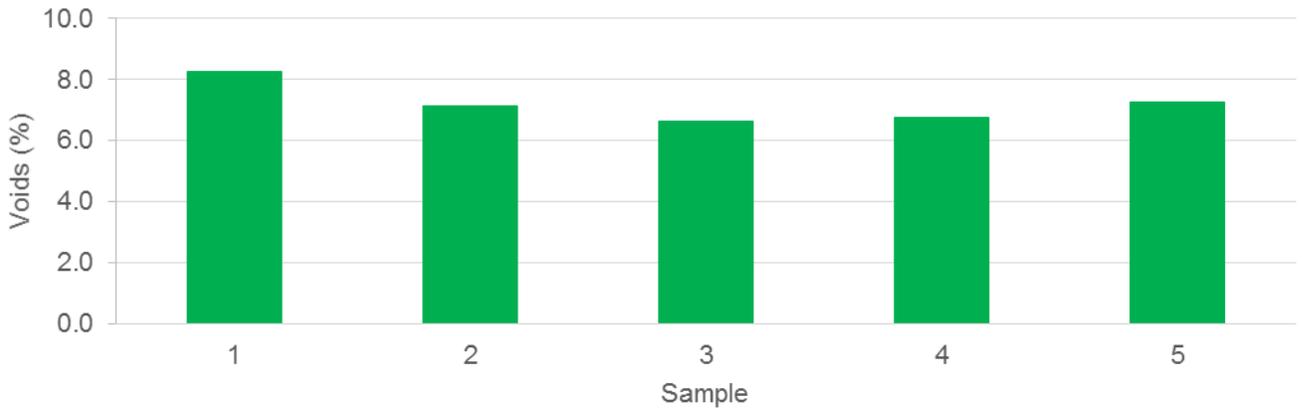


Figure A-16. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LH0-0

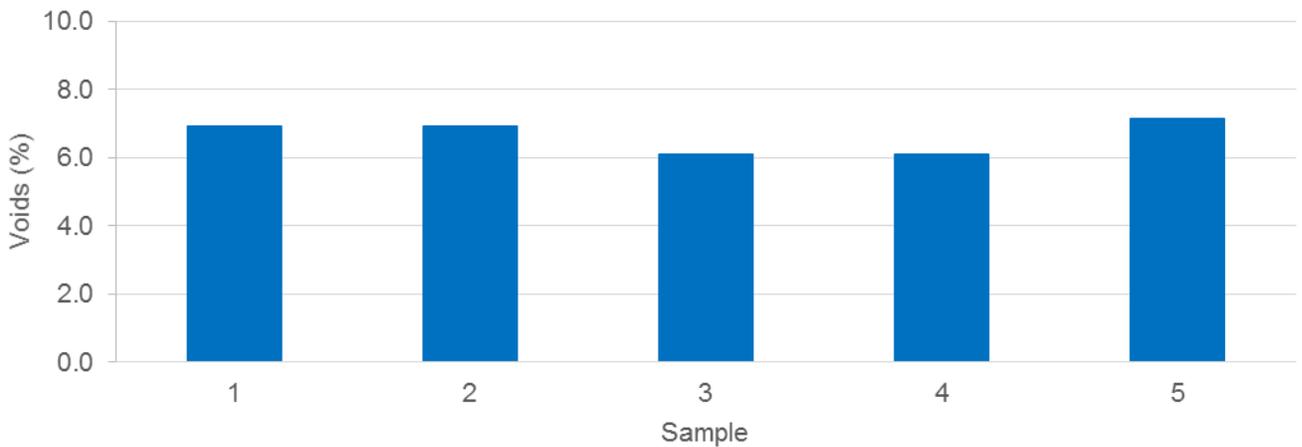


Figure A-17. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LH40-1

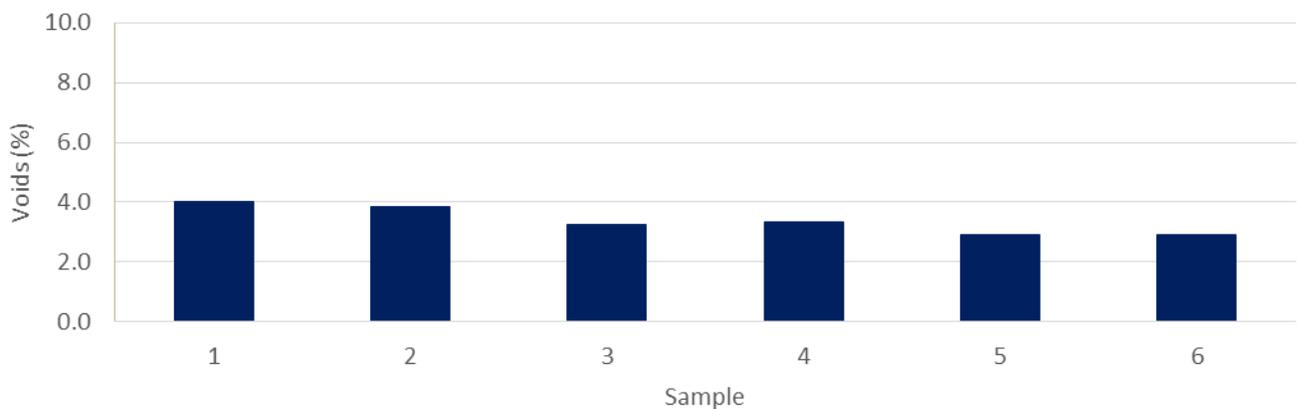


Figure A-18. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau SH40-1

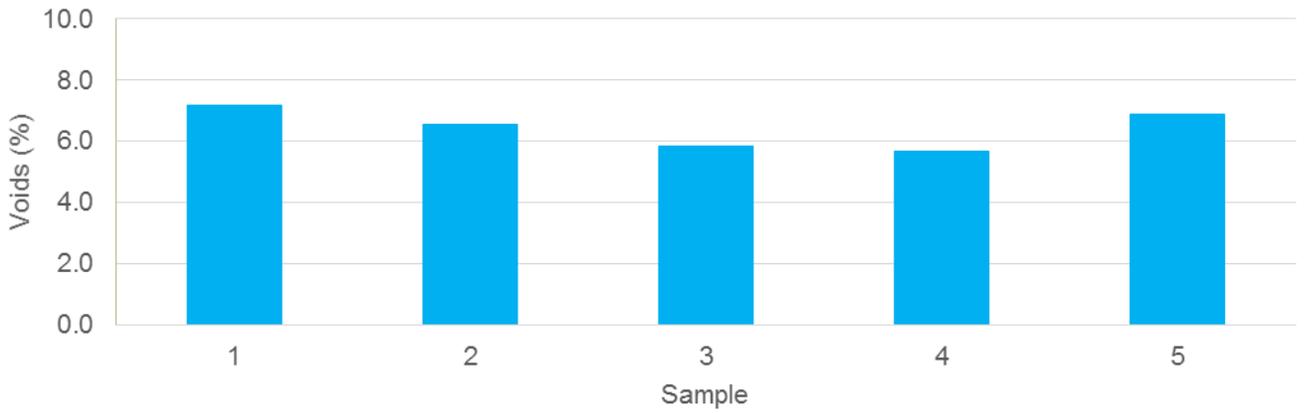


Figure A-19. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LH40-2

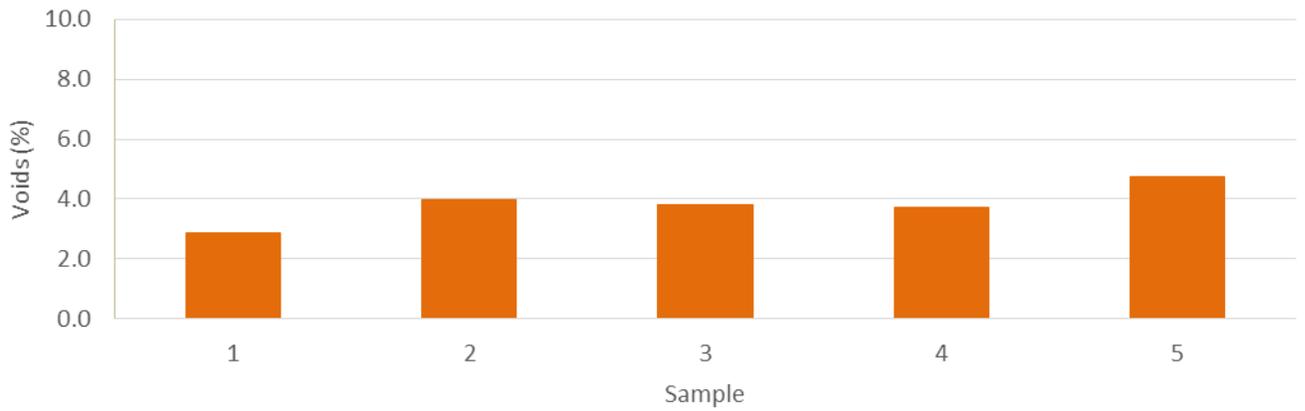


Figure A-20. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LH70-1

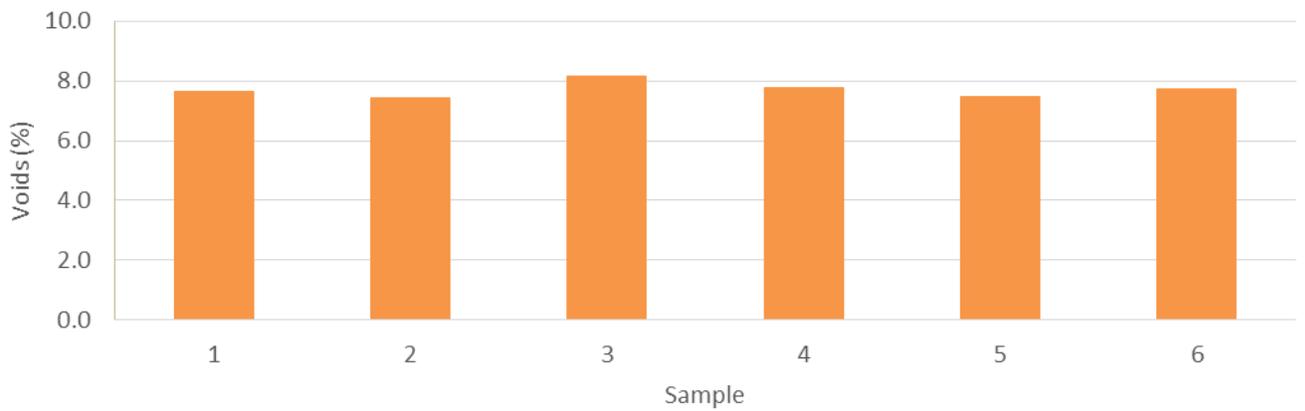


Figure A-21. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau SH70-1

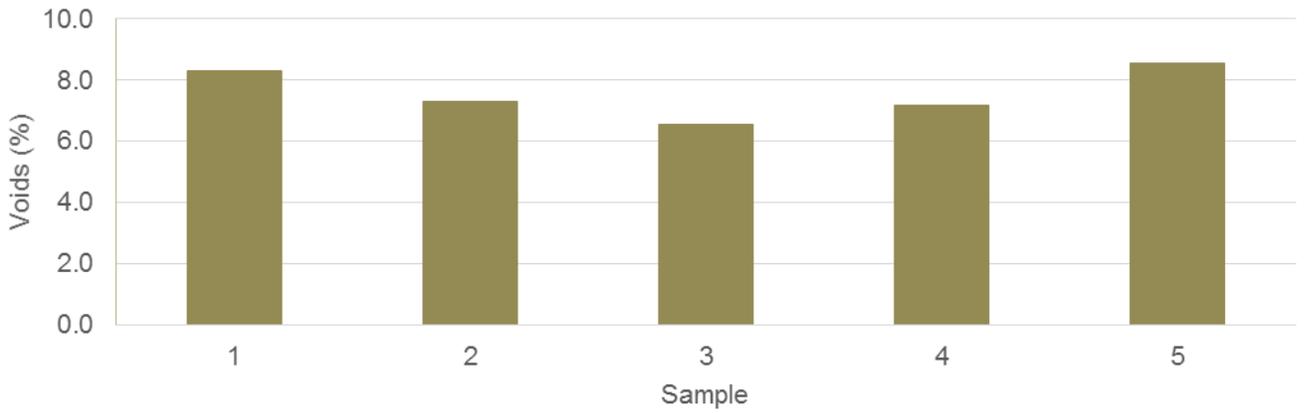


Figure A-22. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LH70-3



Figure A-23. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LH100-1

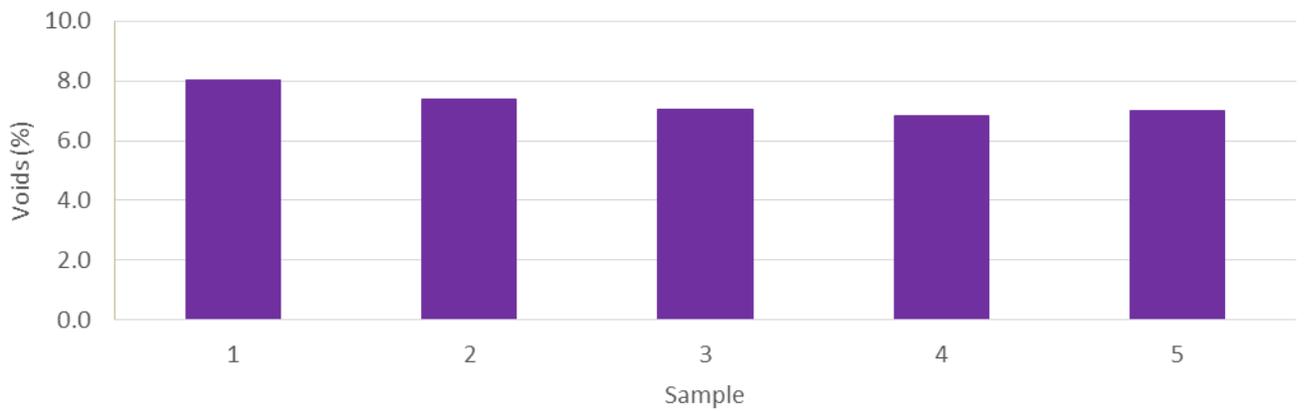


Figure A-24. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LWF0-0

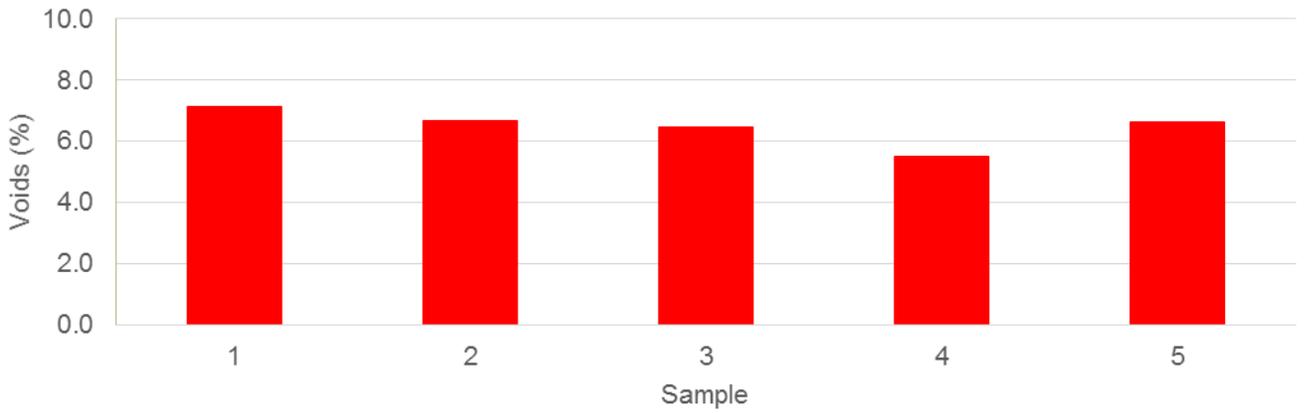


Figure A-25. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LWF40-1

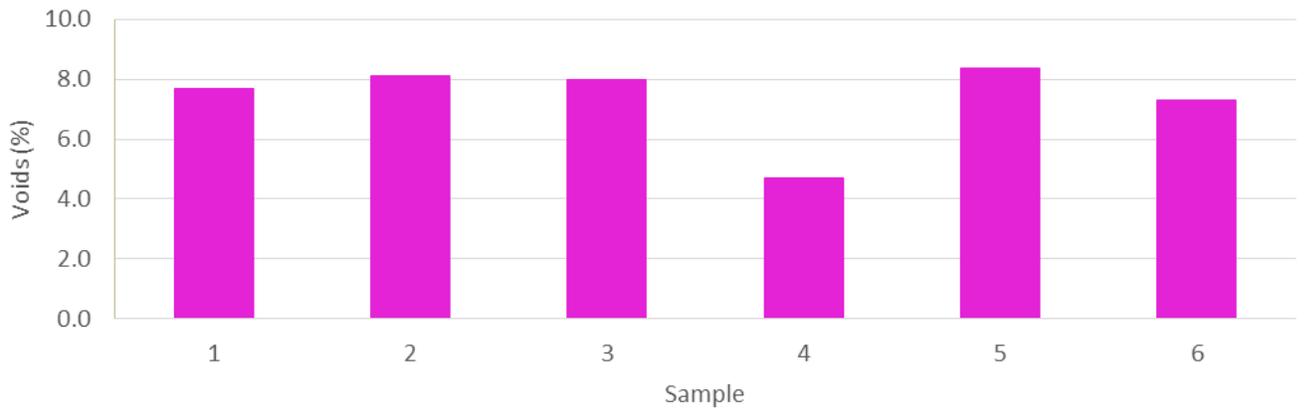


Figure A-26. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau SWF40-1

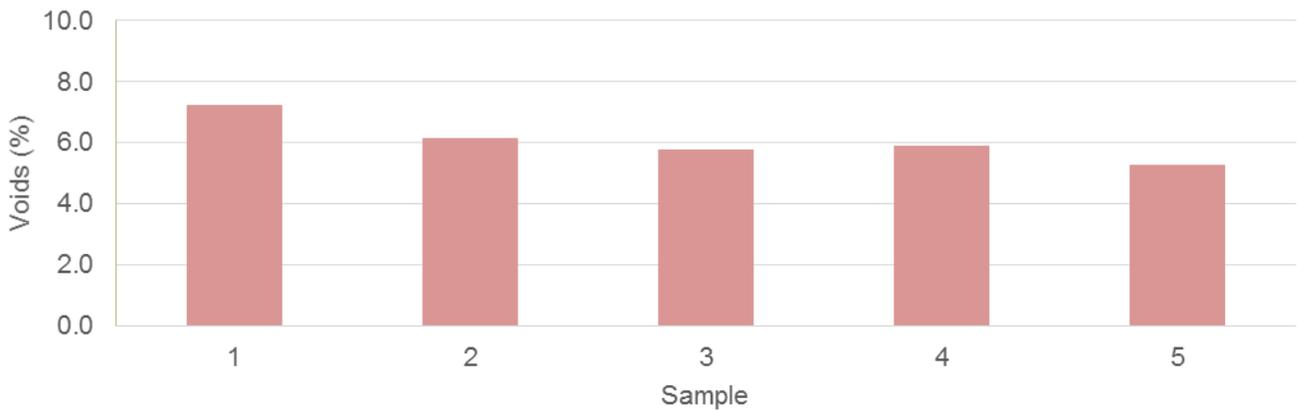


Figure A-27. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LWF40-2

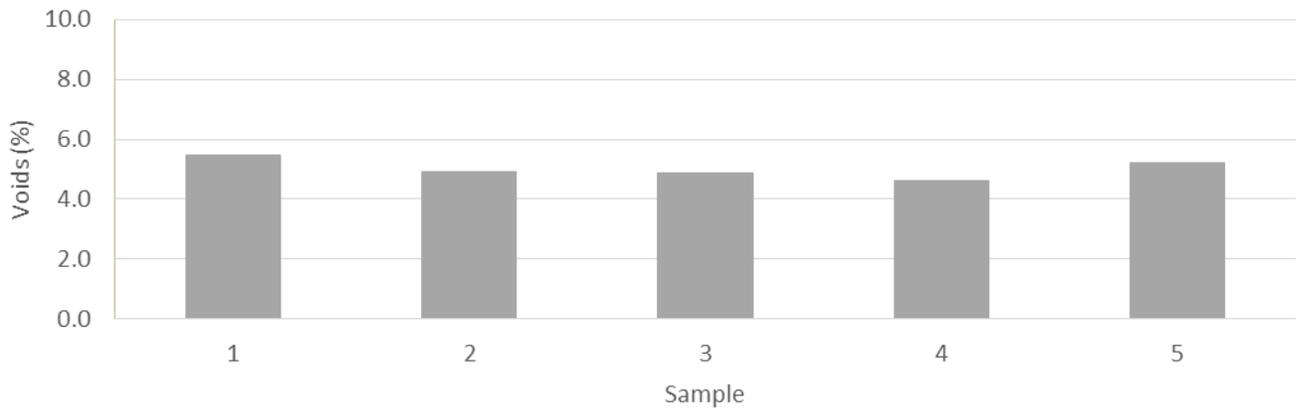


Figure A-28. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau LWF70-1

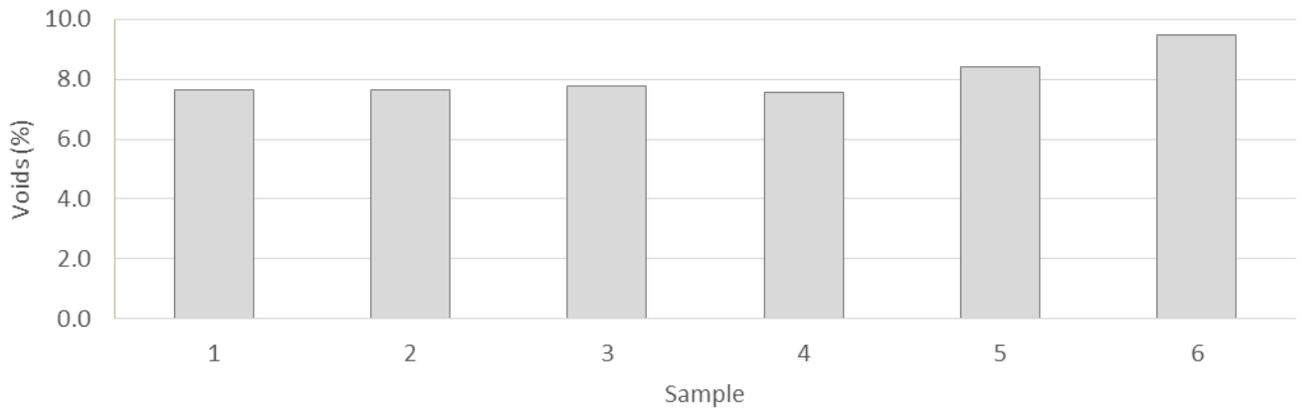


Figure A-29. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 2 du matériau SWF70-1

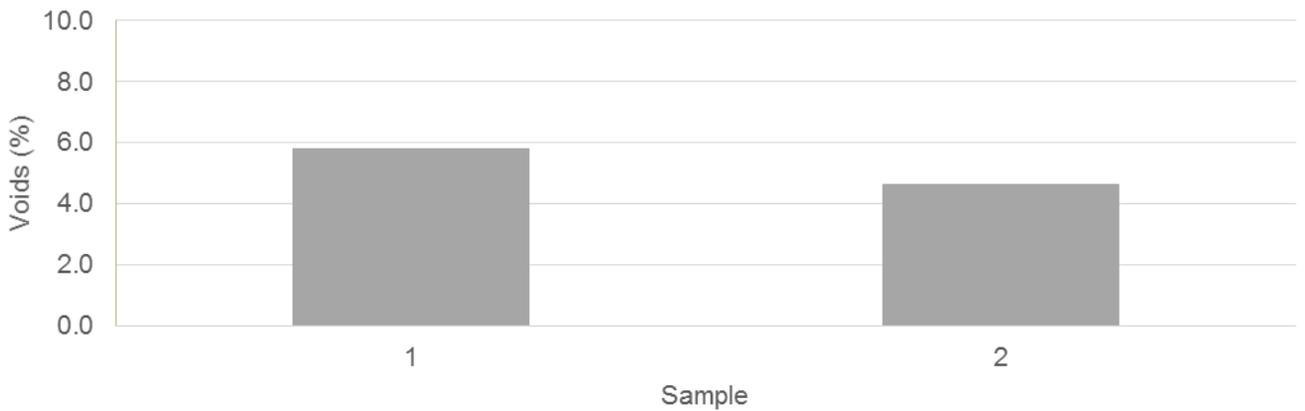


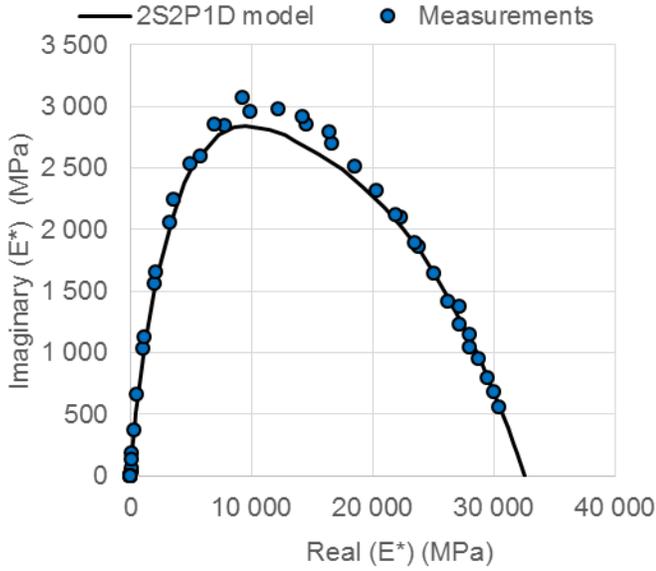
Figure A-30. Teneur en vides des échantillons plaque numéro 1 du matériau LWF70-3

B. ANNEXE

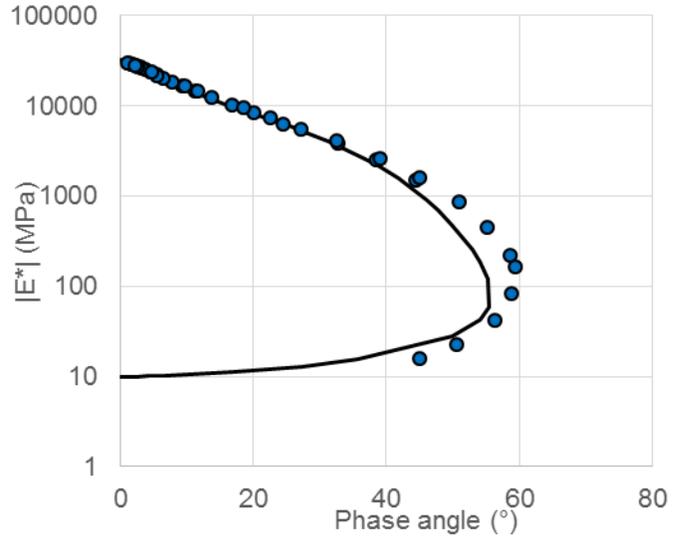
Simulations modèle

2S2P1D et résultats des essais de module complexe

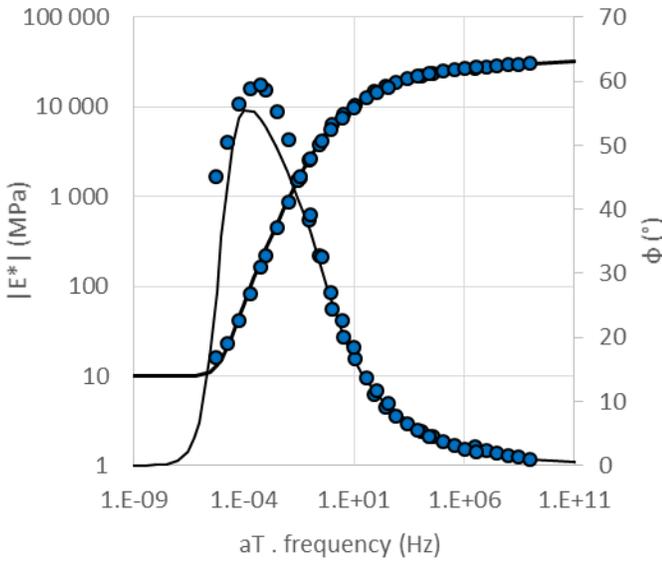
B.1 Modèle 2S2P1D des échantillons testés



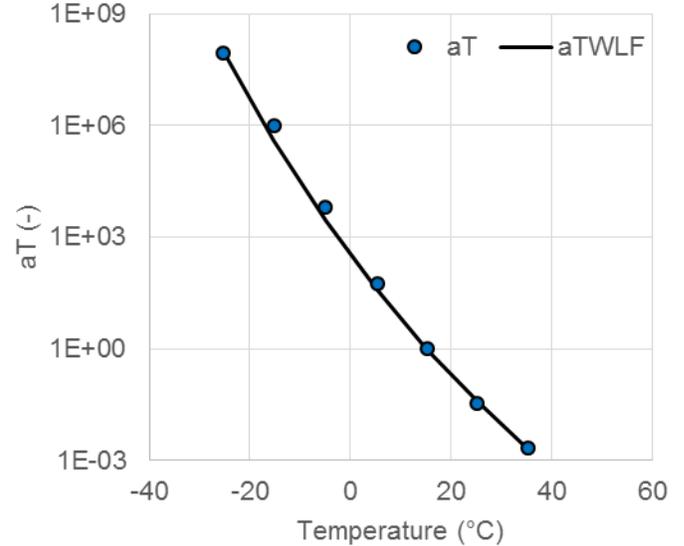
a)



b)

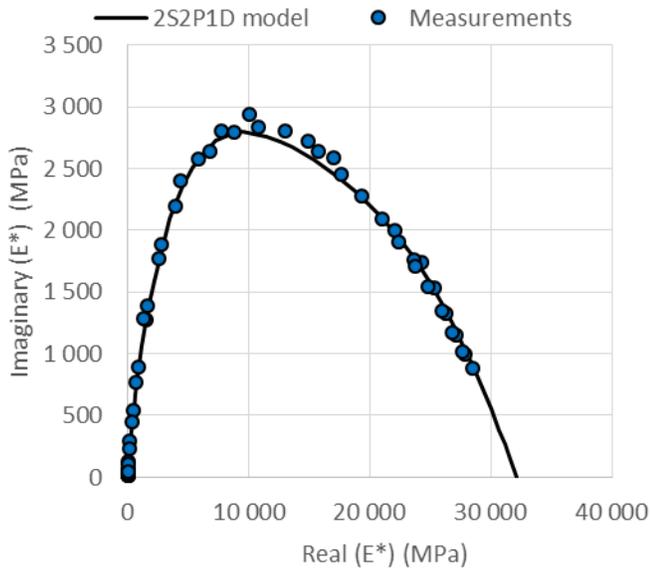


c)

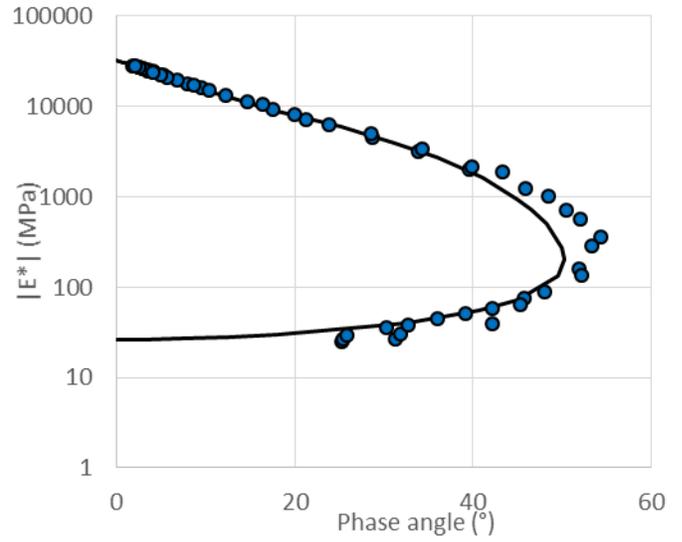


d)

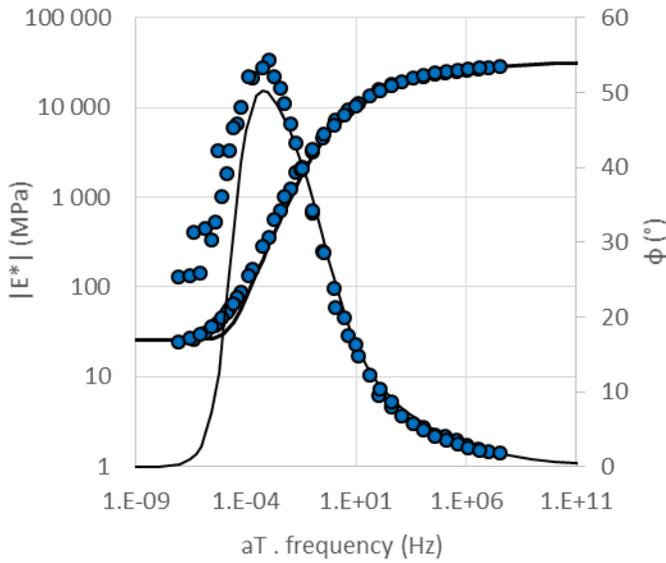
Figure B-1. Echantillon LH0-0-1-6 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



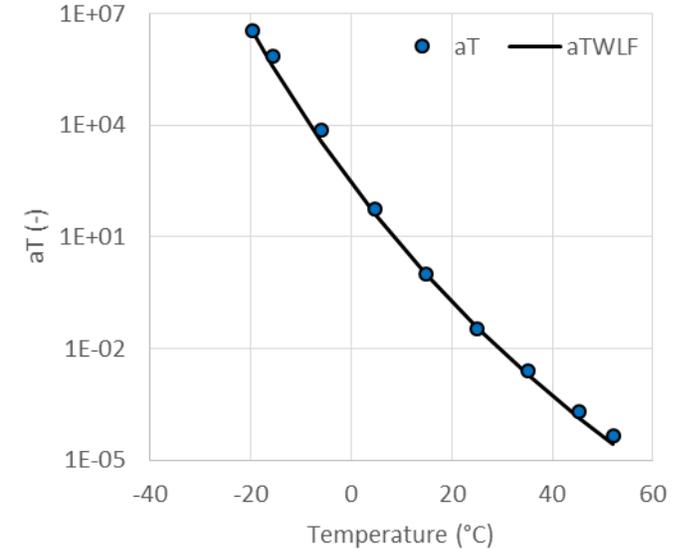
a)



b)

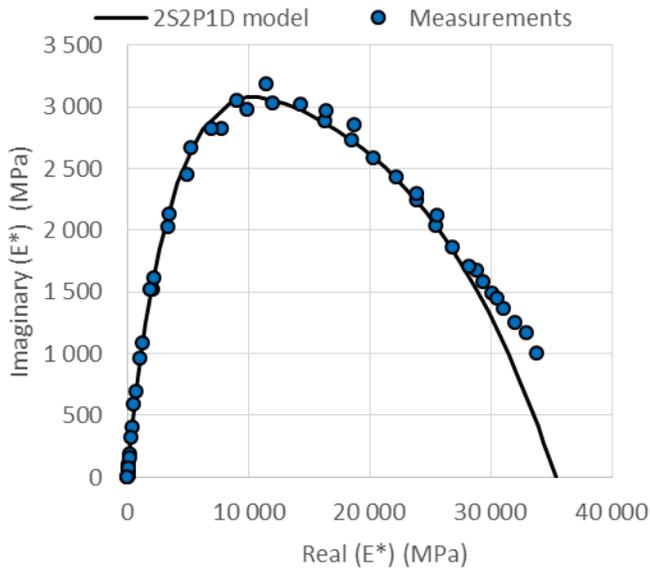


c)

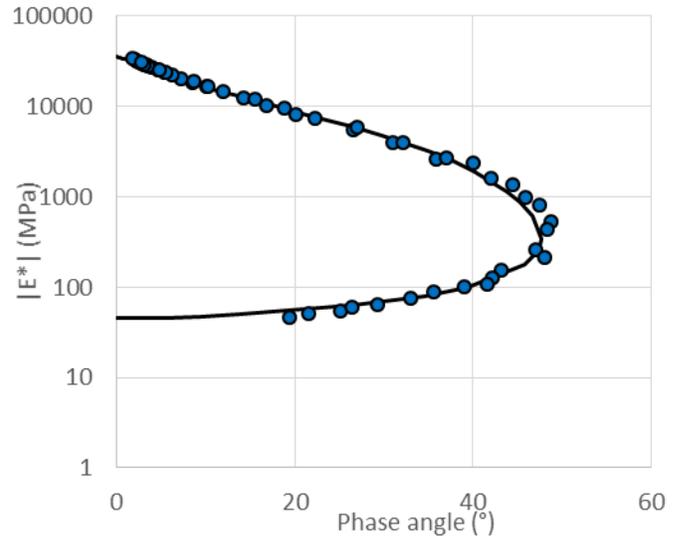


d)

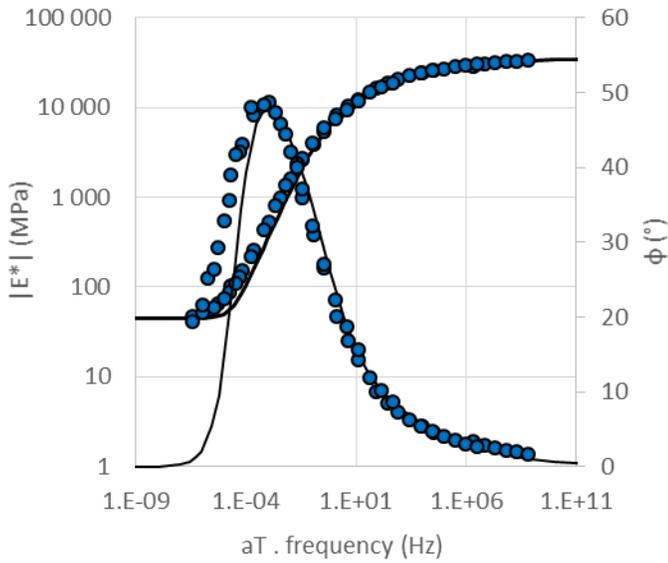
Figure B-2. Echantillon LH0-0-1-7 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



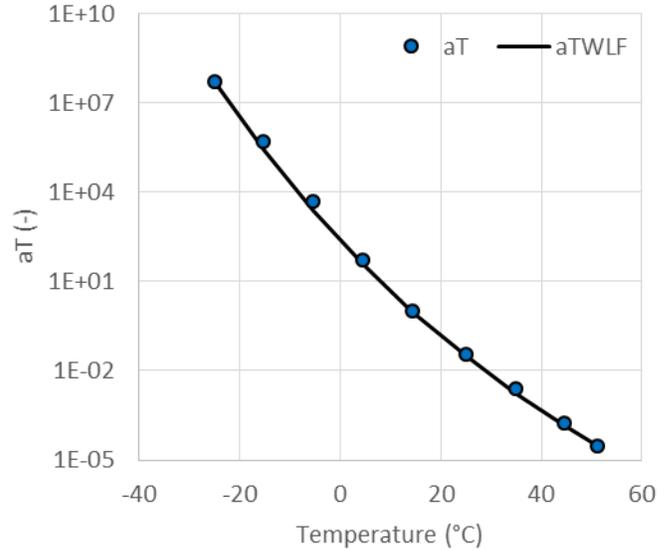
a)



b)

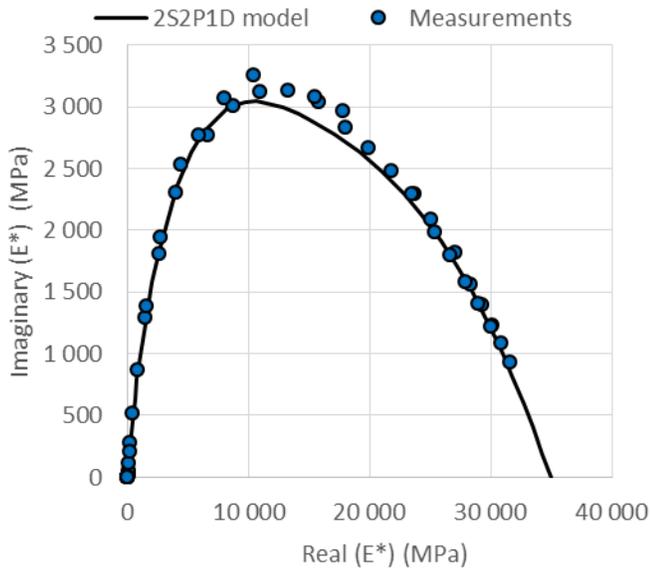


c)

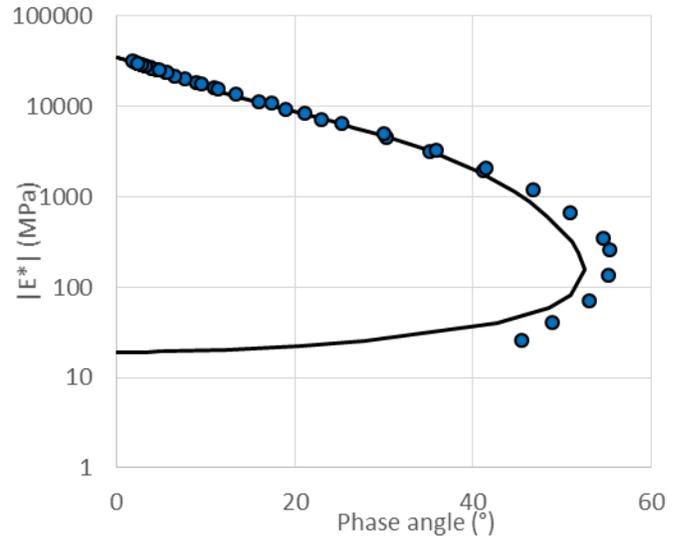


d)

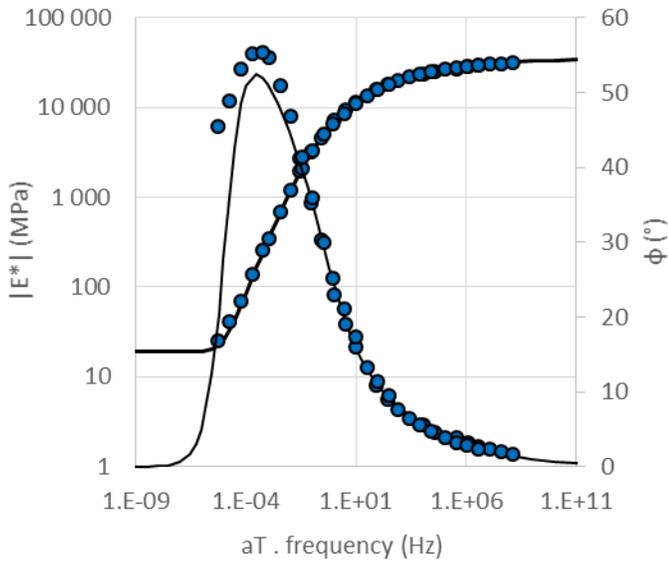
Figure B-3. Echantillon LH40-1-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



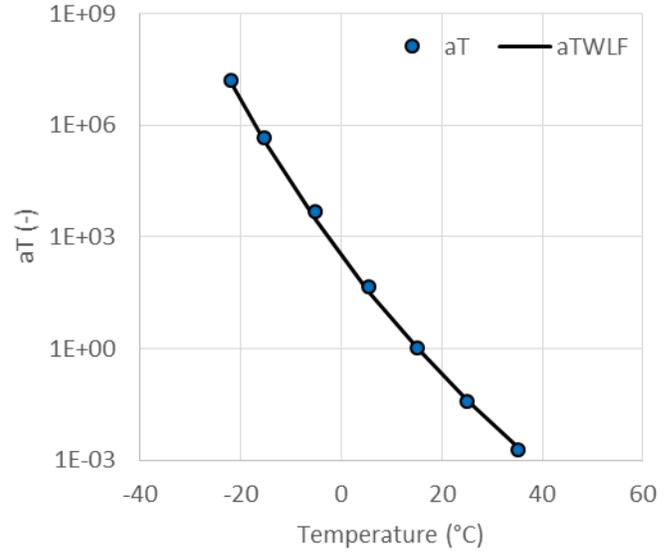
a)



b)

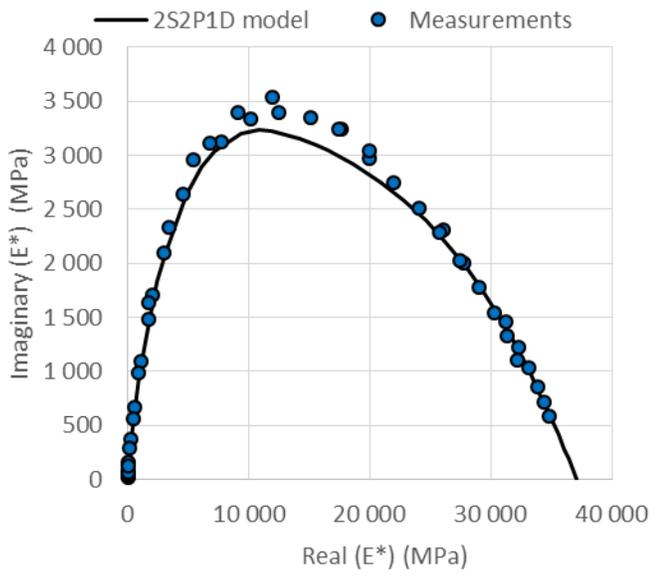


c)

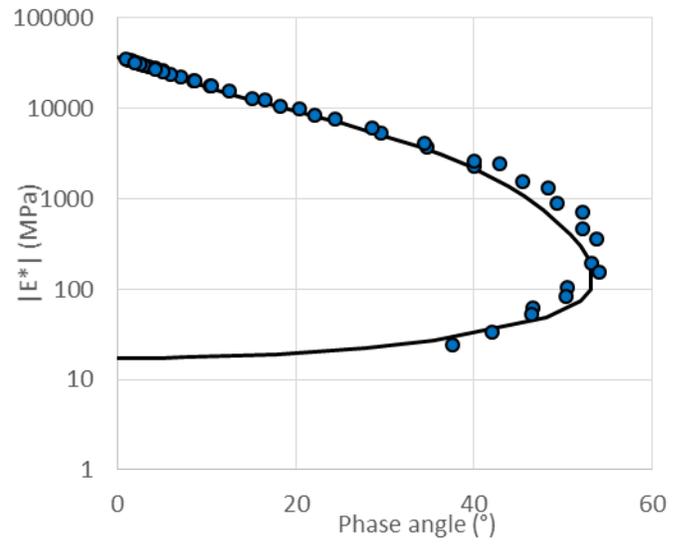


d)

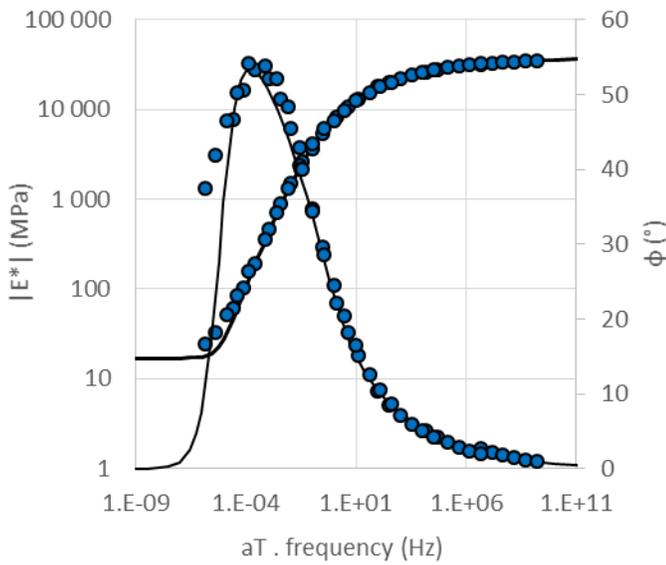
Figure B-4. Echantillon LH40-1-1-8 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de norme la de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



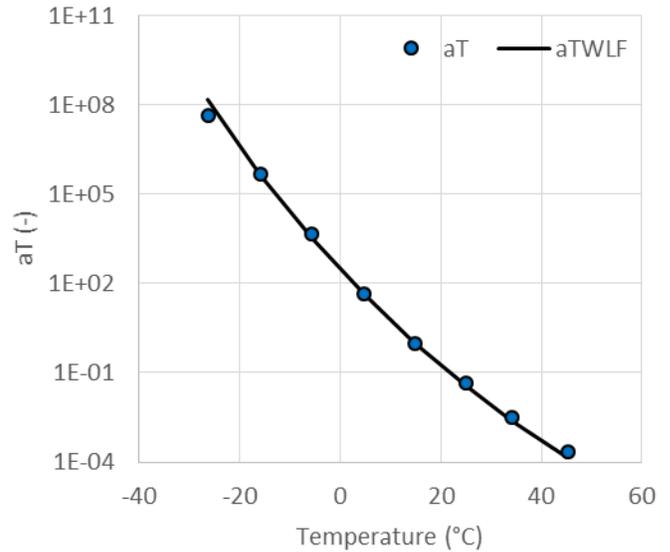
a)



b)

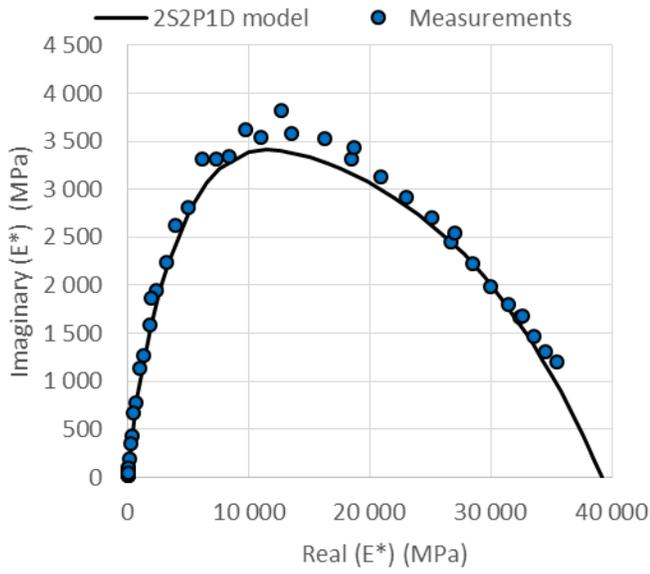


c)

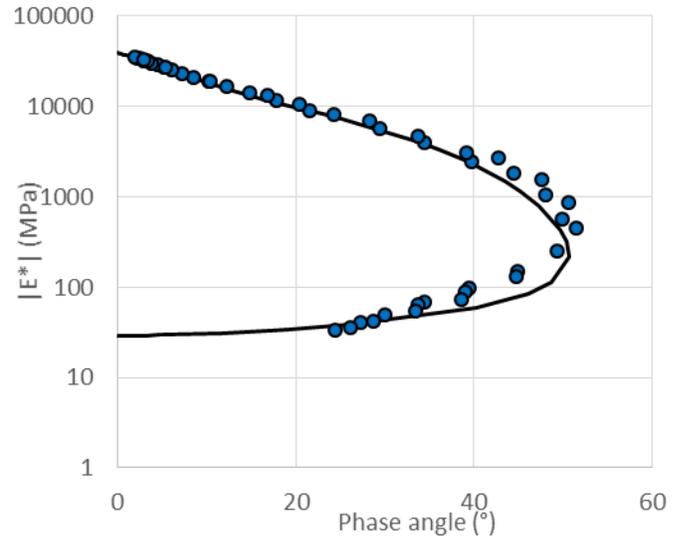


d)

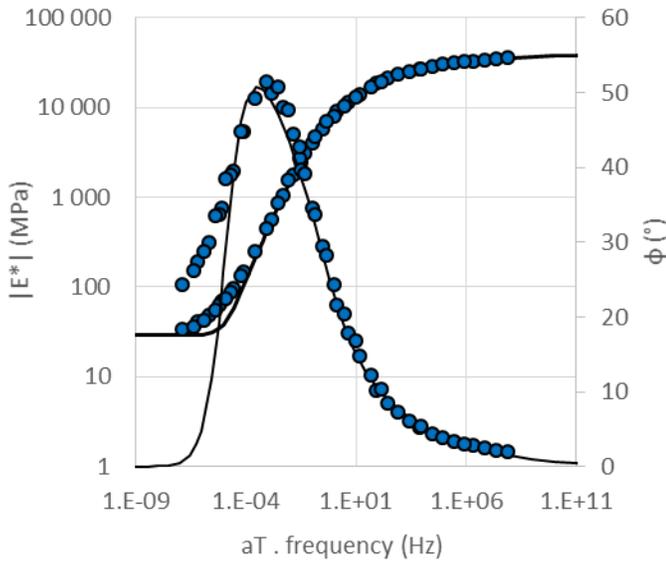
Figure B-5. Echantillon SH40-1-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



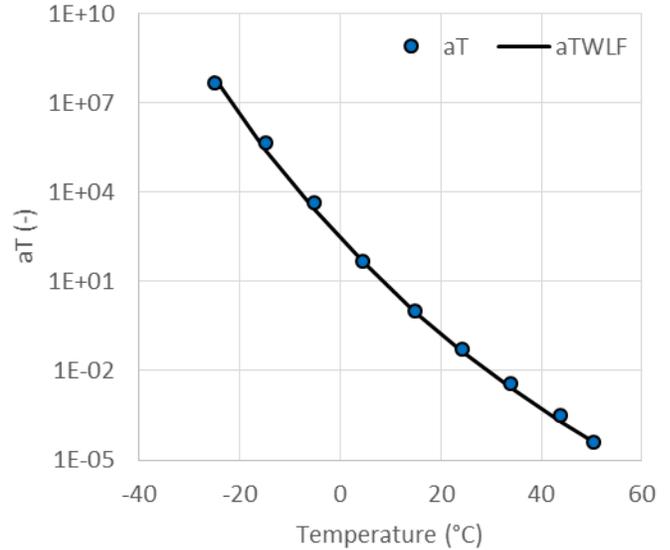
a)



b)

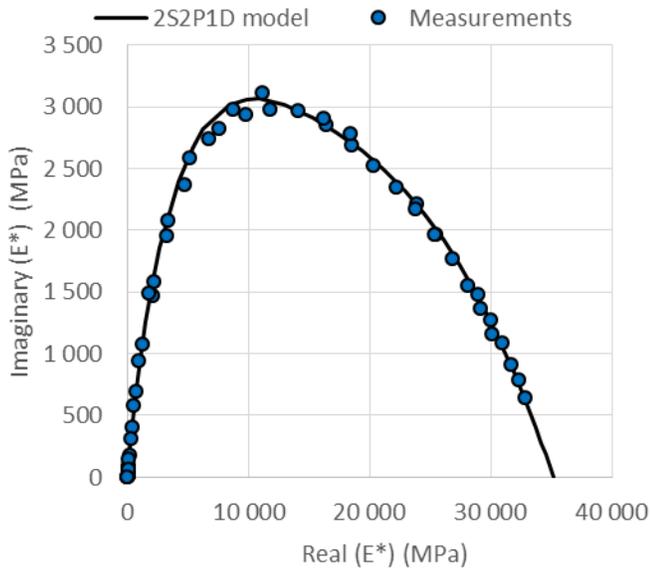


c)

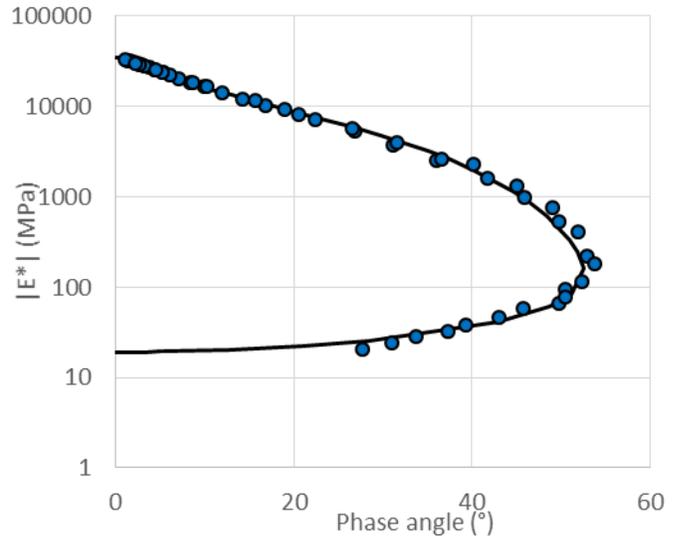


d)

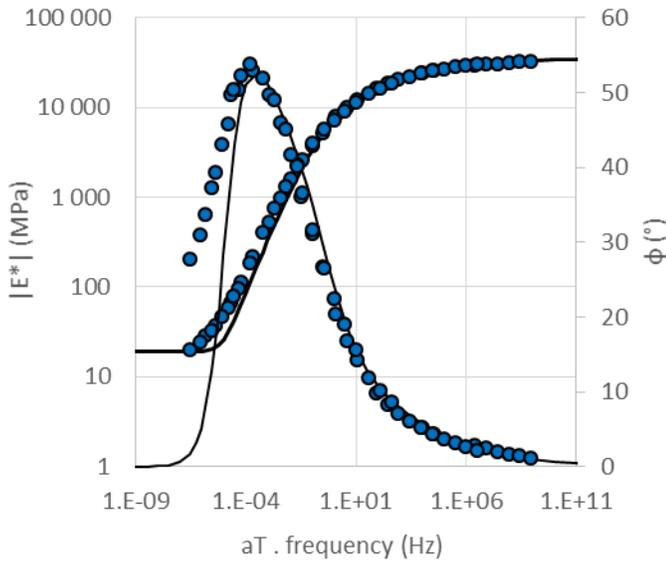
Figure B-6. Echantillon SH40-1-1-7 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



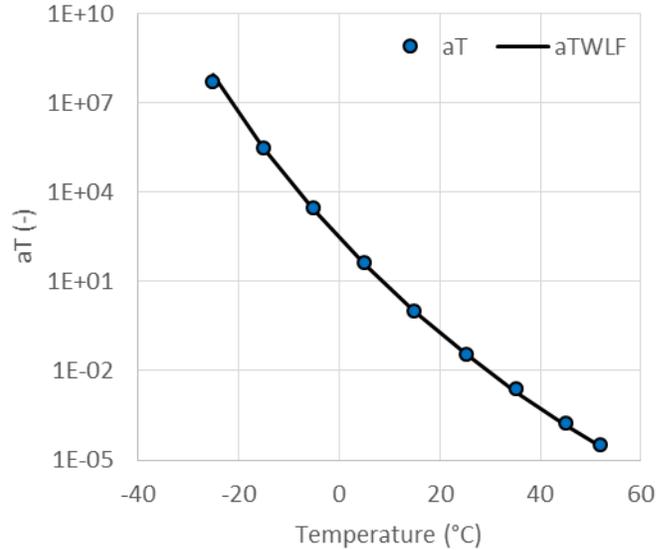
a)



b)

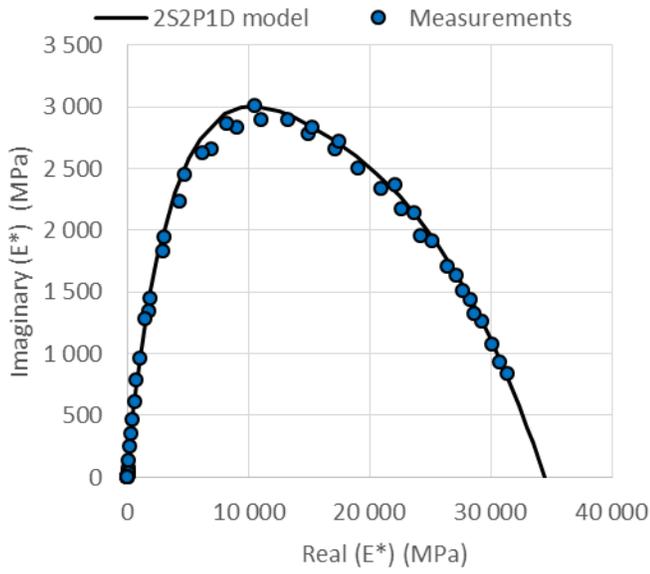


c)

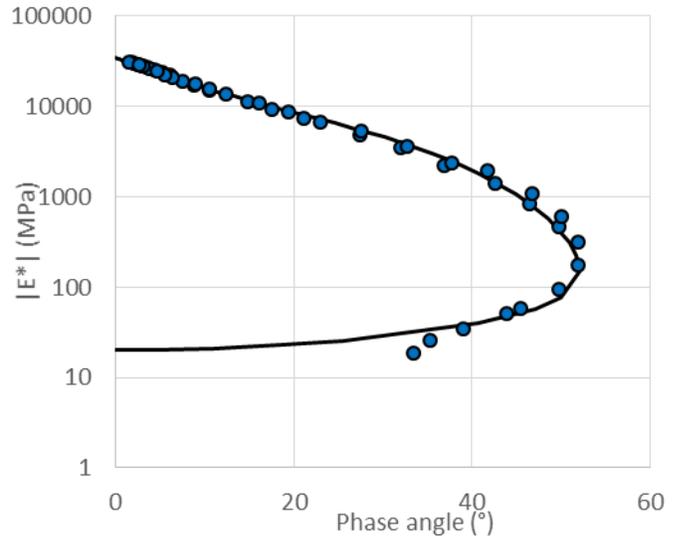


d)

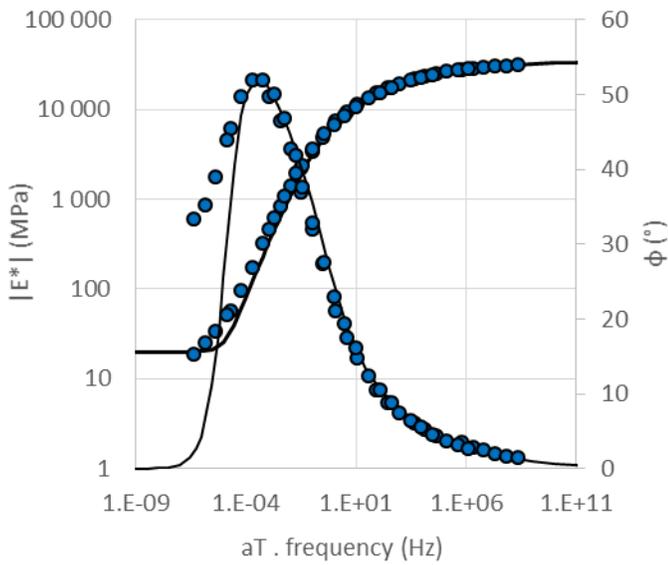
Figure B-7. Echantillon LH40-2-1-7 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



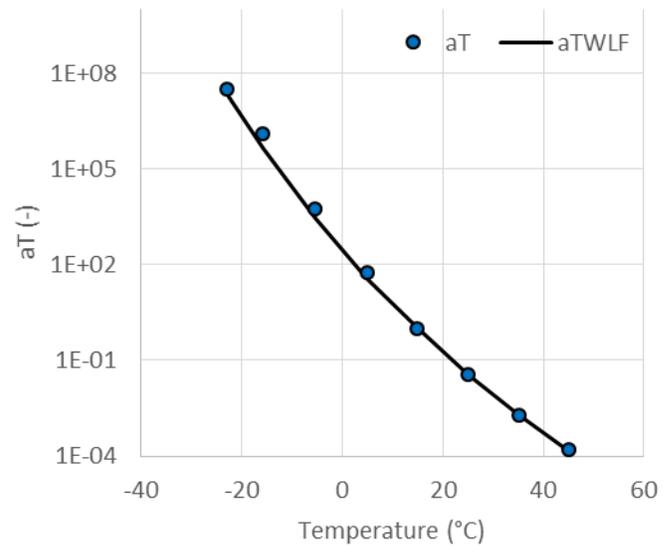
a)



b)

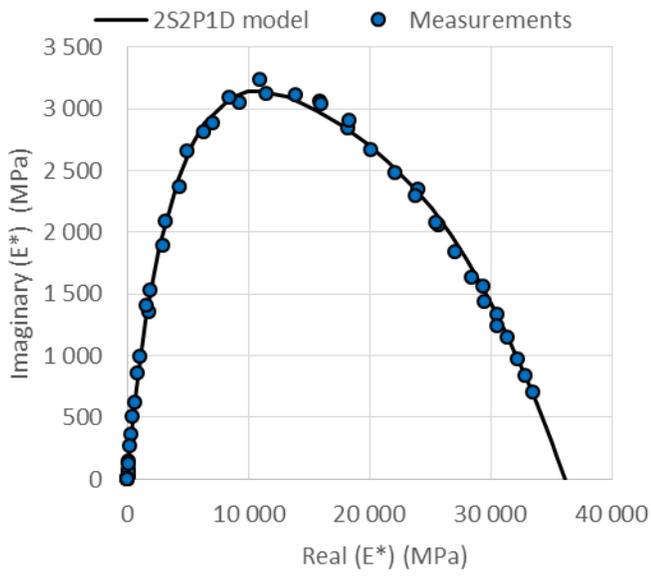


c)

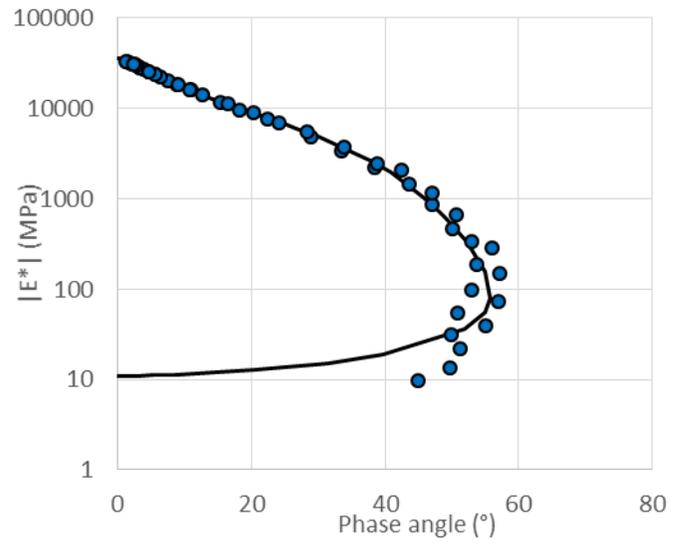


d)

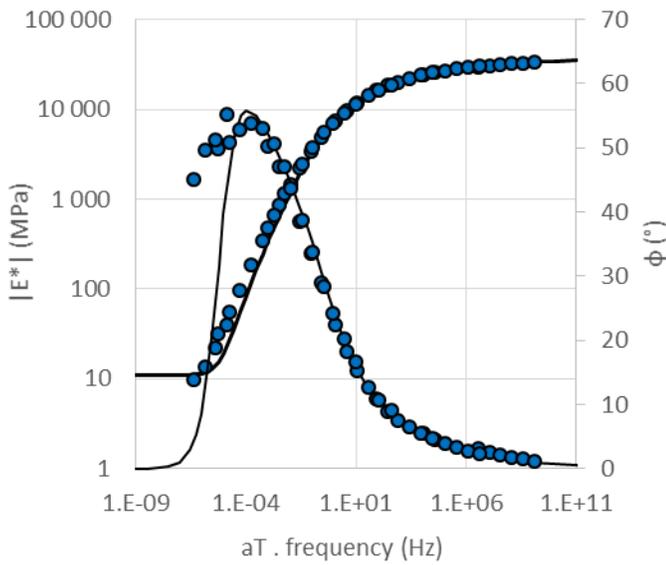
Figure B-8. Echantillon LH40-2-1-8 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



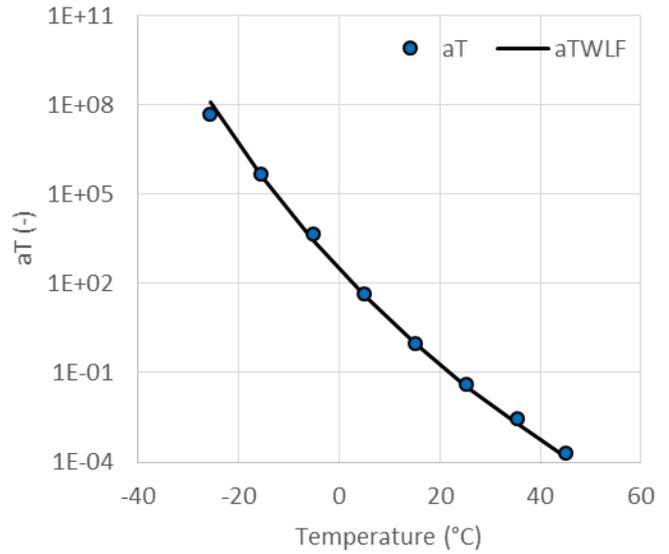
a)



b)

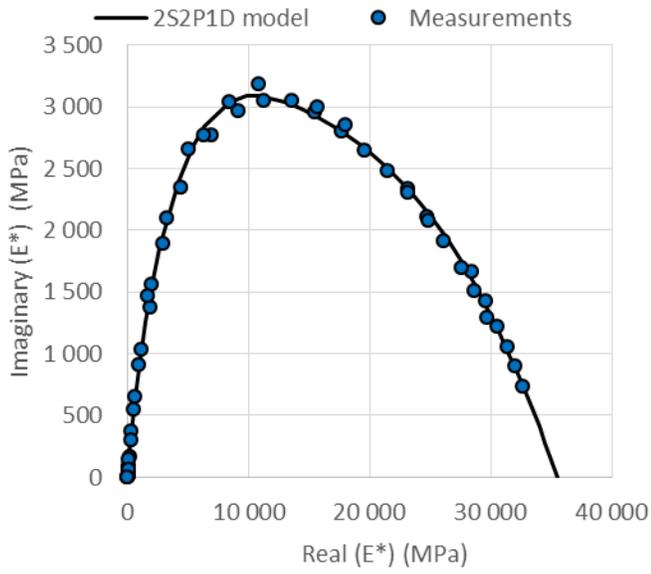


c)

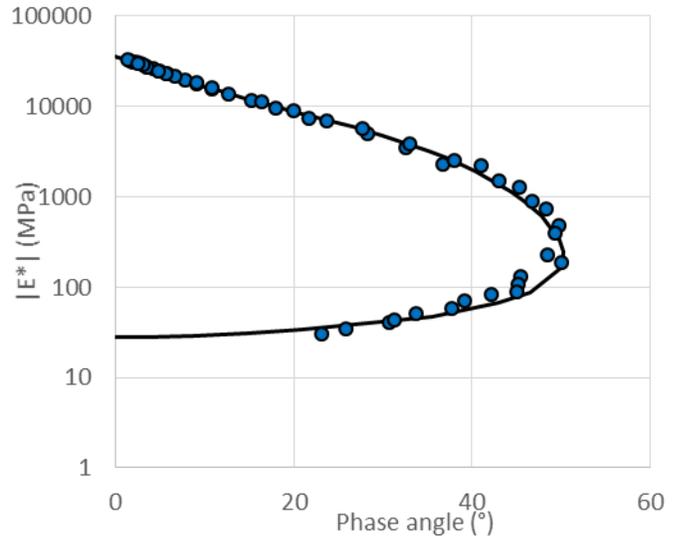


d)

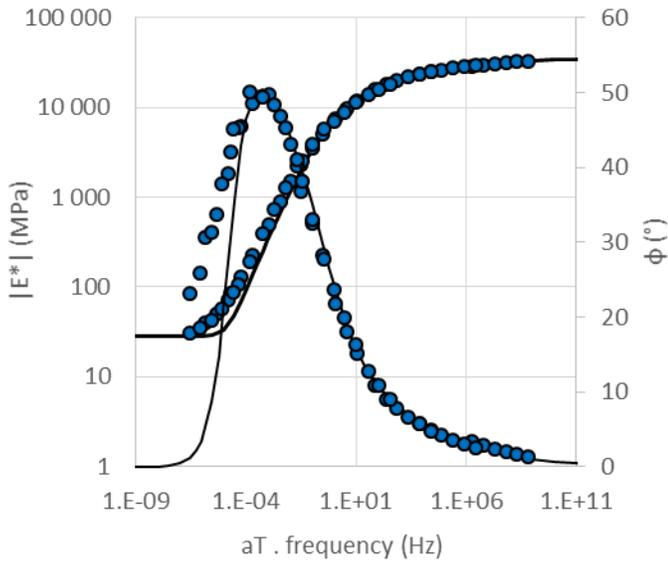
Figure B-9. Echantillon LH70-1-1-2 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



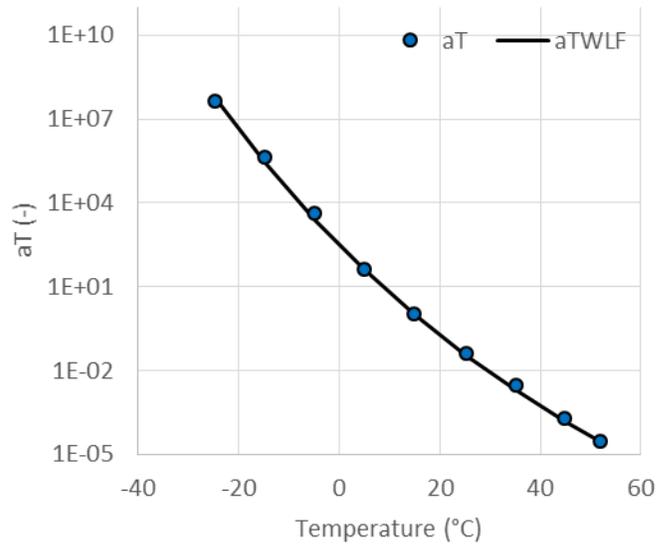
a)



b)

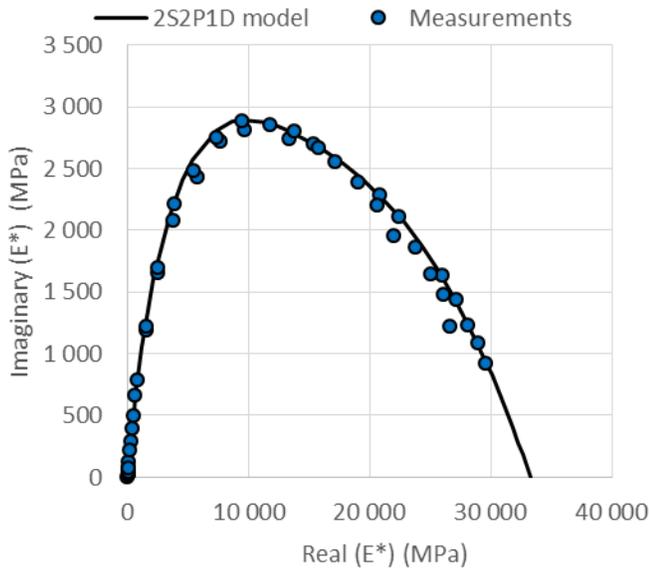


c)

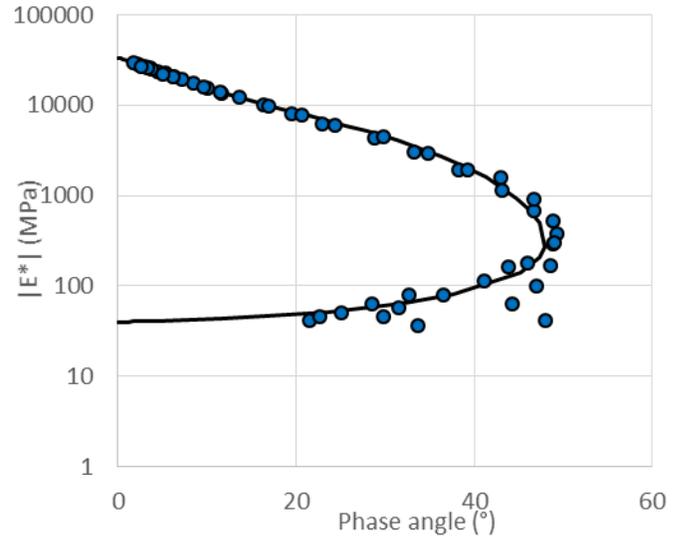


d)

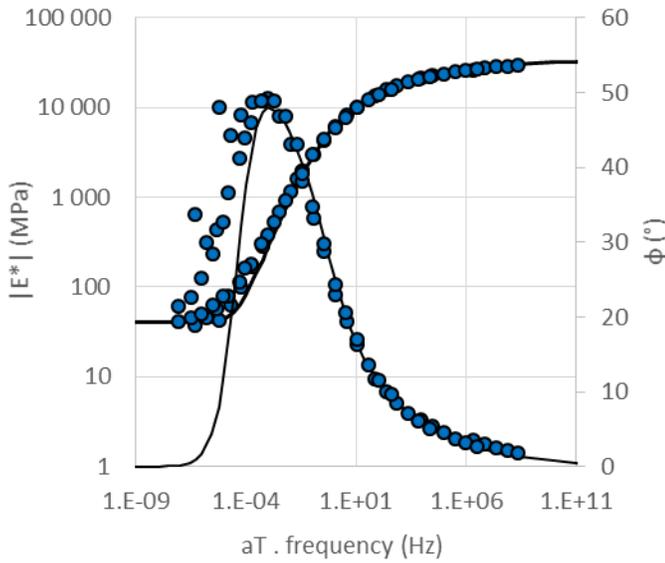
Figure B-10. Echantillon LH70-1-1-5 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



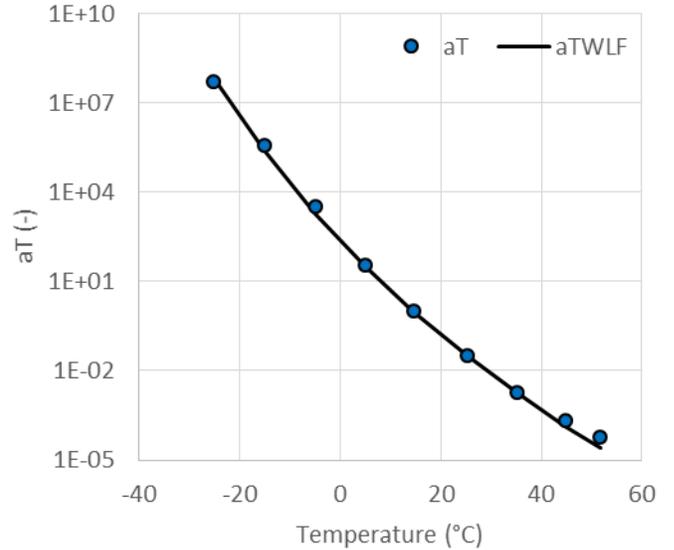
a)



b)

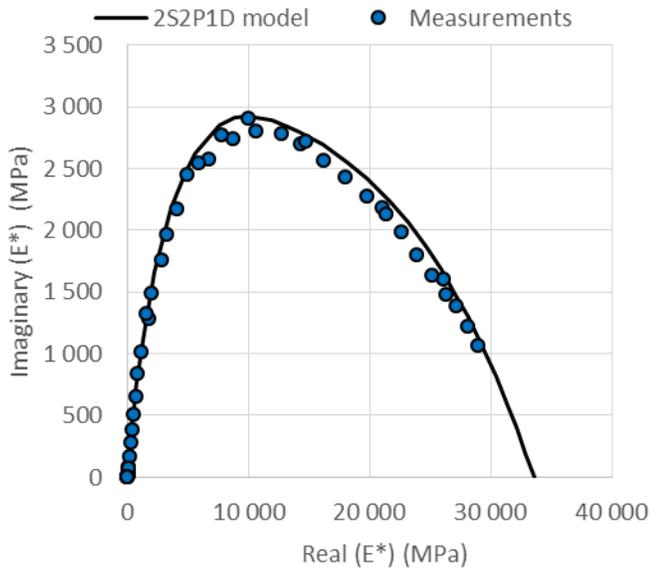


c)

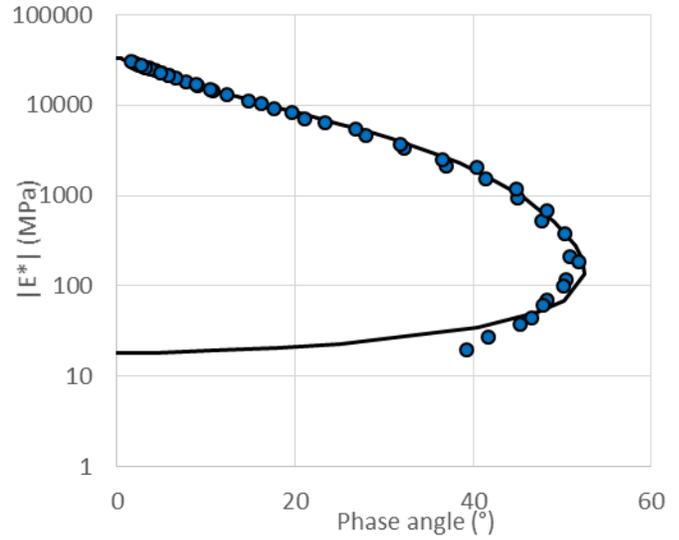


d)

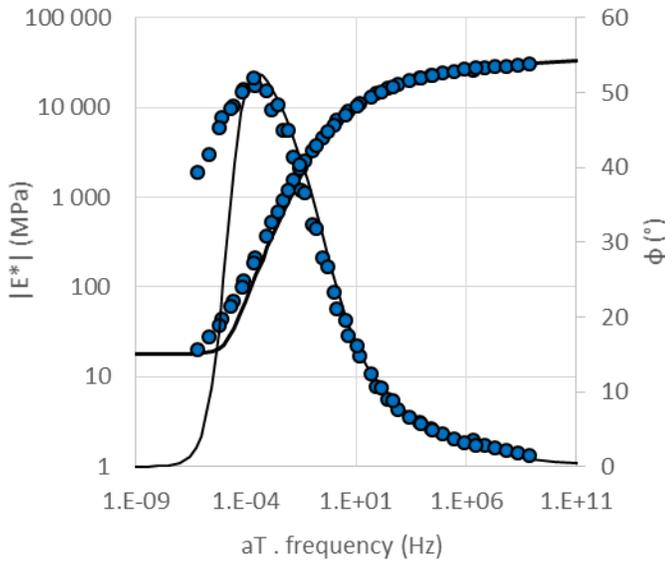
Figure B-11. Echantillon SH70-1-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



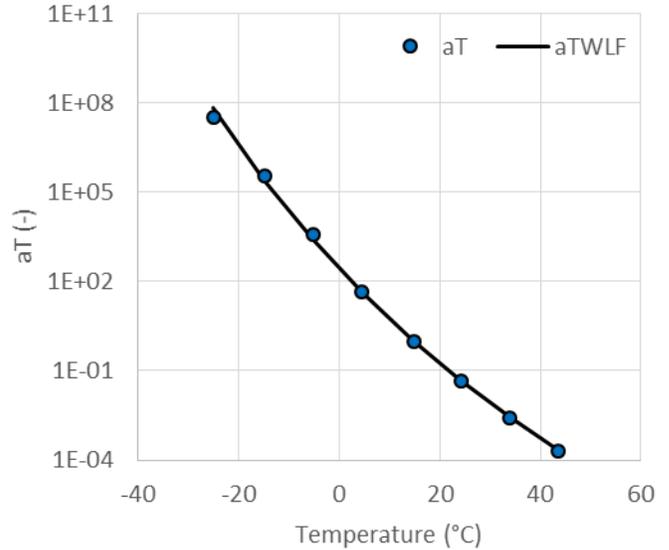
a)



b)

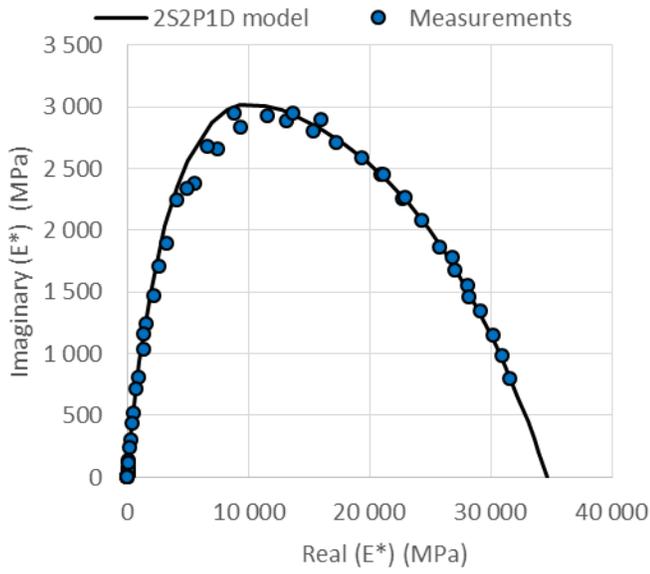


c)

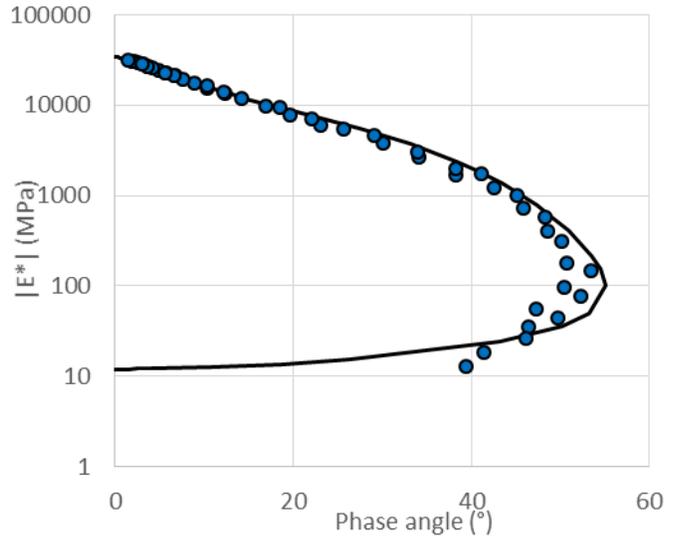


d)

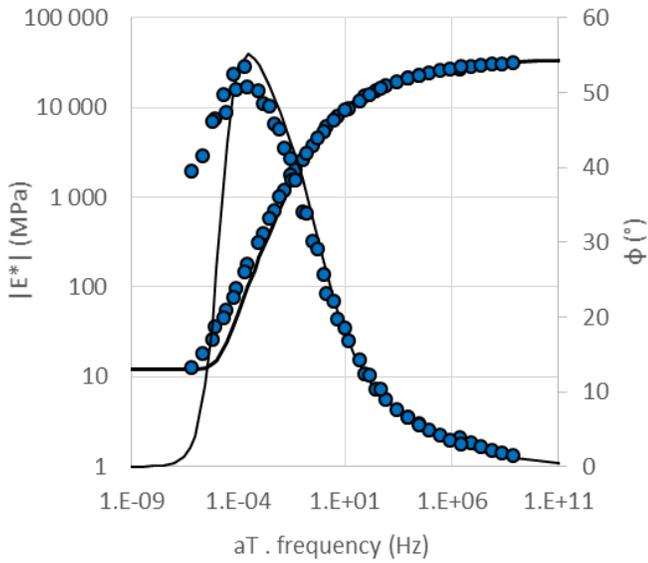
Figure B-12. Echantillon SH70-1-1-4 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



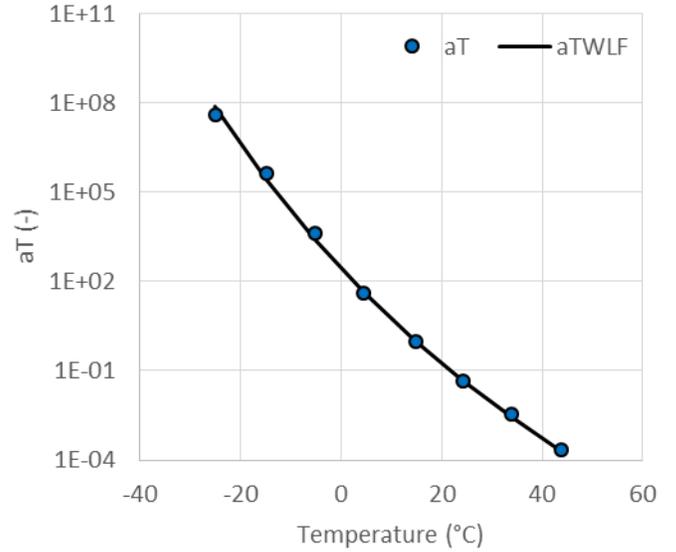
a)



b)

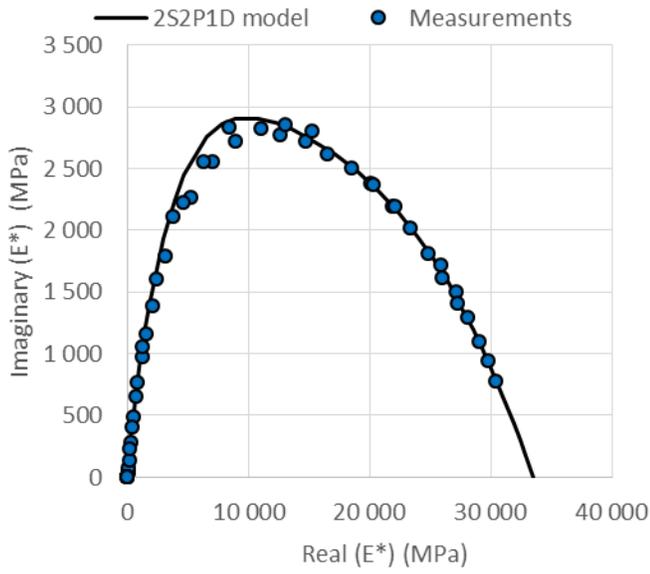


c)

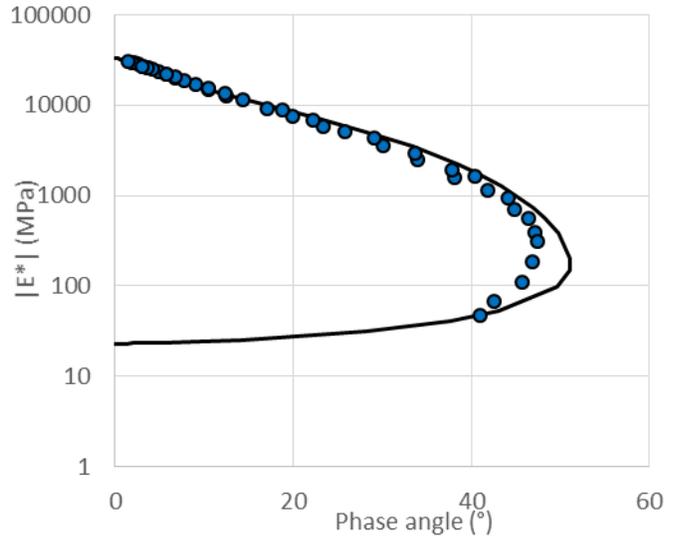


d)

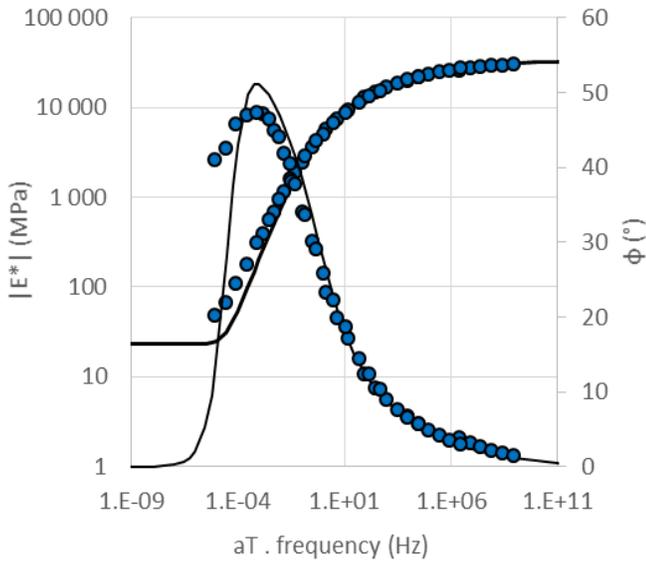
Figure B-13. Echantillon LH70-3-1-2 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



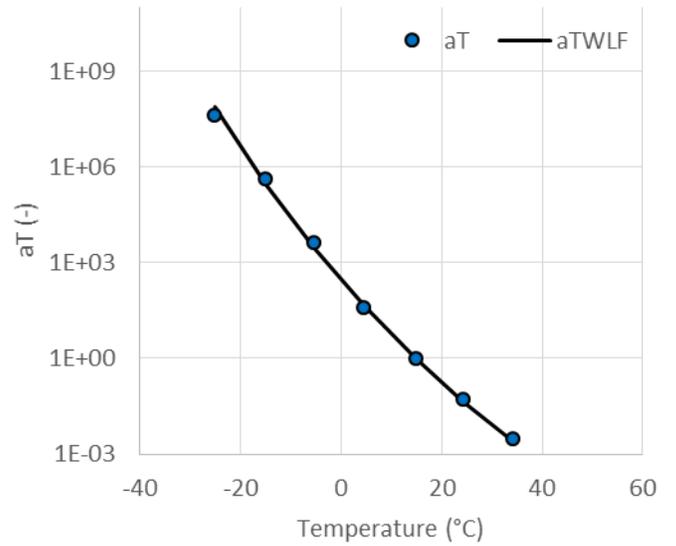
a)



b)

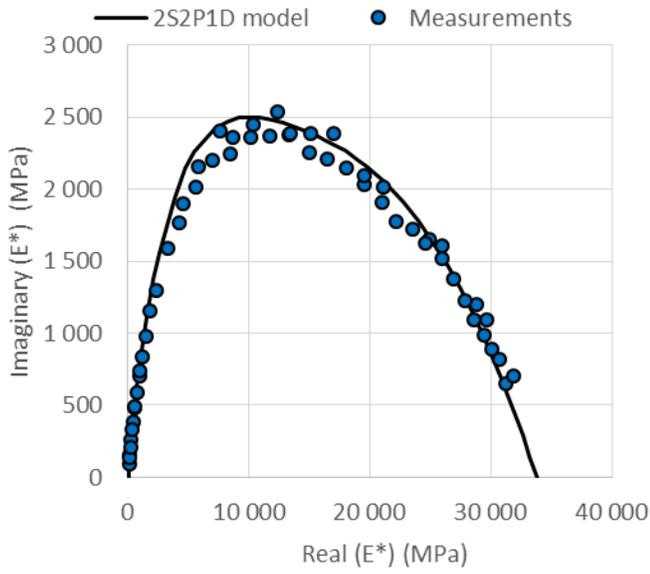


c)

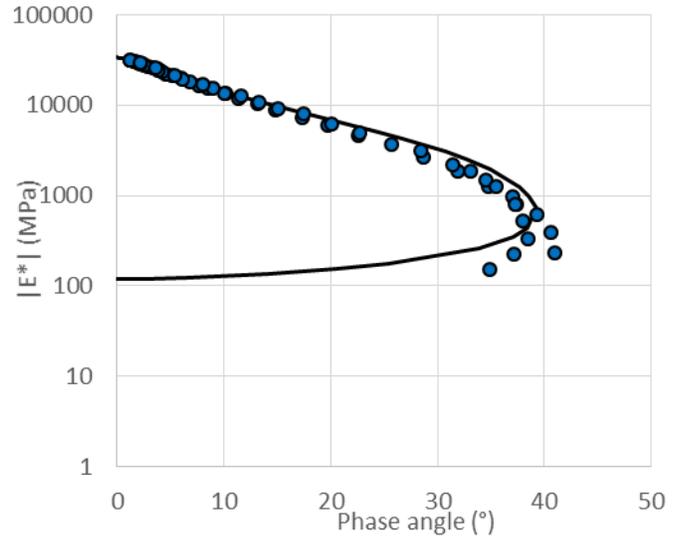


d)

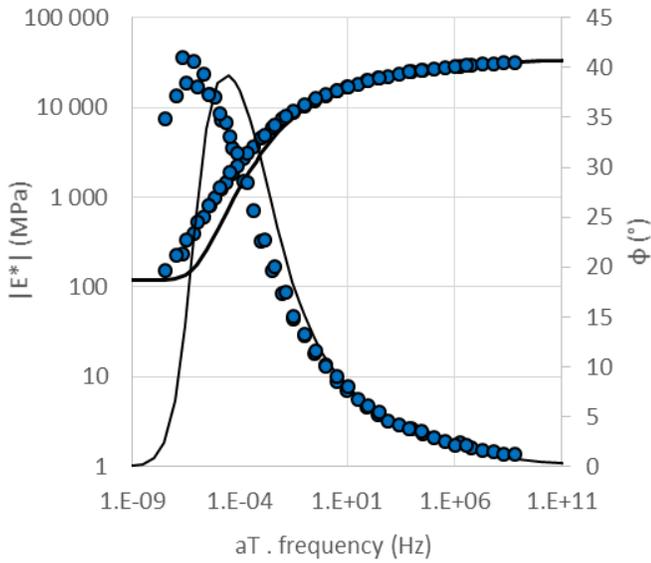
Figure B-14. Echantillon LH70-3-1-4 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}C$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



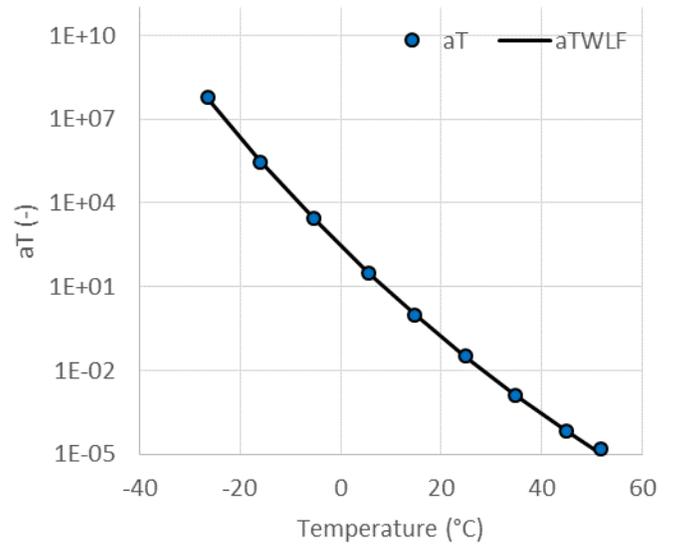
a)



b)

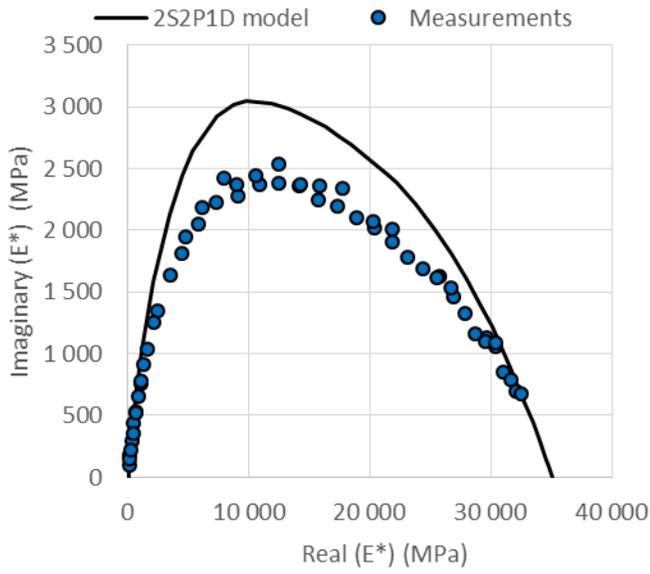


c)

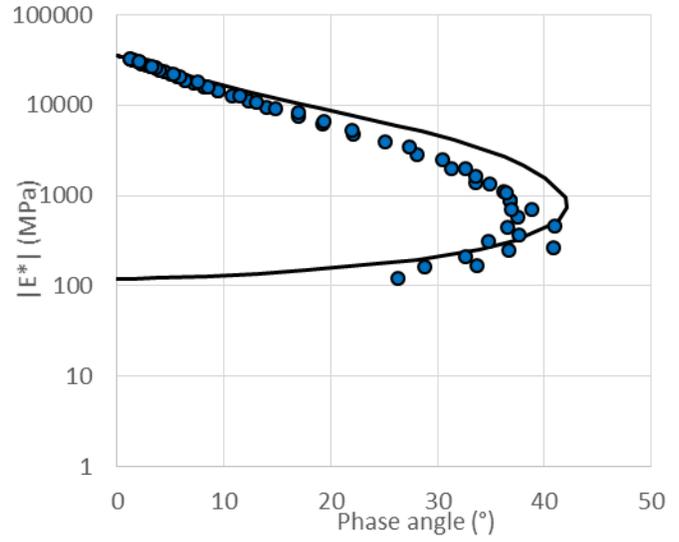


d)

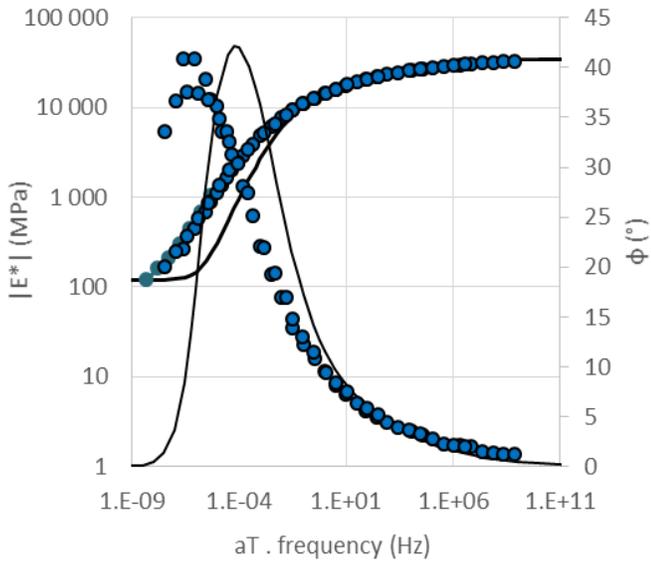
Figure B-15. Echantillon LH100-1-1-1 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



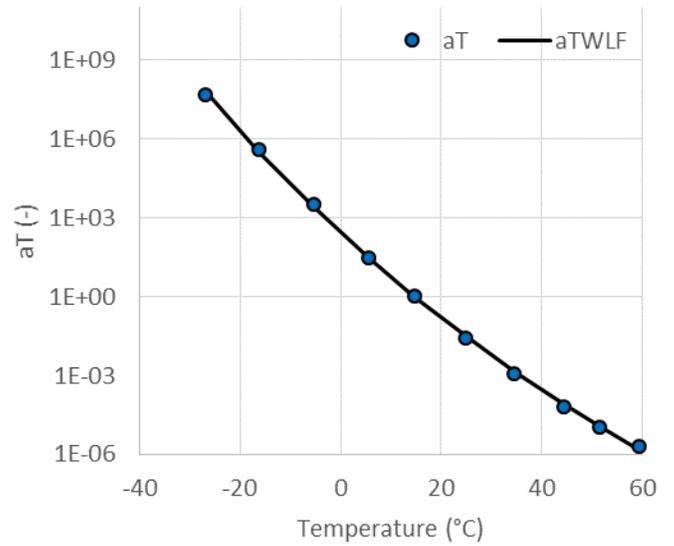
a)



b)

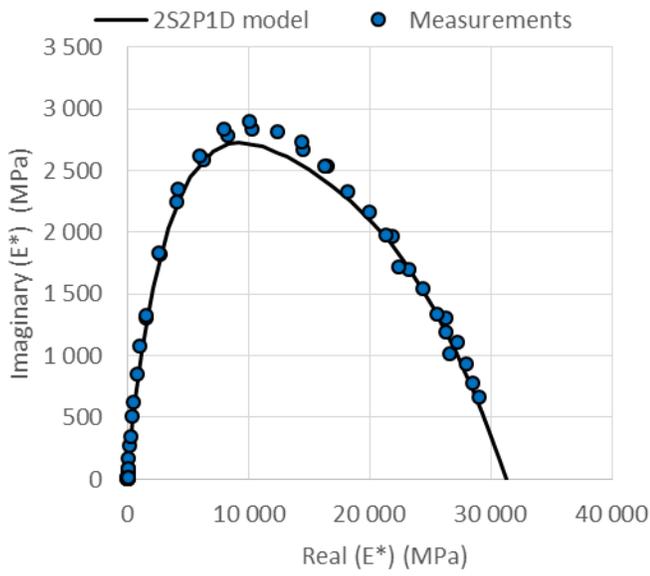


c)

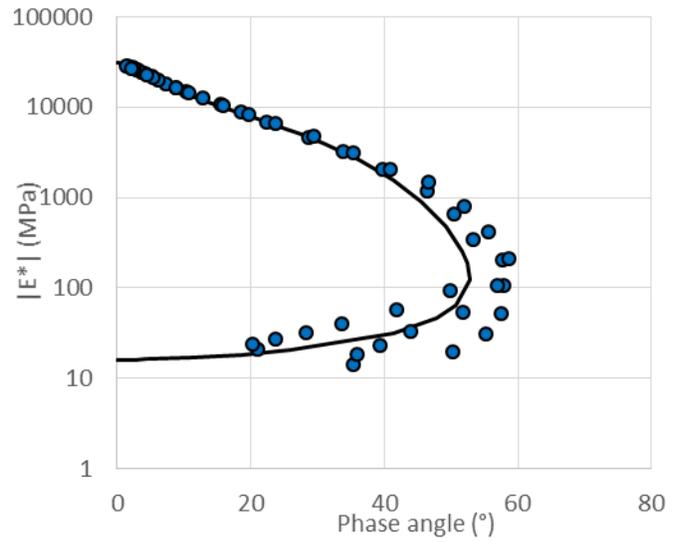


d)

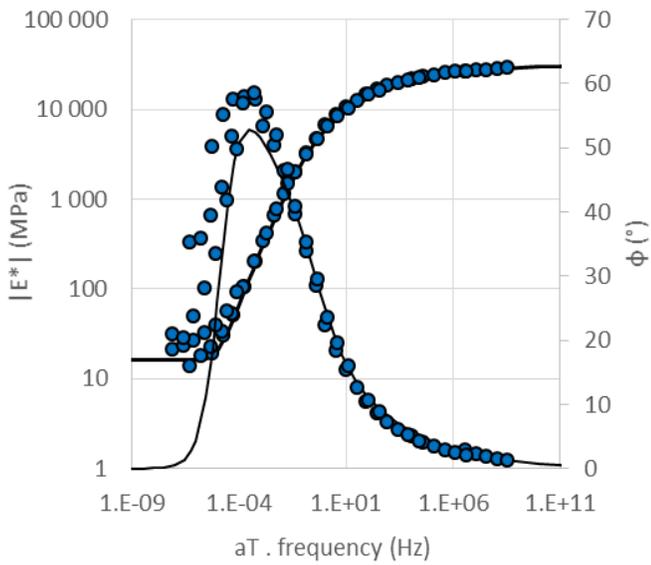
Figure B-16. Echantillon LH100-1-1-2 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



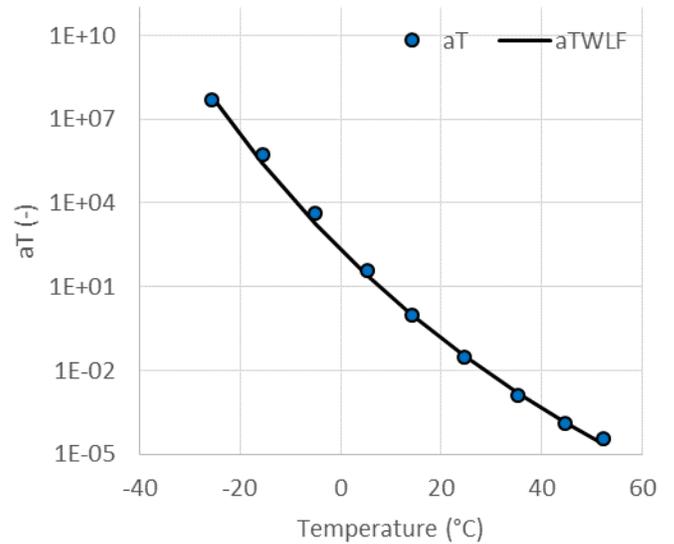
a)



b)

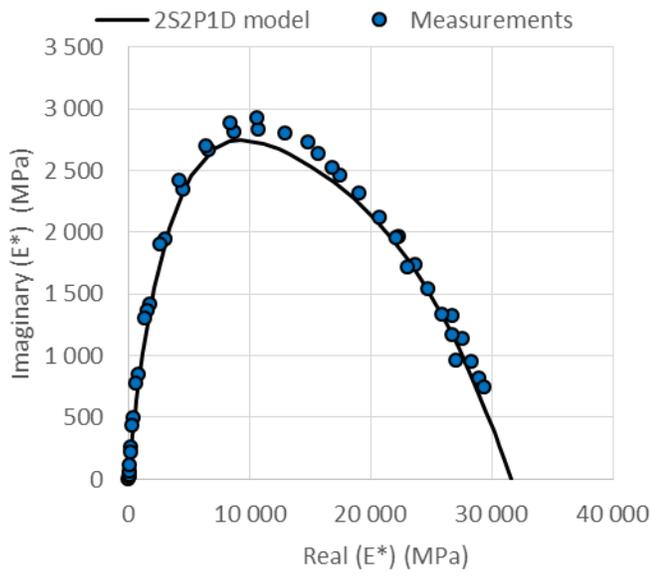


c)

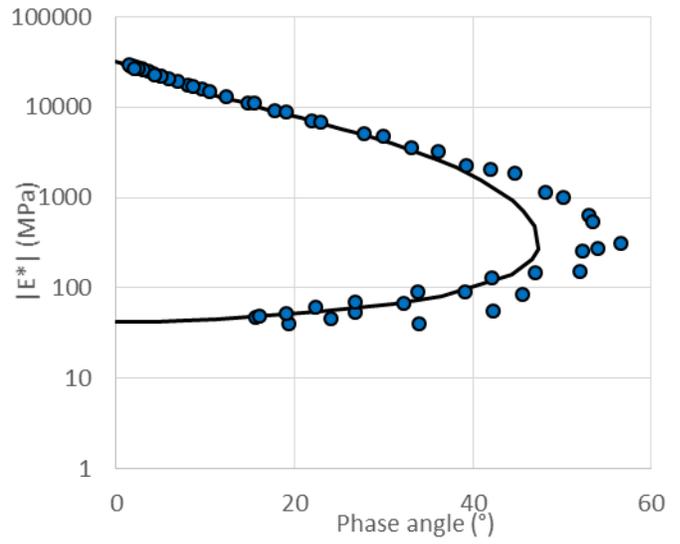


d)

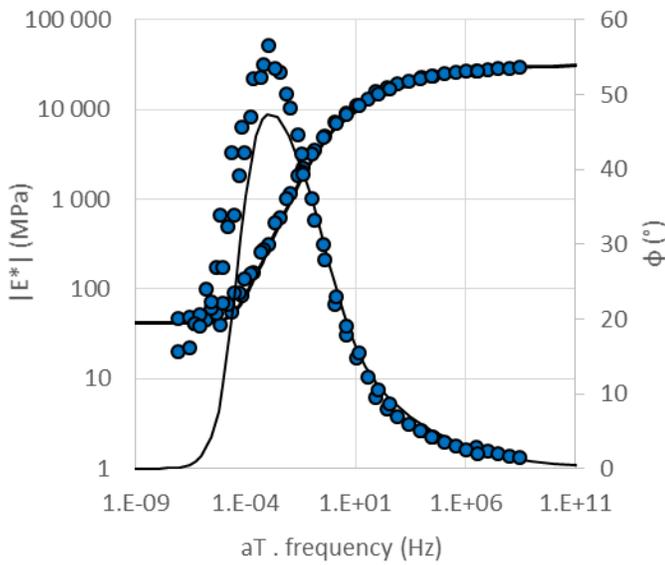
Figure B-17. Echantillon LWF0-0-1-2 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



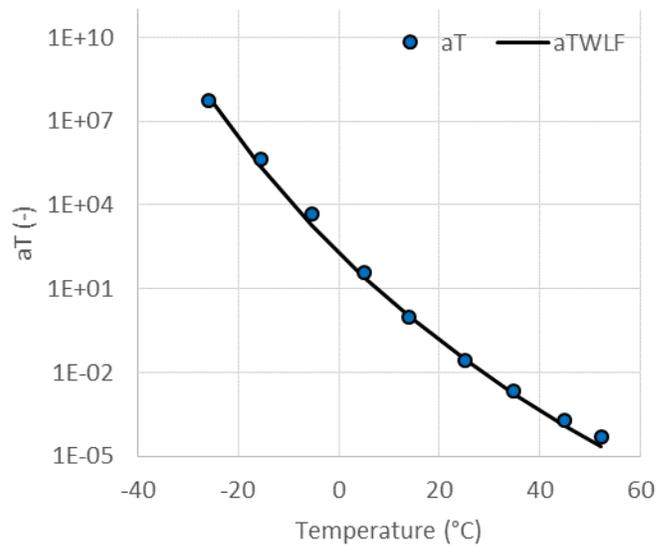
a)



b)

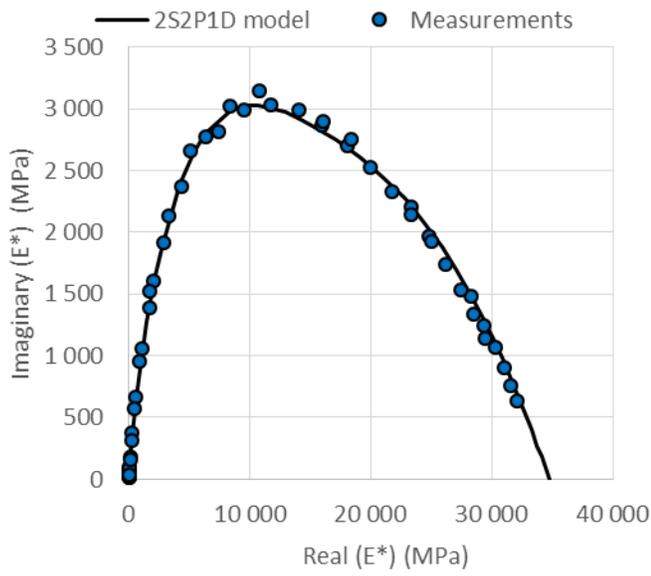


c)

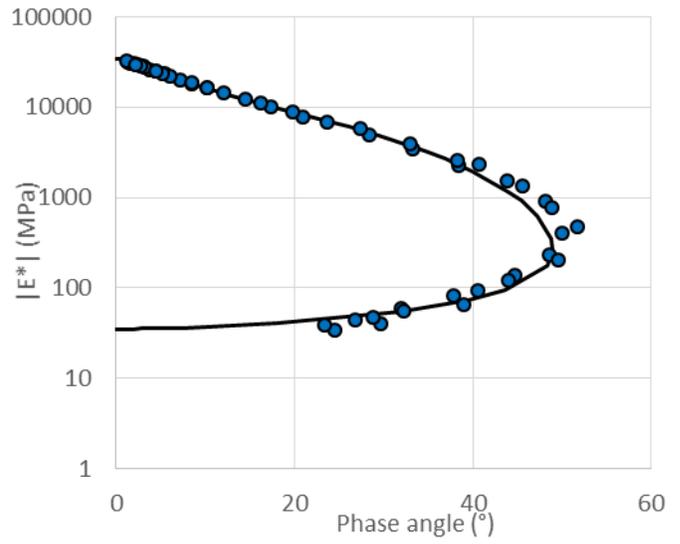


d)

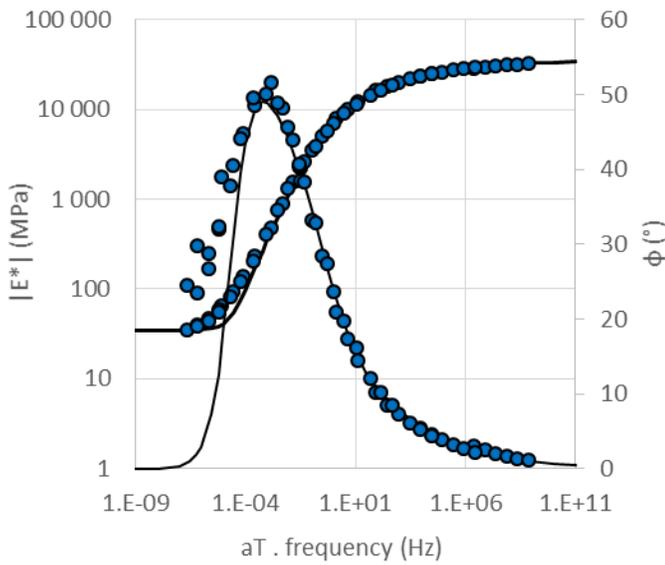
Figure B-18. Echantillon LWF0-0-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux :a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



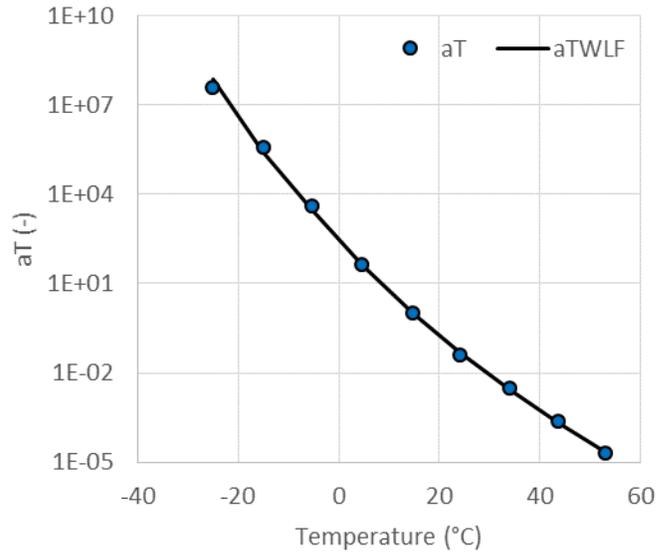
a)



b)

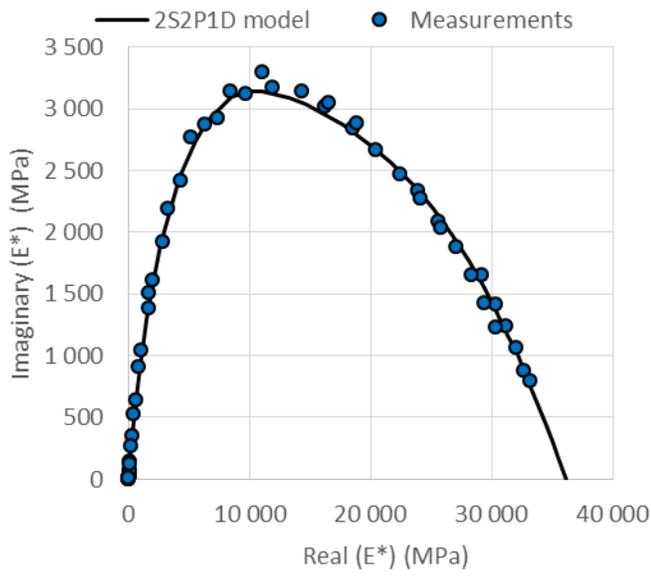


c)

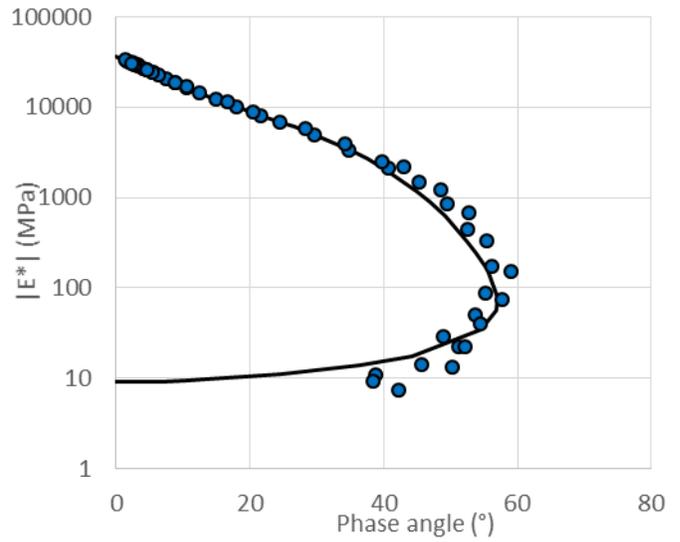


d)

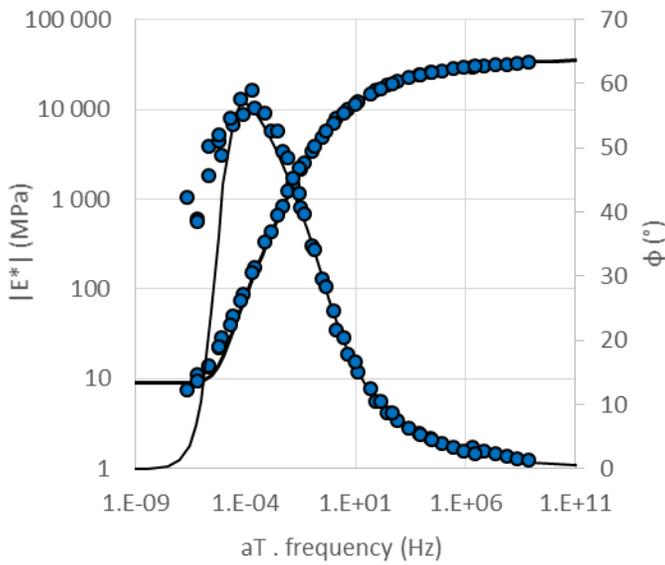
Figure B-19. Echantillon LWF40-1-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



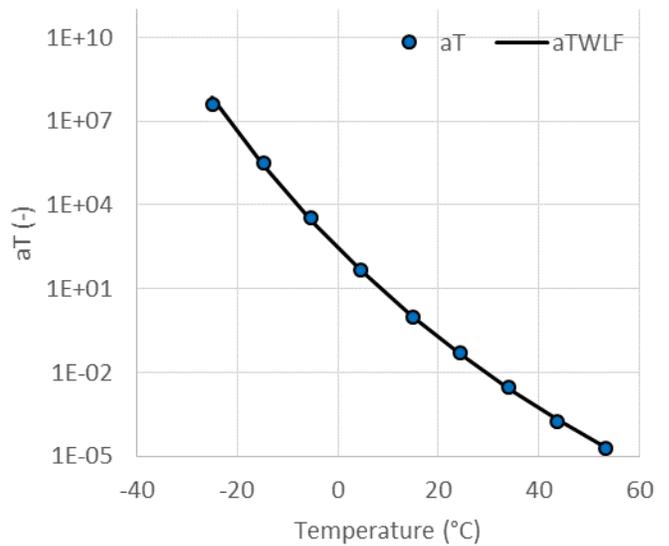
a)



b)

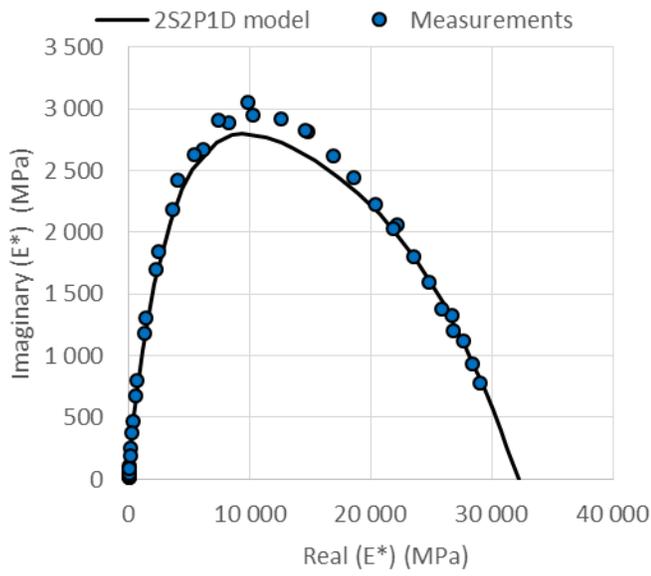


c)

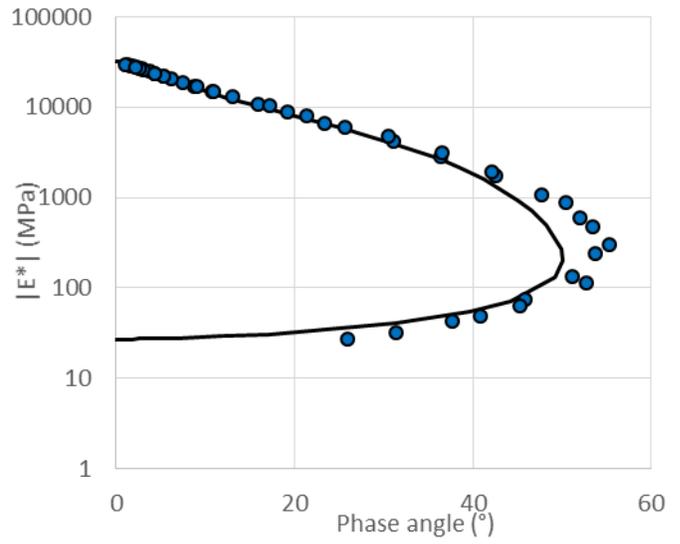


d)

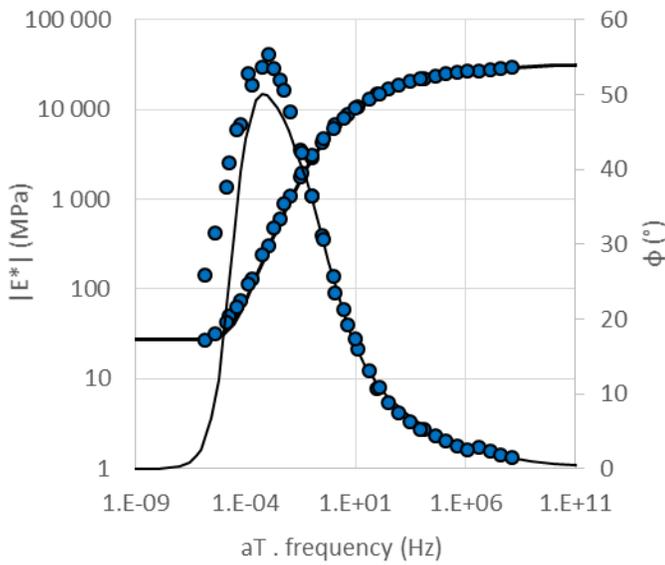
Figure B-20. Echantillon LWF40-1-1-5 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



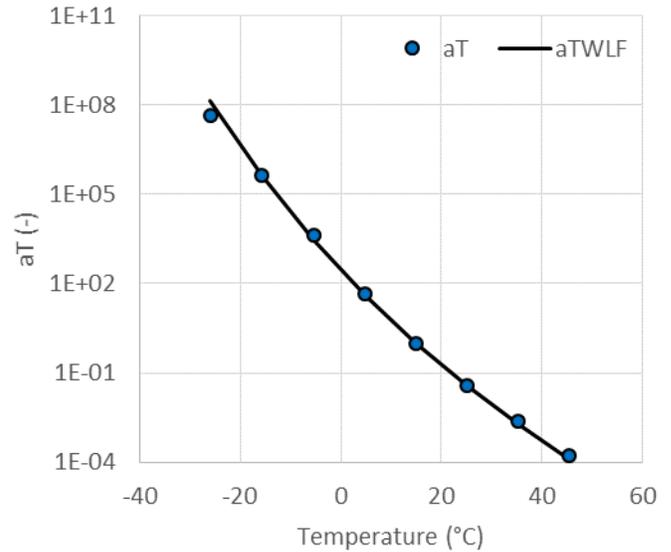
a)



b)

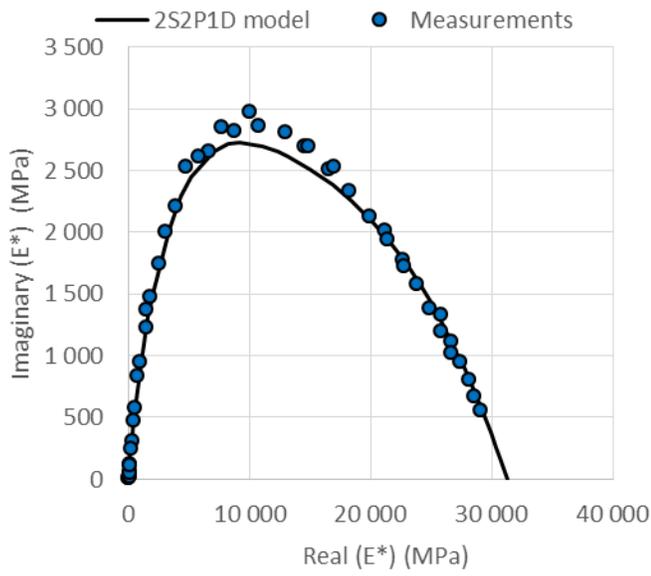


c)

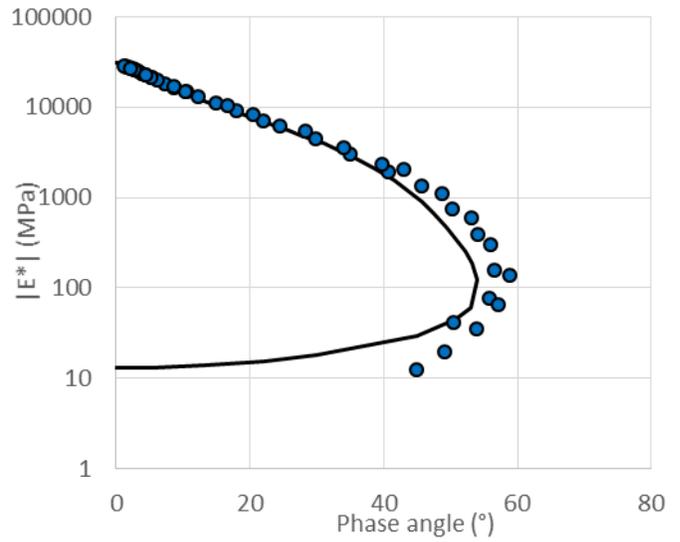


d)

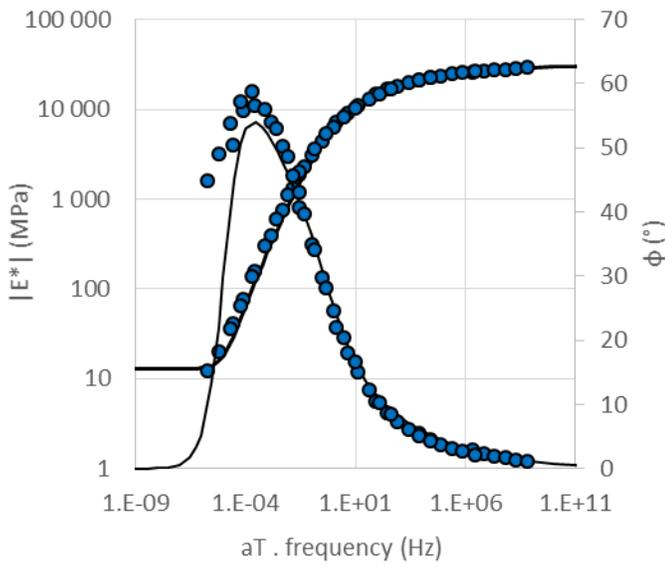
Figure B-21. Echantillon SWF40-1-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



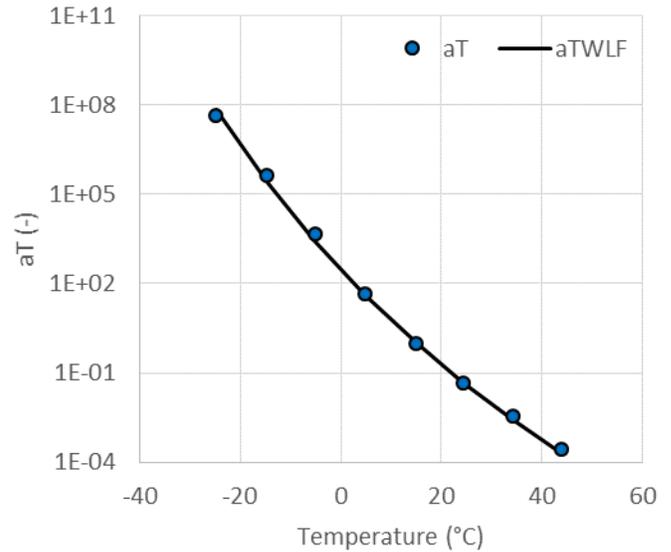
a)



b)

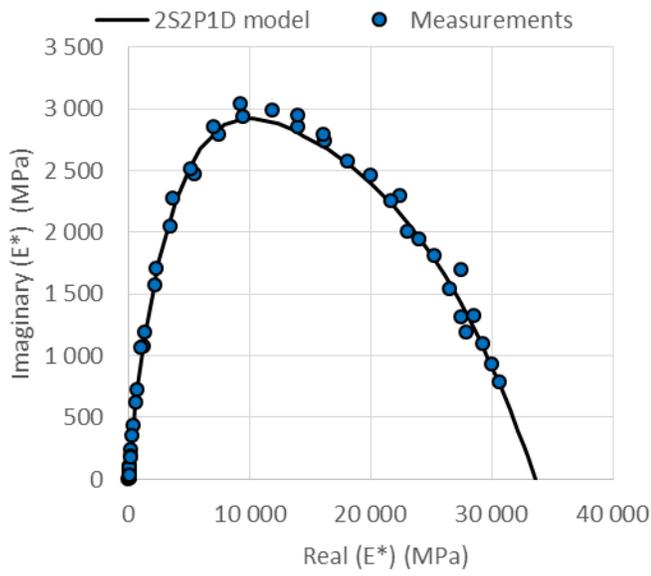


c)

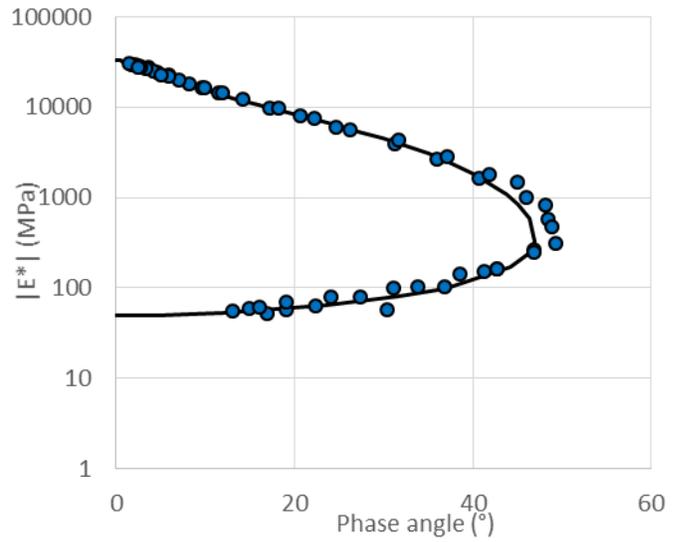


d)

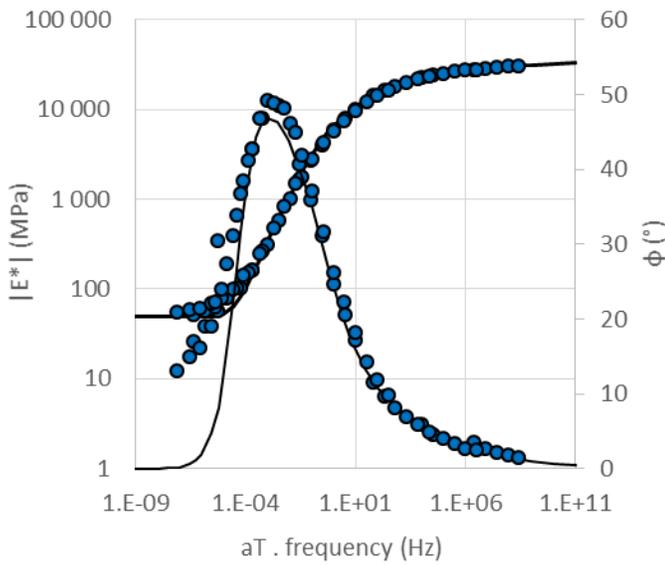
Figure B-22. Echantillon SWF40-1-1-6 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



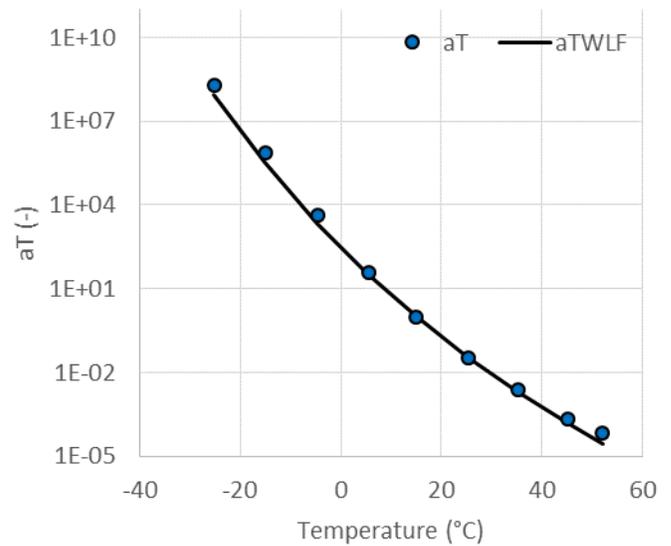
a)



b)

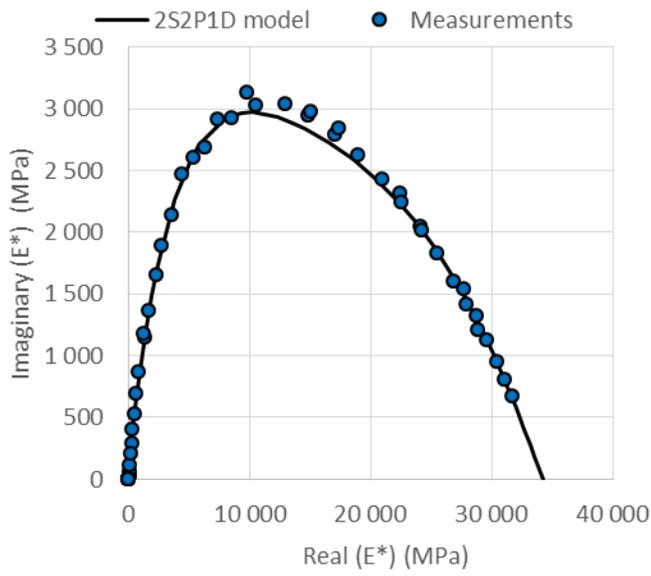


c)

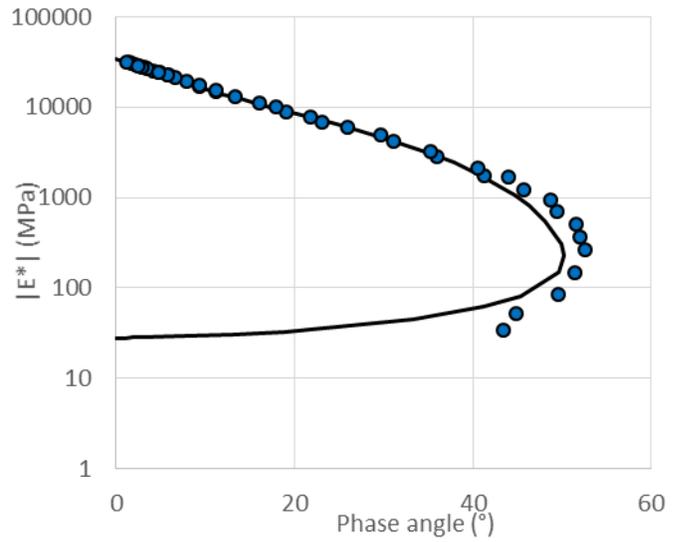


d)

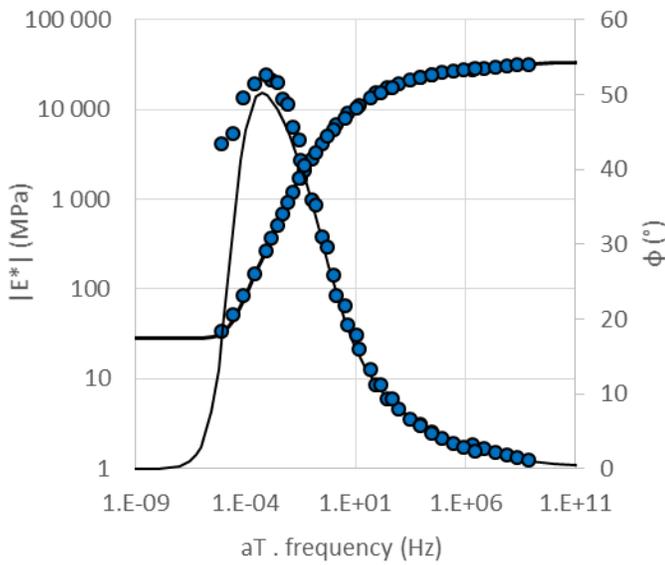
Figure B-23. Echantillon LWF40-2-1-2 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



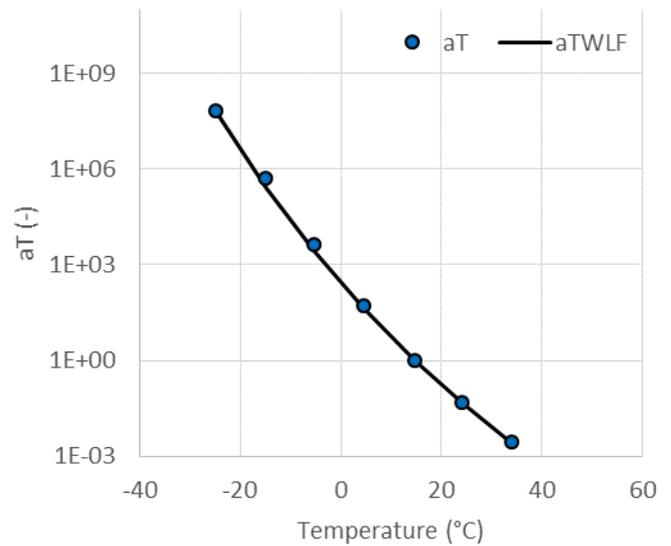
a)



b)

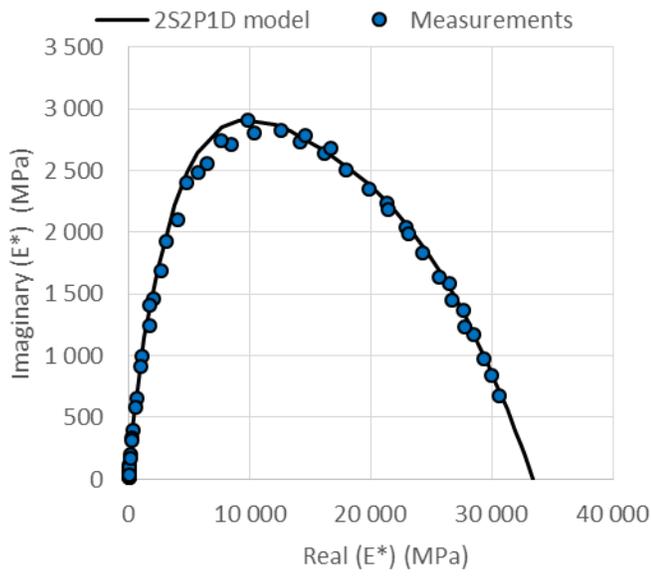


c)

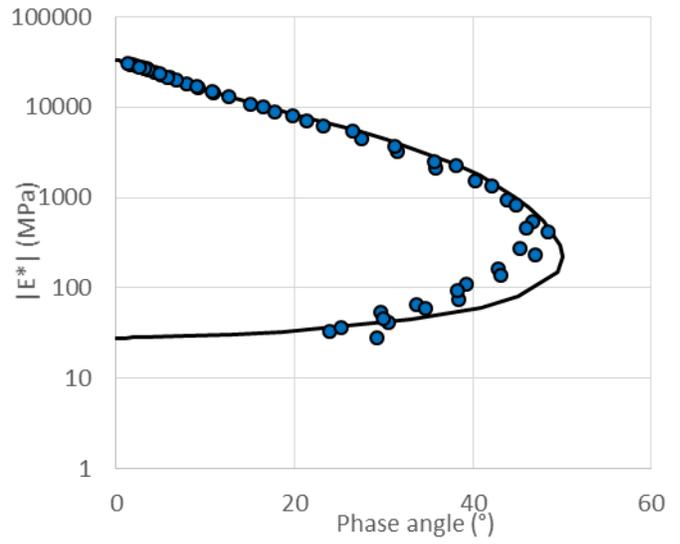


d)

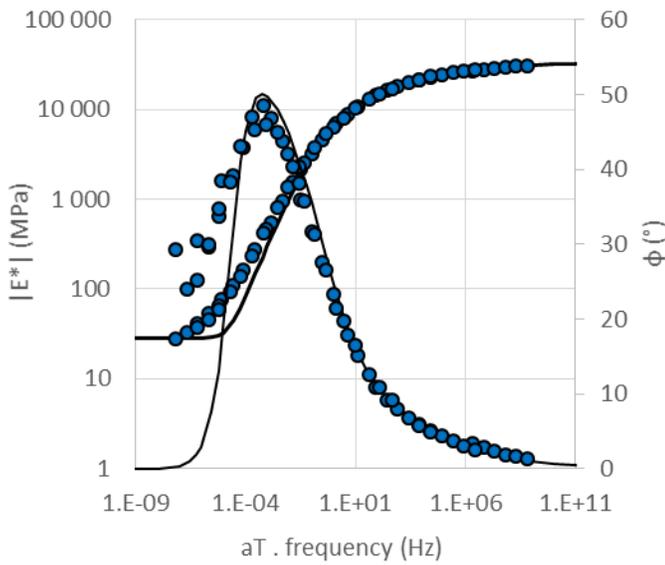
Figure B-24. Echantillon LWF40-2-1-3 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



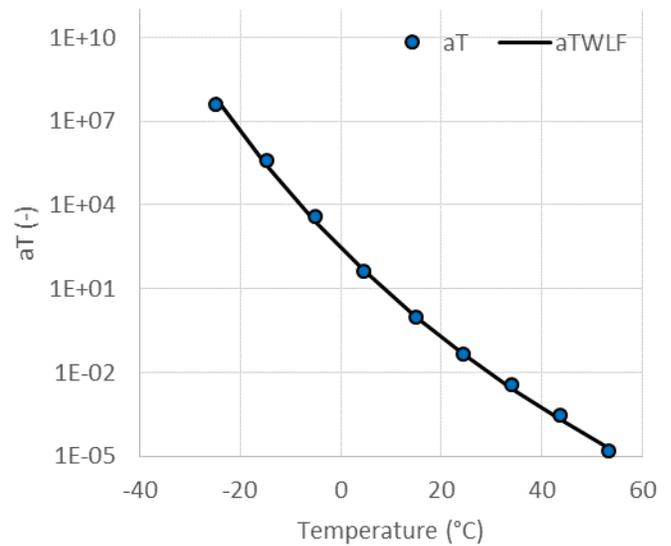
a)



b)

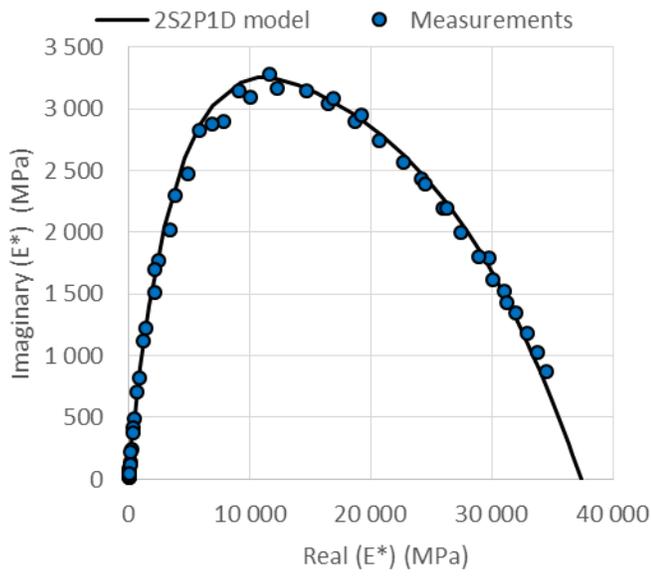


c)

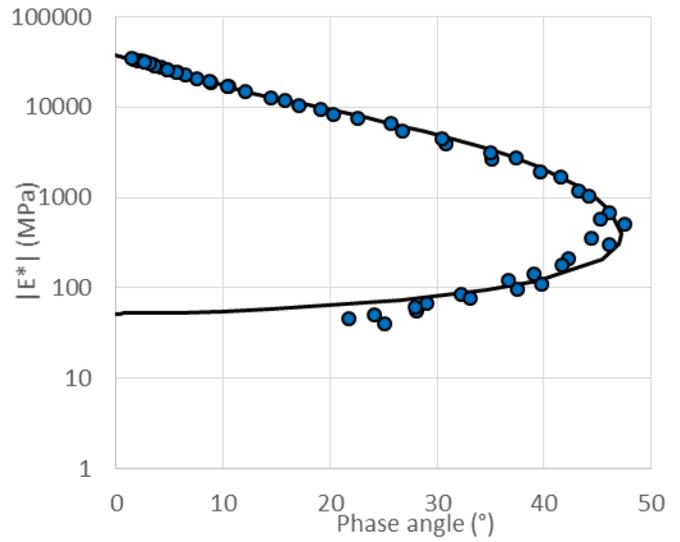


d)

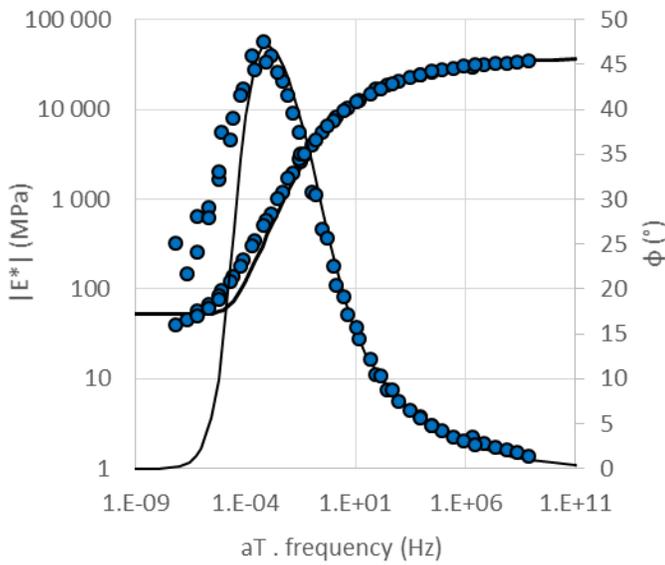
Figure B-25. Echantillon LWF70-1-1-4 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



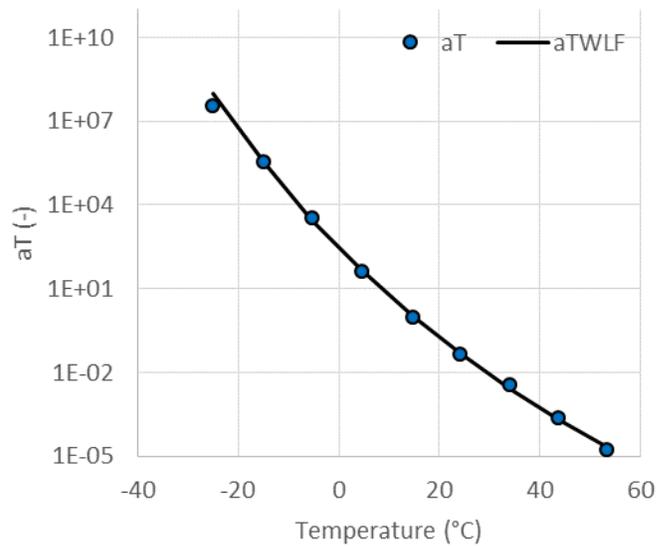
a)



b)

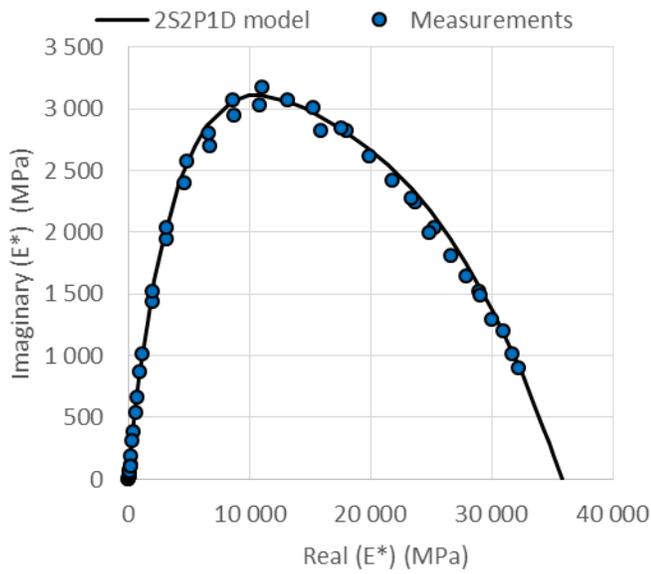


c)

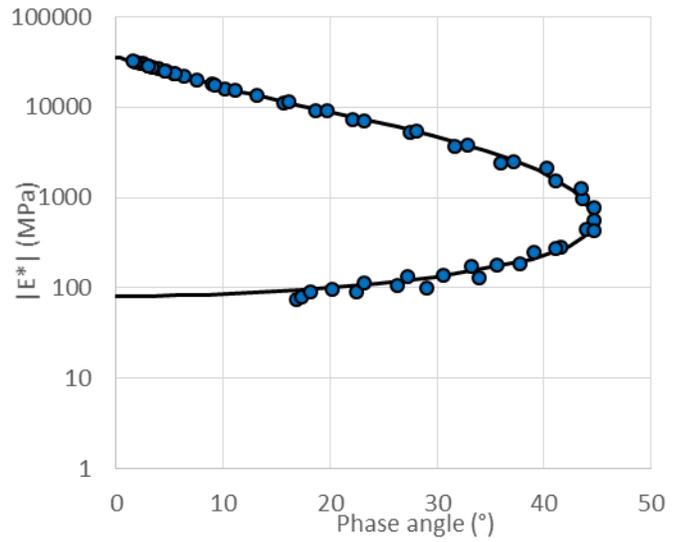


d)

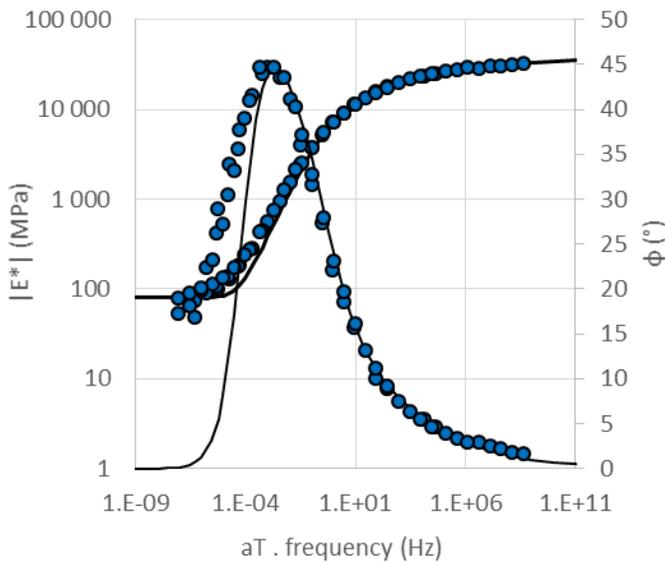
Figure B-26. Echantillon LWF70-1-1-6 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



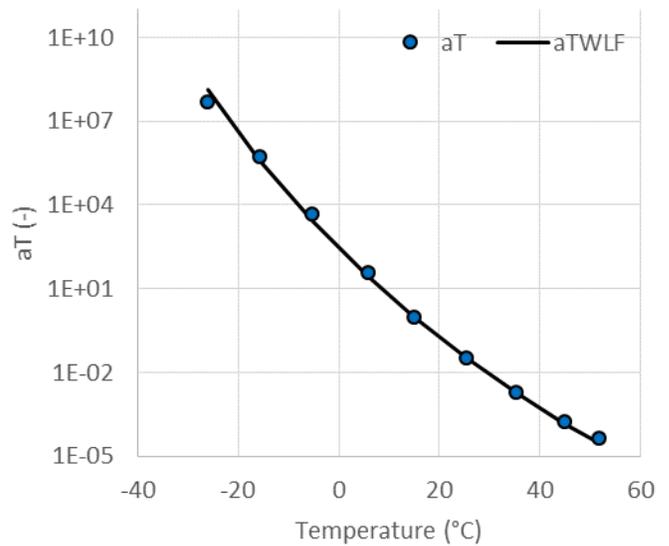
a)



b)

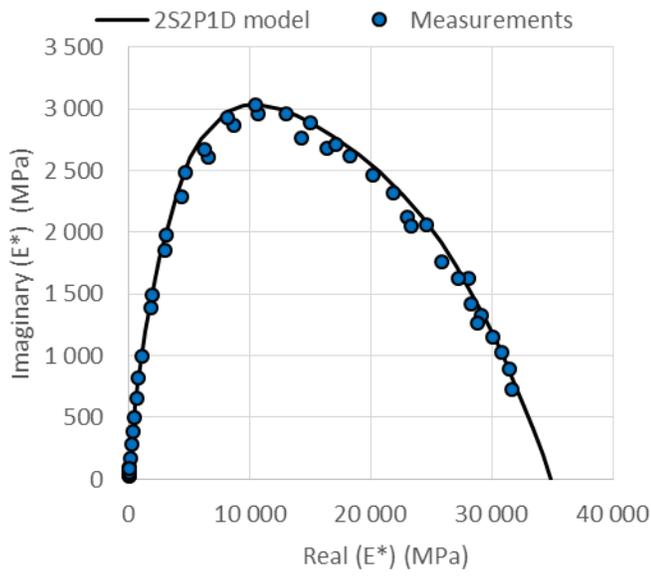


c)

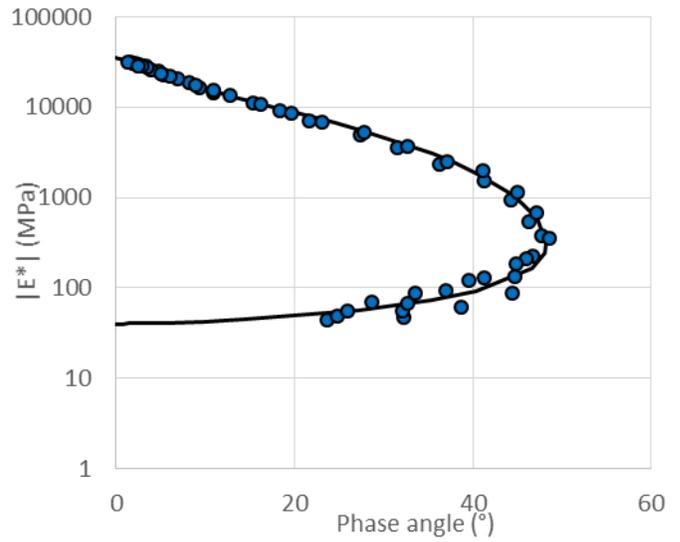


d)

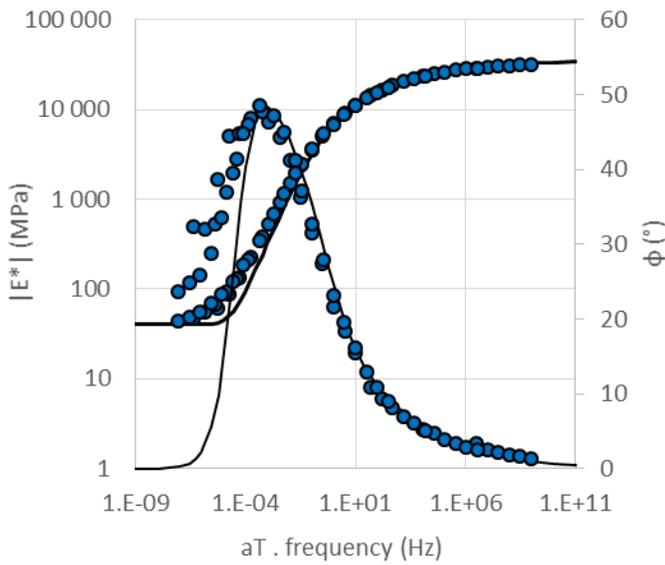
Figure B-27. Echantillon SWF70-1-1-6 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



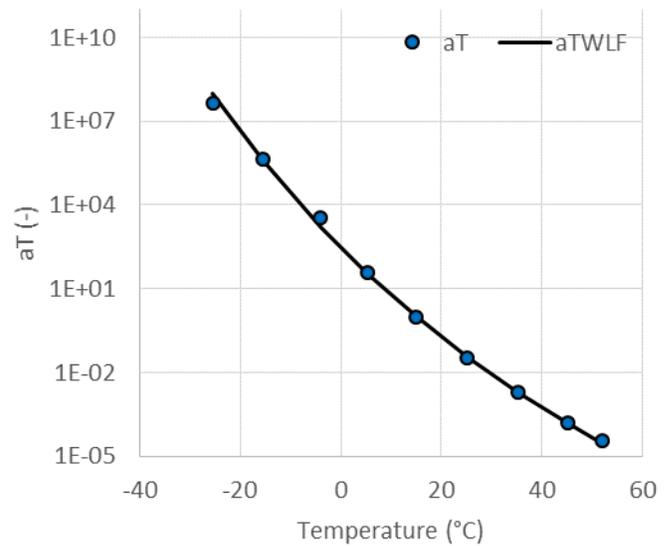
a)



b)

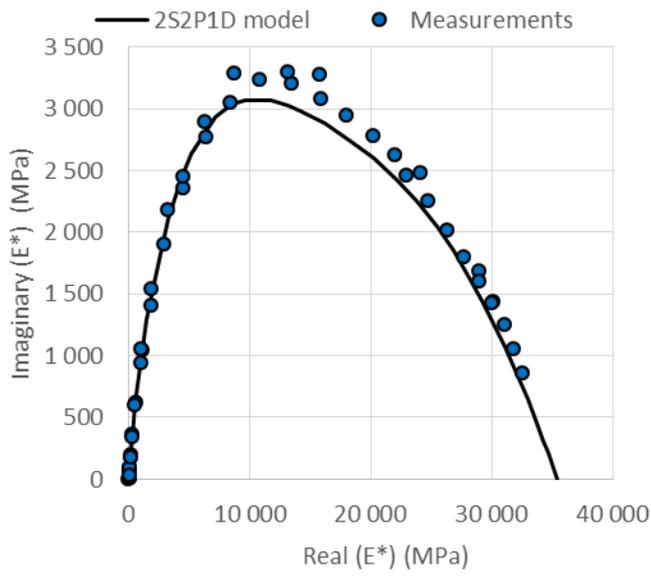


c)

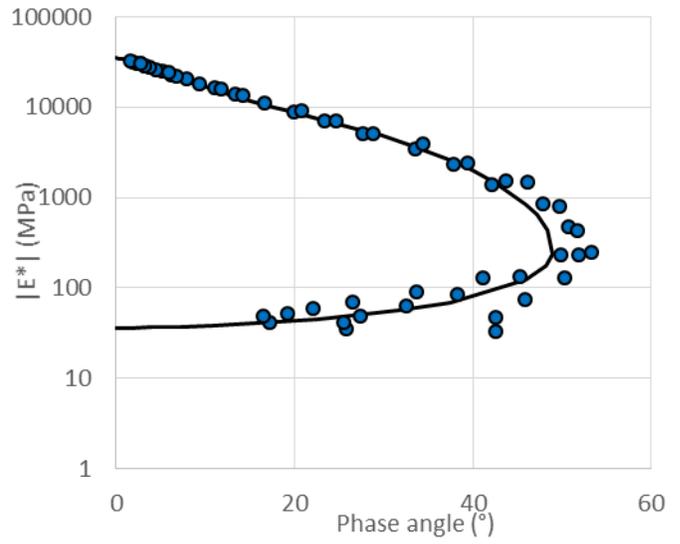


d)

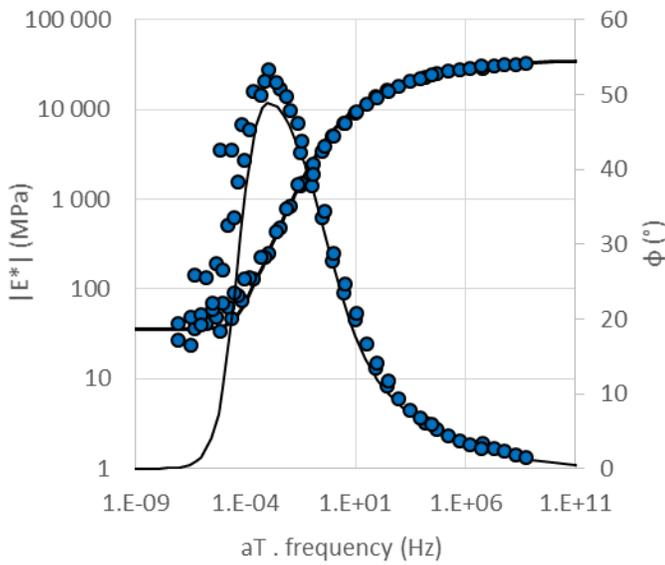
Figure B-28. Echantillon SWF70-1-1-7 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



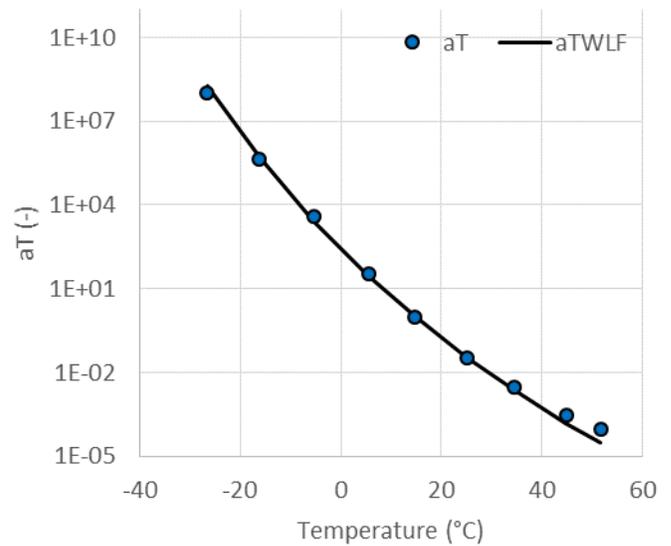
a)



b)

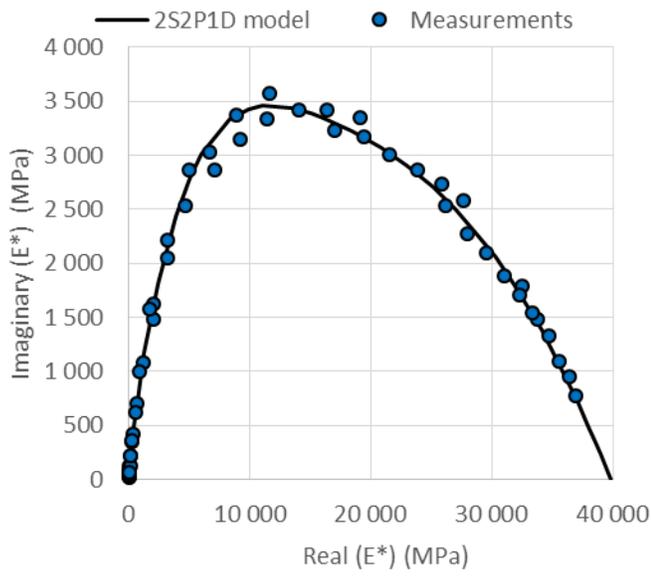


c)

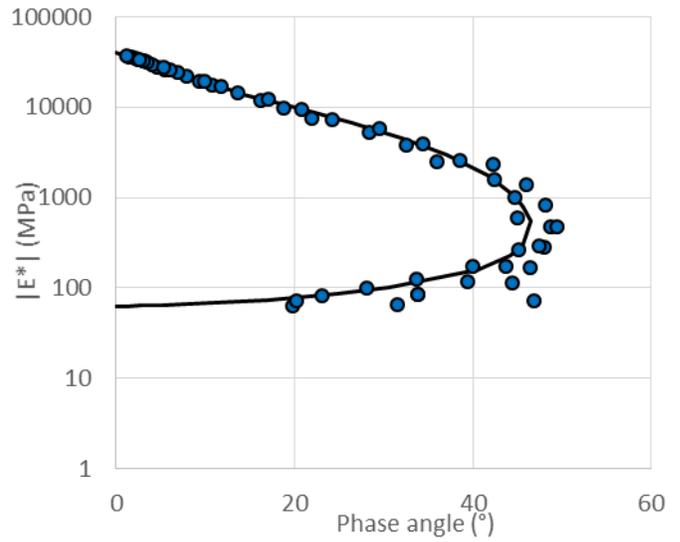


d)

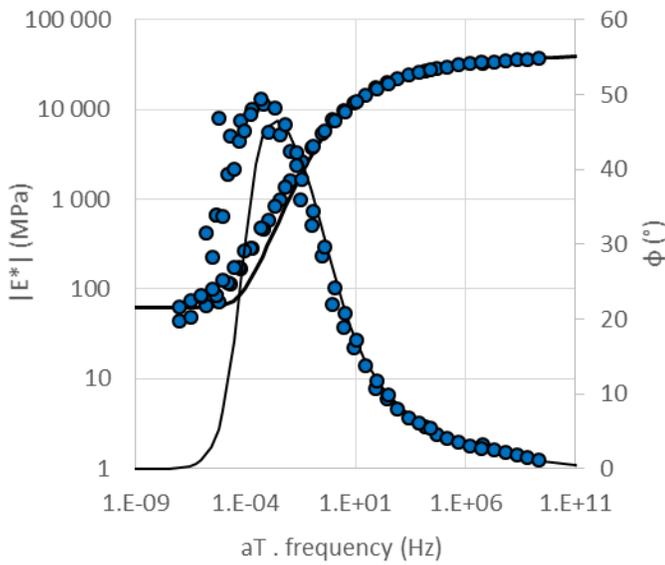
Figure B-29. Echantillon LWF70-3-1-1 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.



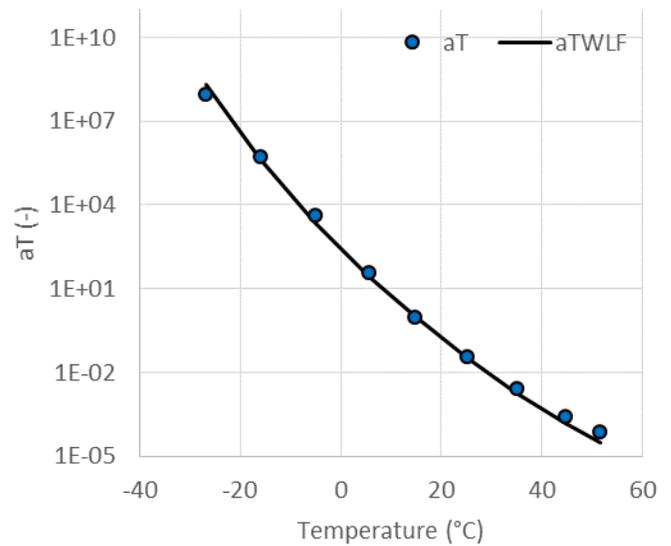
a)



b)



c)



d)

Figure B-30. Echantillon LWF70-3-1-1 Simulations fixées sur points expérimentaux : a) plan Cole-Cole ; b) espace de Black ; c) courbes maitresses de la norme de module et angle de phase du module ($T_{ref}=15^{\circ}\text{C}$); d) a_T expérimentaux et WLF fixée.

C. ANNEXE

Simulations modèle 2S2P1D et résultats des es- sais de propagation d'ondes

C.1 Résultats des essais de propagation d'ondes

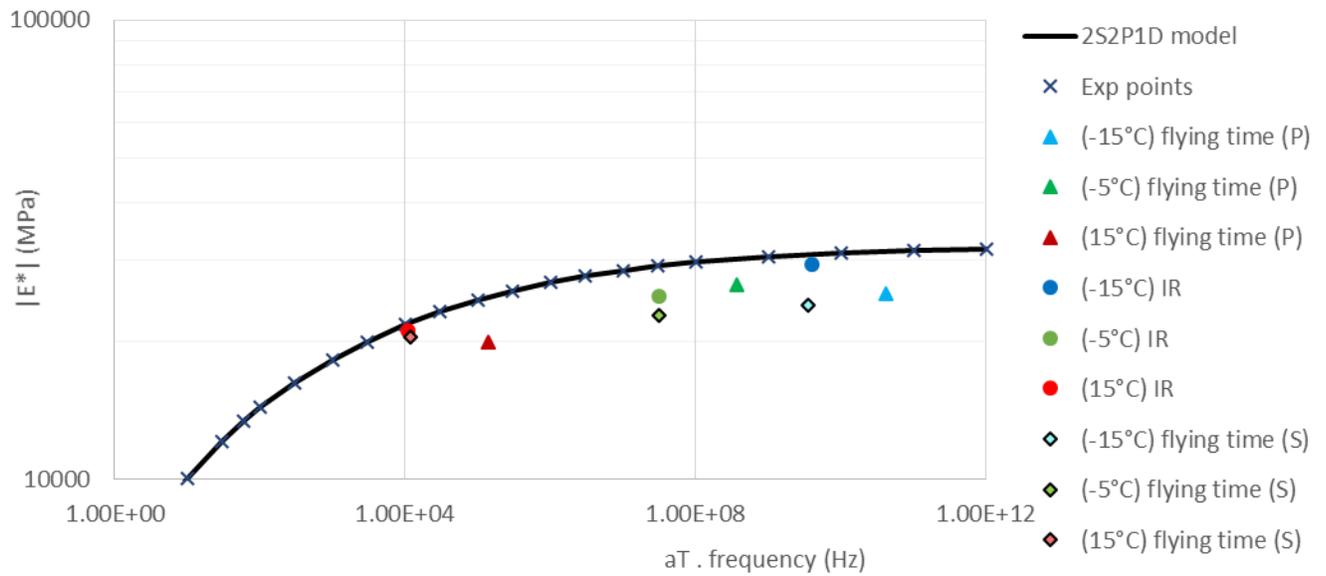


Figure C-1. Echantillon LH0-0-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

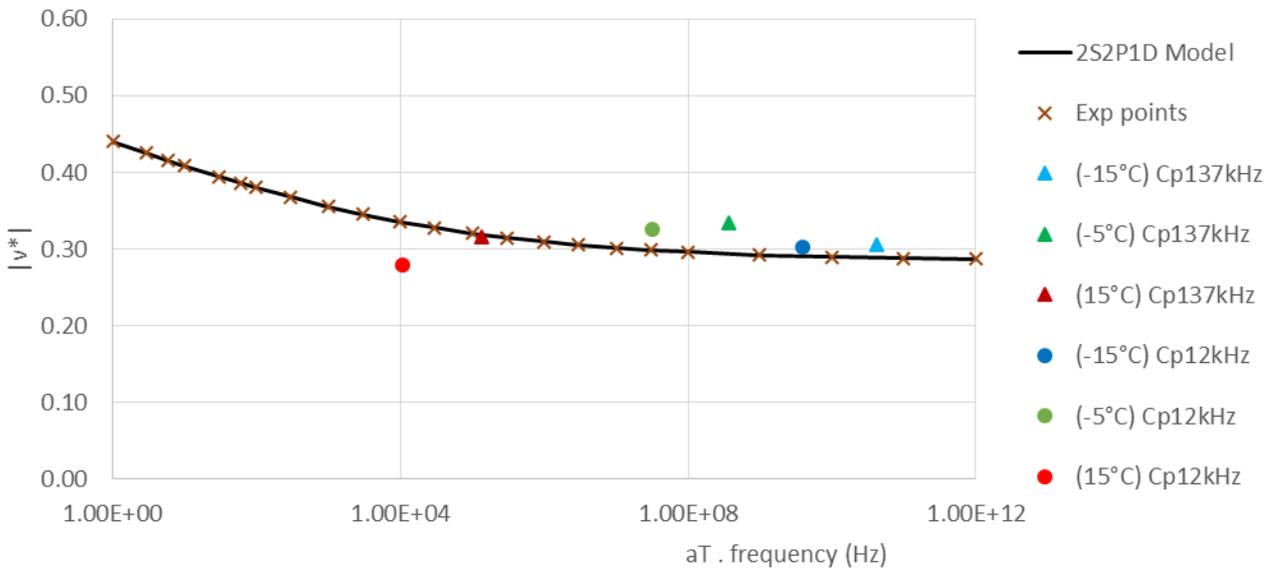


Figure C-2. Echantillon LH0-0-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

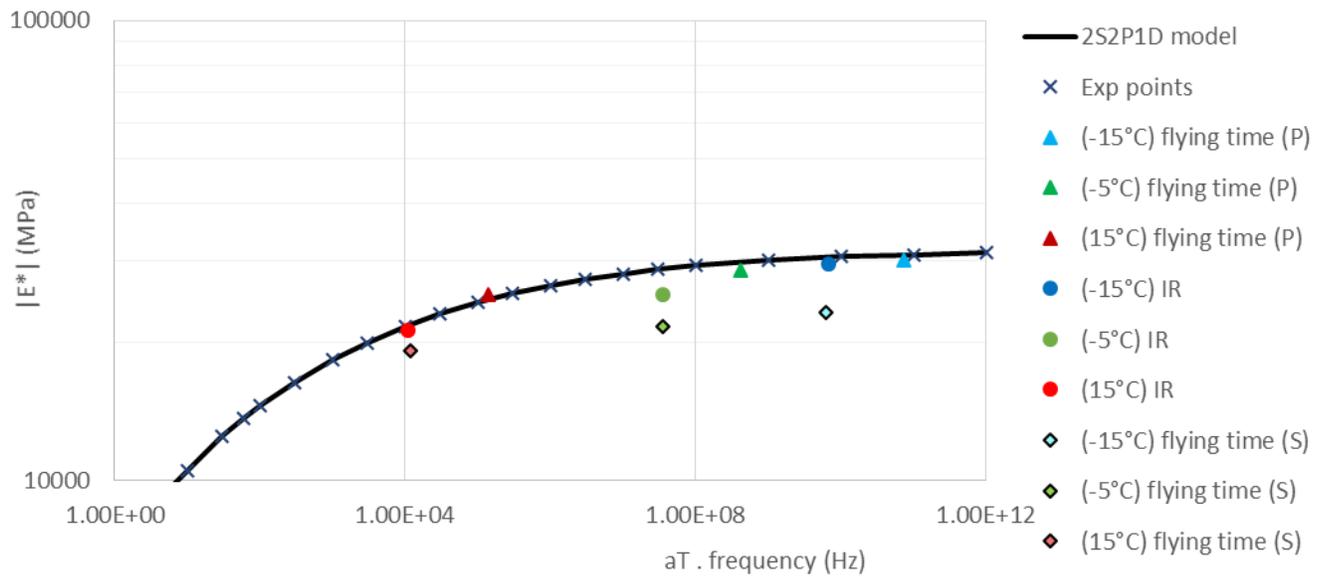


Figure C-3. Echantillon LH0-0-1-4, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

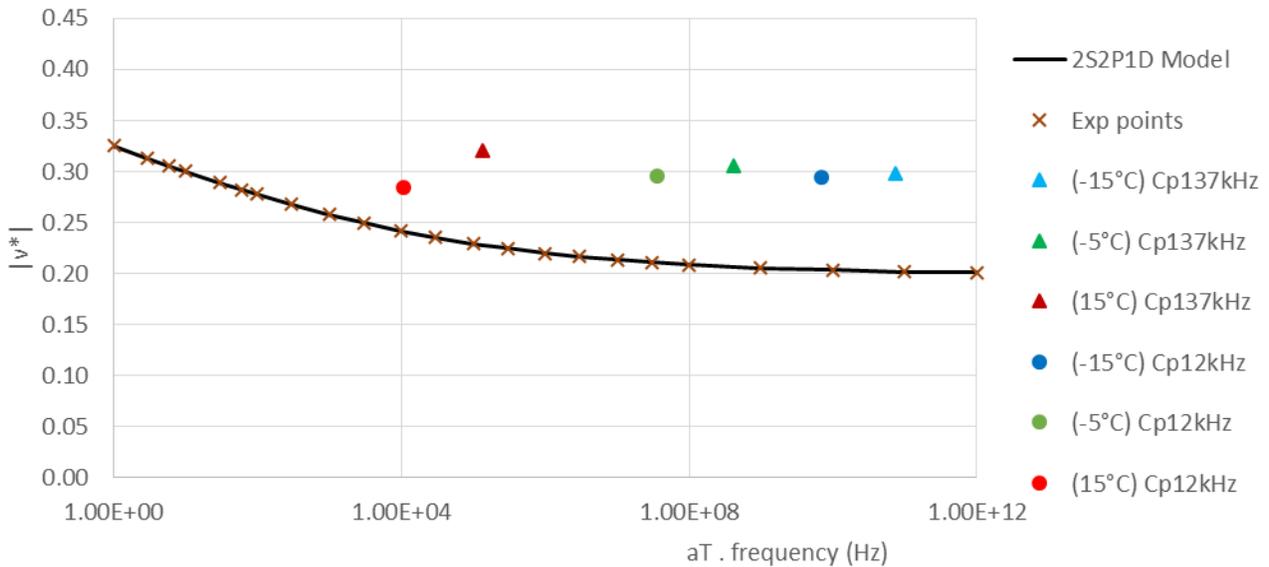


Figure C-4. Echantillon LH0-0-1-4, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

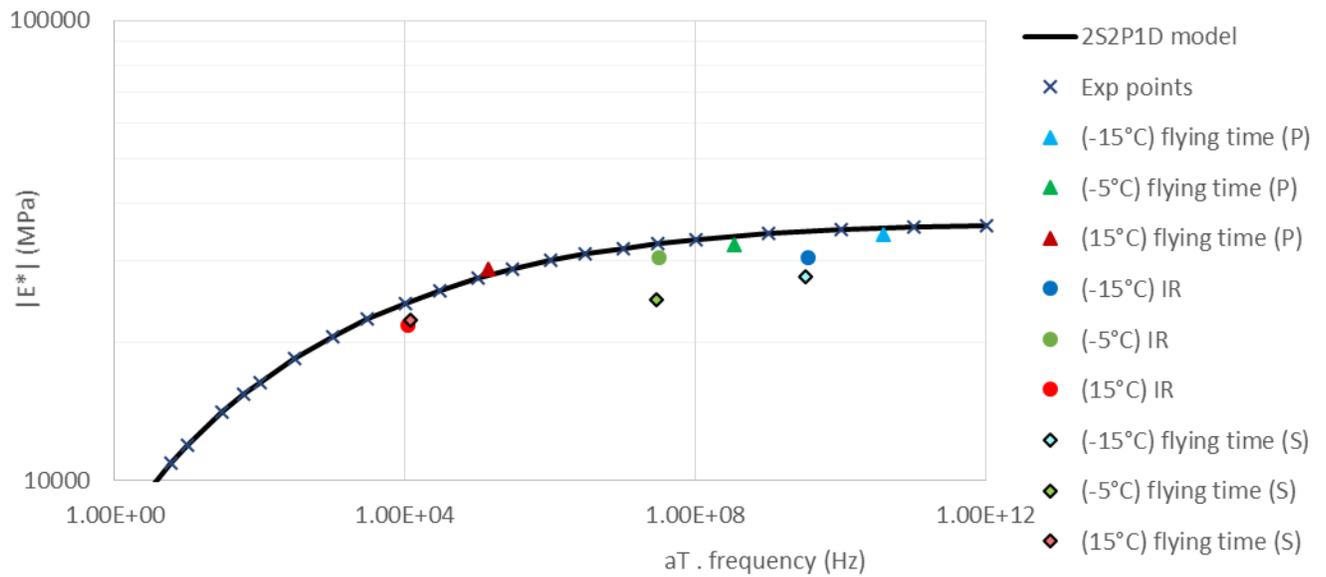


Figure C-5. Echantillon LH40-1-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

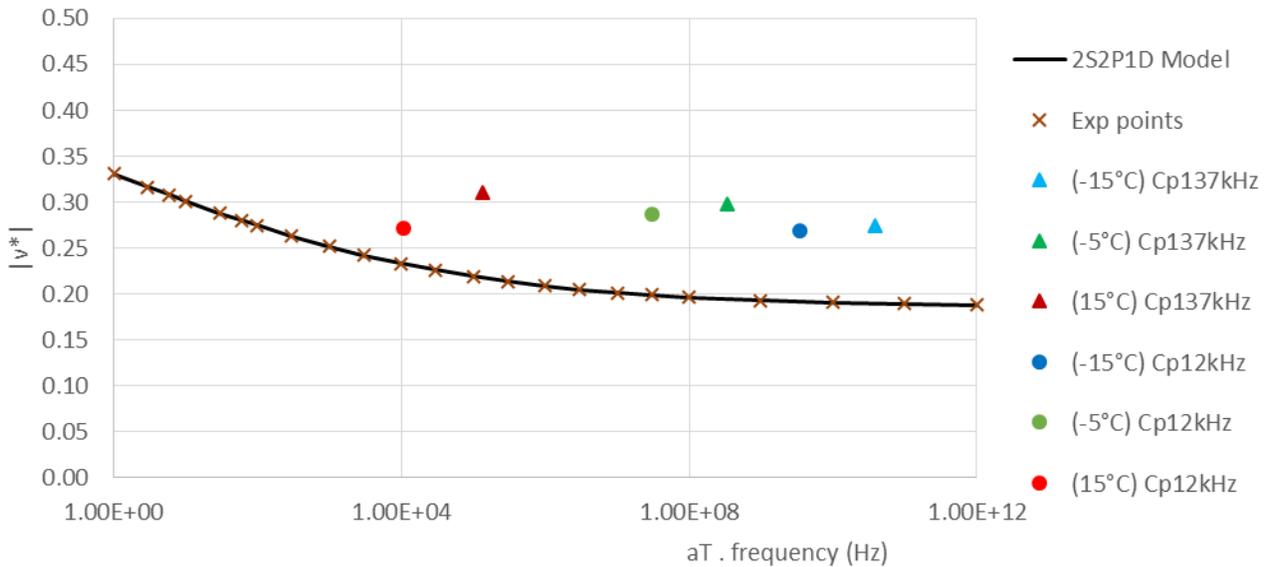


Figure C-6. Echantillon LH40-1-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

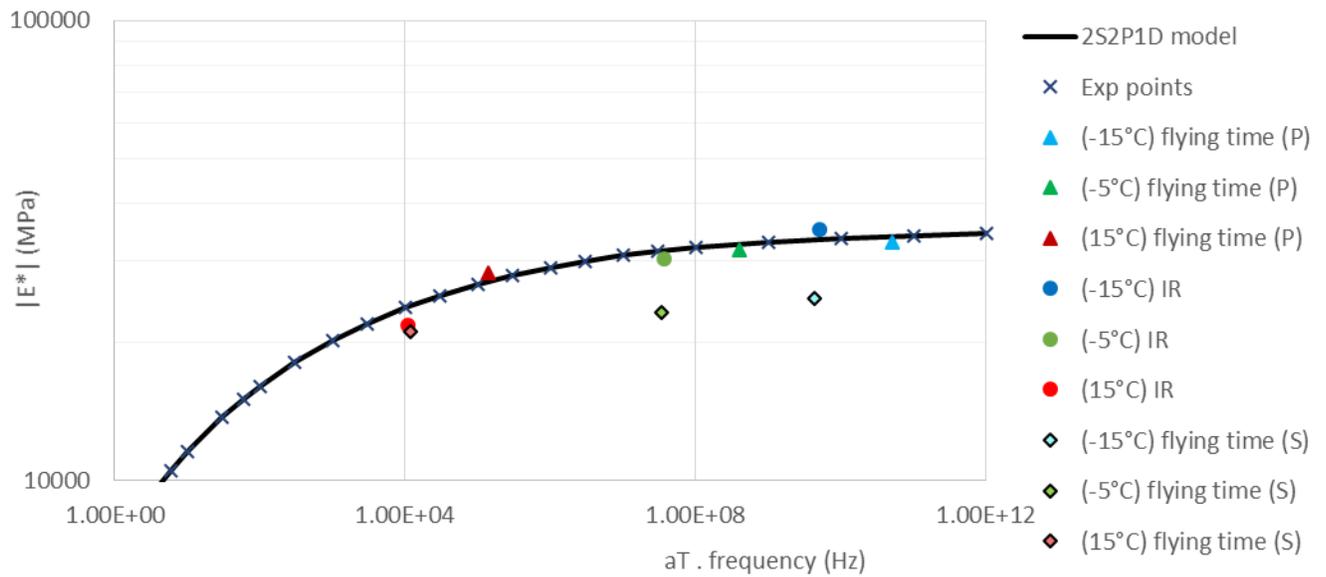


Figure C-7. Echantillon LH40-1-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

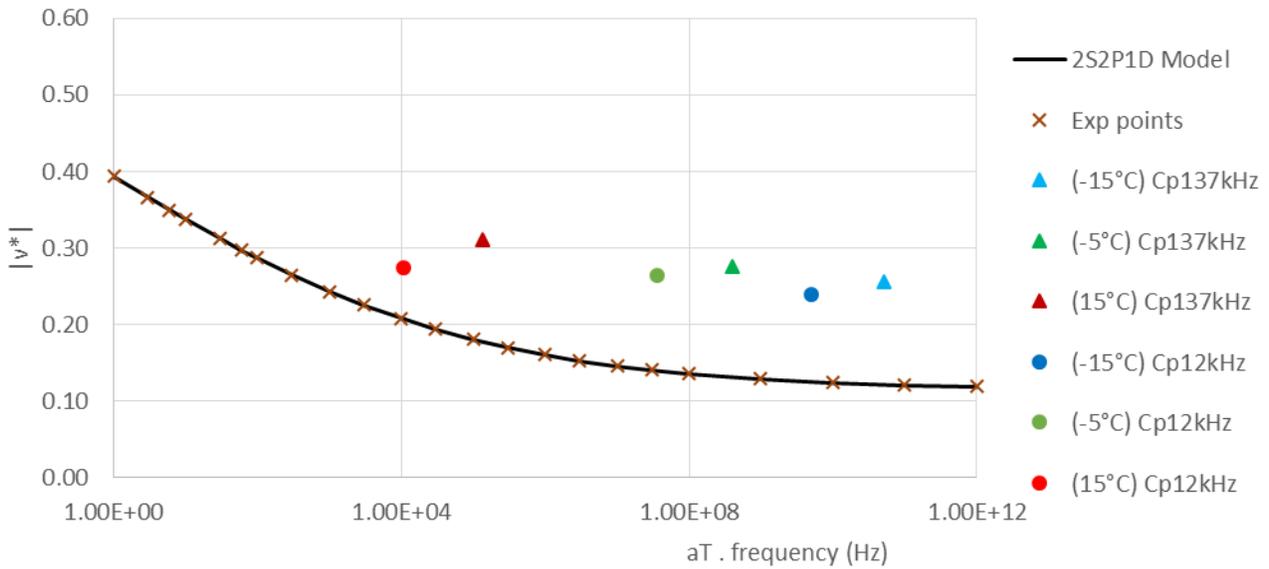


Figure C-8. Echantillon LH40-1-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

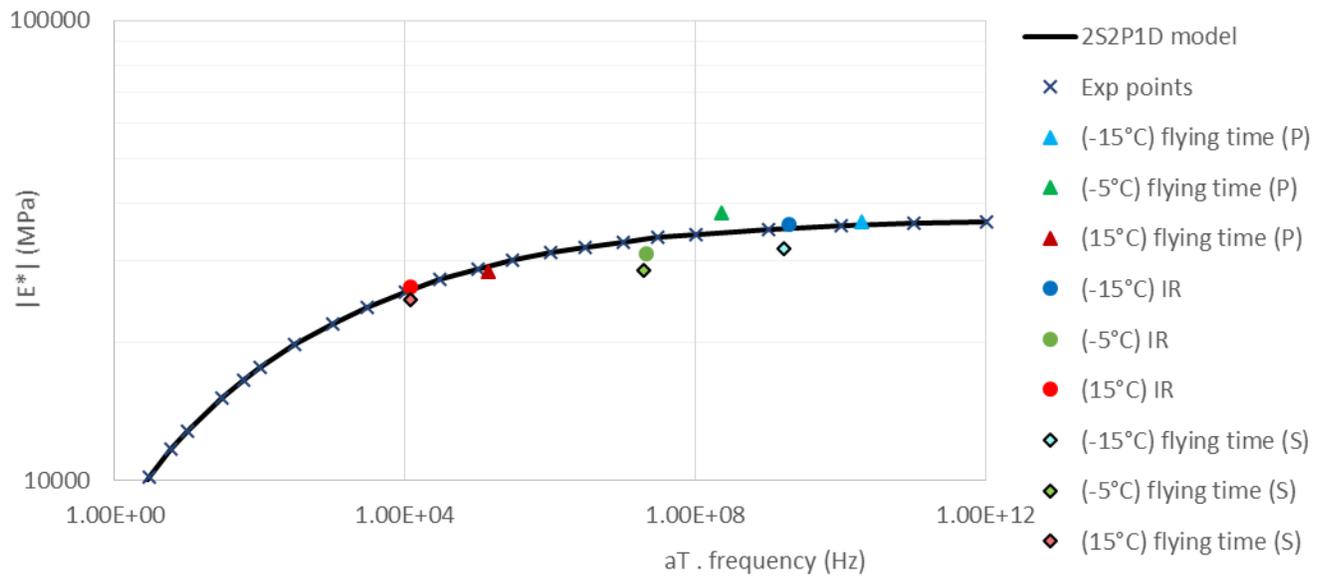


Figure C-9. Echantillon SH40-1-1-4, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

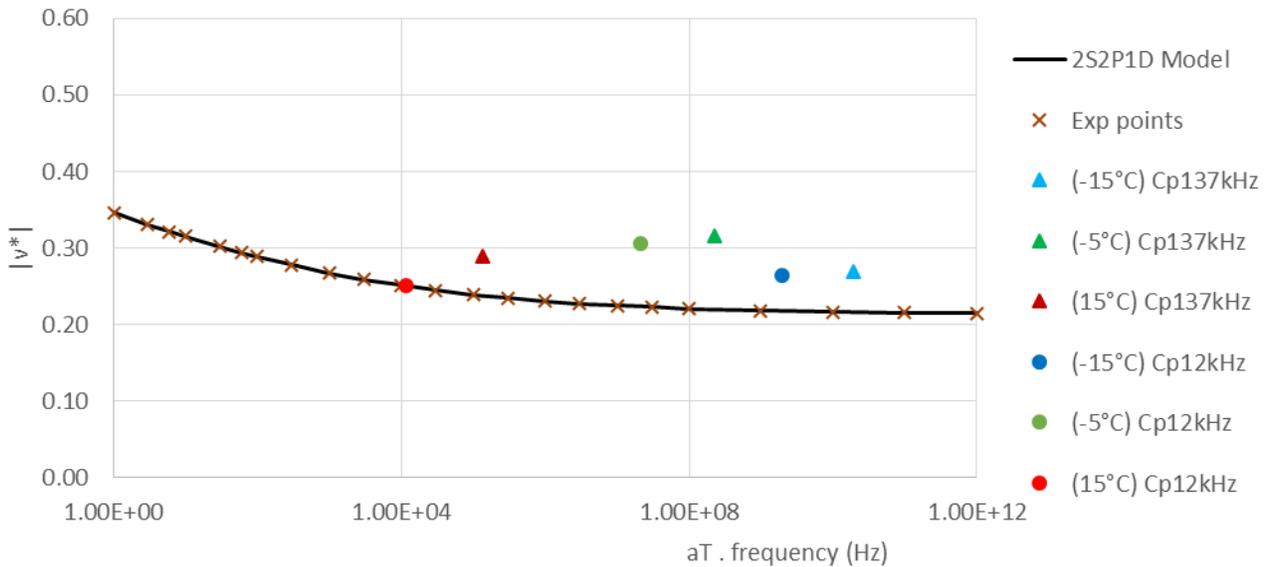


Figure C-10. Echantillon SH40-1-1-4, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

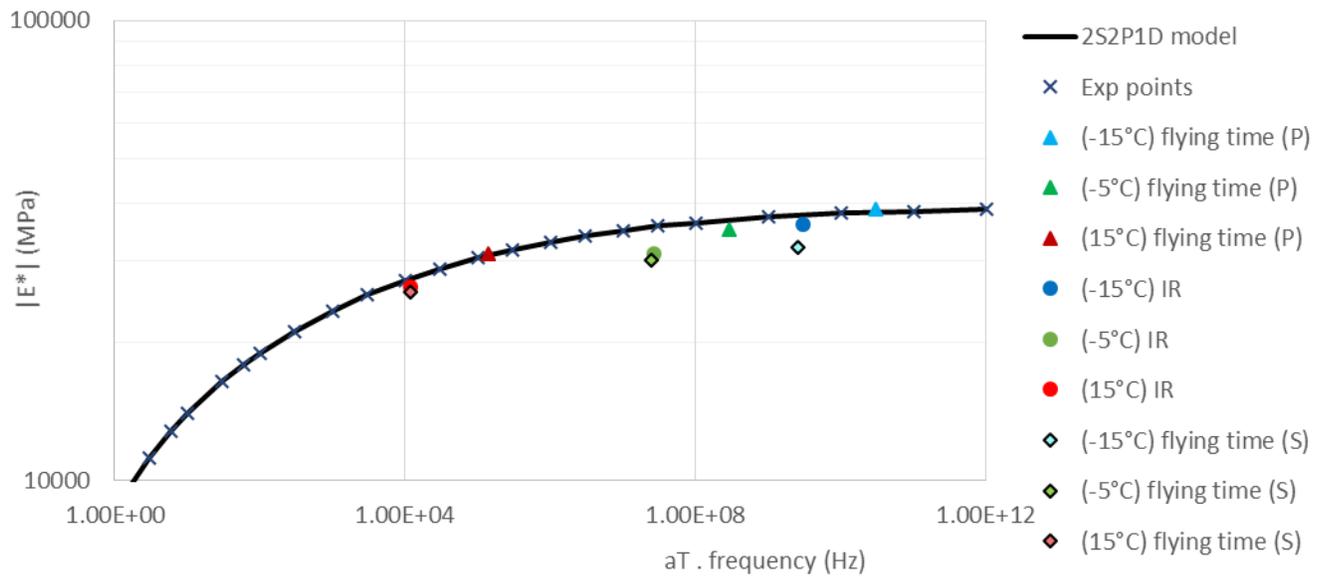


Figure C-11. Echantillon SH40-1-1-5, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

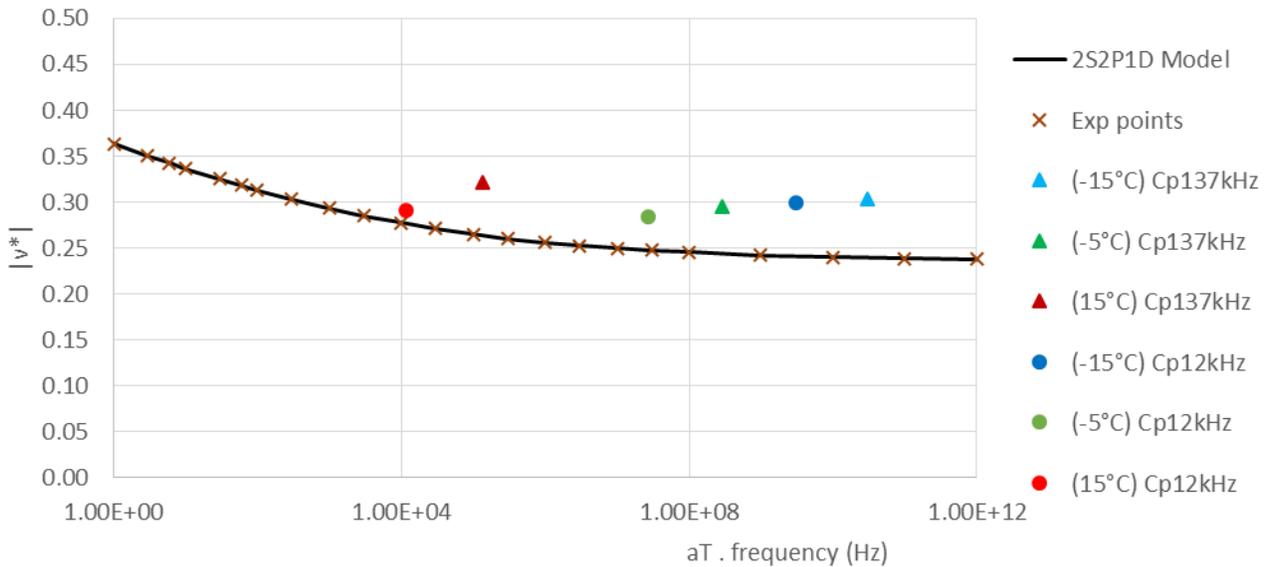


Figure C-12. Echantillon SH40-1-1-5, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

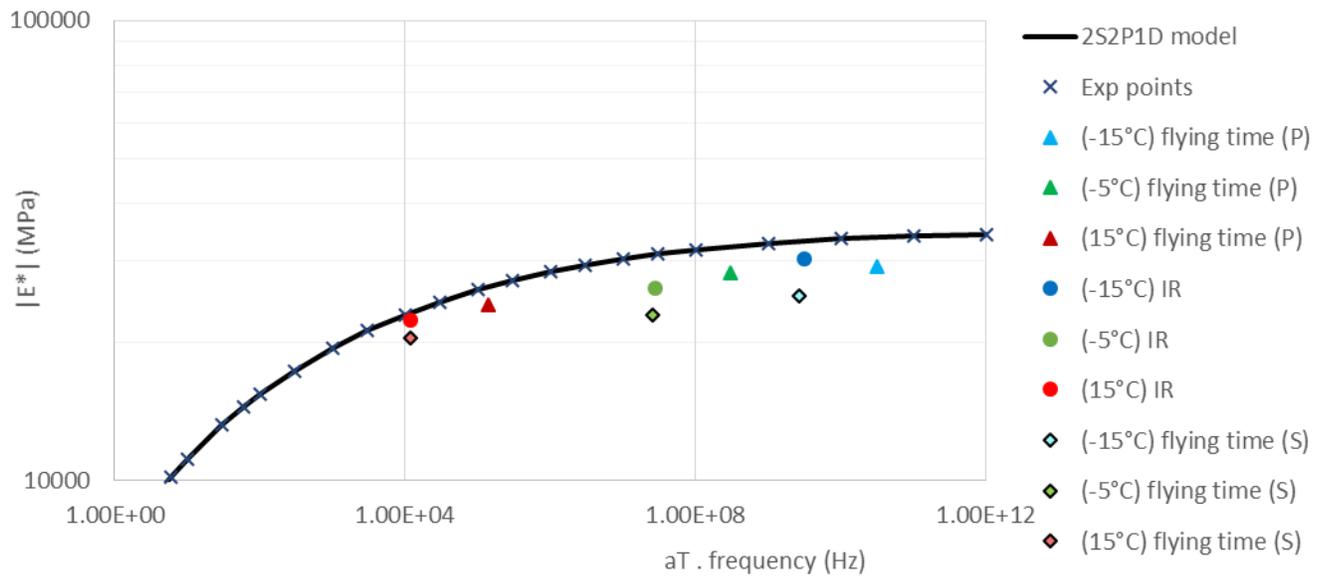


Figure C-13. Echantillon LH40-2-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

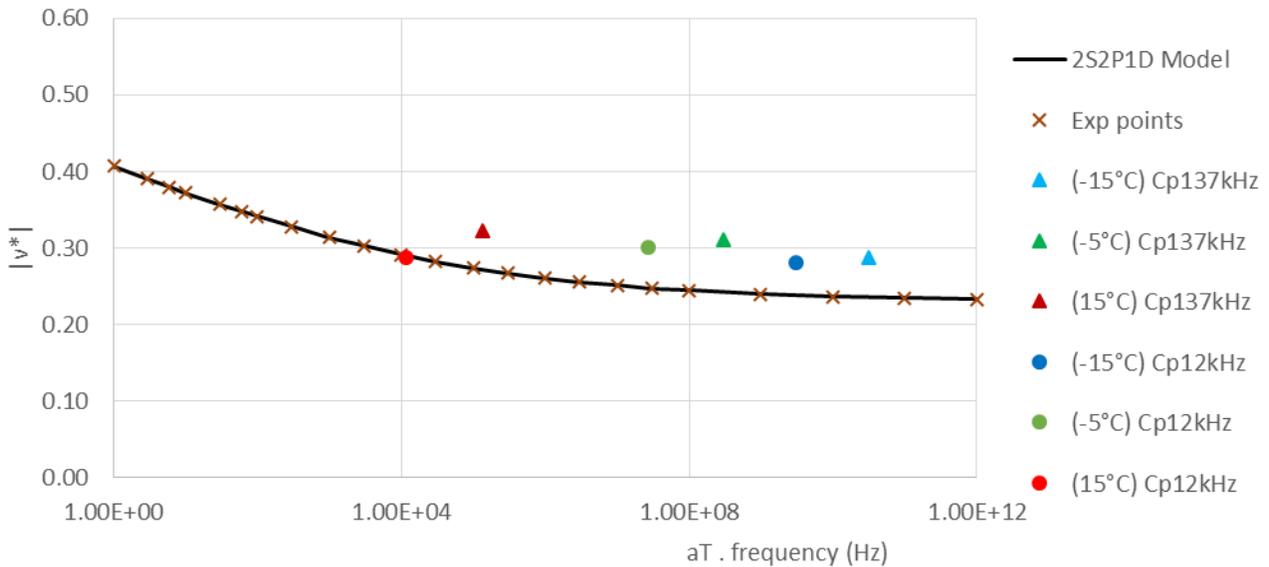


Figure C-14. Echantillon LH40-2-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

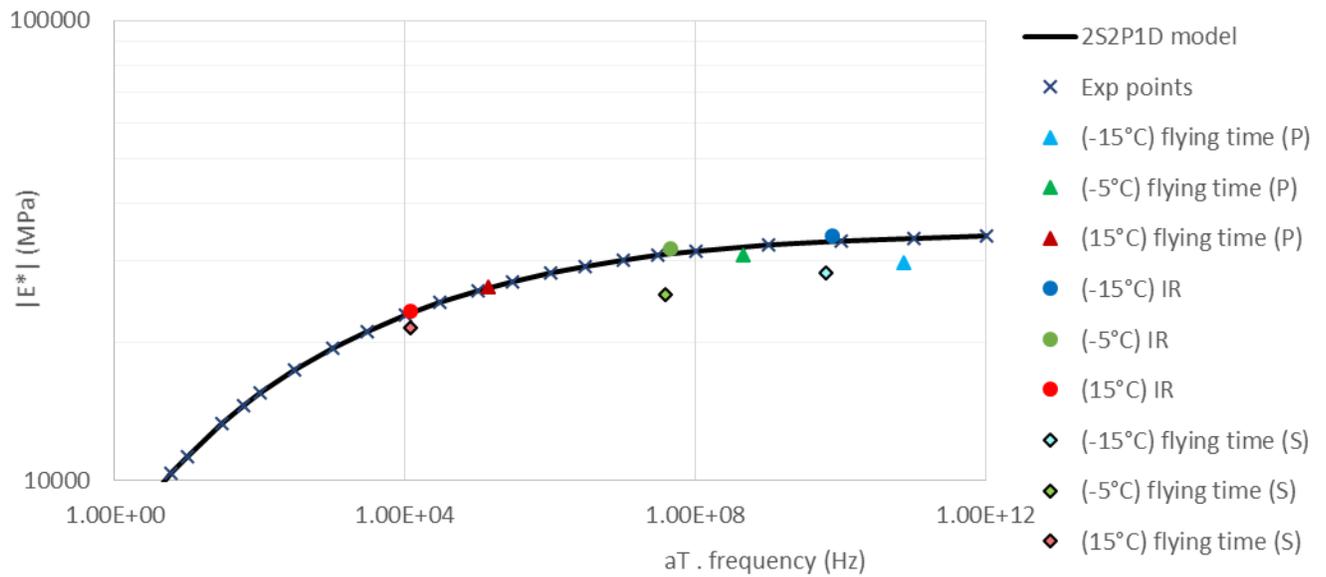


Figure C-15. Echantillon LH40-2-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D et modèle 2S2P1D

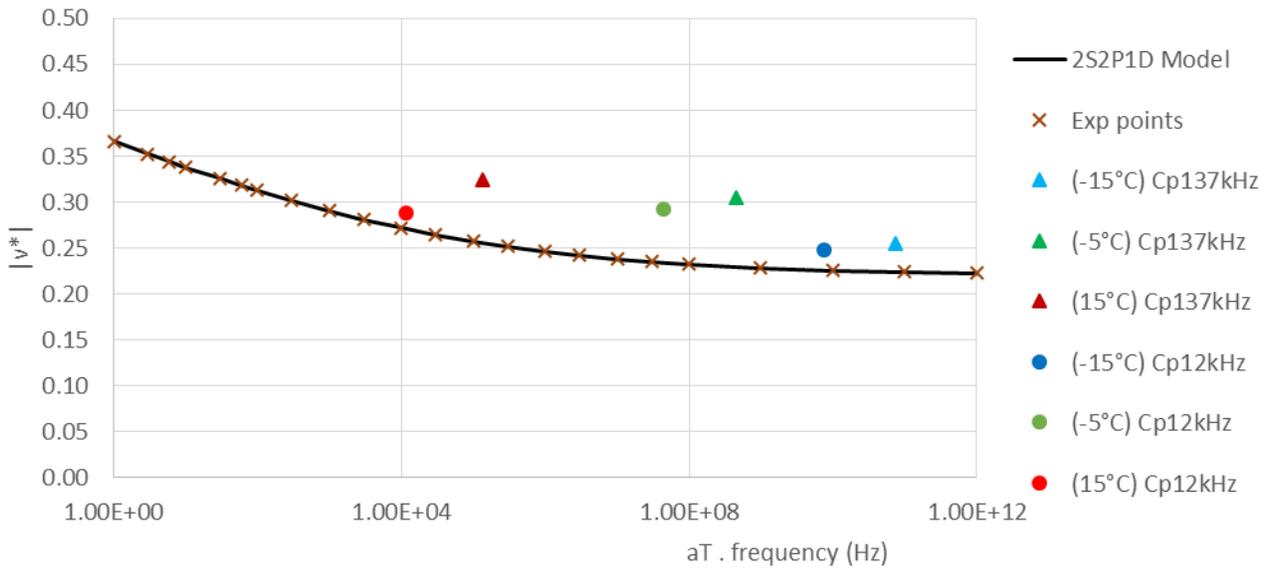


Figure C-16. Echantillon LH40-2-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

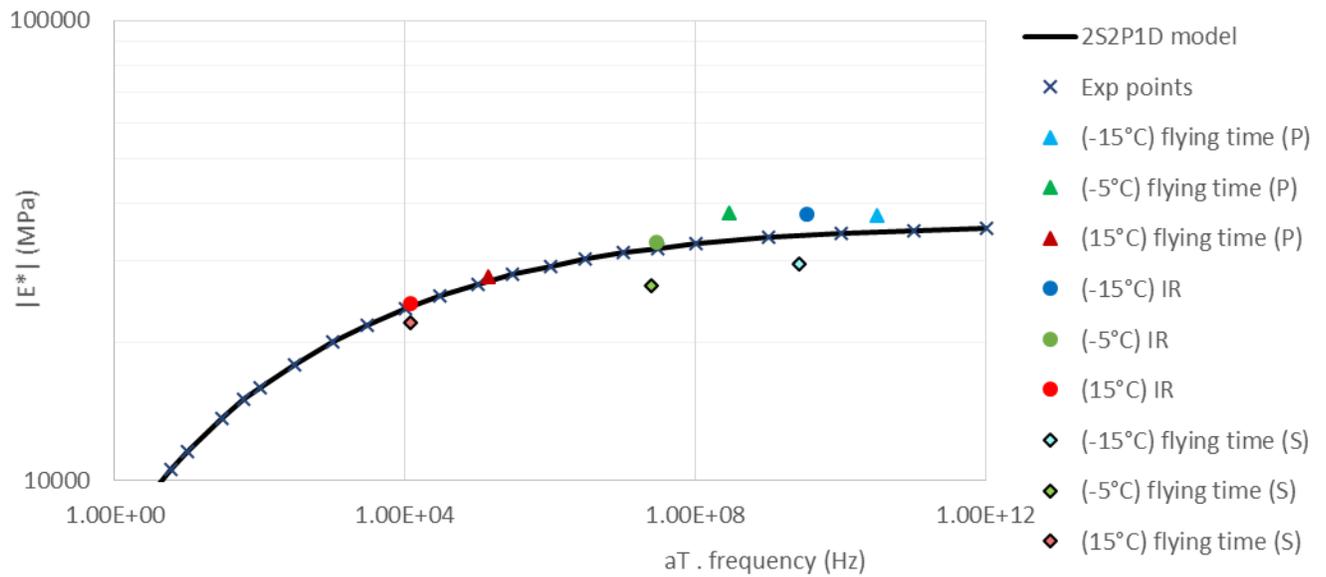


Figure C-17. Echantillon LH70-1-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

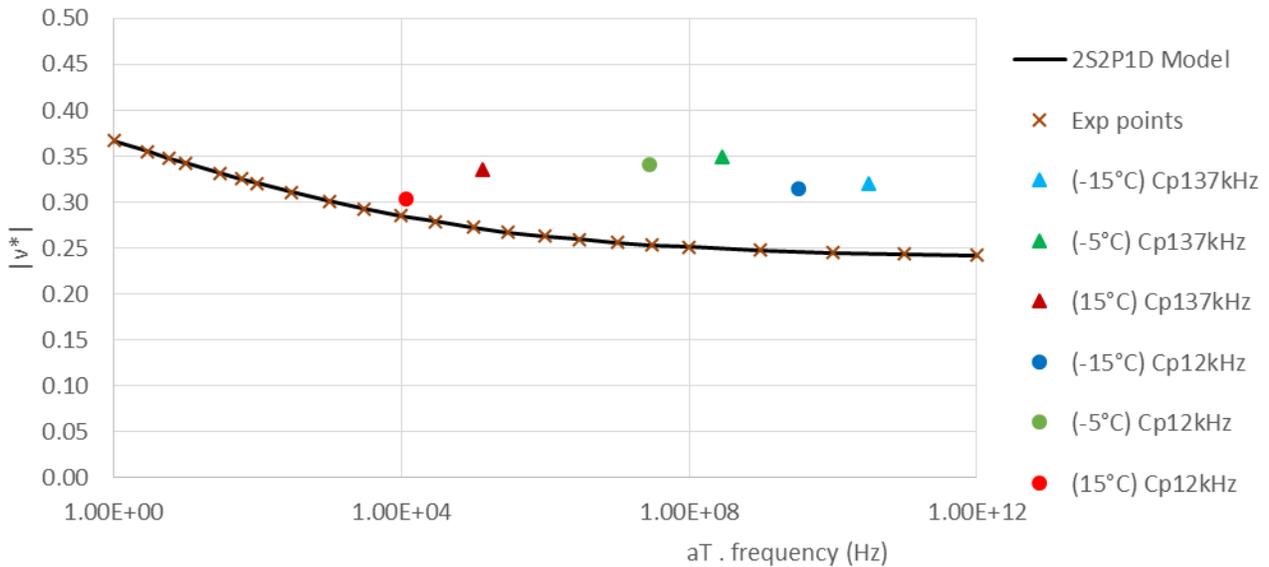


Figure C-18. Echantillon LH70-1-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

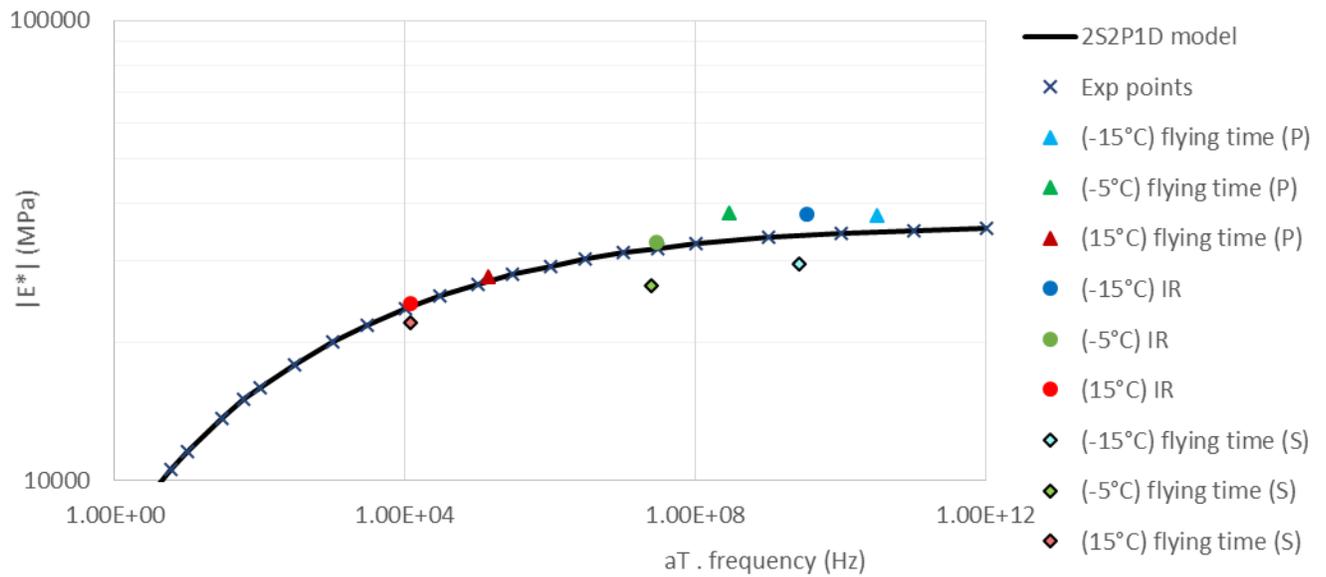


Figure C-19. Echantillon LH70-1-1-8, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

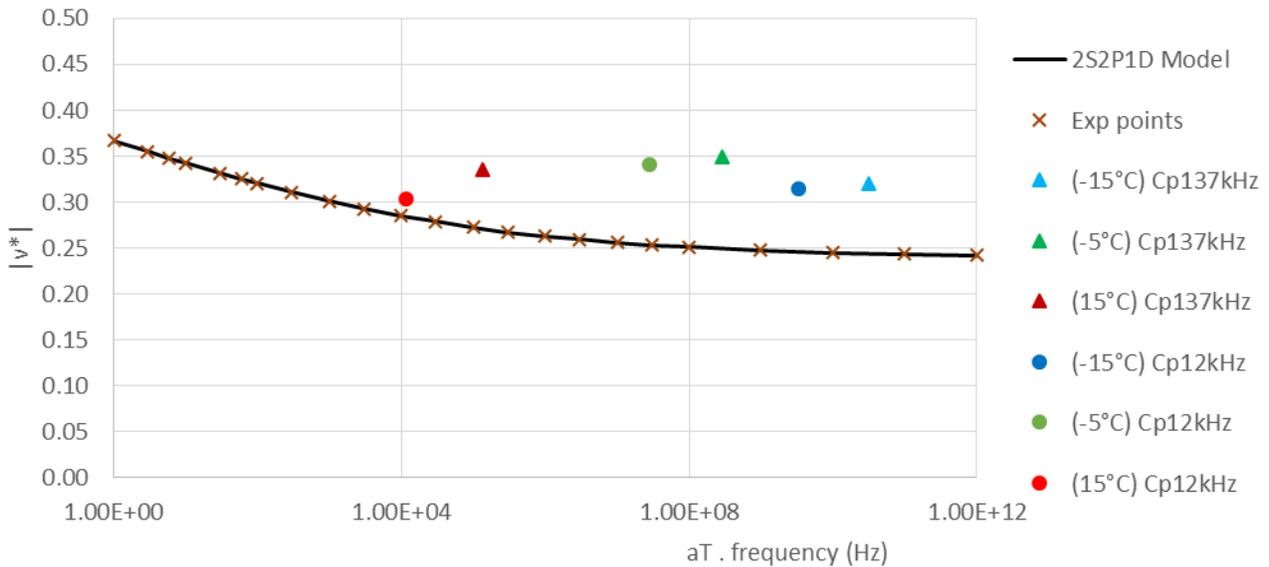


Figure C-20. Echantillon LH70-1-1-8, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

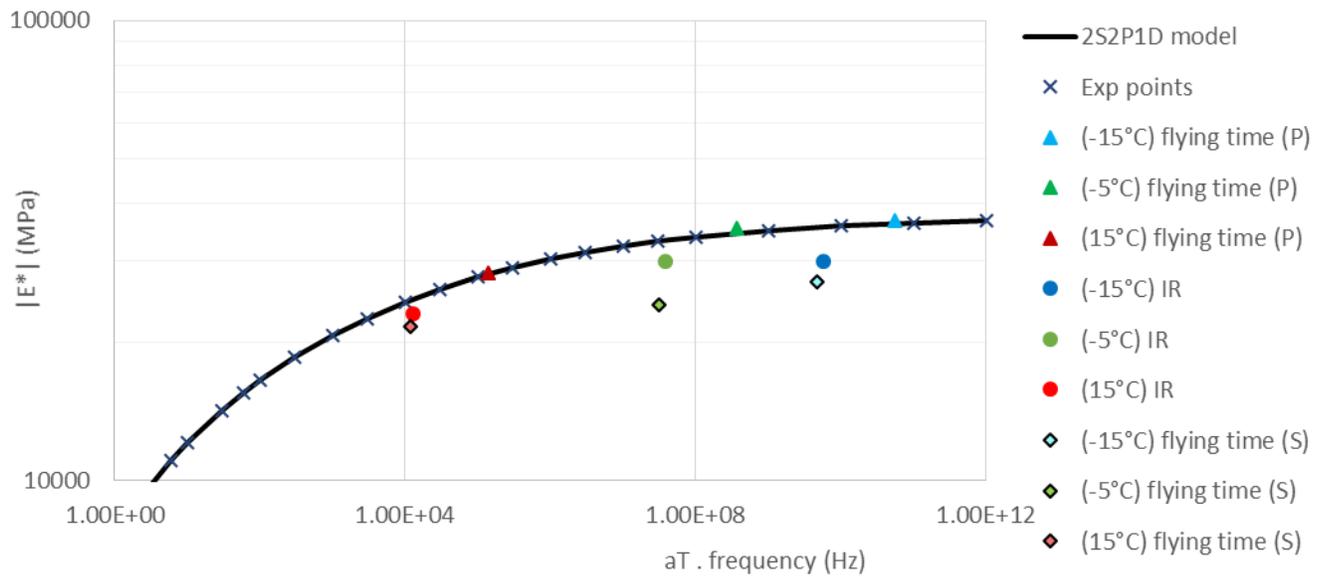


Figure C-21. Echantillon SH70-1-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

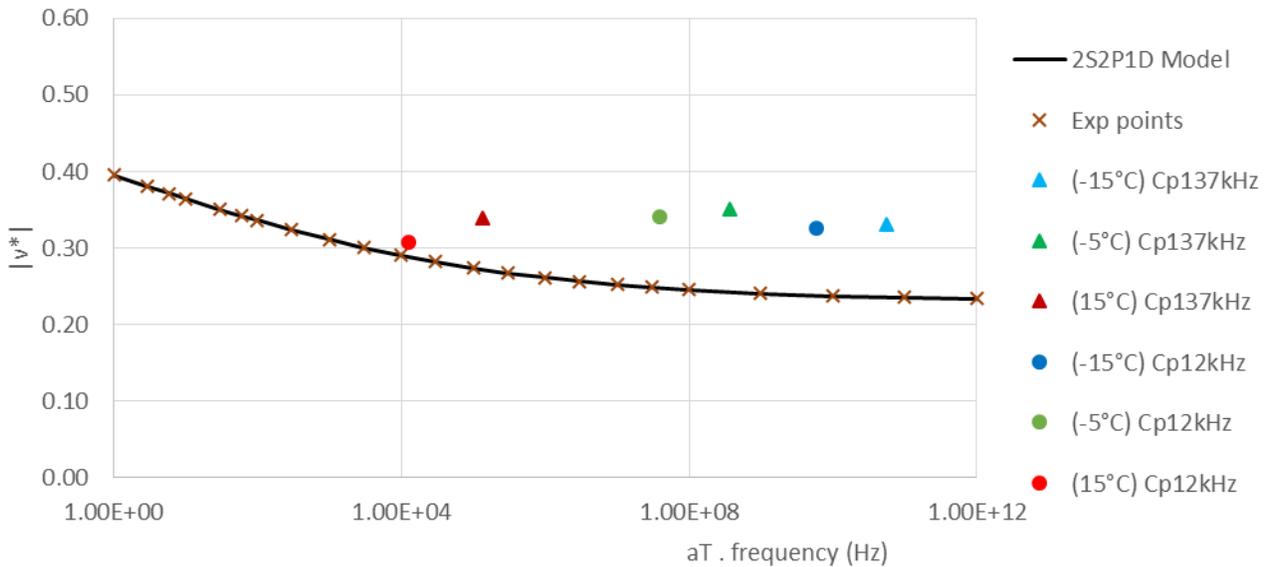


Figure C-22. Echantillon SH70-1-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

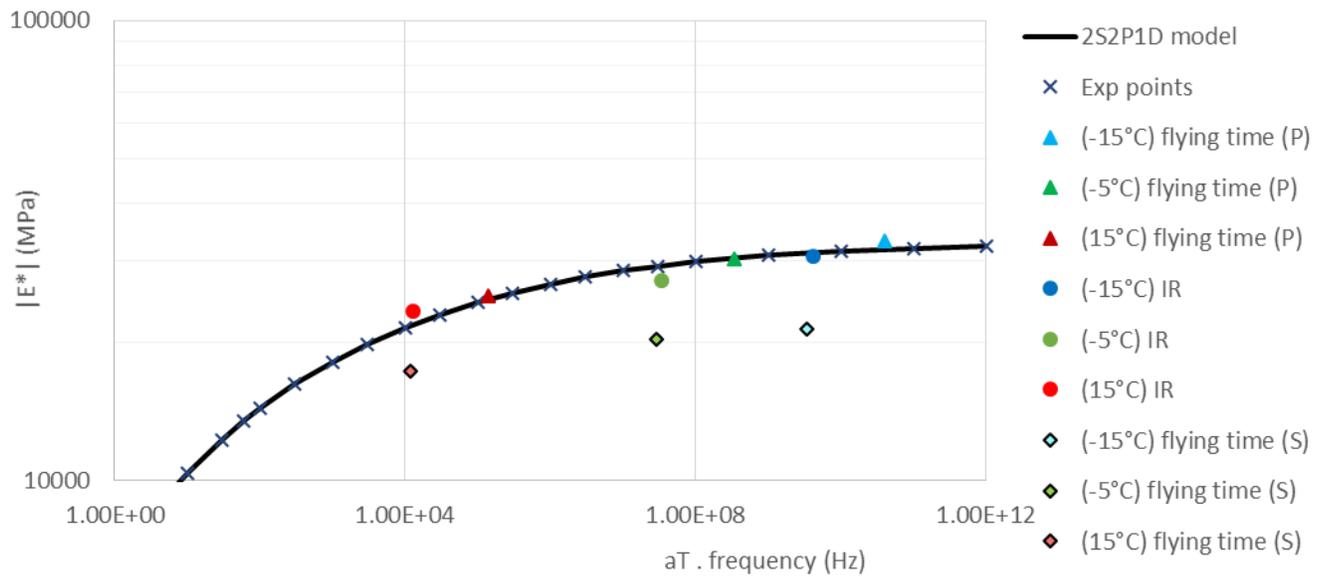


Figure C-23. Echantillon SH70-1-1-7, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

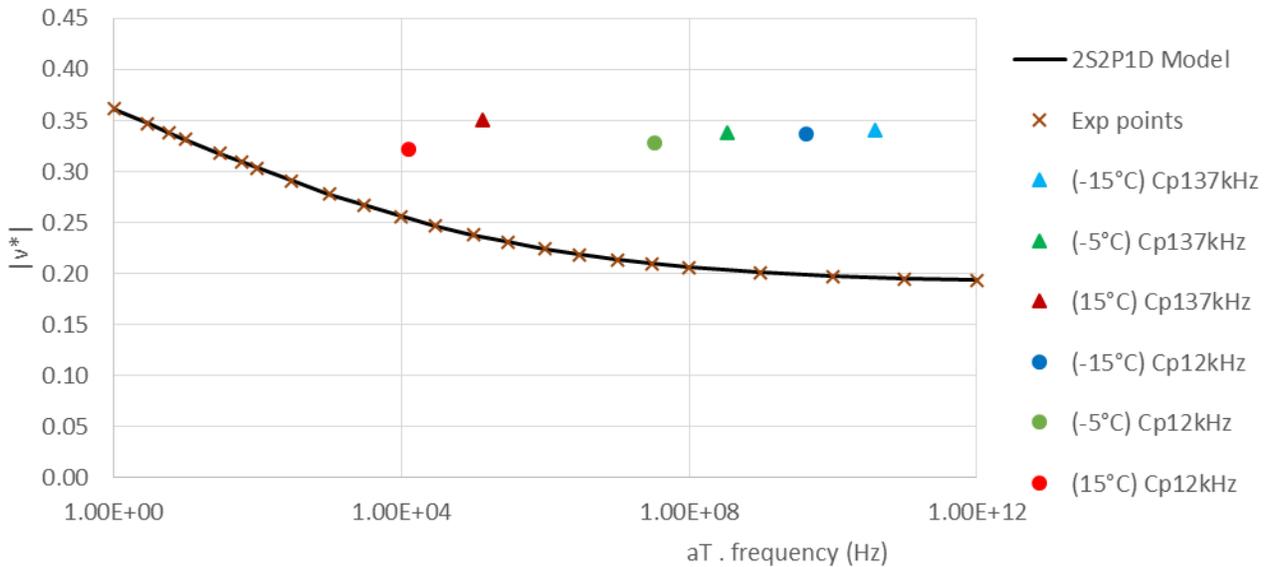


Figure C-24. Echantillon SH70-1-1-7, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

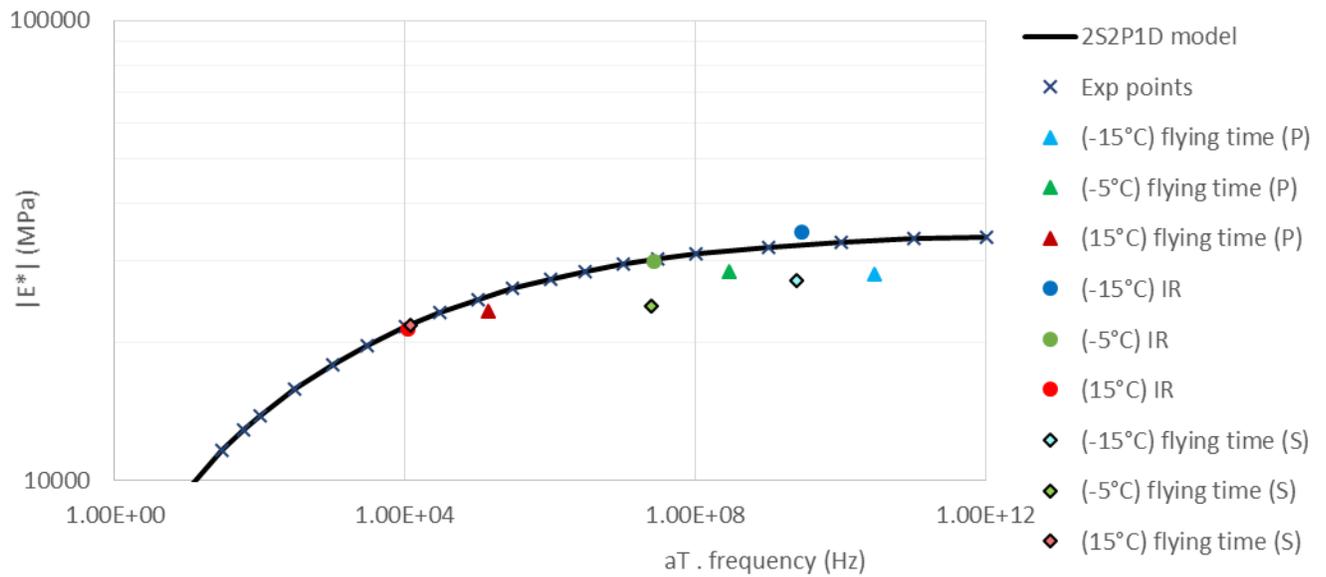


Figure C-25. Echantillon LH70-3-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

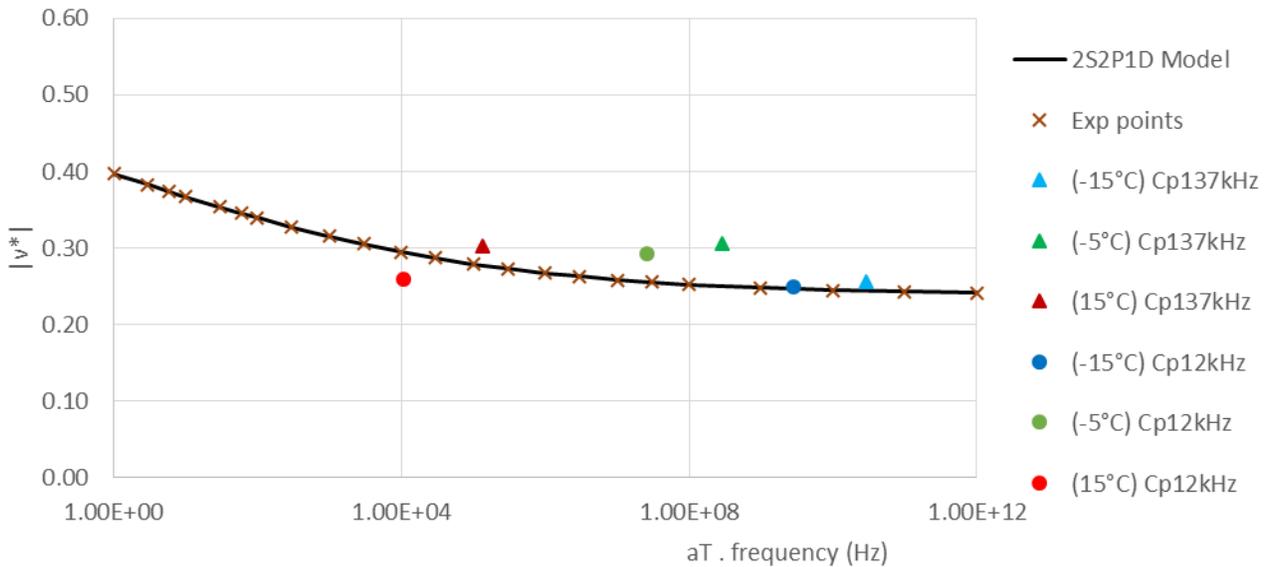


Figure C-26. Echantillon LH70-3-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

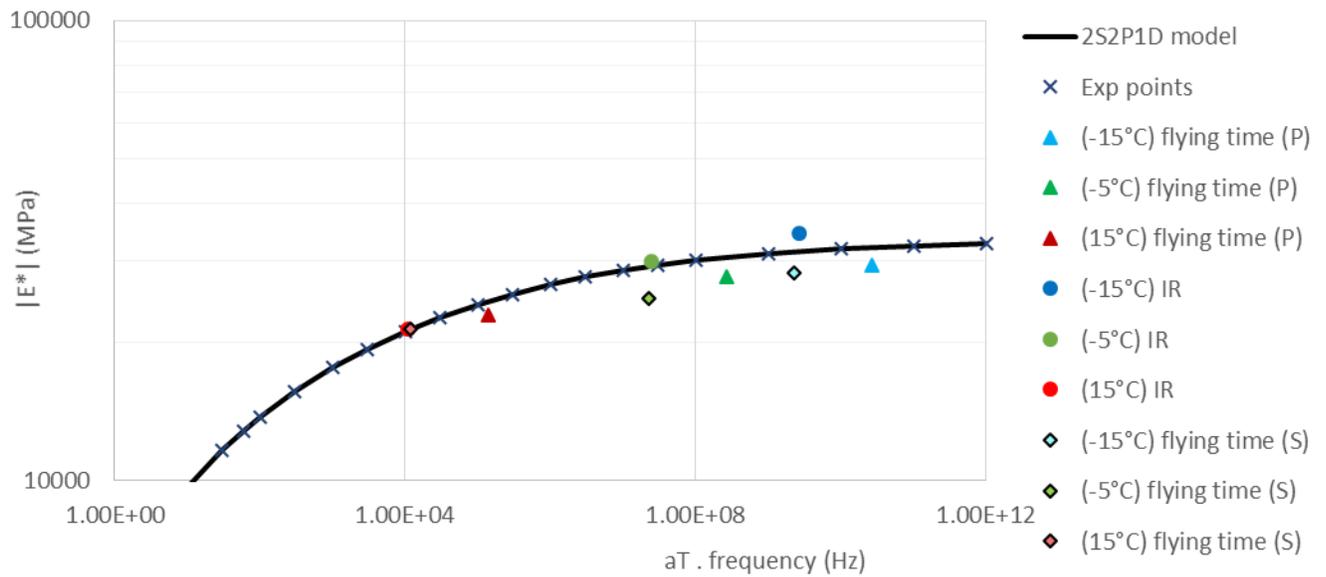


Figure C-27. Echantillon LH70-3-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

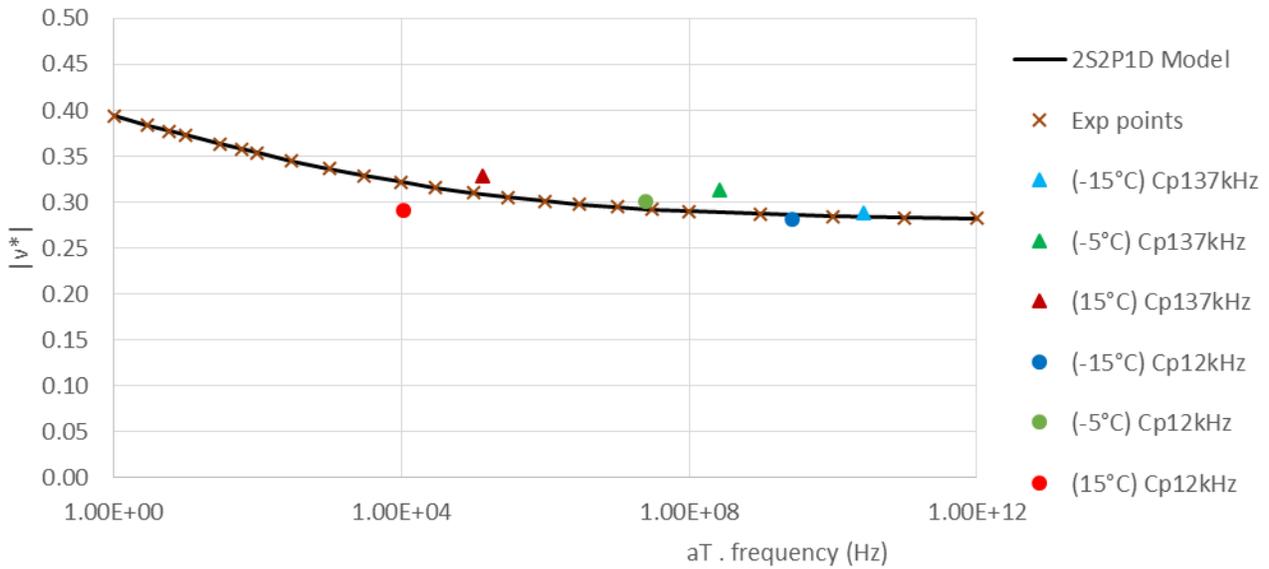


Figure C-28. Echantillon LH70-3-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

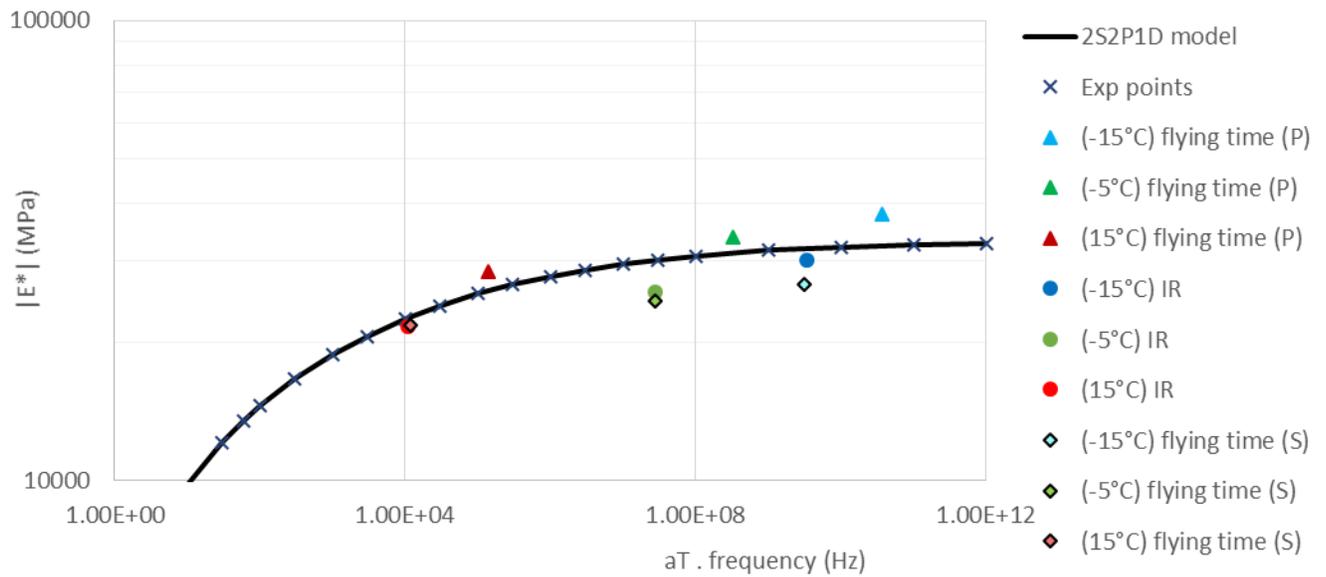


Figure C-29. Echantillon LWF0-0-1-5, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

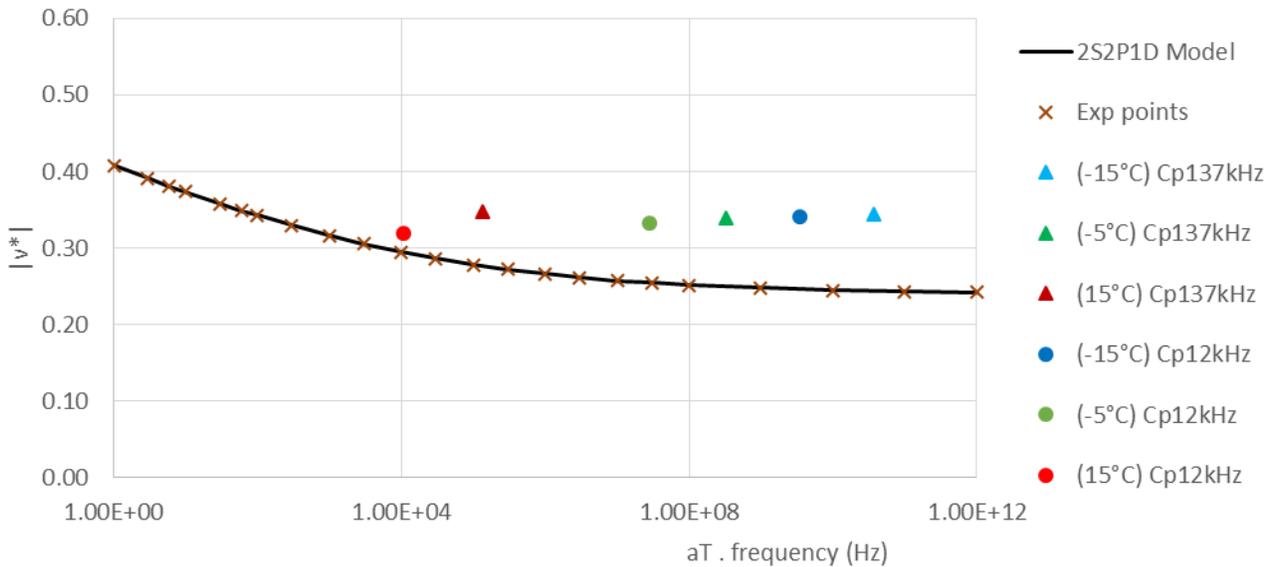


Figure C-30. Echantillon LWF0-0-1-5, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

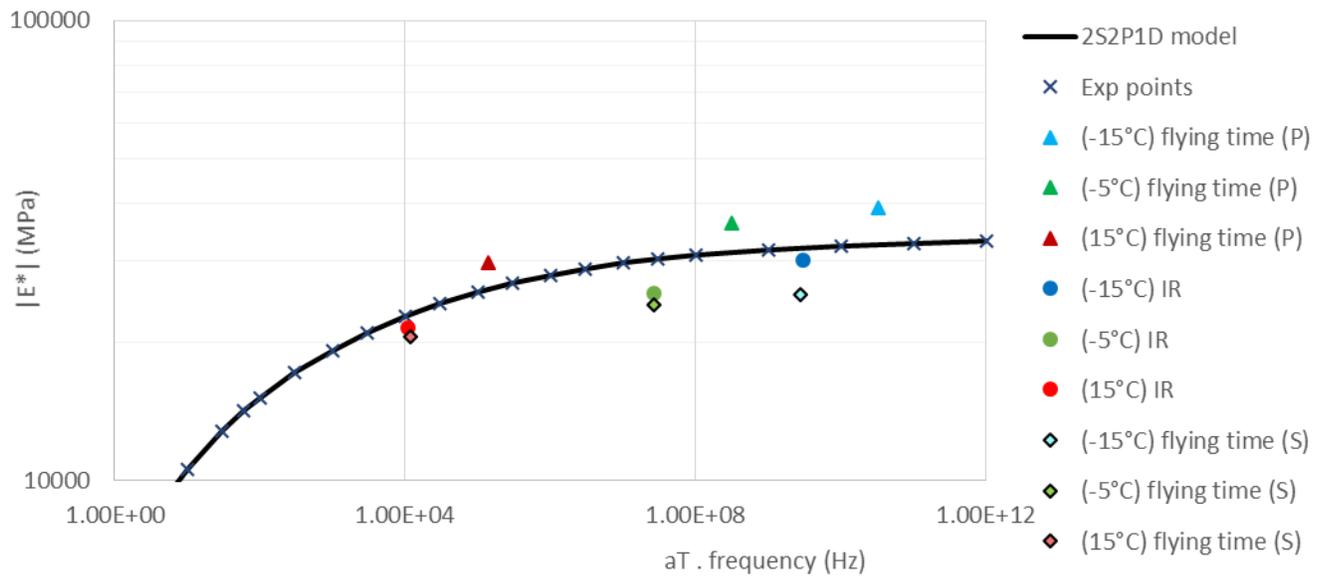


Figure C-31. Echantillon LWF0-0-1-8, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

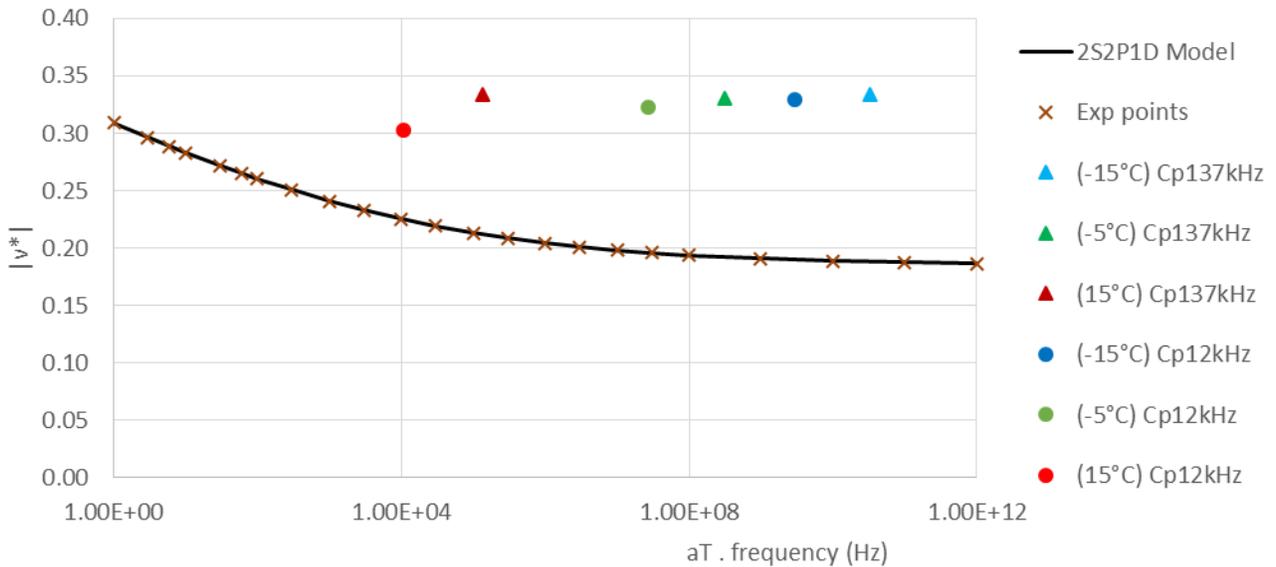


Figure C-32. Echantillon LWF0-0-1-8, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

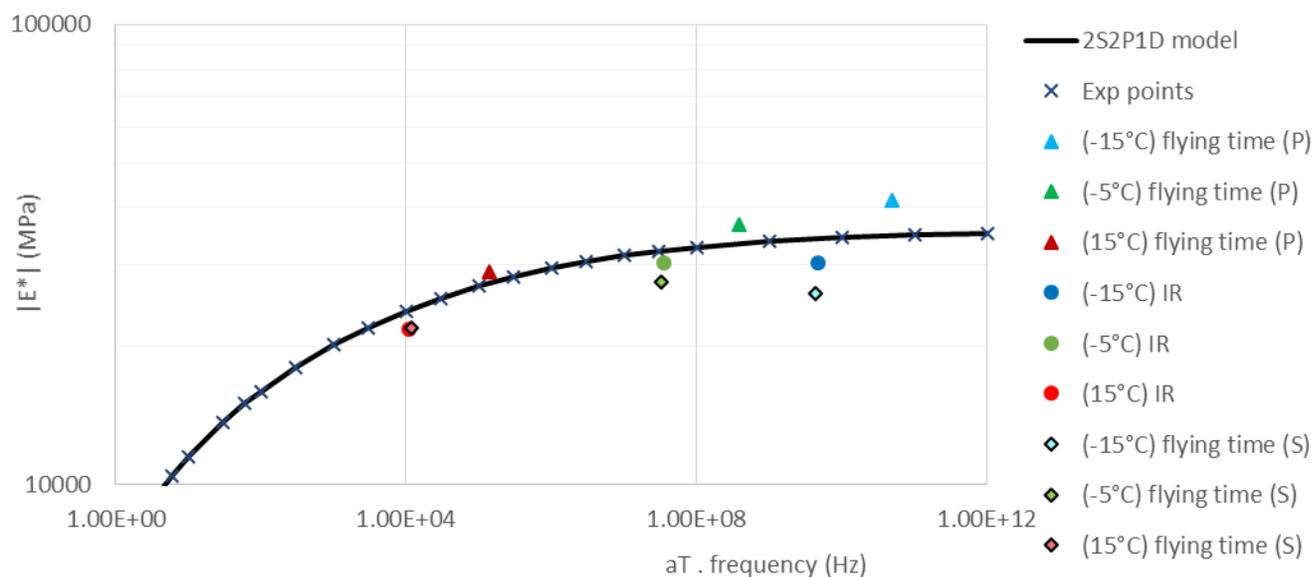


Figure C-33. Echantillon LWF40-1-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

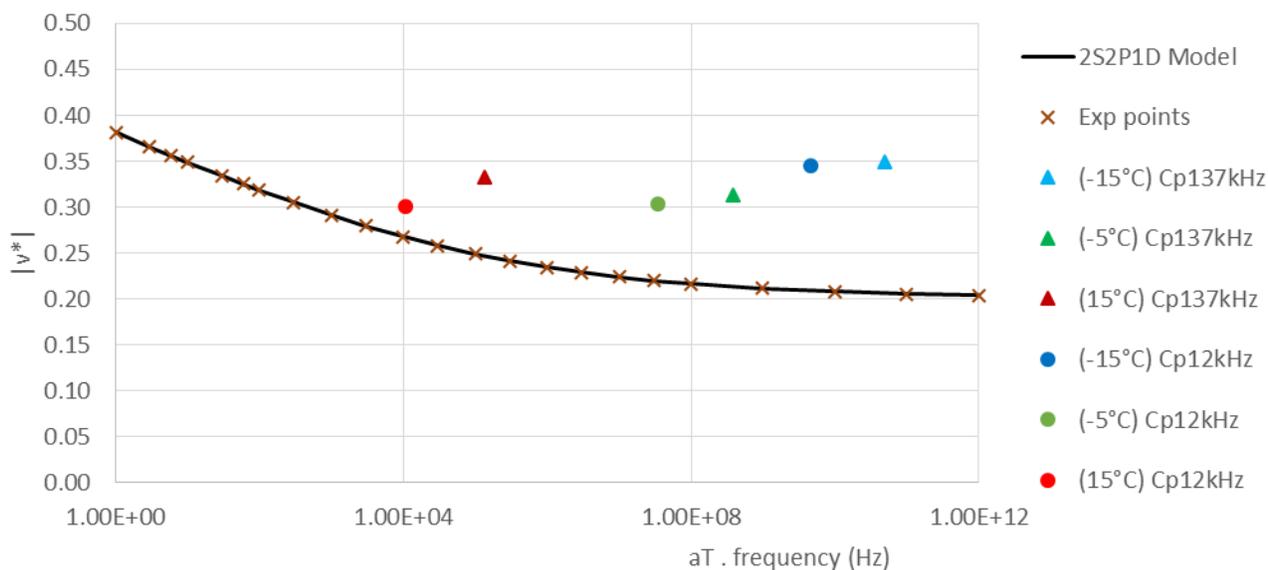


Figure C-34. Echantillon LWF40-1-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

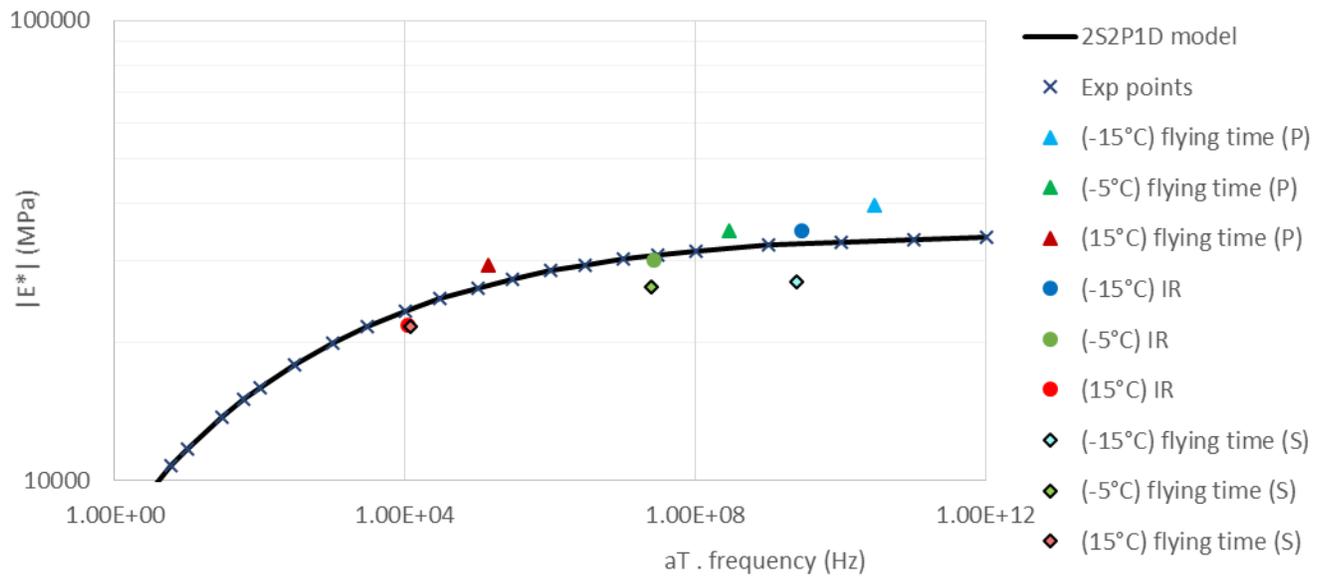


Figure C-35. Echantillon LWF40-1-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

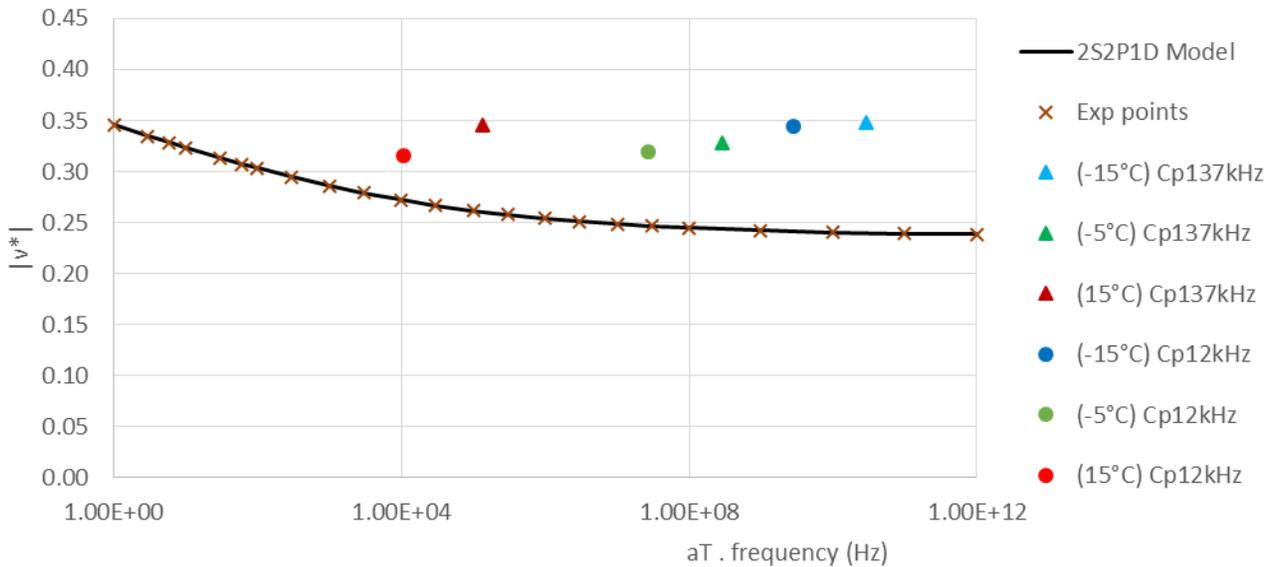


Figure C-36. Echantillon LWF40-1-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef- ficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

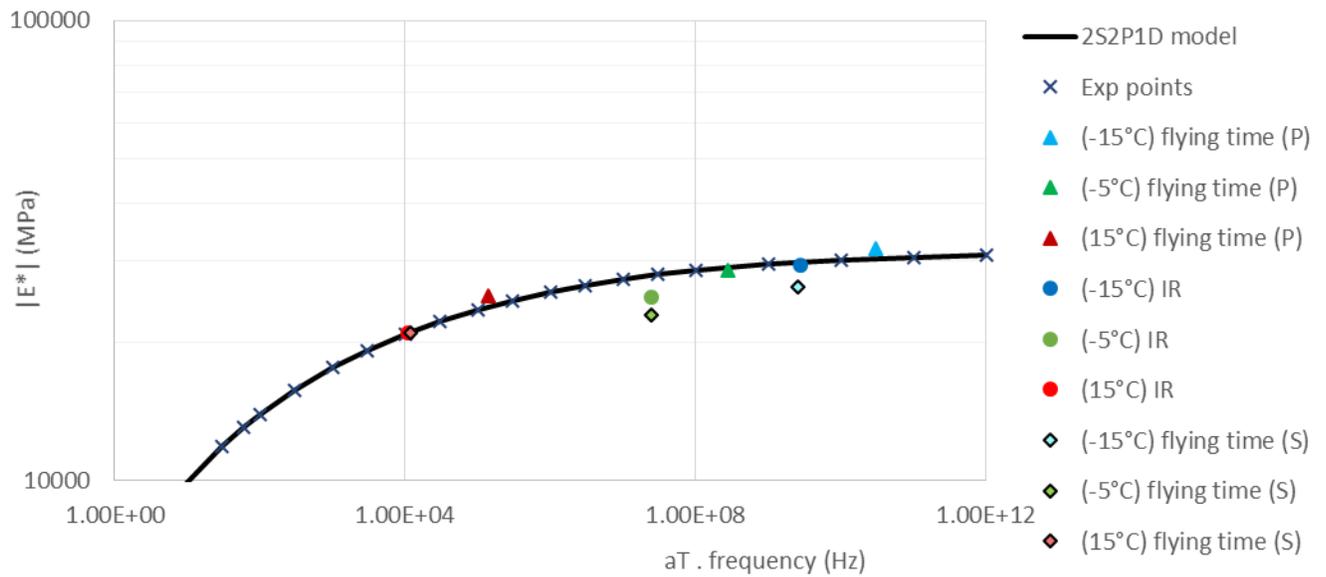


Figure C-37. Echantillon SWF40-1-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

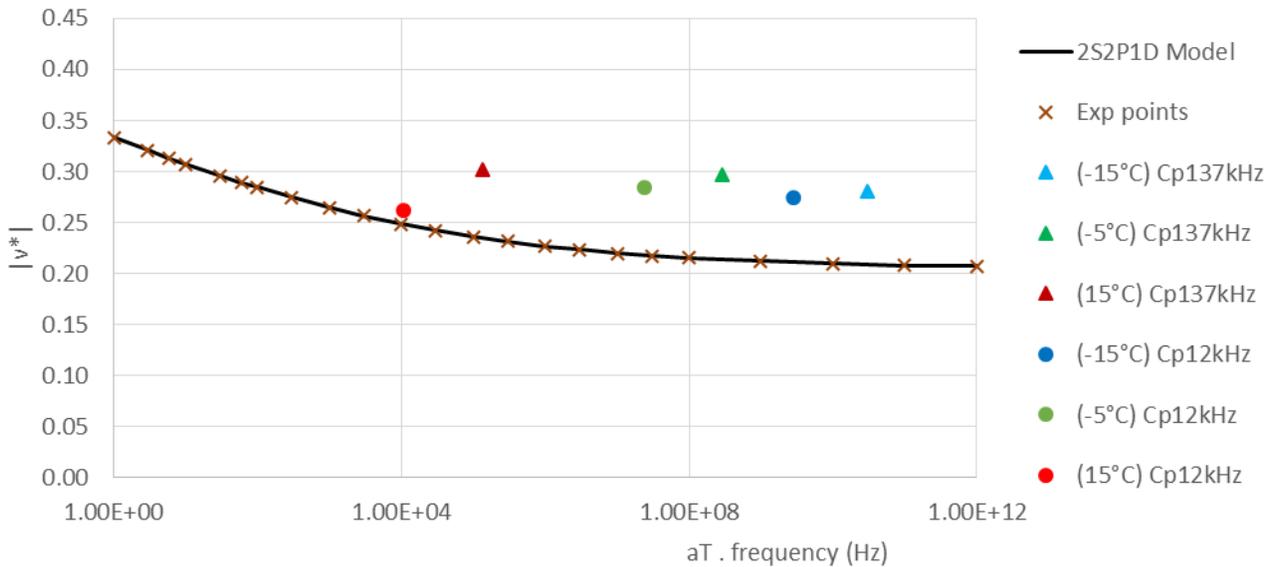


Figure C-38. Echantillon SWF40-1-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coefficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

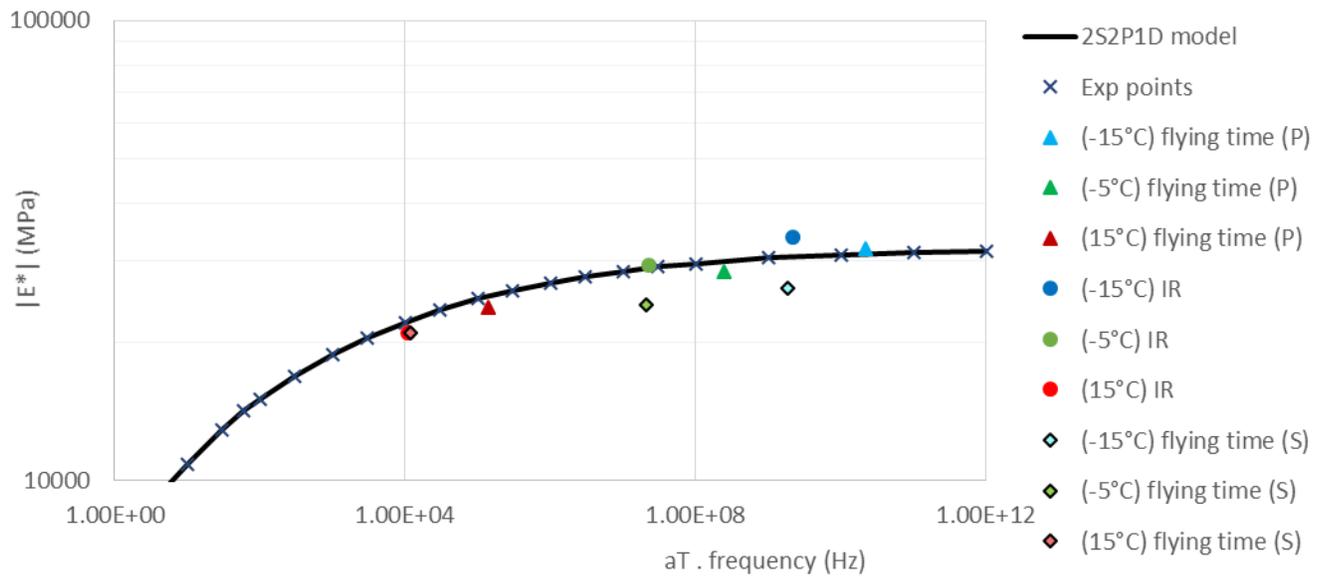


Figure C-39. Echantillon SWF40-1-1-8, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

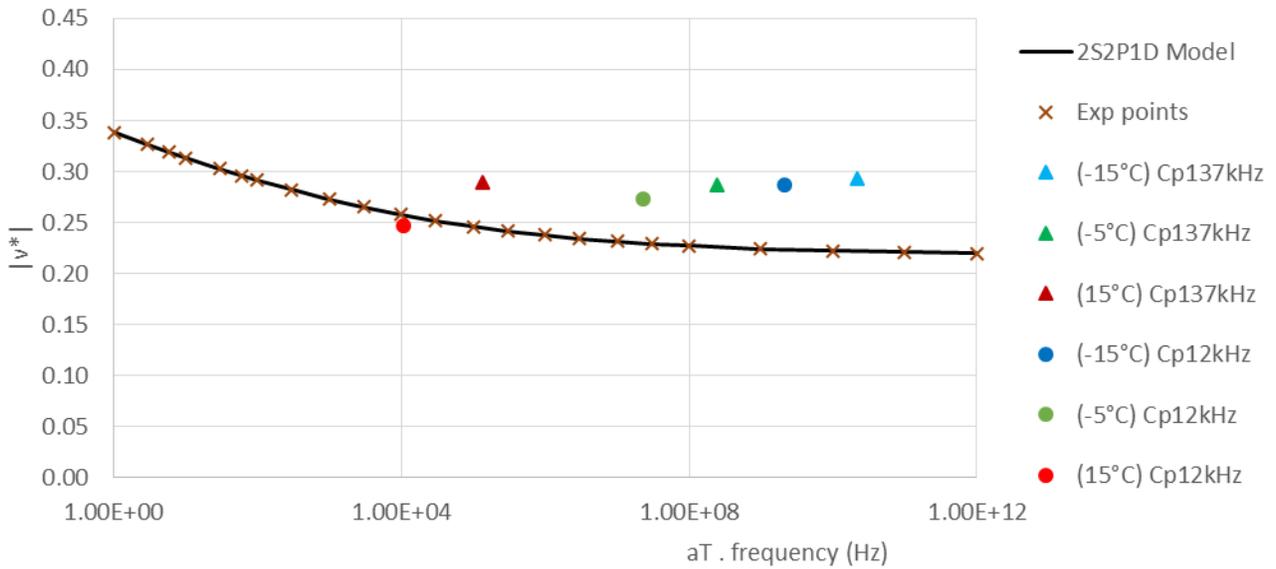


Figure C-40. Echantillon SWF40-1-1-8, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poison de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

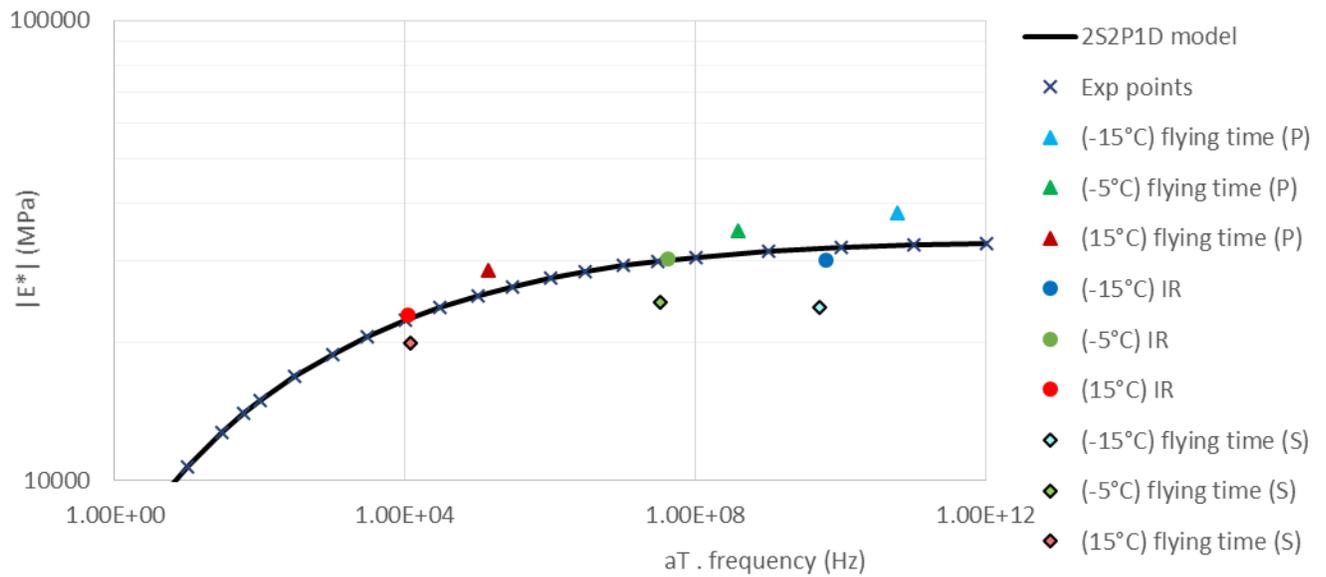


Figure C-41. Echantillon LWF40-2-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

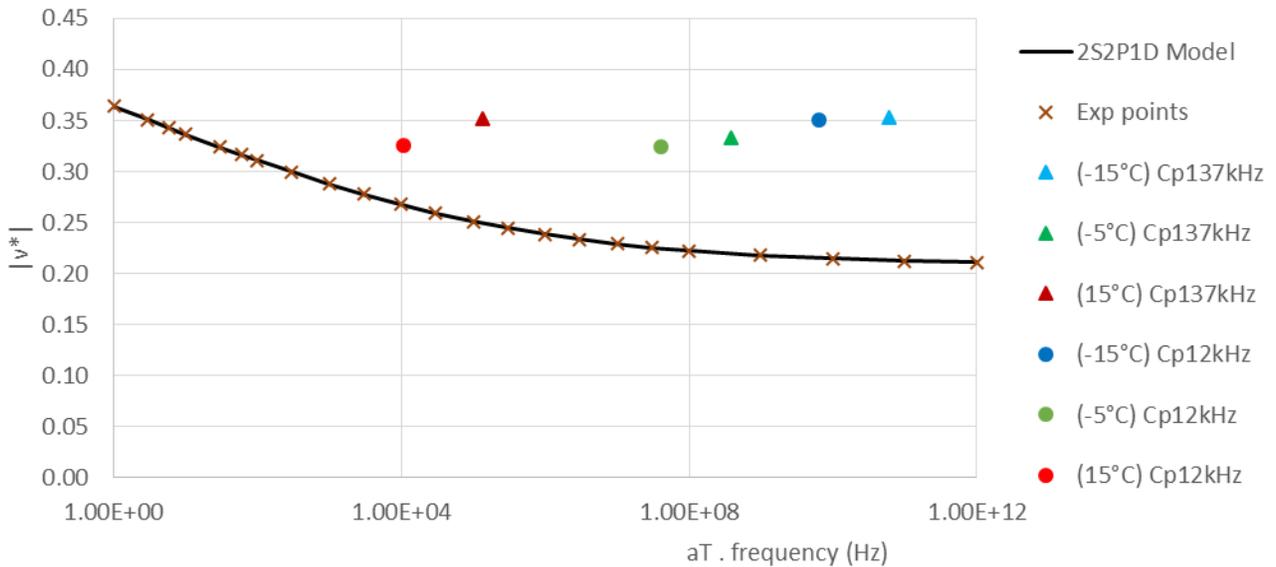


Figure C-42. Echantillon LWF40-2-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poison de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

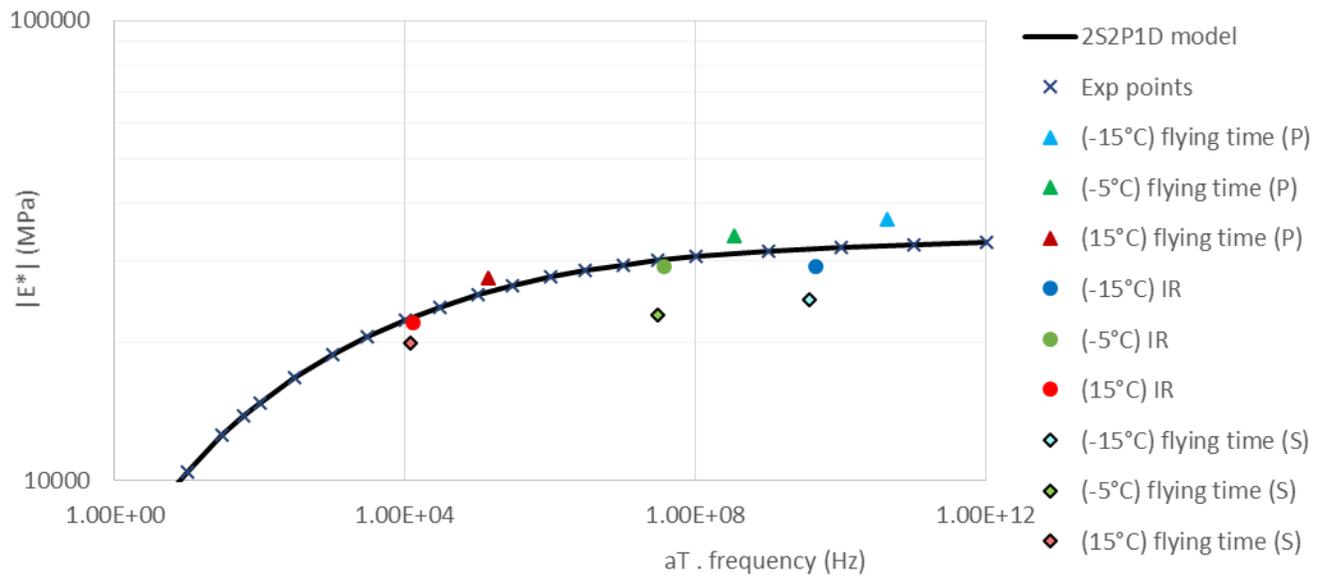


Figure C-43. Echantillon LWF40-2-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

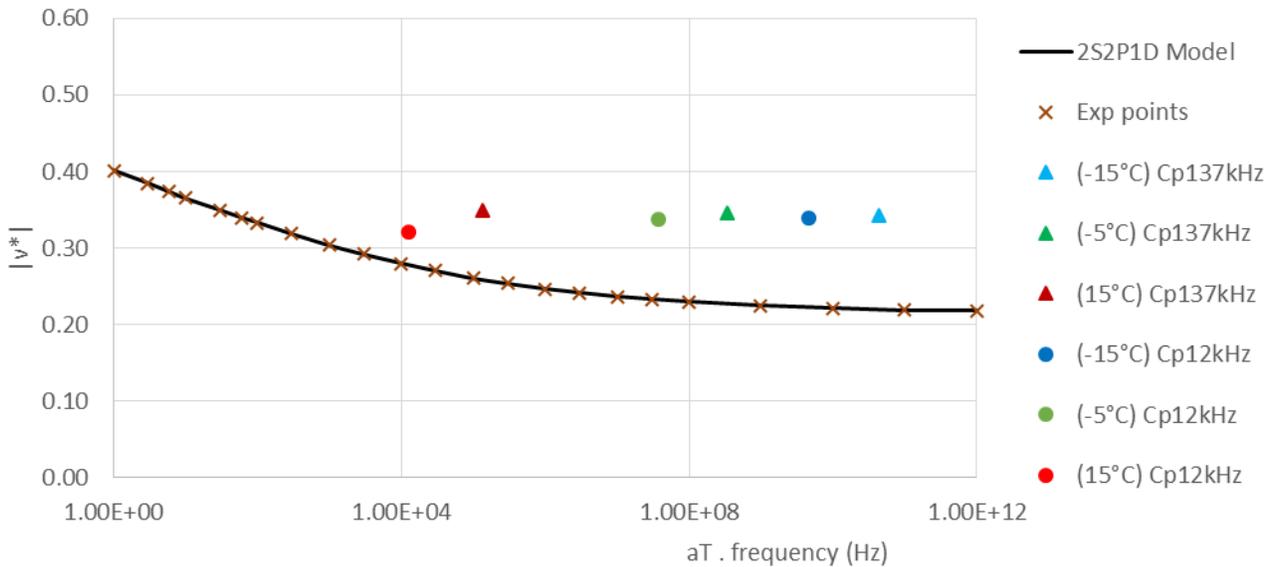


Figure C-44. Echantillon LWF40-2-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poison de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

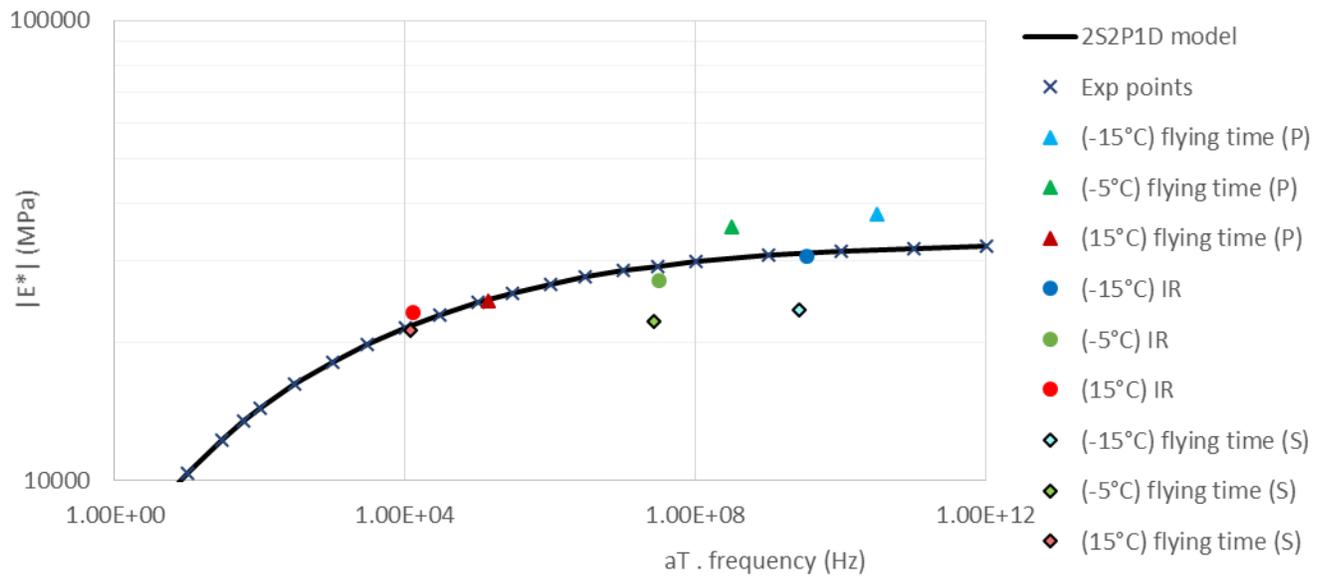


Figure C-45. Echantillon LWF70-1-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

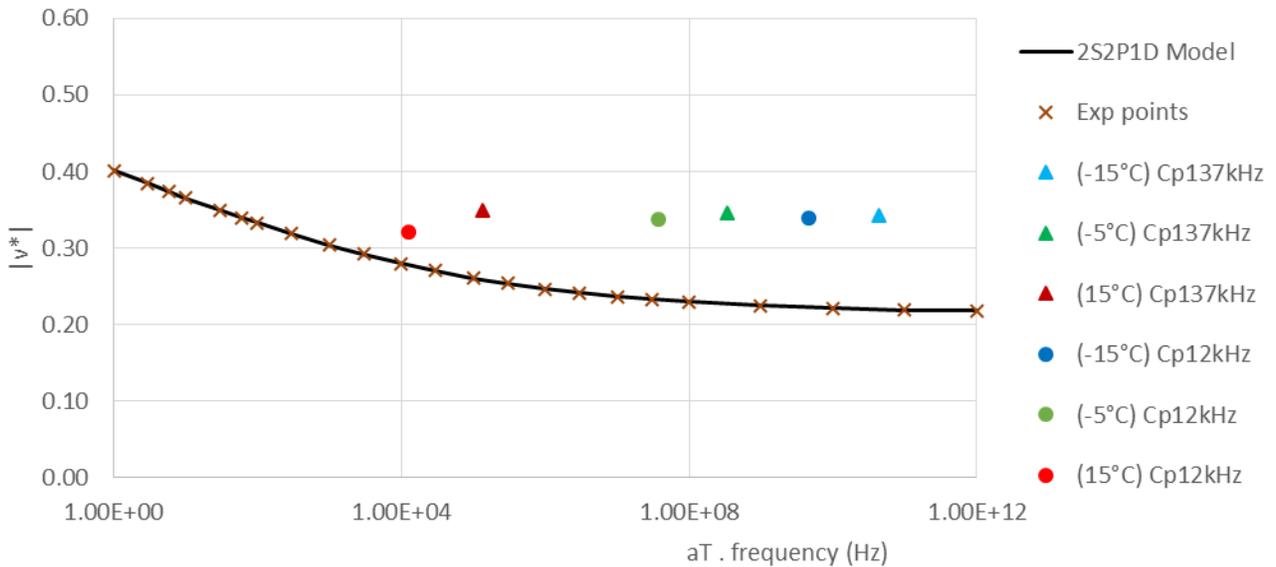


Figure C-46. Echantillon LWF70-1-1-2, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef- ficient de poison de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

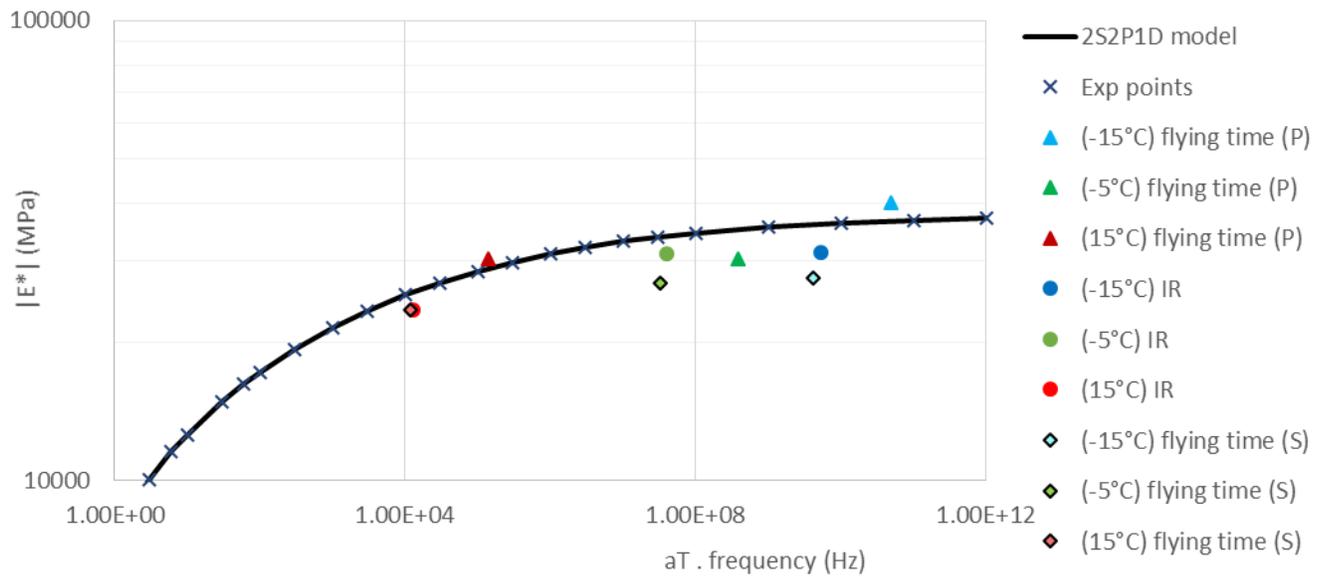


Figure C-47. Echantillon LWF70-1-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

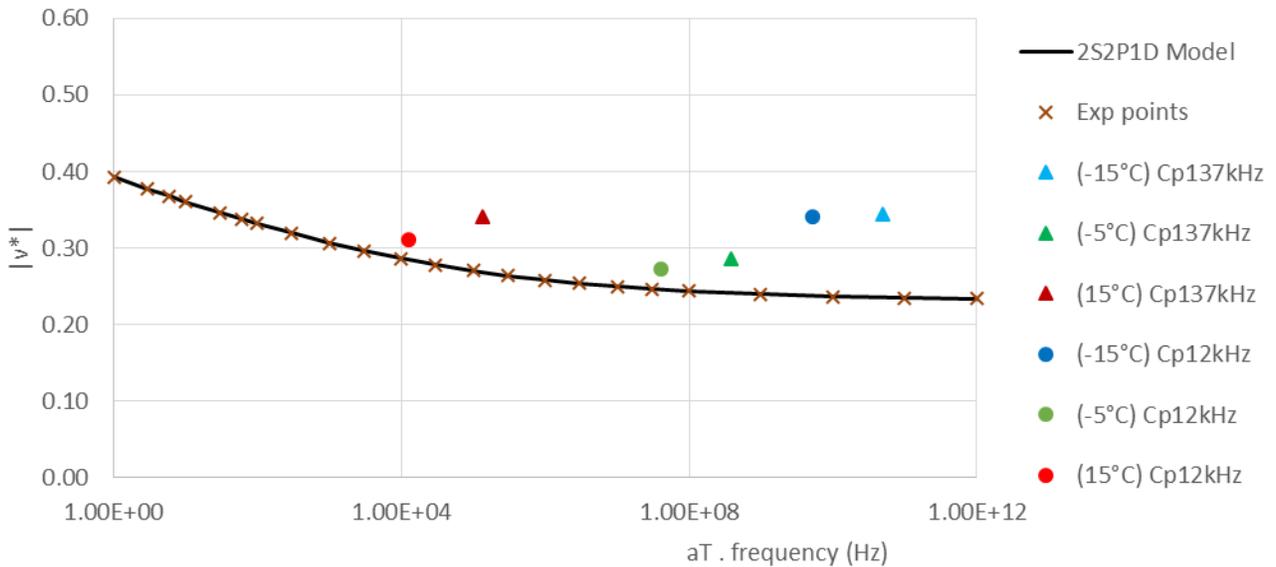


Figure C-48. Echantillon LWF70-1-1-3, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef- ficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

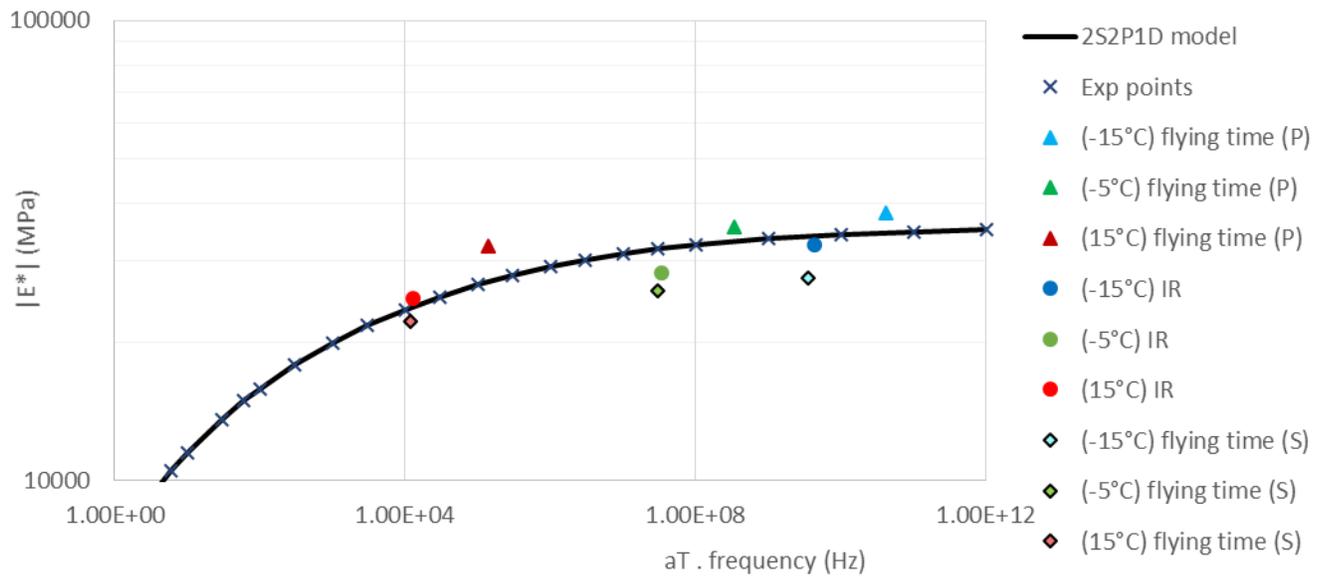


Figure C-49. Echantillon SWF70-1-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

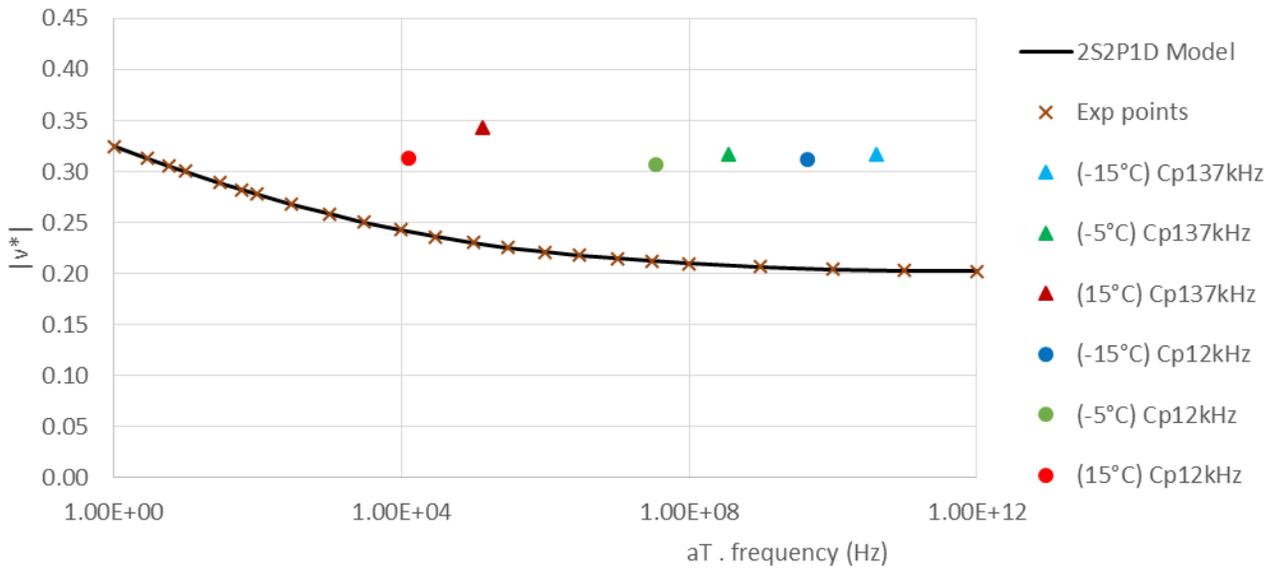


Figure C-50. Echantillon SWF70-1-1-6, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poison de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

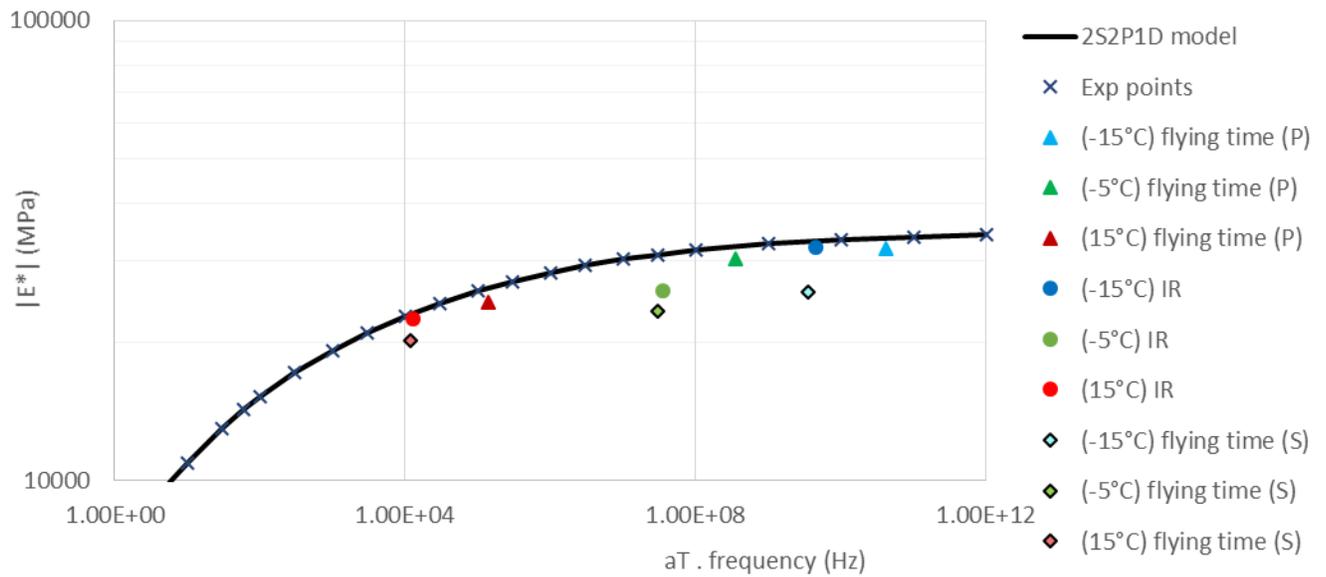


Figure C-51. Echantillon SWF70-1-1-7, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

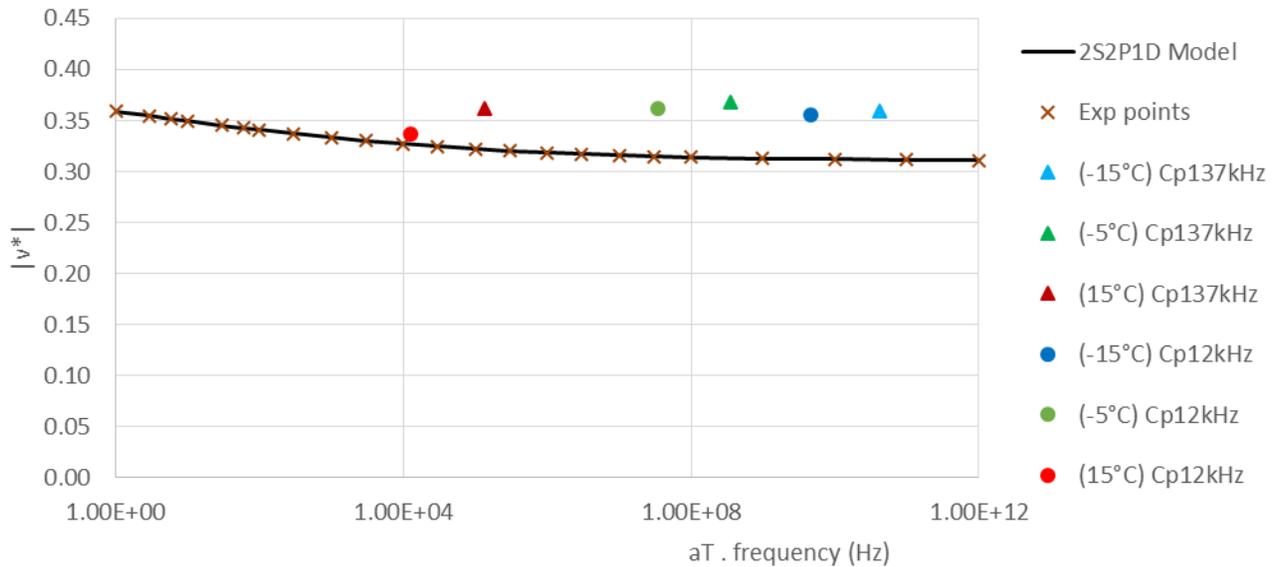


Figure C-52. Echantillon SWF70-1-1-7, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

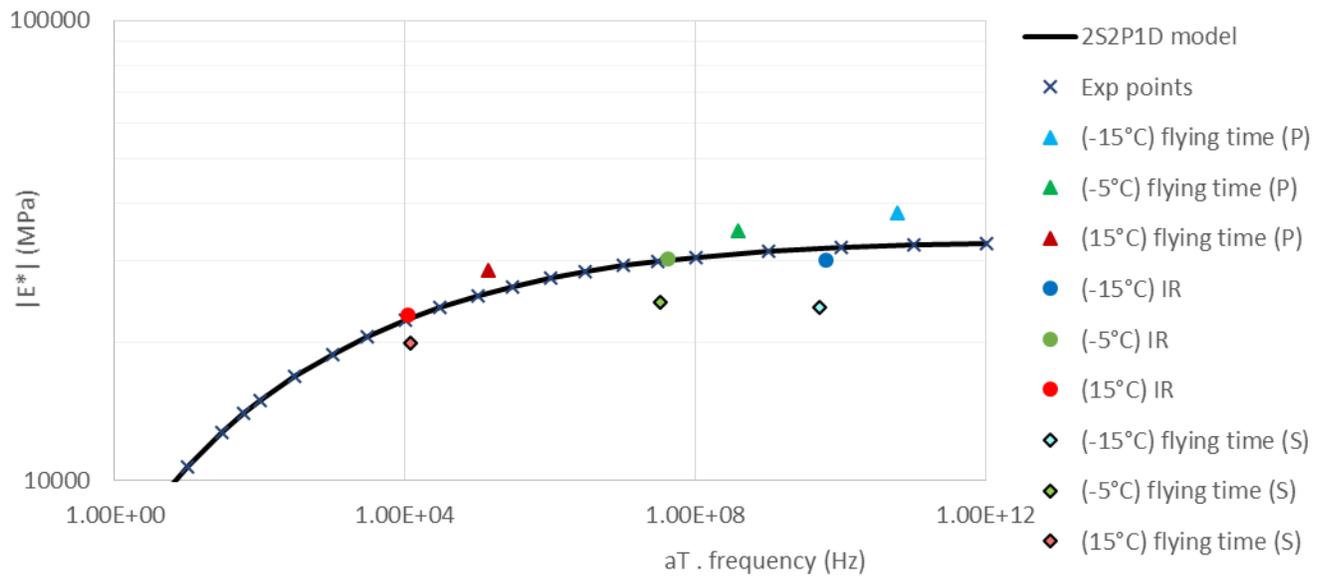


Figure C-53. Echantillon LWF70-3-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

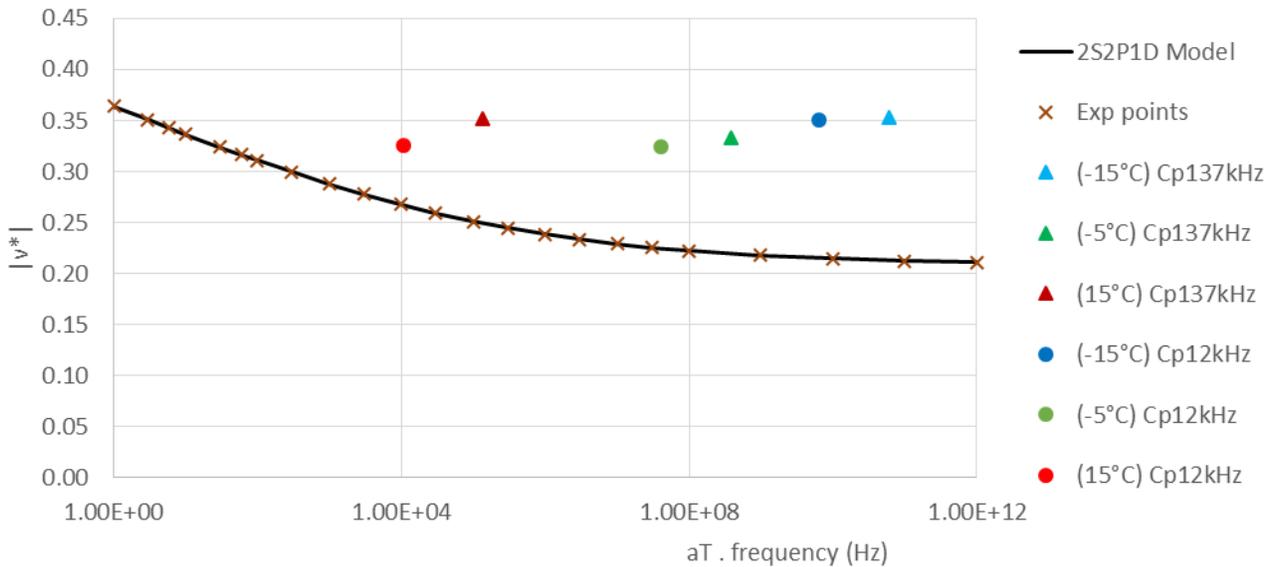


Figure C-54. Echantillon LWF70-3-1-1, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef-ficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

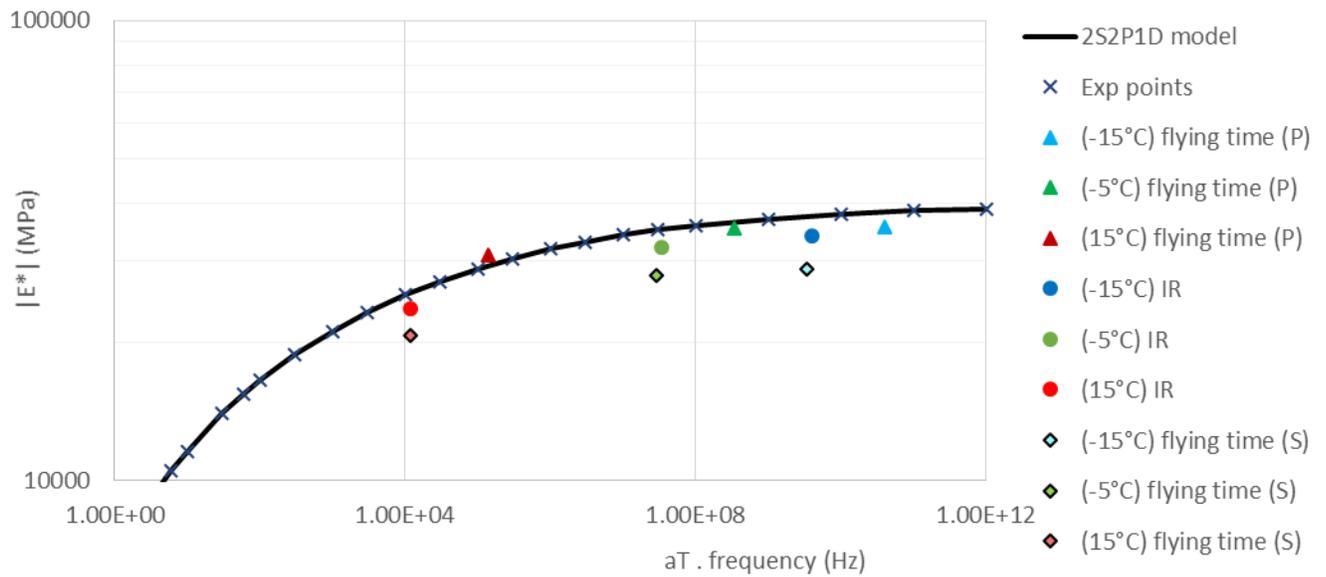


Figure C-55. Echantillon LWF70-3-1-4, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de norme du module complexe et modèle 2S2P1D

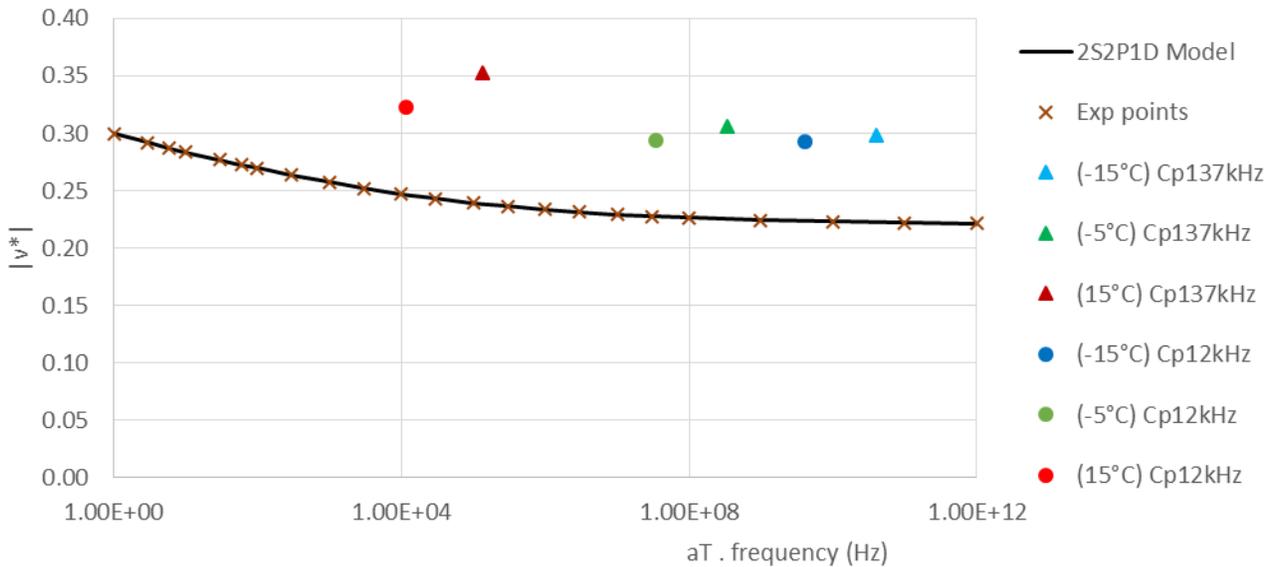


Figure C-56. Echantillon LWF70-3-1-4, résultat de l'essai de propagation d'ondes sur courbe maitresse de coef- ficient de poisson de Poisson complexe et modèle 2S2P1D

D. ANNEXE

Résultats des essais de TSRST

D.1 Evolution de courbes de contrainte et déformation radiale en fonction de la température

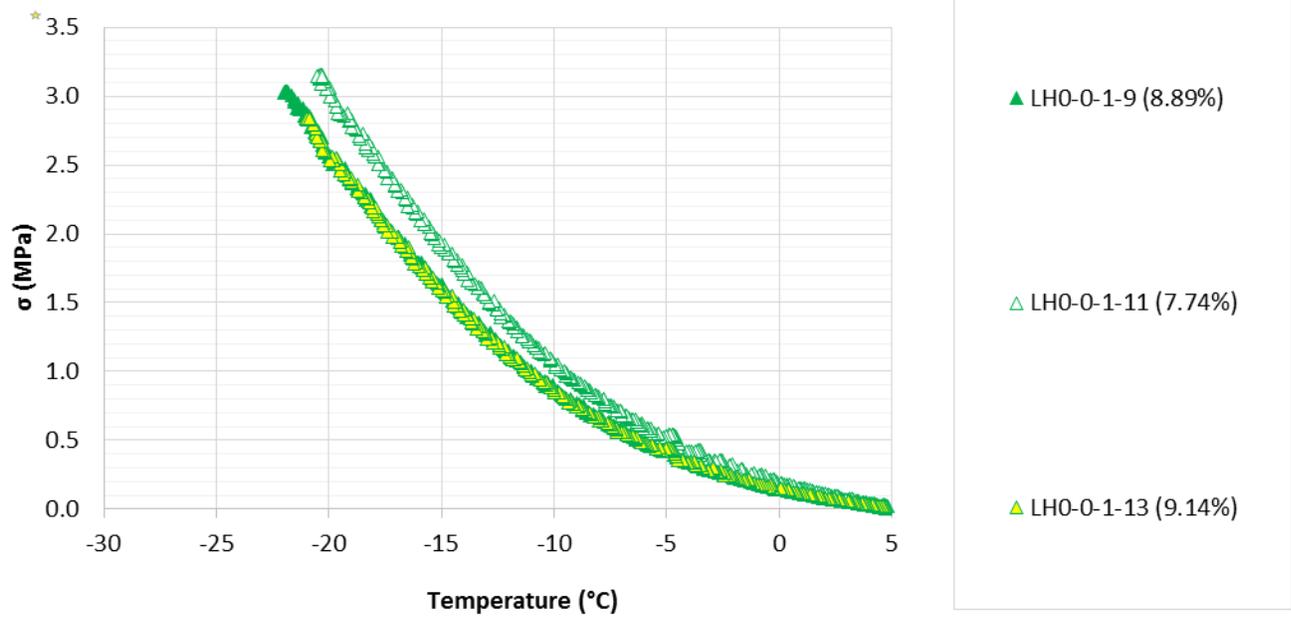


Figure D-1. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LH0-0

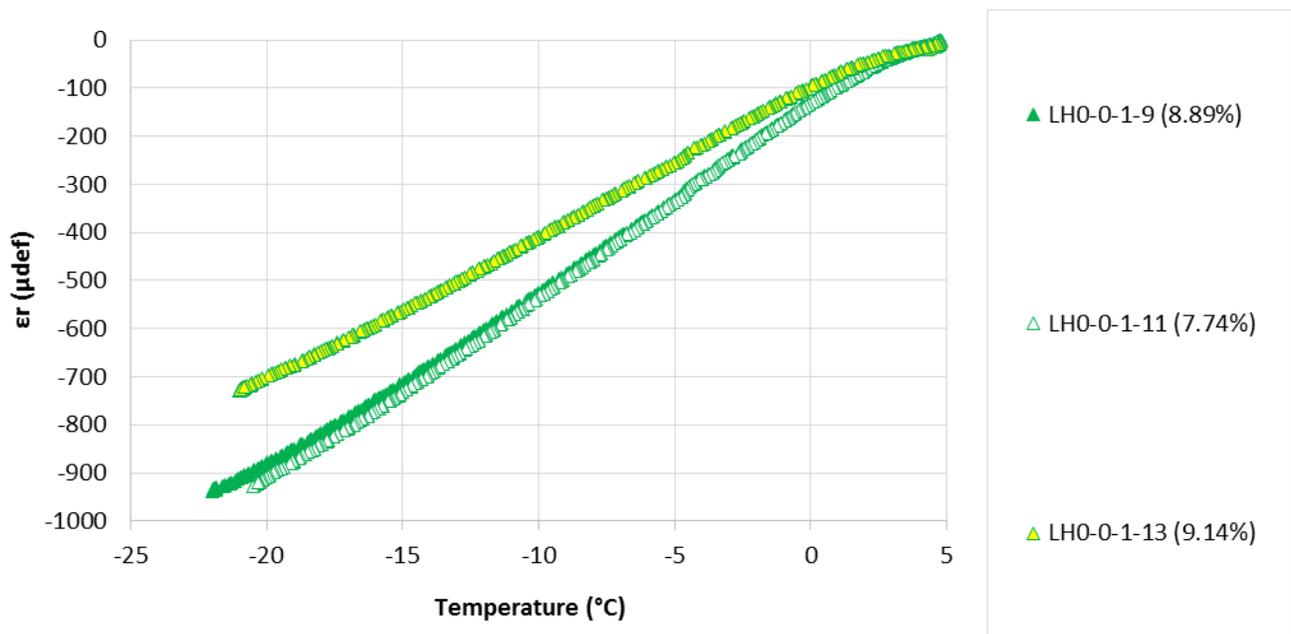


Figure D-2. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LH0-0

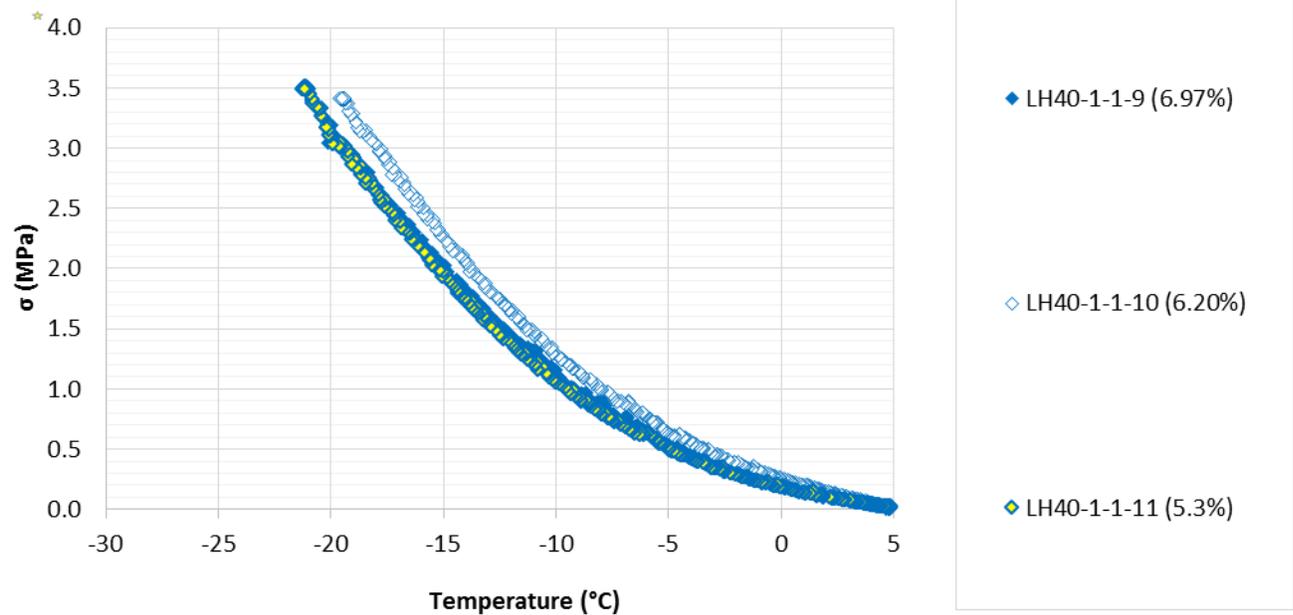


Figure D-3. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LH40-1

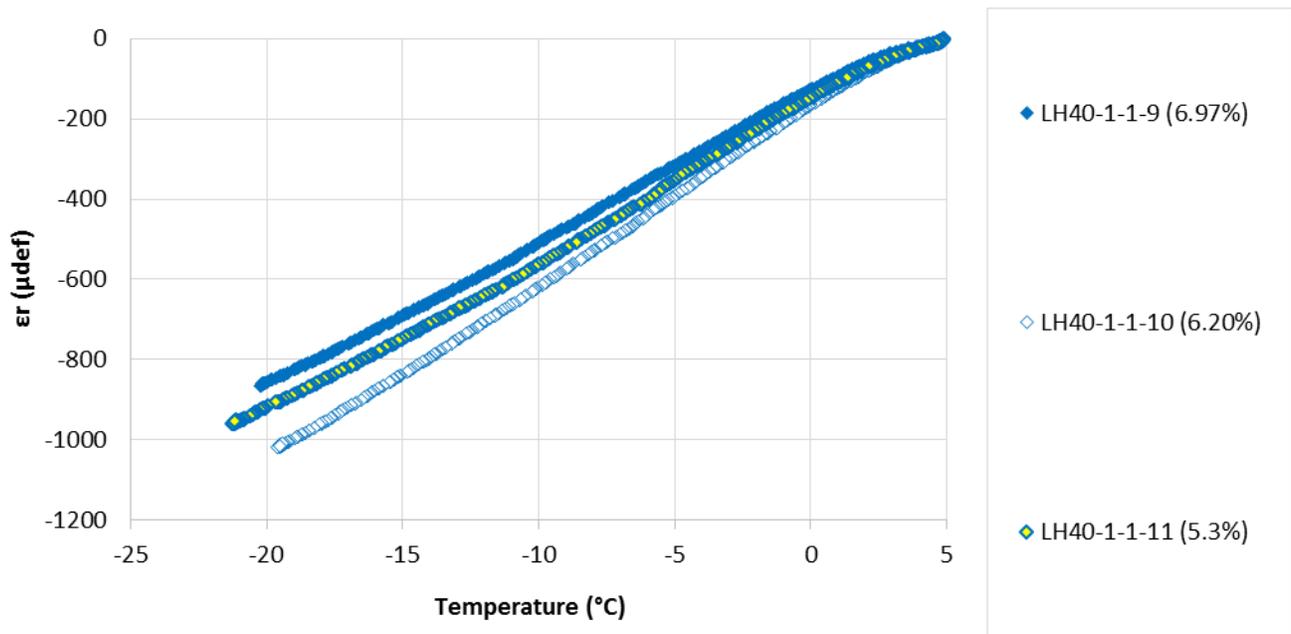


Figure D-4. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LH40-1

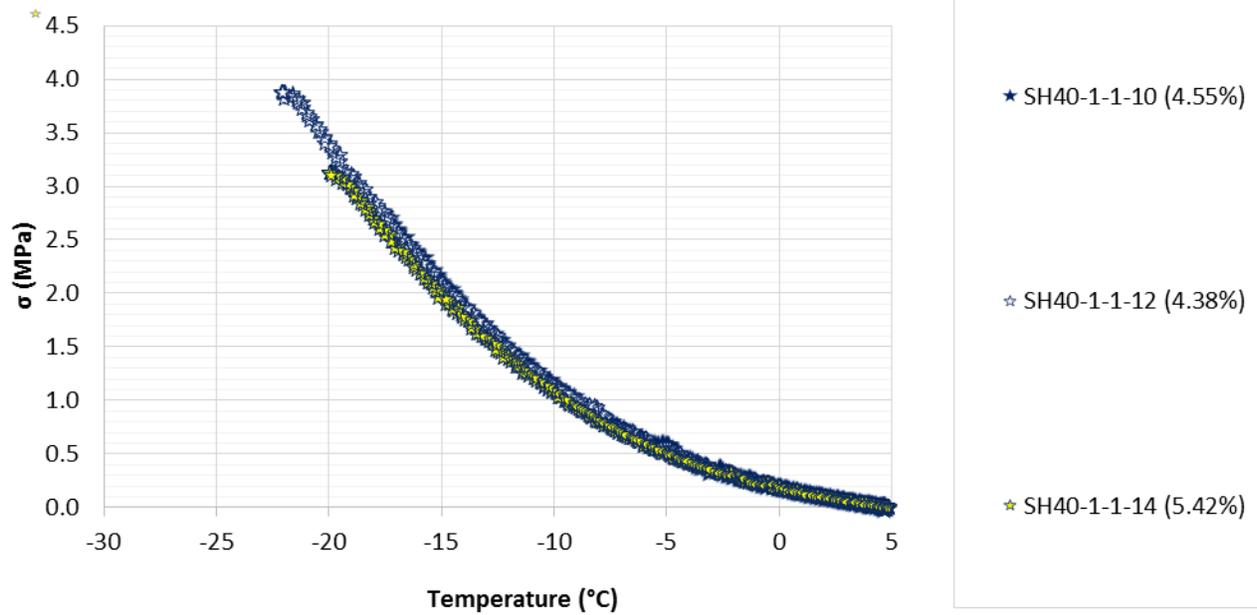


Figure D-5. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé SH40-1

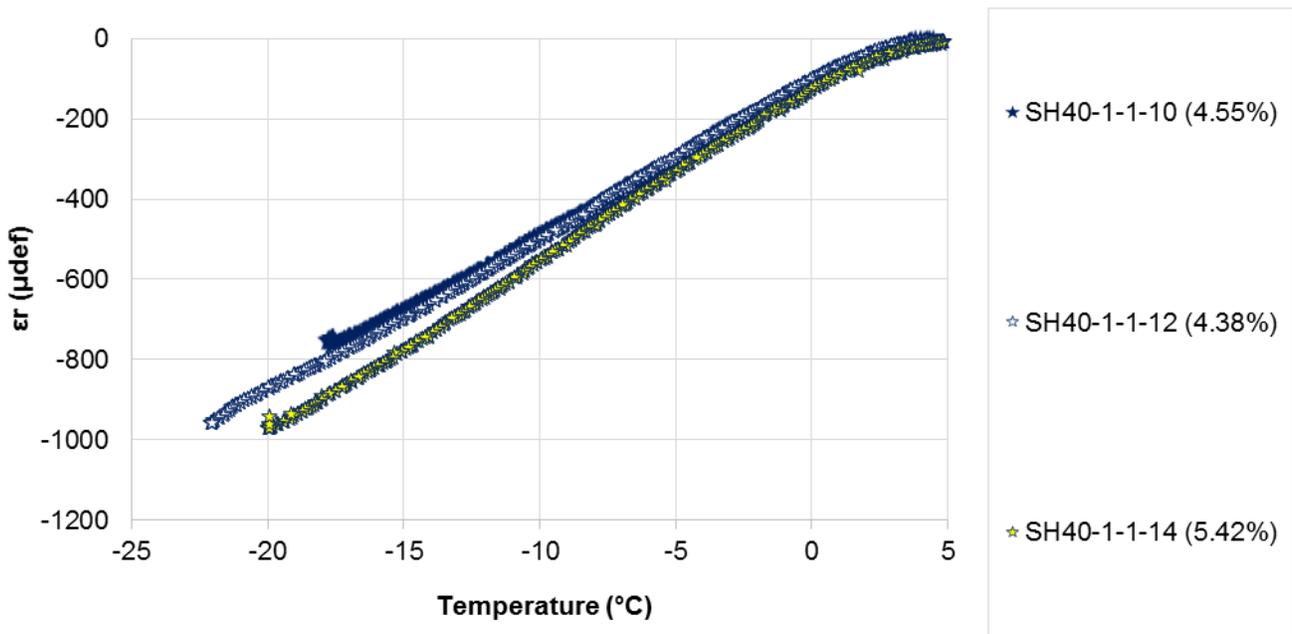


Figure D-6. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé SH40-1

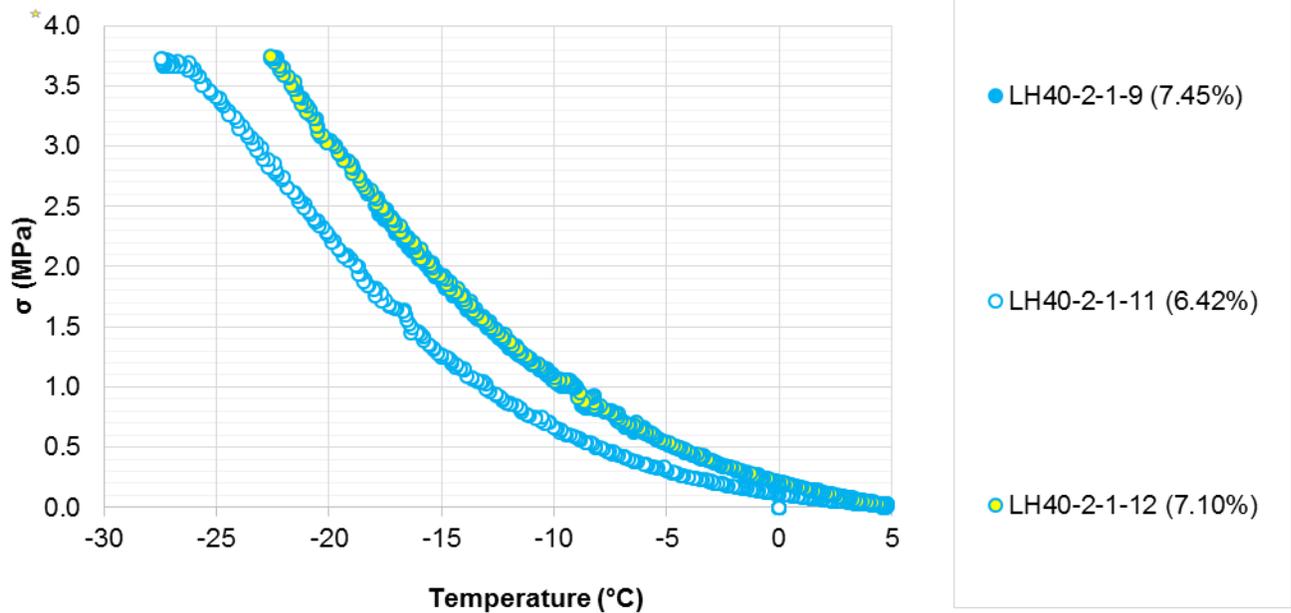


Figure D-7. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LH40-2

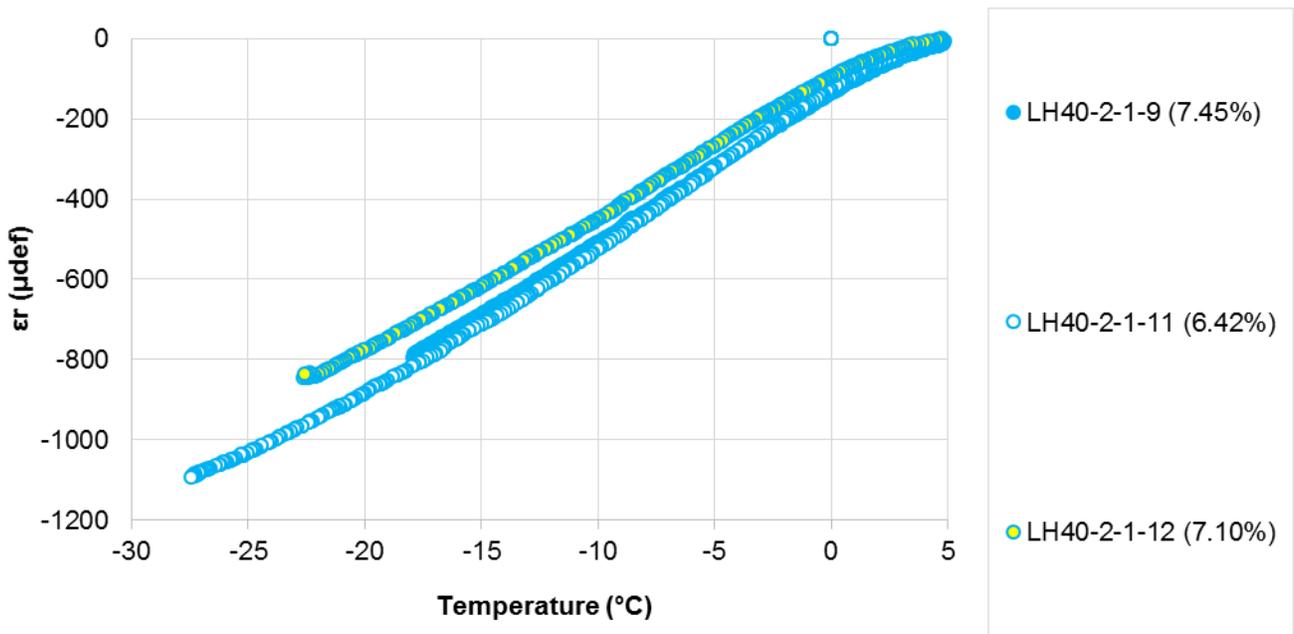


Figure D-8. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LH40-2

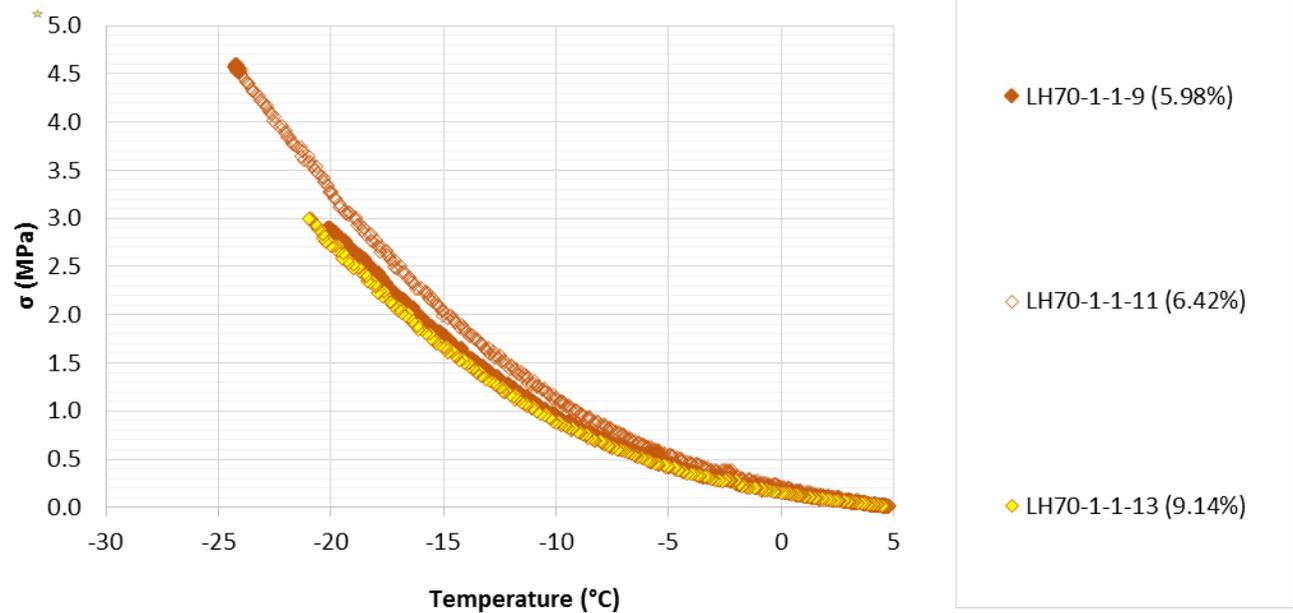


Figure D-9. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LH70-1

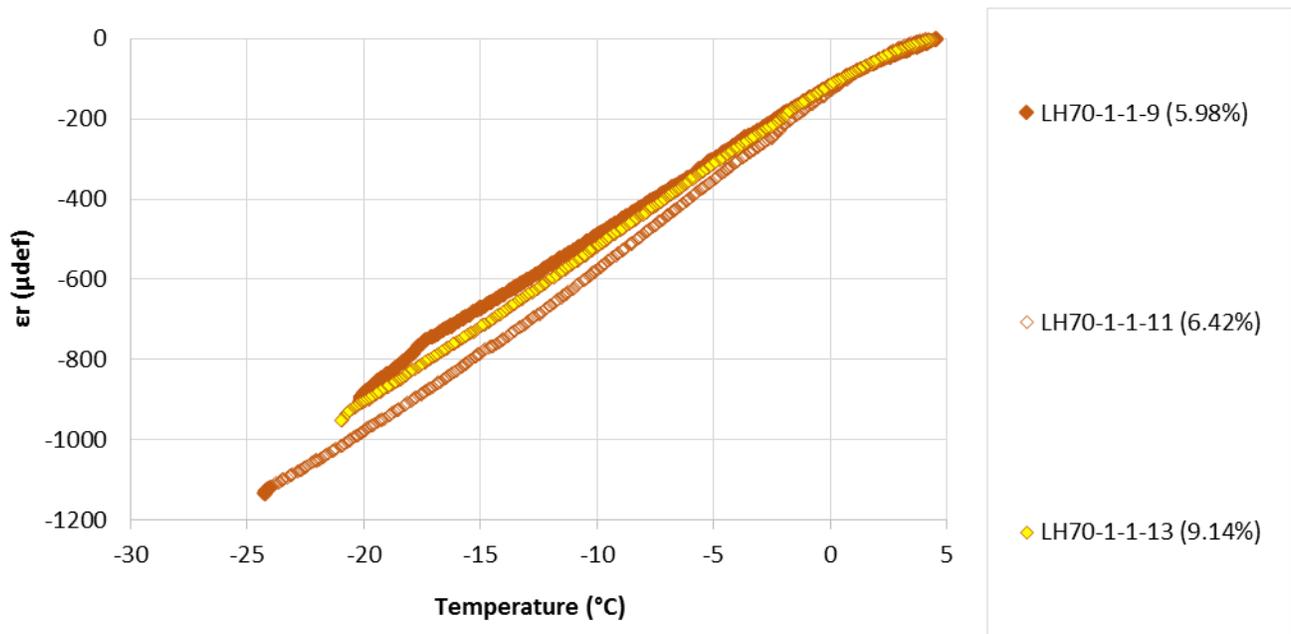


Figure D-10. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LH70-1

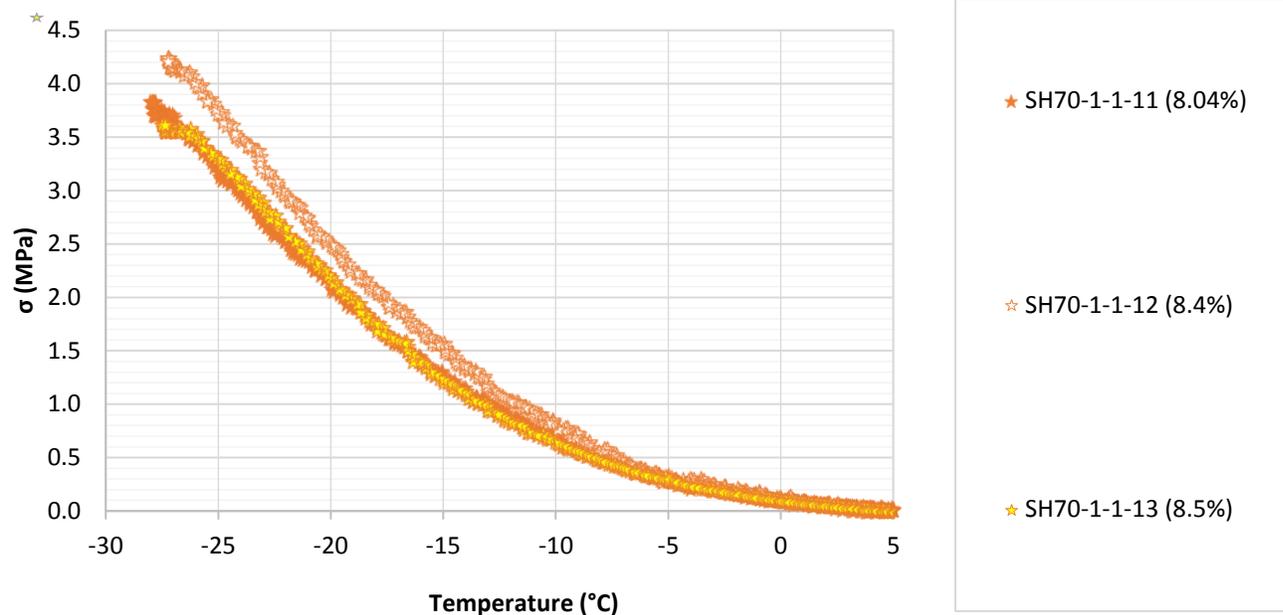


Figure D-11. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé SH70-1

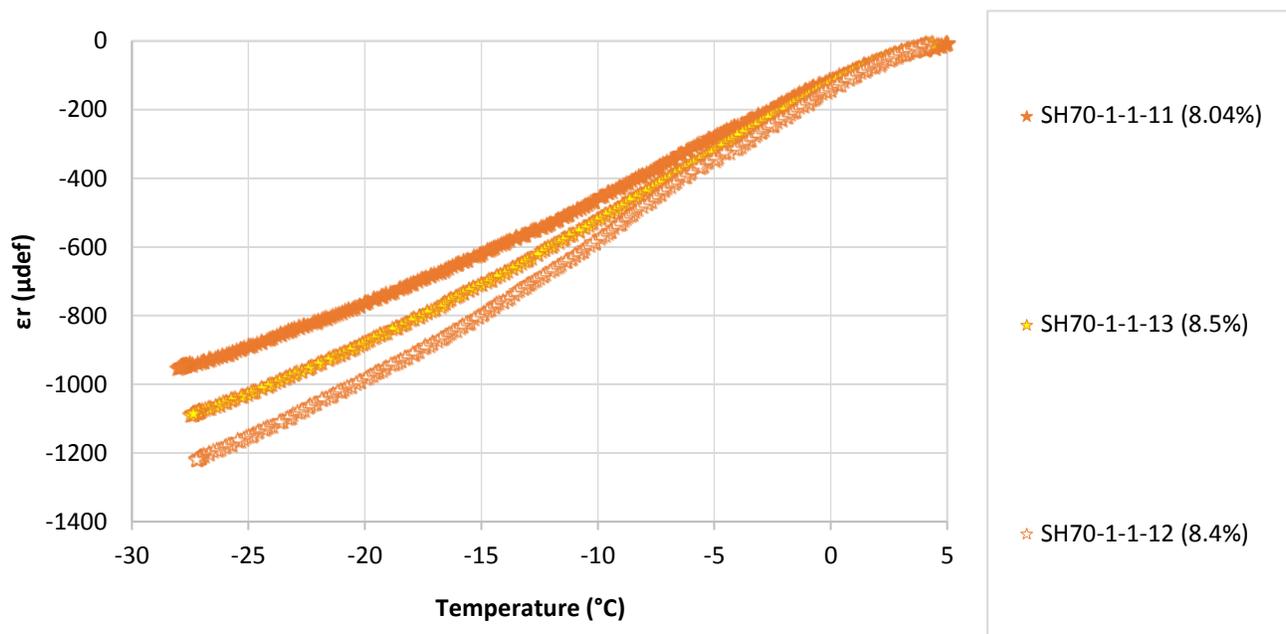


Figure D-12. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé SH70-1

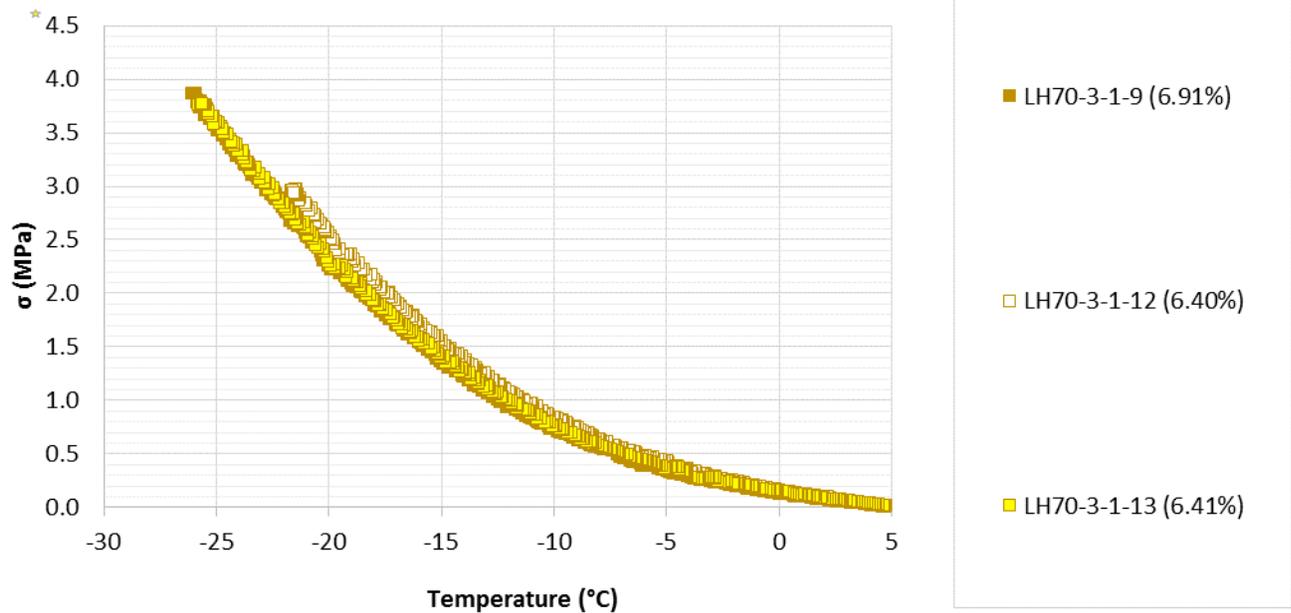


Figure D-13. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LH70-3

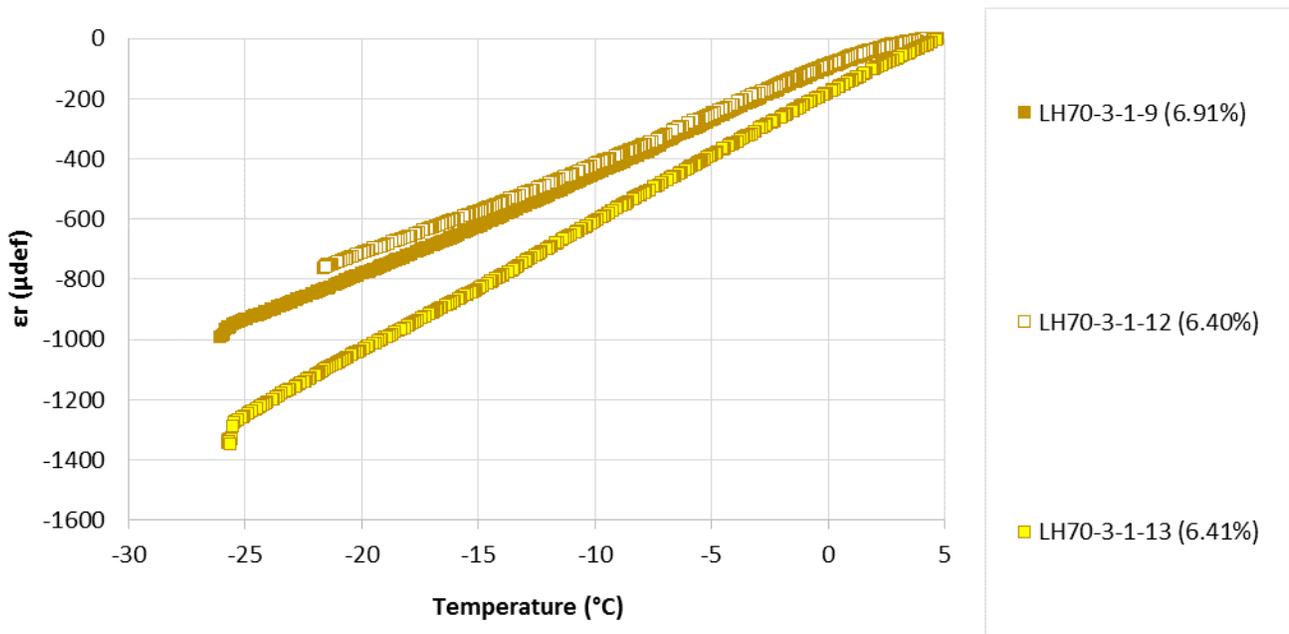


Figure D-14. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LH70-3

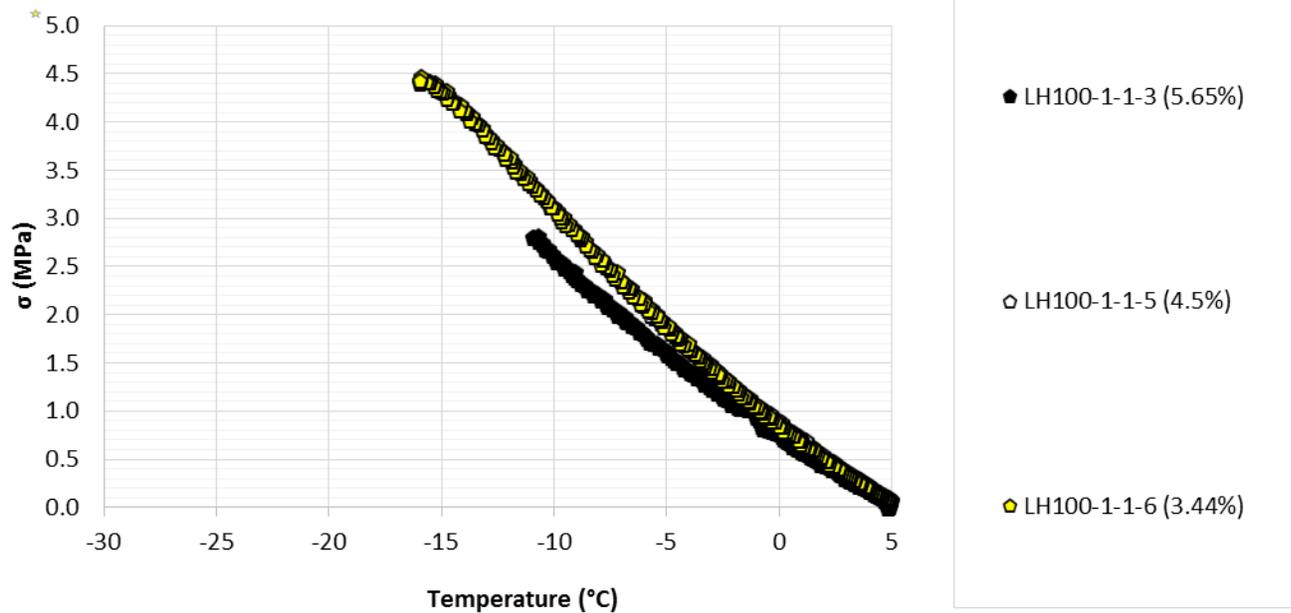


Figure D-15. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LH100-1

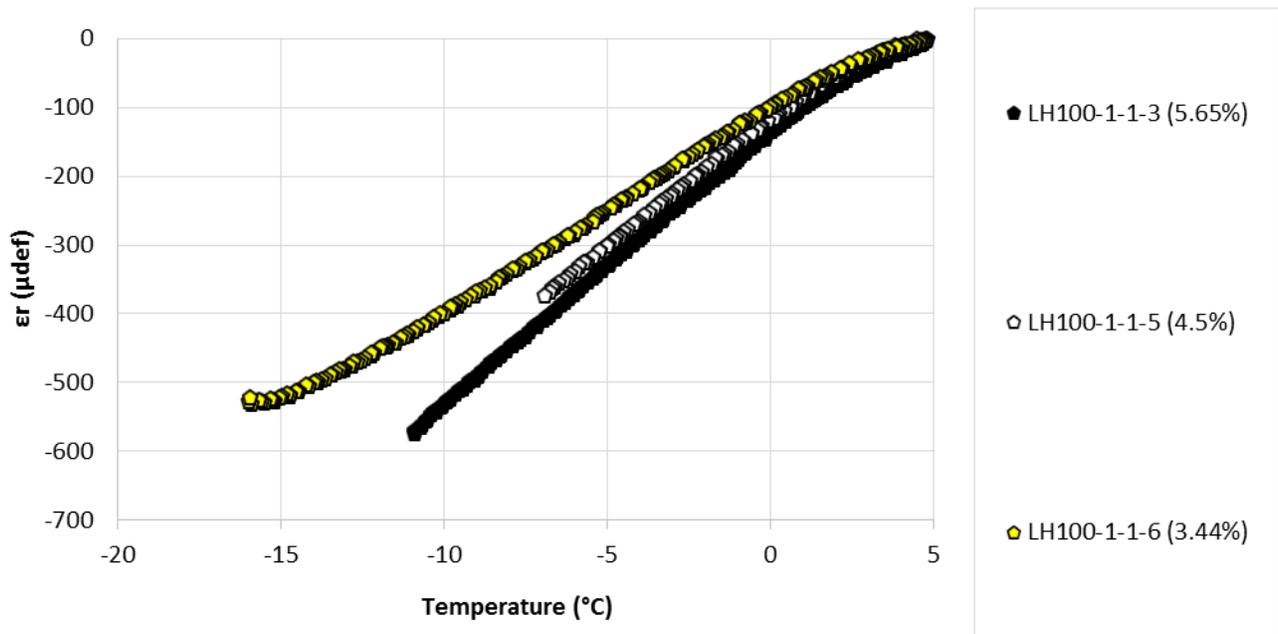


Figure D-16. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LH100-1

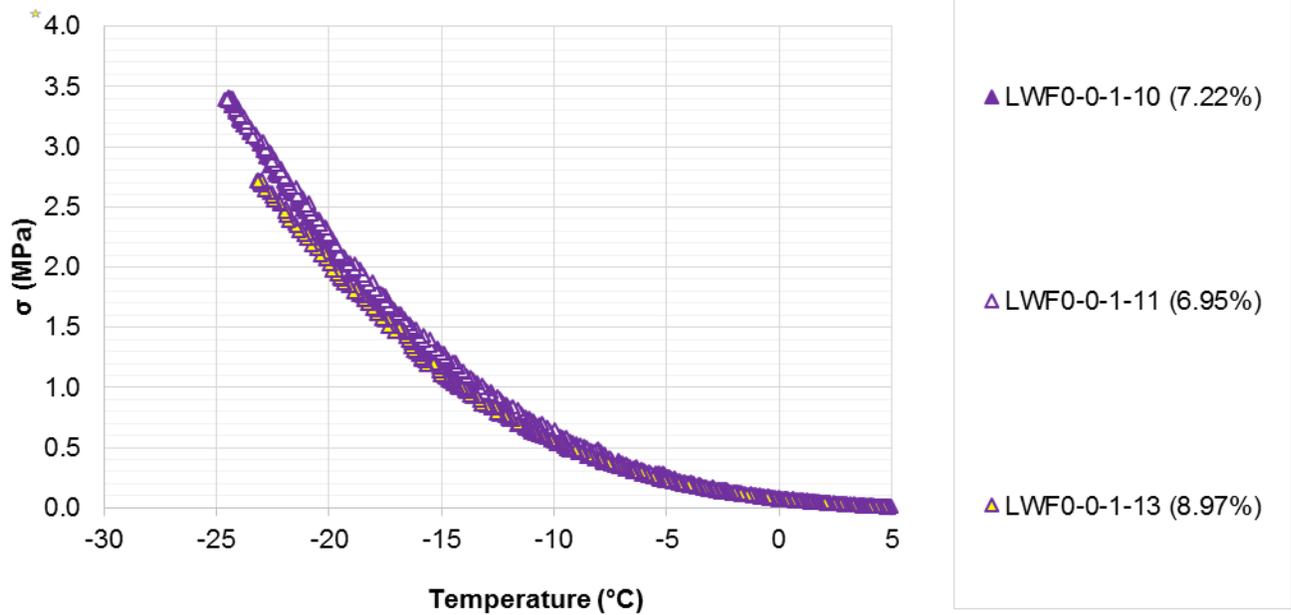


Figure D-17. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LWF0-0

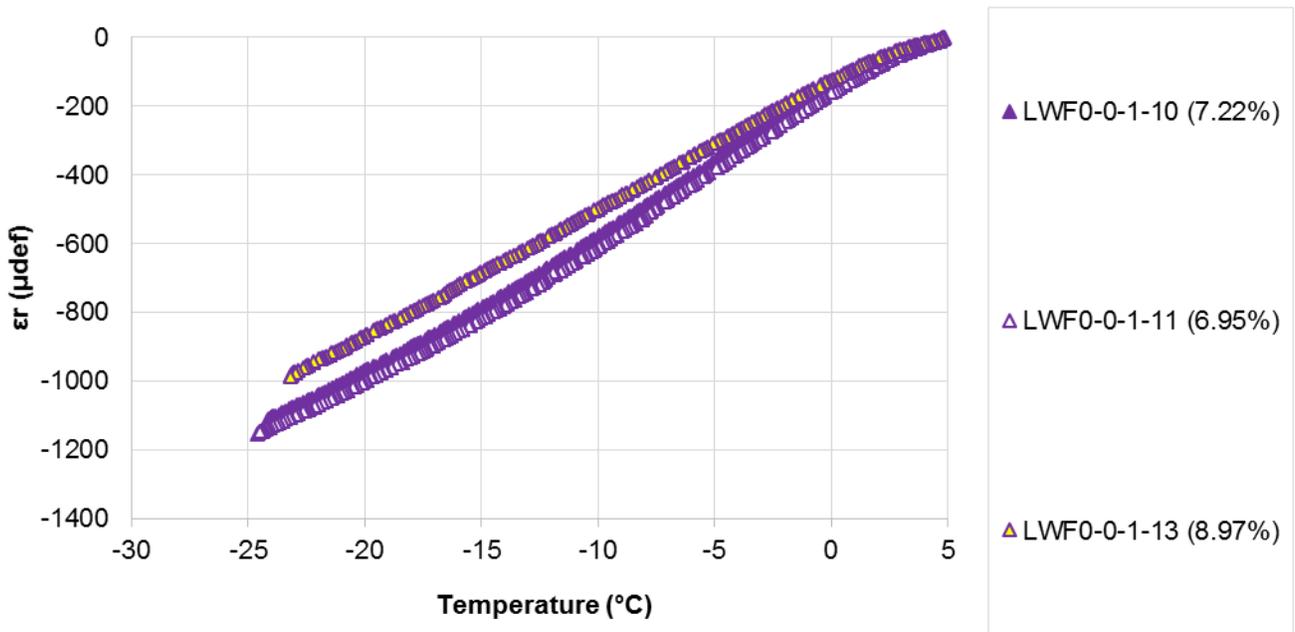


Figure D-18. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LWF0-0

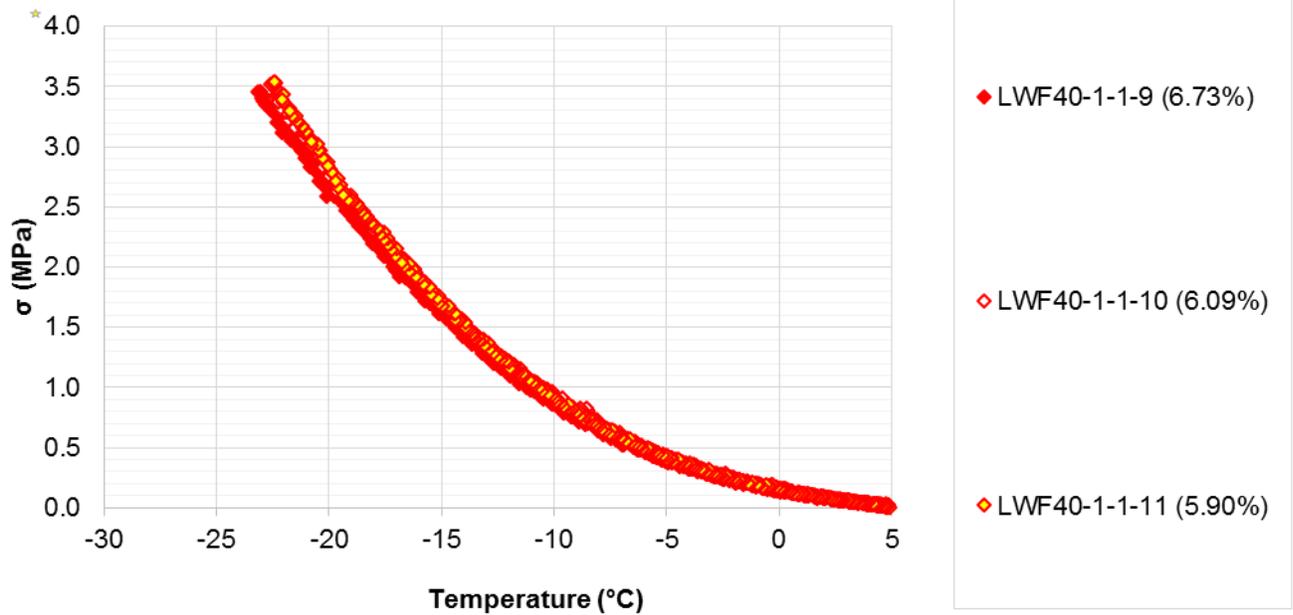


Figure D-19. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LWF40-1

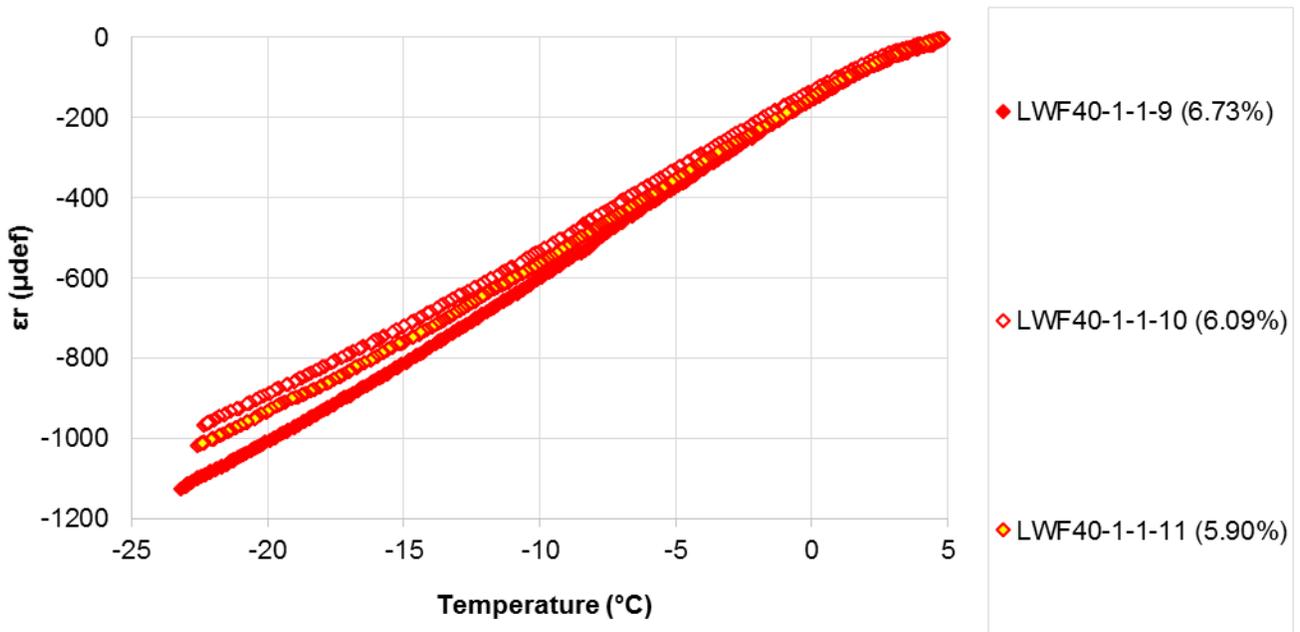


Figure D-20. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LWF40-1

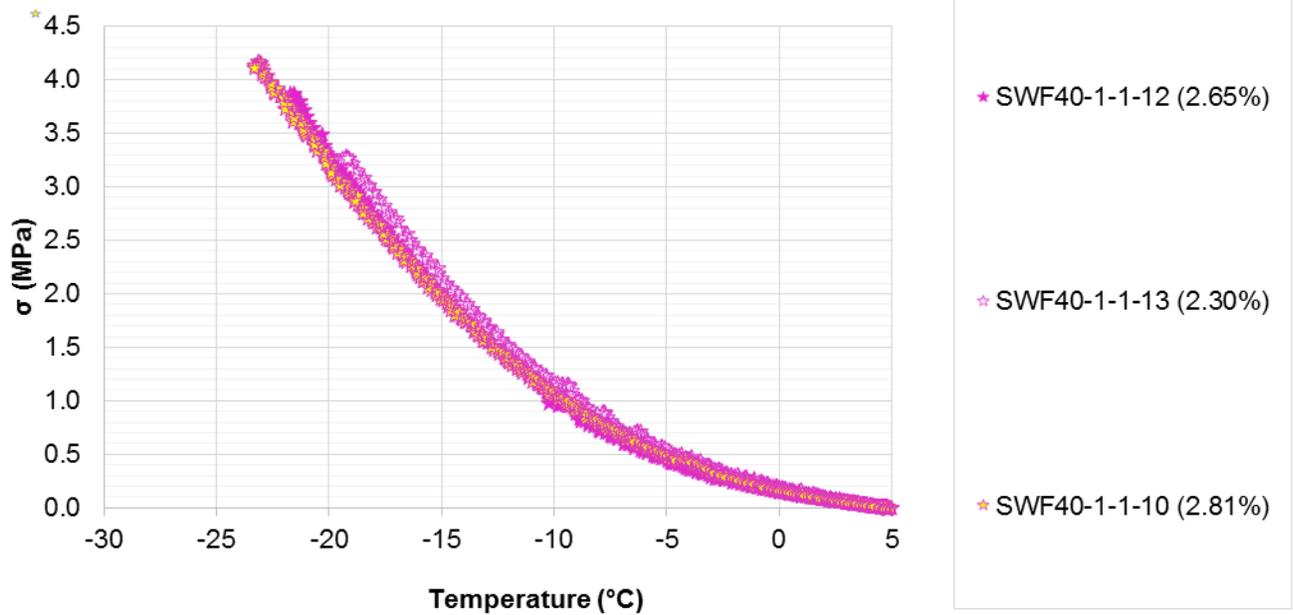


Figure D-21. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé SWF40-1

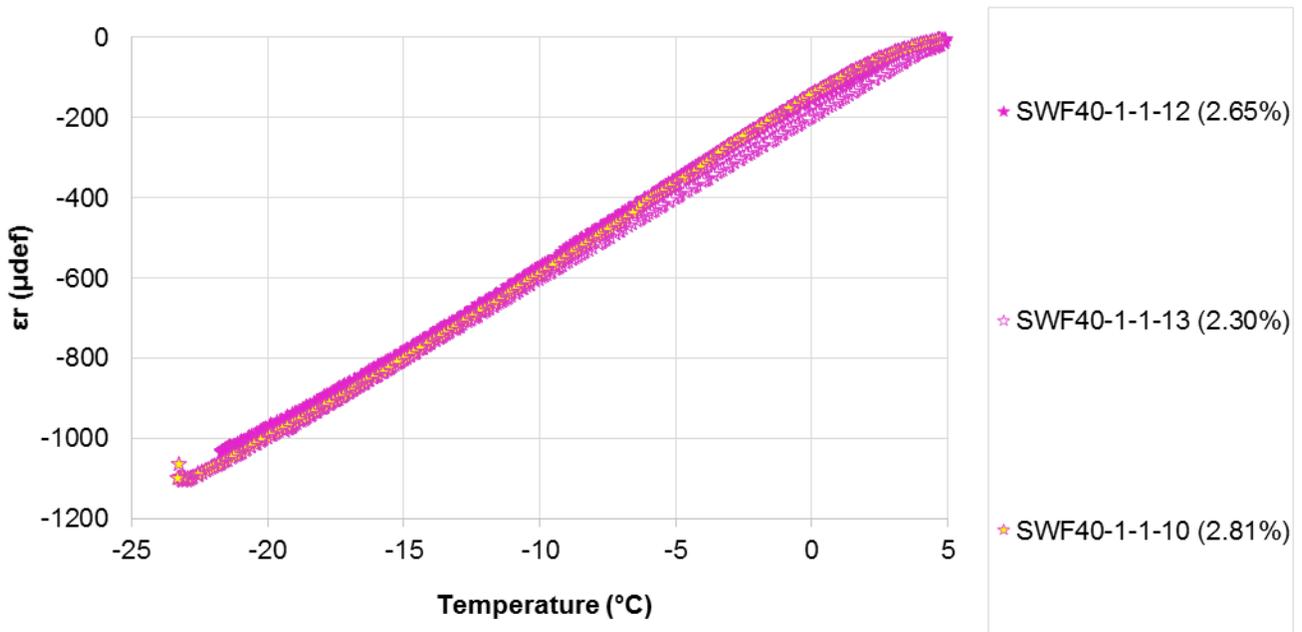


Figure D-22. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé SWF40-1

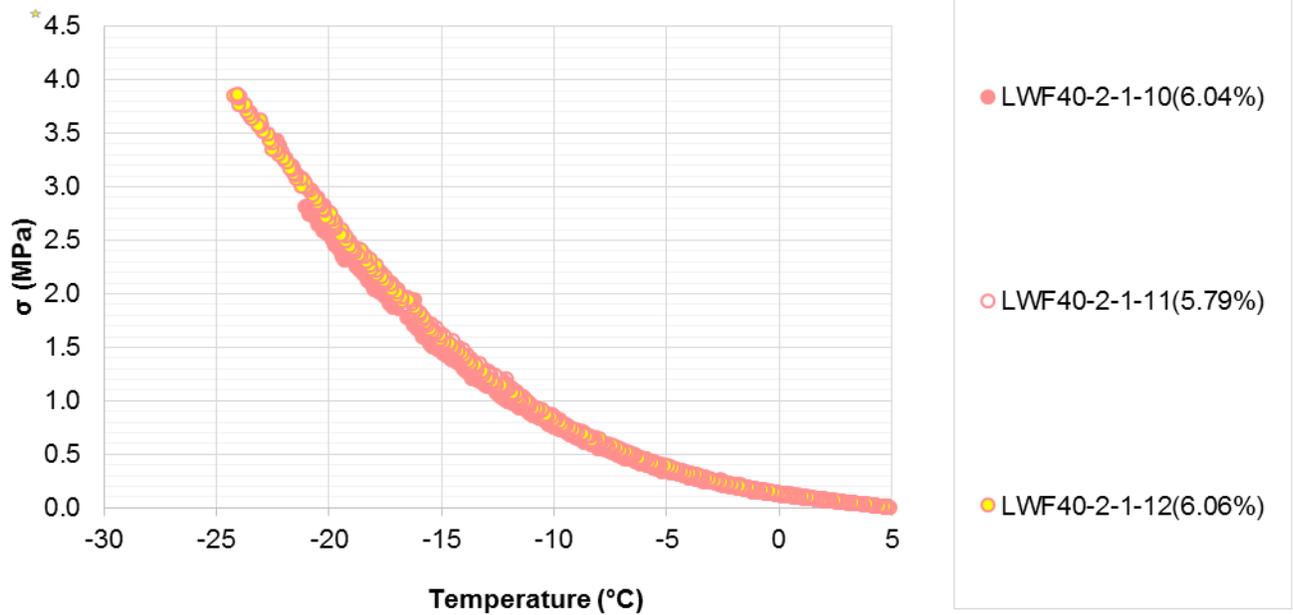


Figure D-23. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LWF40-2

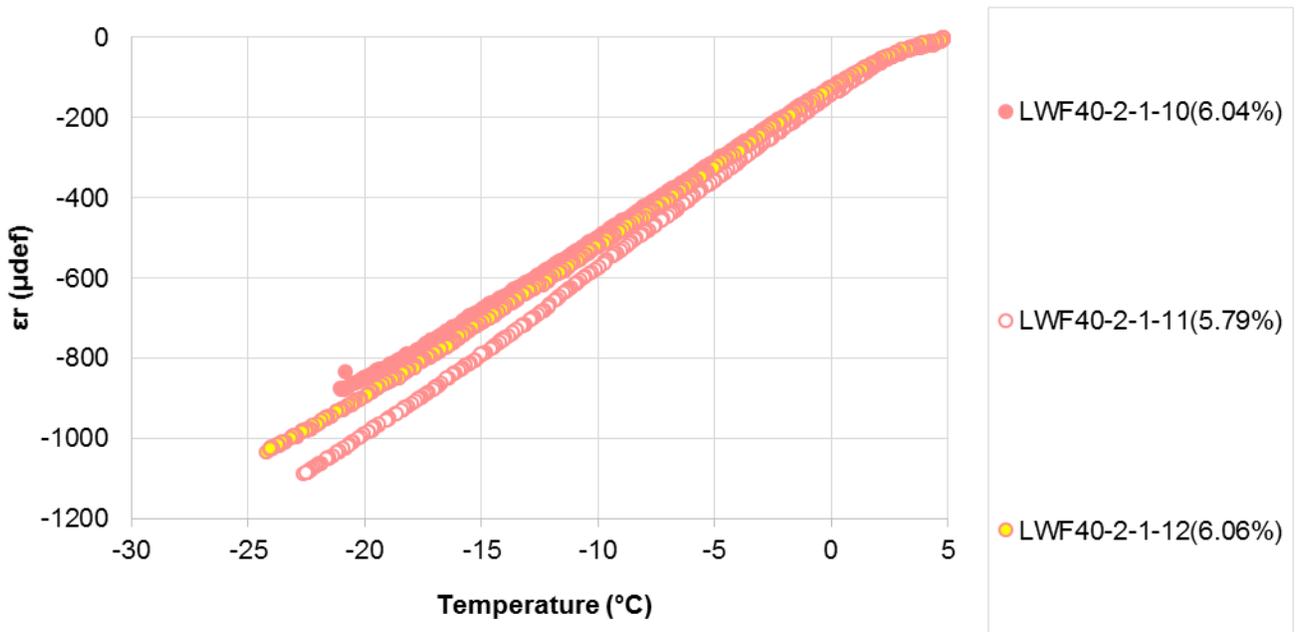


Figure D-24. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LWF40-2

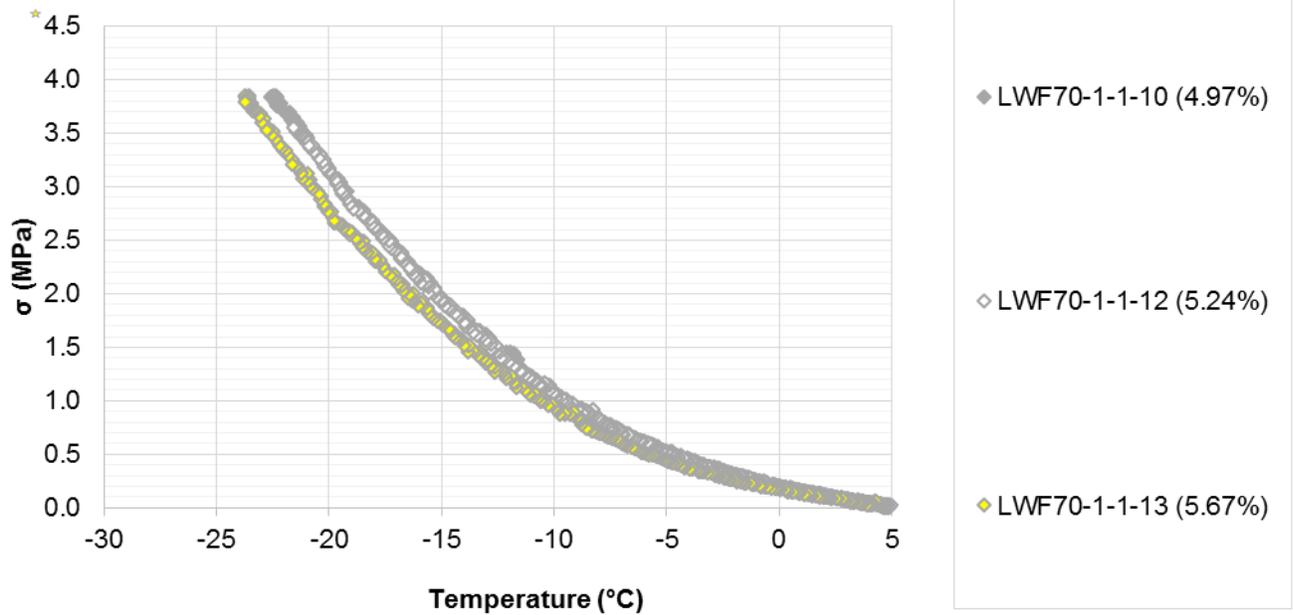


Figure D-25. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LWF70-1

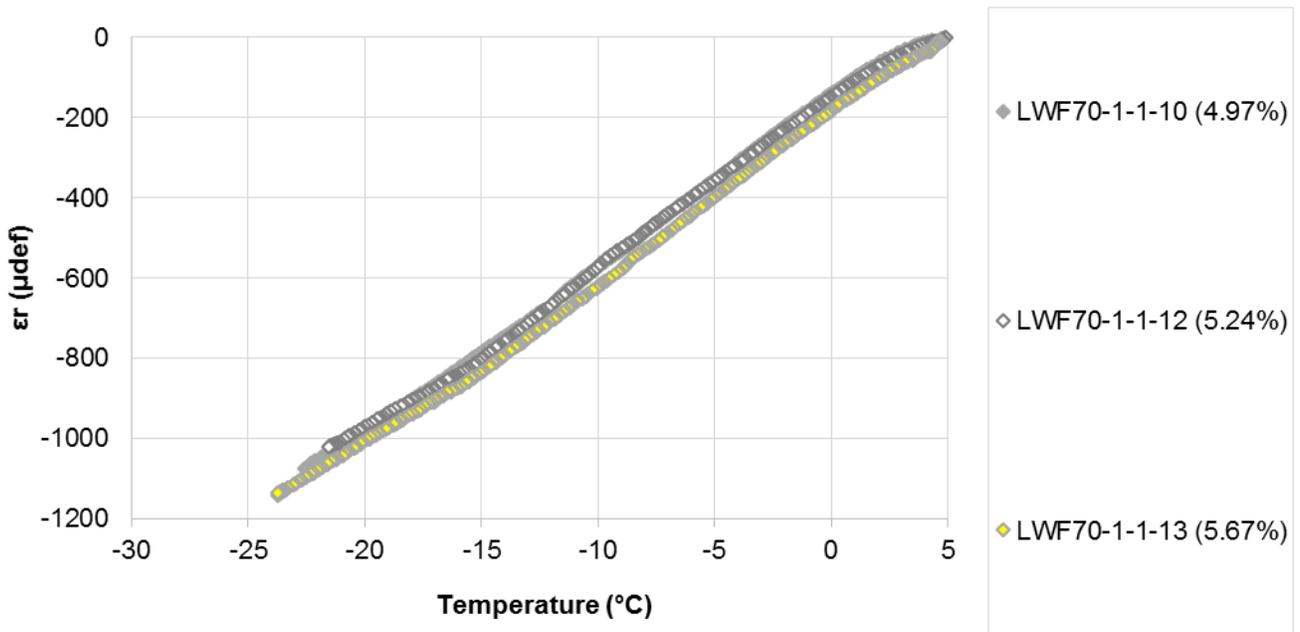


Figure D-26. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LWF70-1

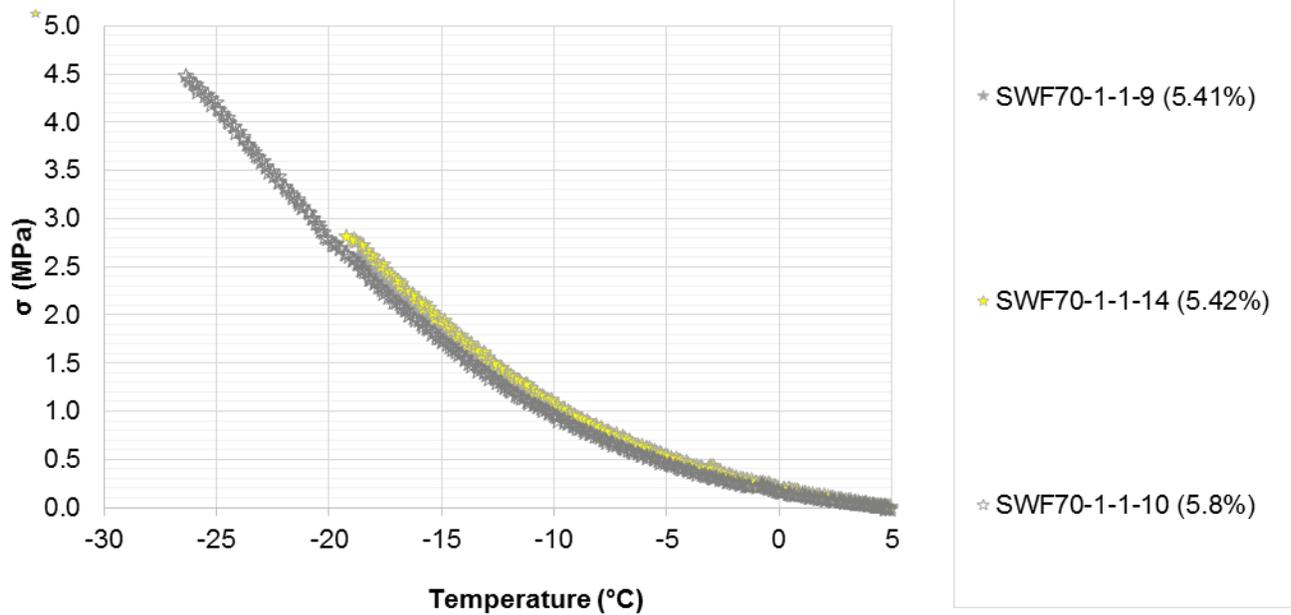


Figure D-27. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé SWF70-1

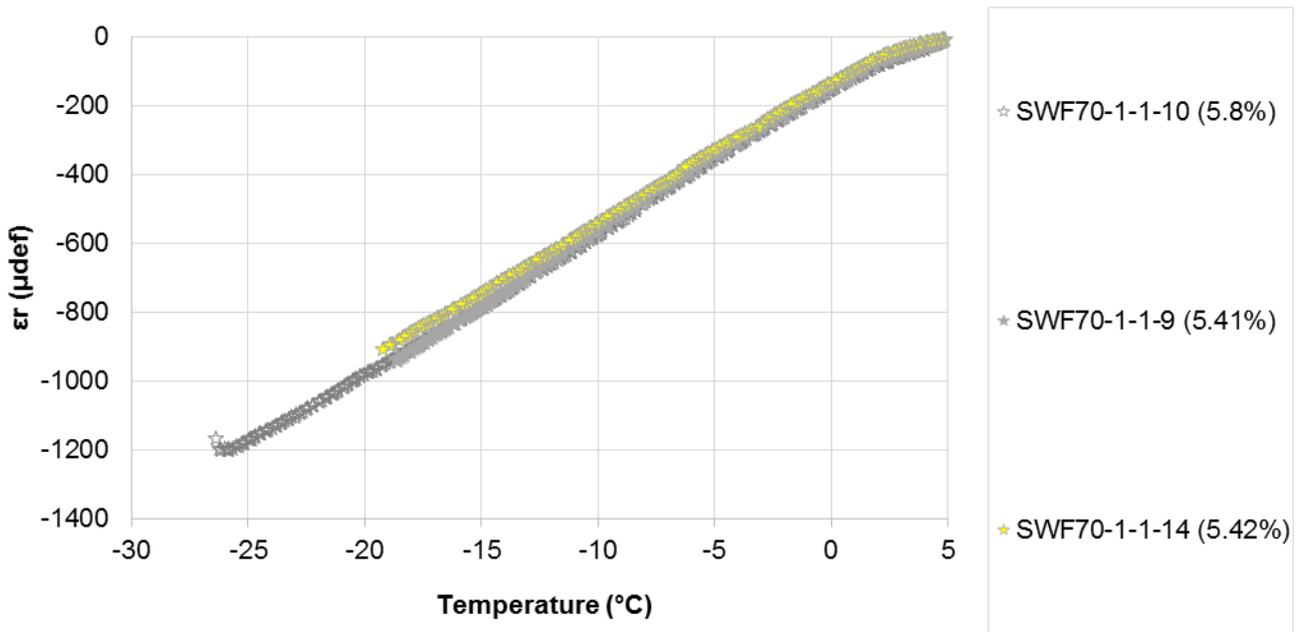


Figure D-28. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé SWF70-1

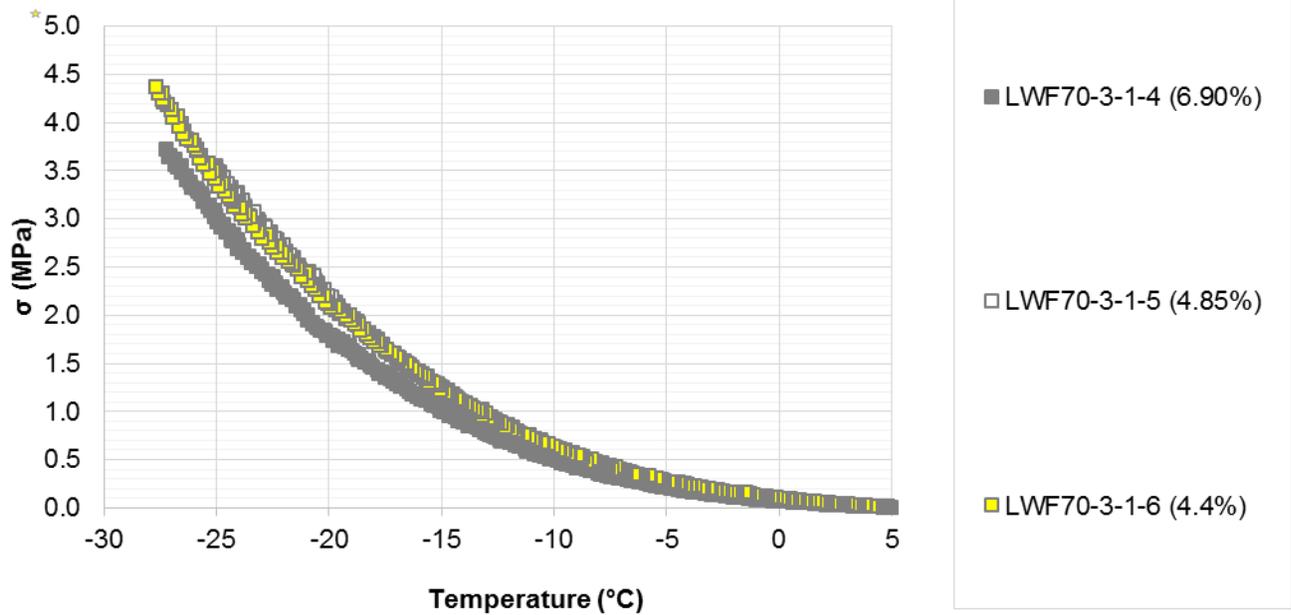


Figure D-29. Evolution de courbes de contrainte en fonction de la température enrobé LWF70-3

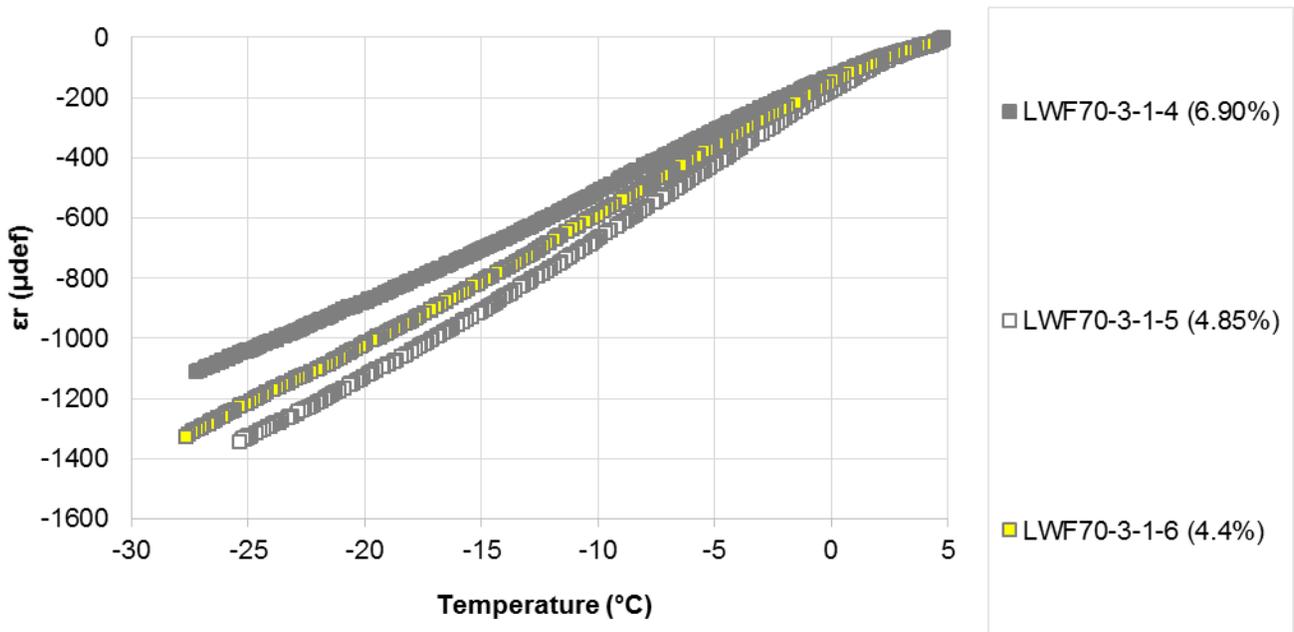


Figure D-30. Evolution de courbes de déformation radiale en fonction de la température enrobé LWF70-3

E.ANNEXE

Résultats des essais de propagation de fissure en flexion 4 points

E.1 Courbes des échantillons testés à -5°C

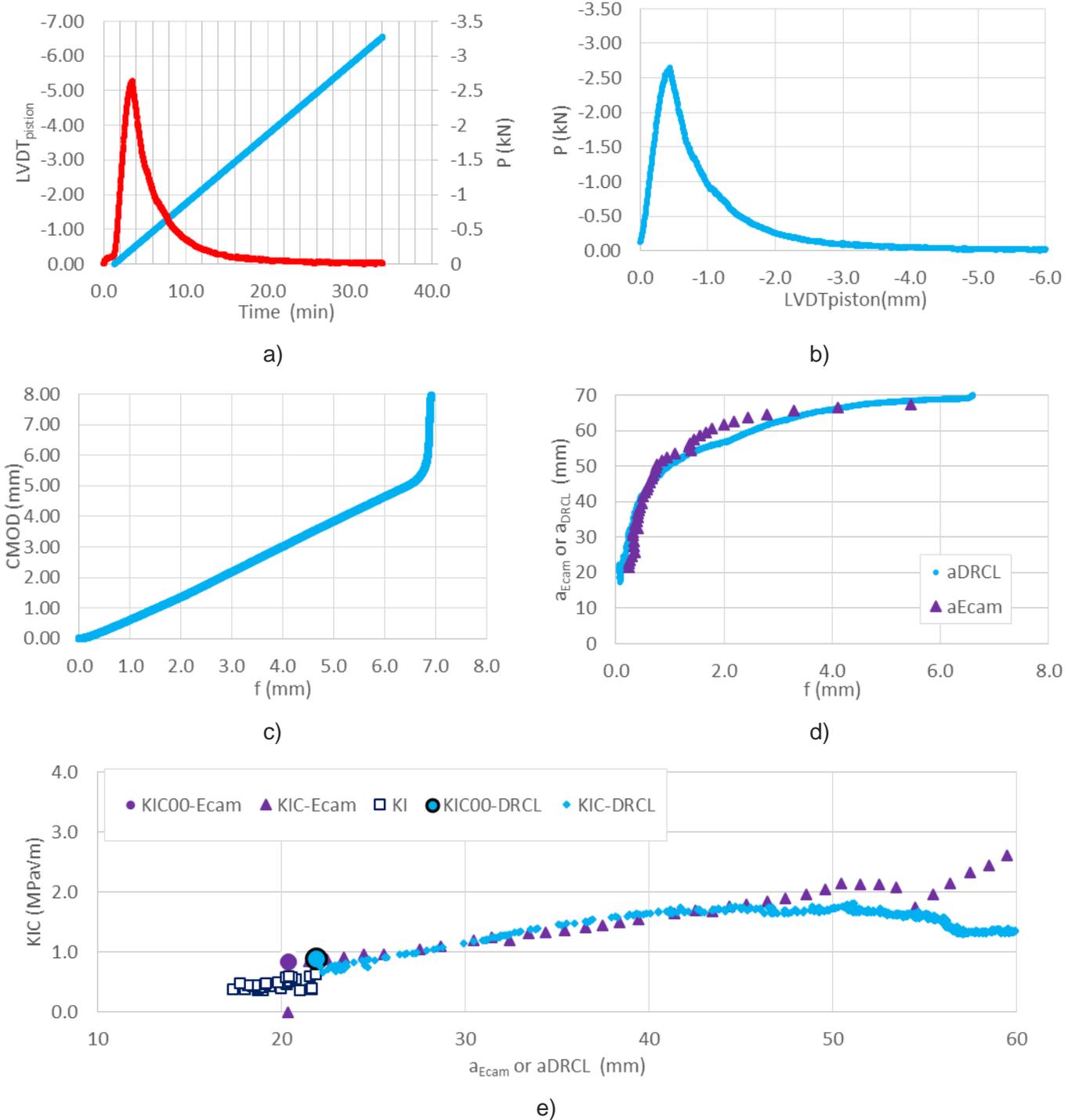
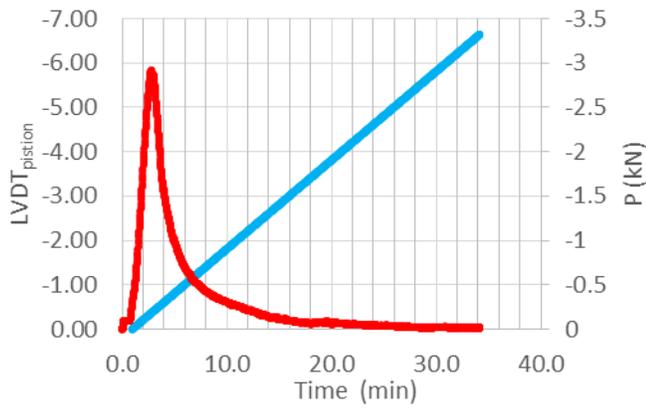
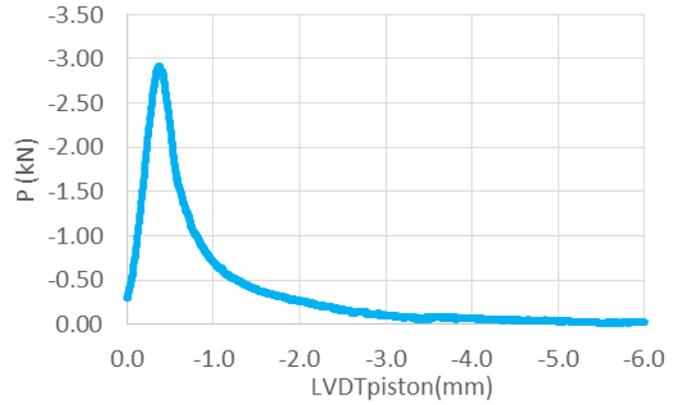


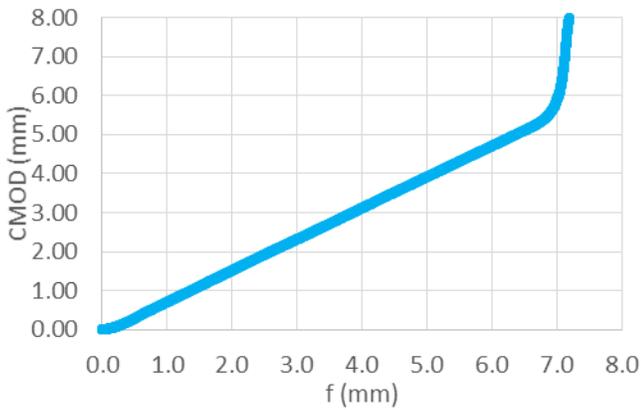
Figure E-1. Courbes de l'échantillon LH0-0-2-5 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



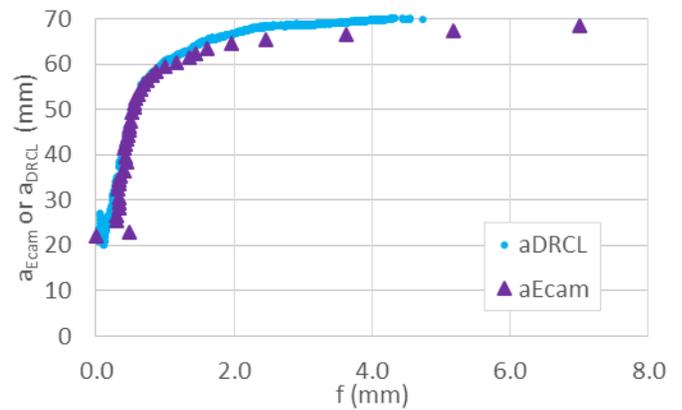
a)



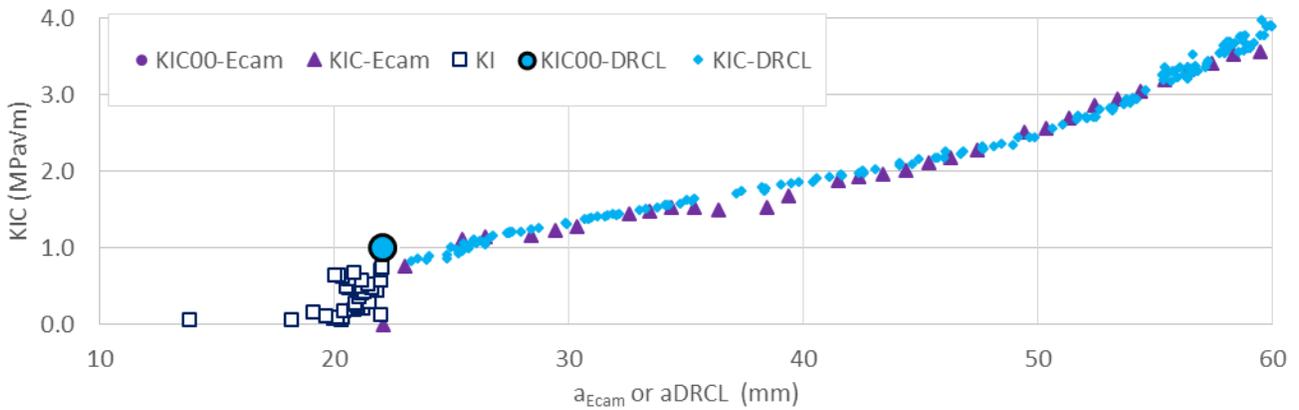
b)



c)

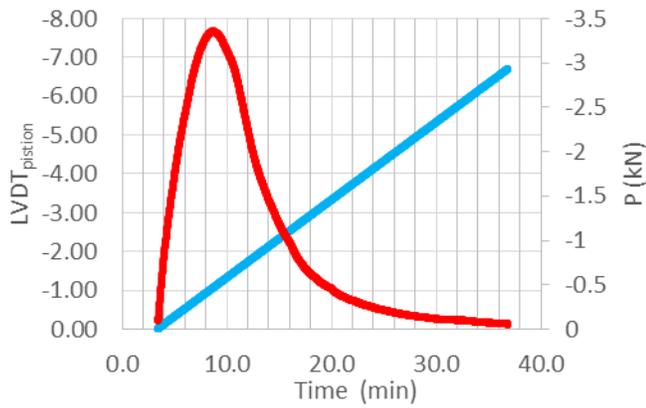


d)

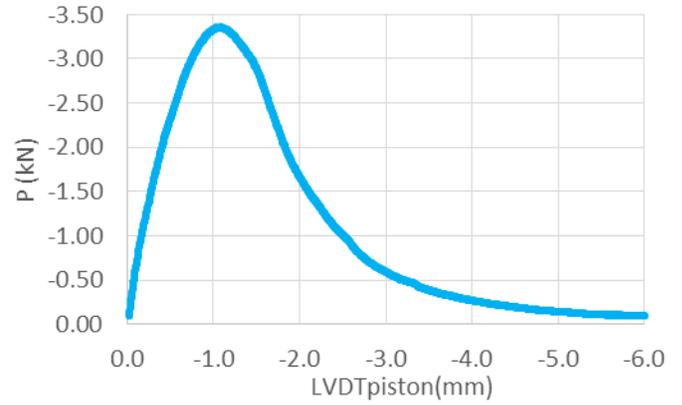


e)

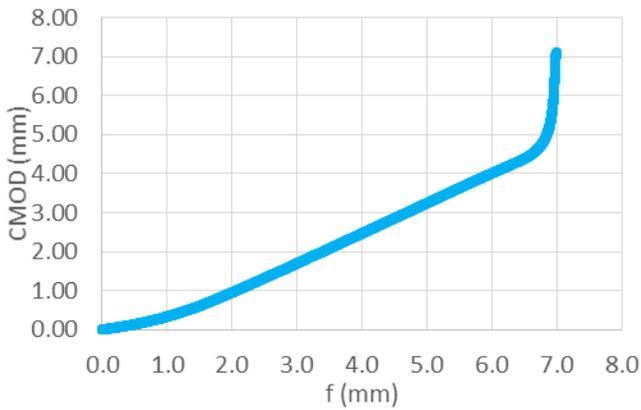
Figure E-2. Courbes de l'échantillon LH40-1-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



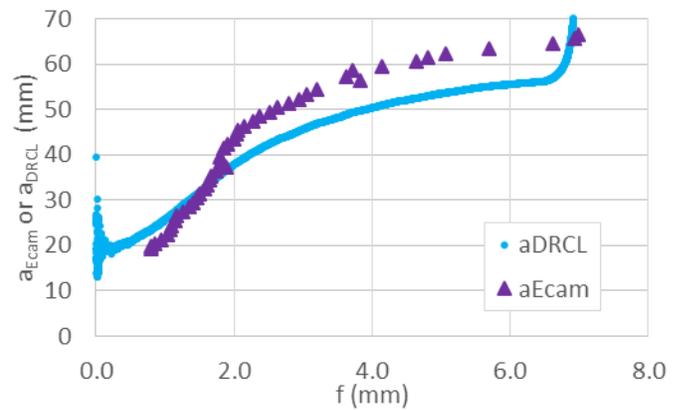
a)



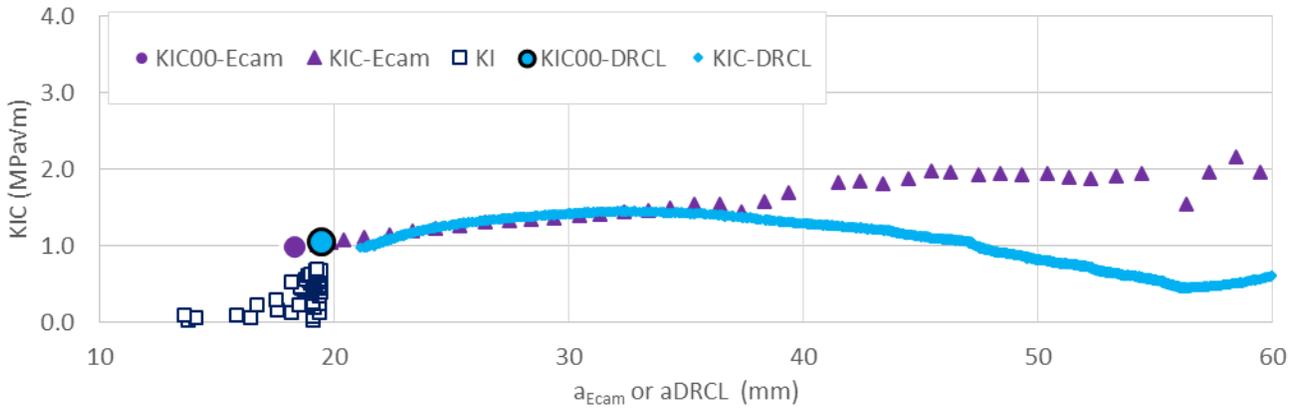
b)



c)

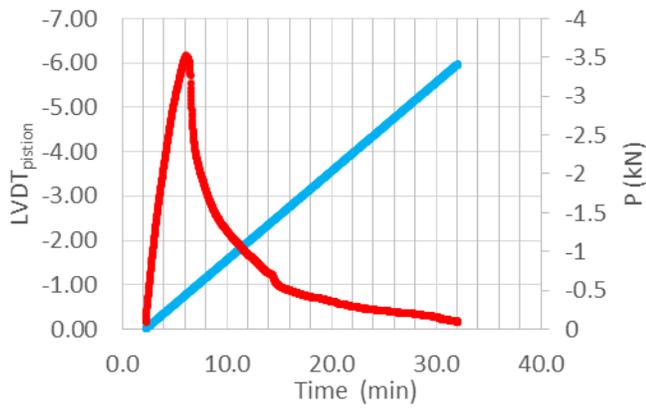


d)

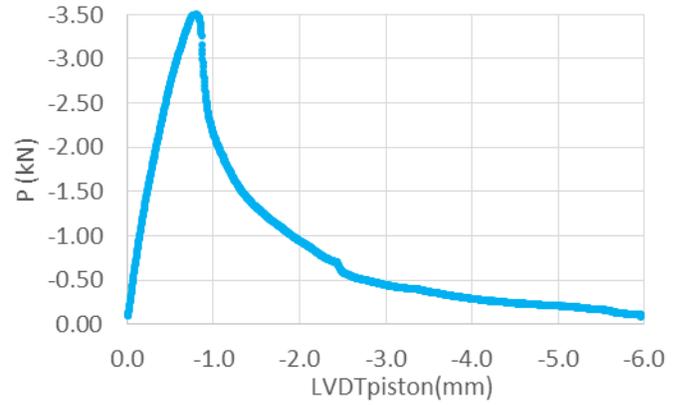


e)

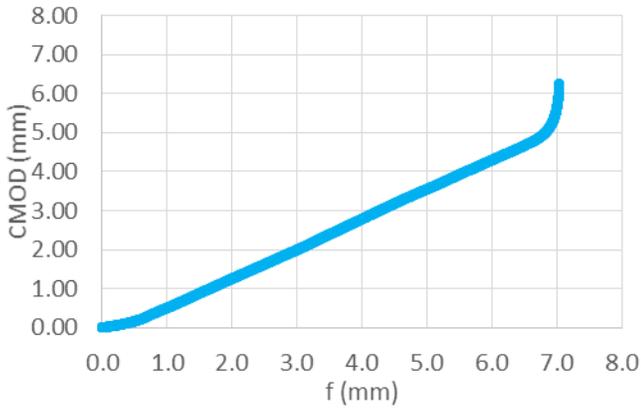
Figure E-3. Courbes de l'échantillon SH40-1-2-4 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



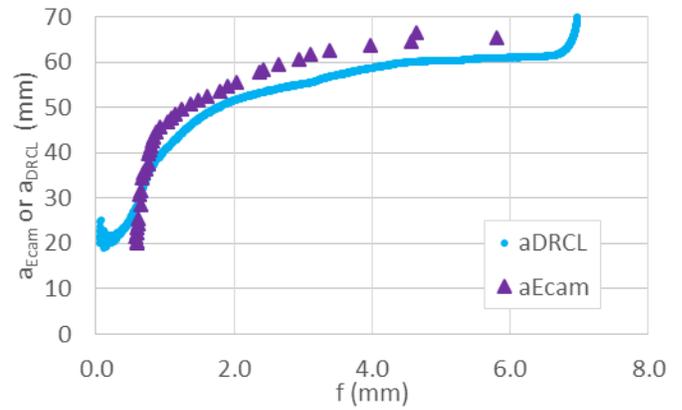
a)



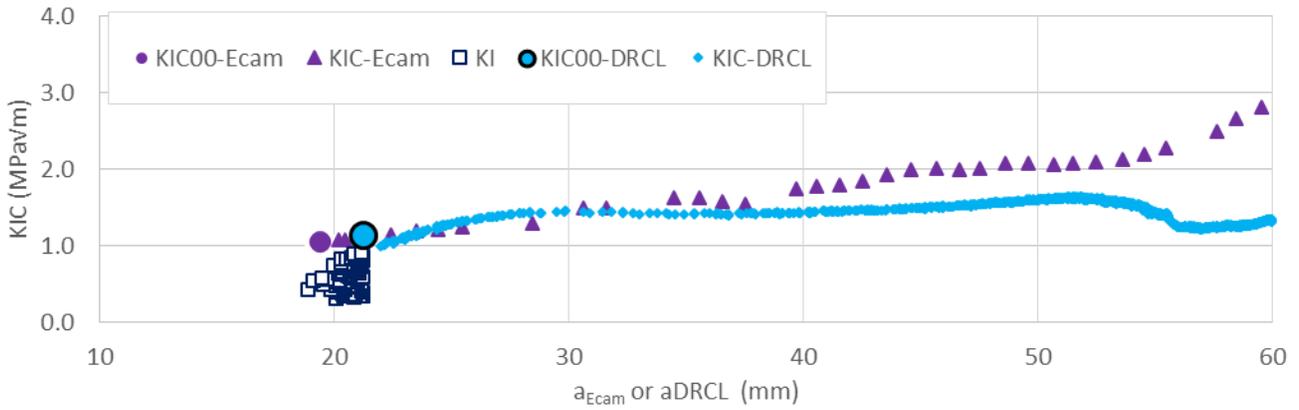
b)



c)

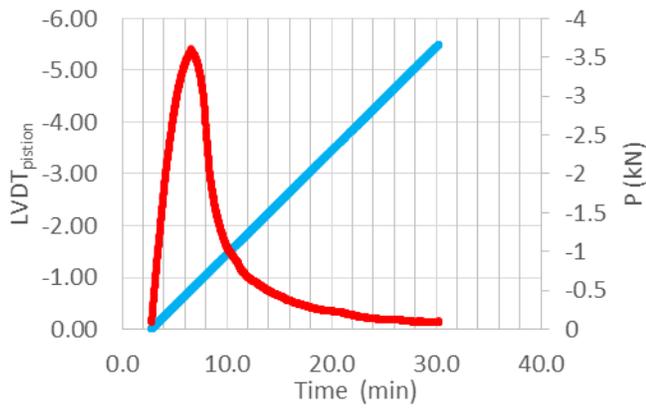


d)

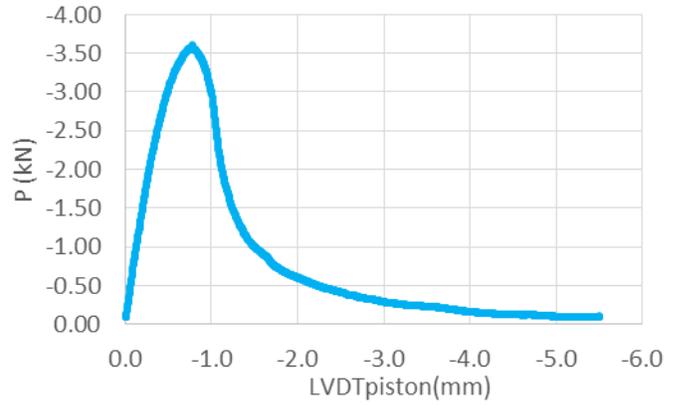


e)

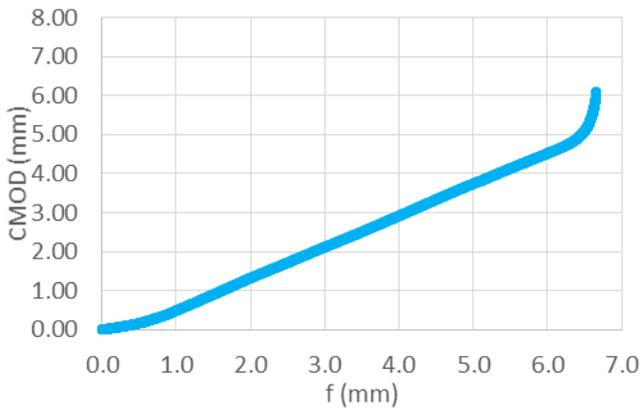
Figure E-4. Courbes de l'échantillon LH40-2-2-5 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



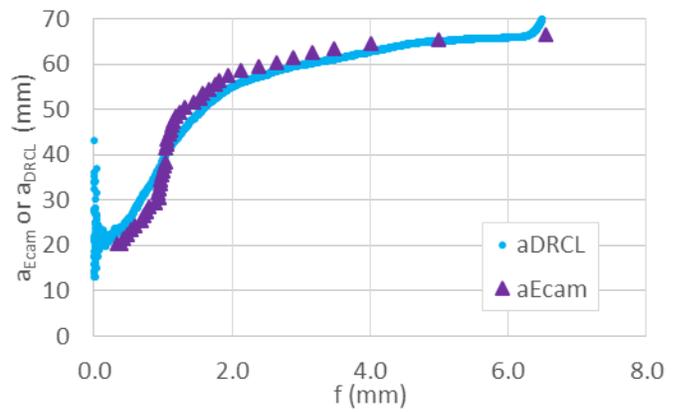
a)



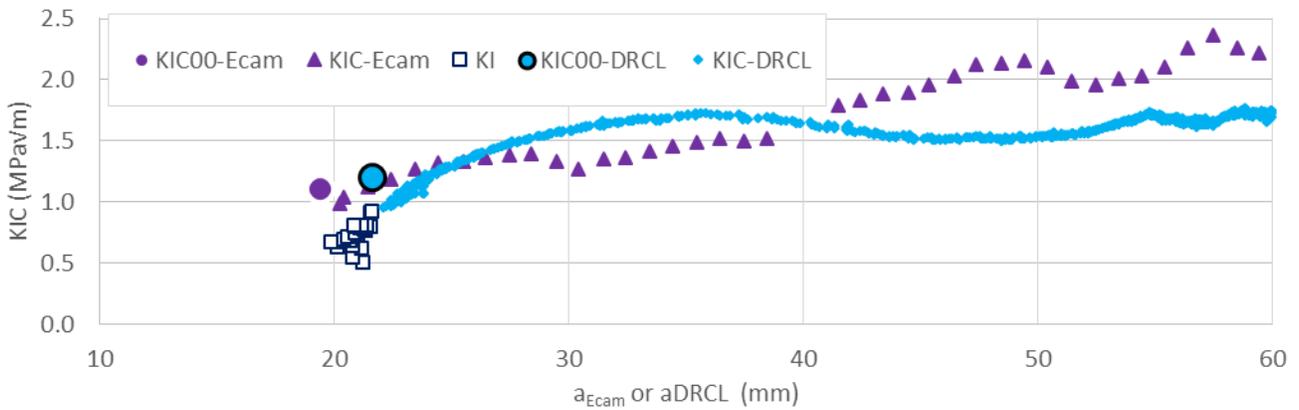
b)



c)

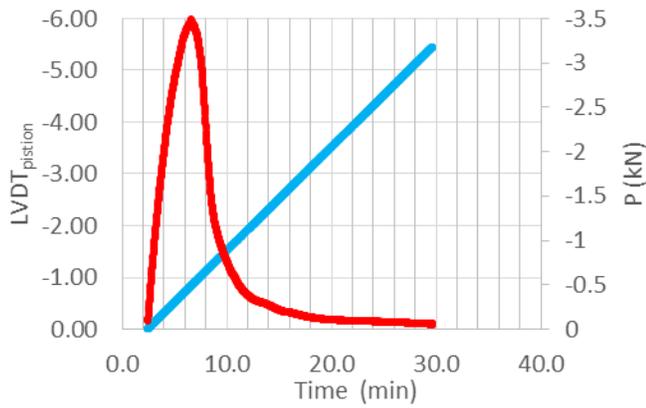


d)

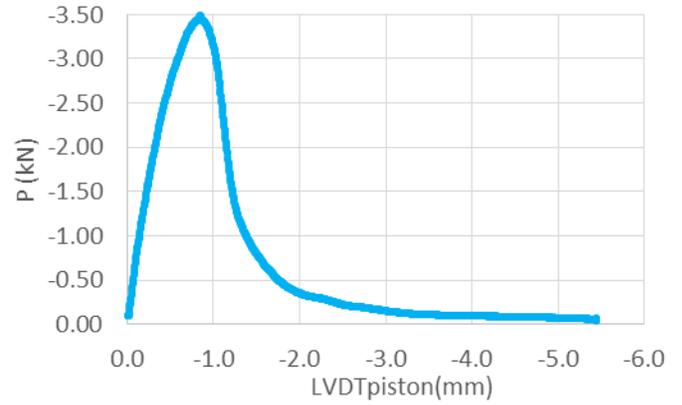


e)

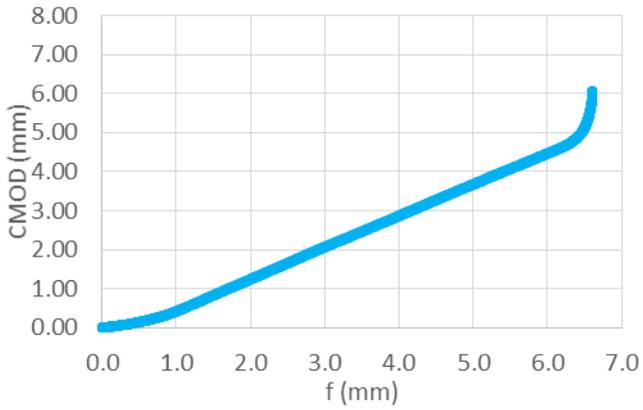
Figure E-5. Courbes de l'échantillon LH70-1-2-3 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



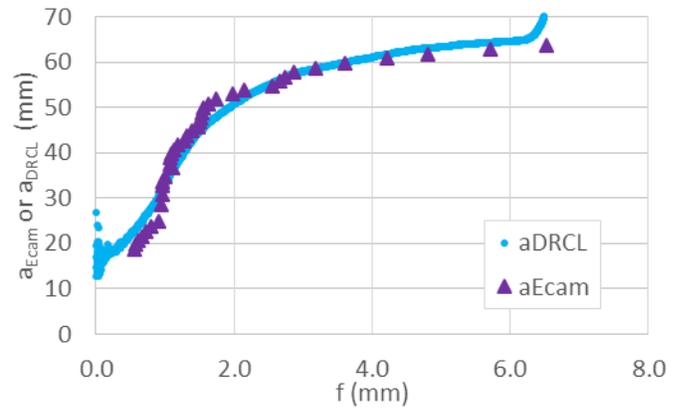
a)



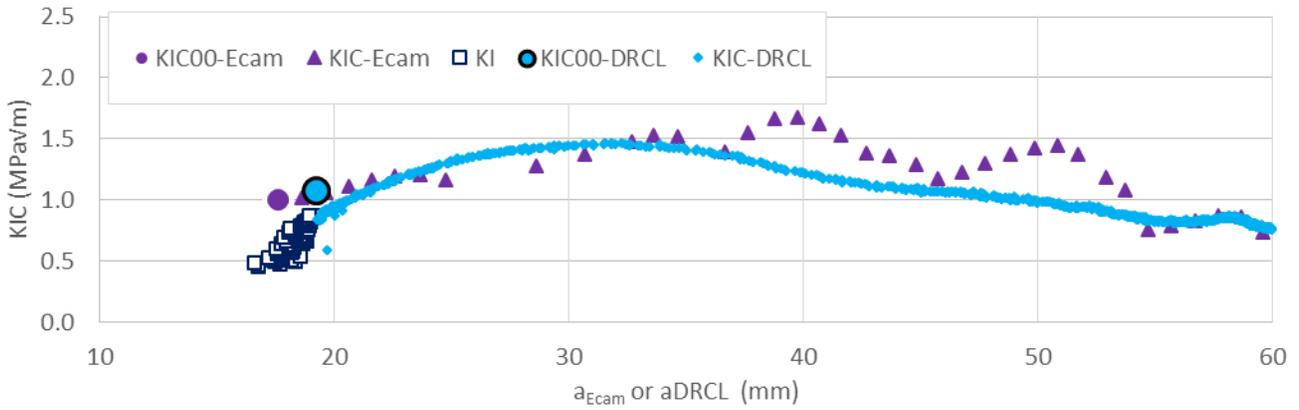
b)



c)

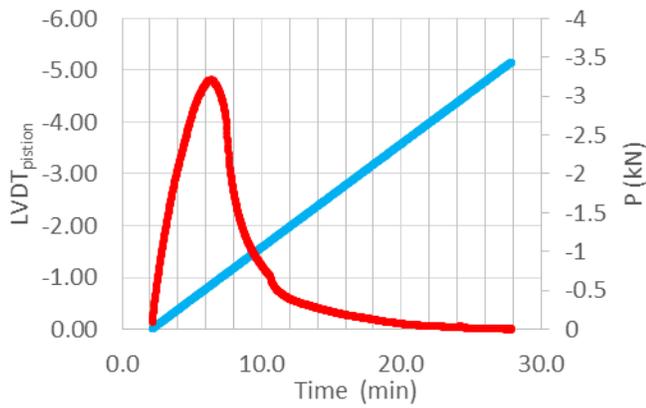


d)

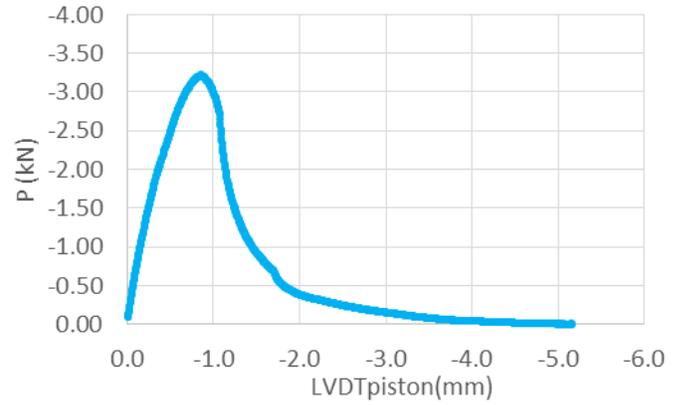


e)

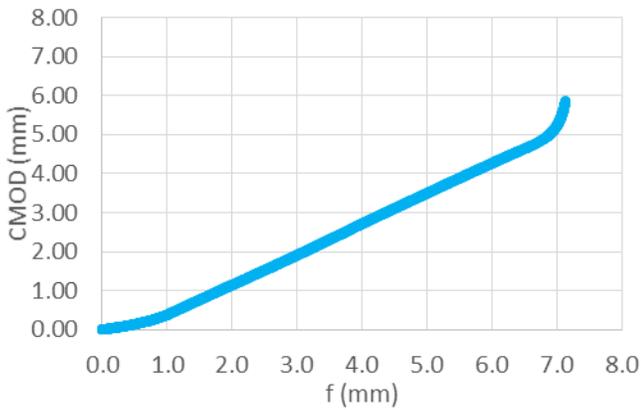
Figure E-6. Courbes de l'échantillon SH70-1-2-4 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



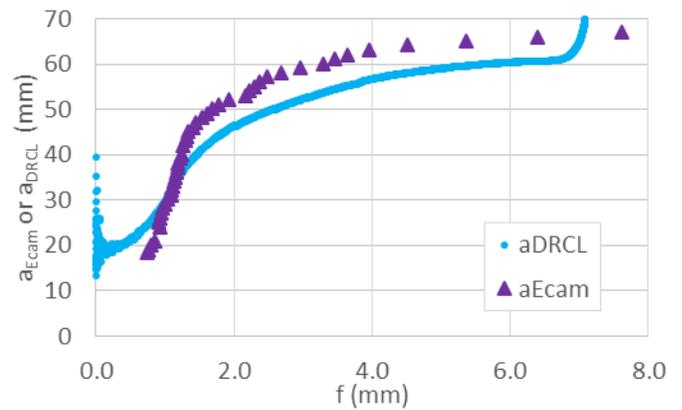
a)



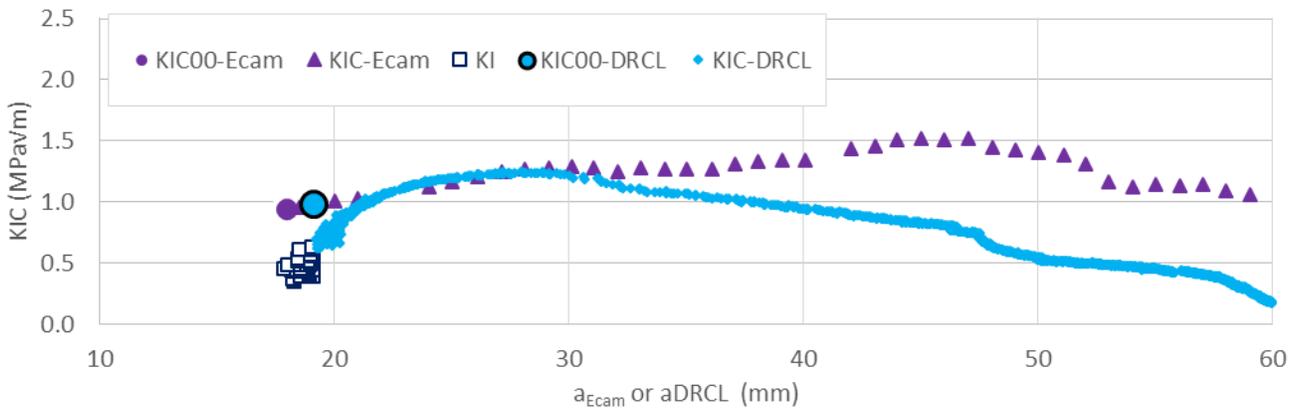
b)



c)

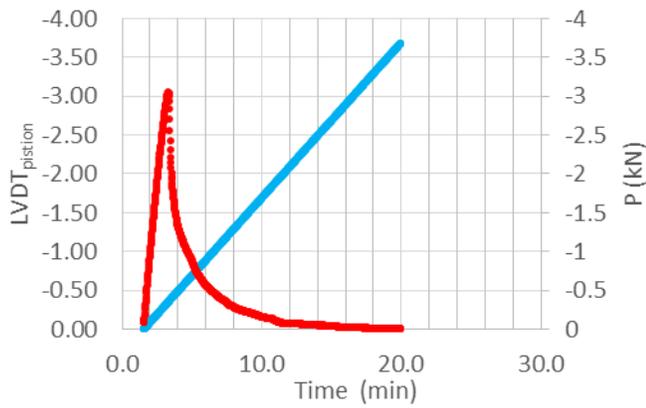


d)

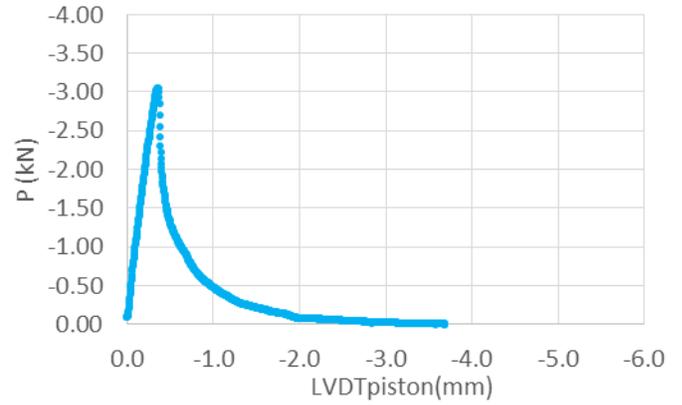


e)

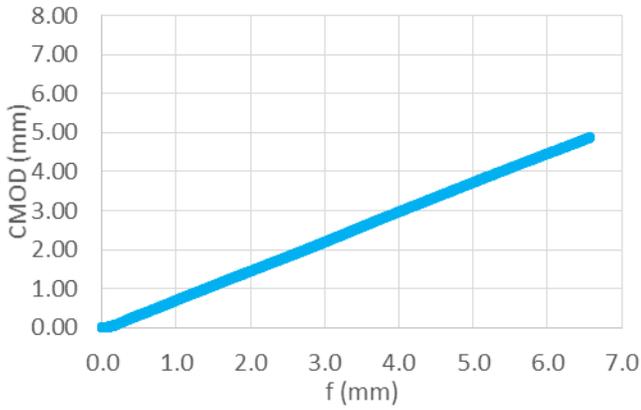
Figure E-7. Courbes de l'échantillon LH70-3-2-4 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



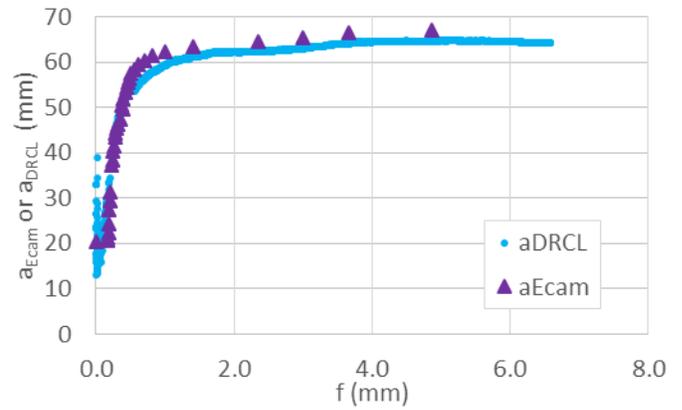
a)



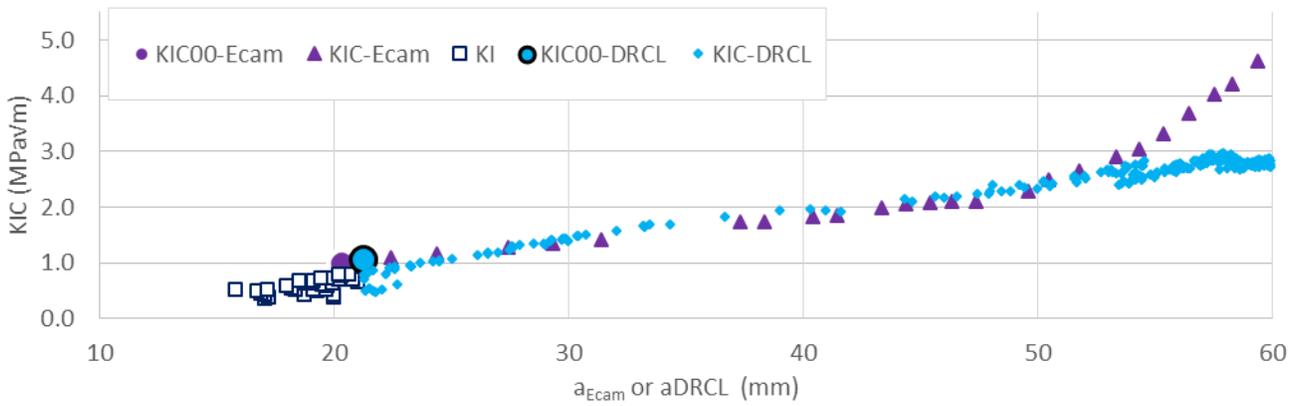
b)



c)



d)



e)

Figure E-8. Courbes de l'échantillon LH100-1-1-1 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)

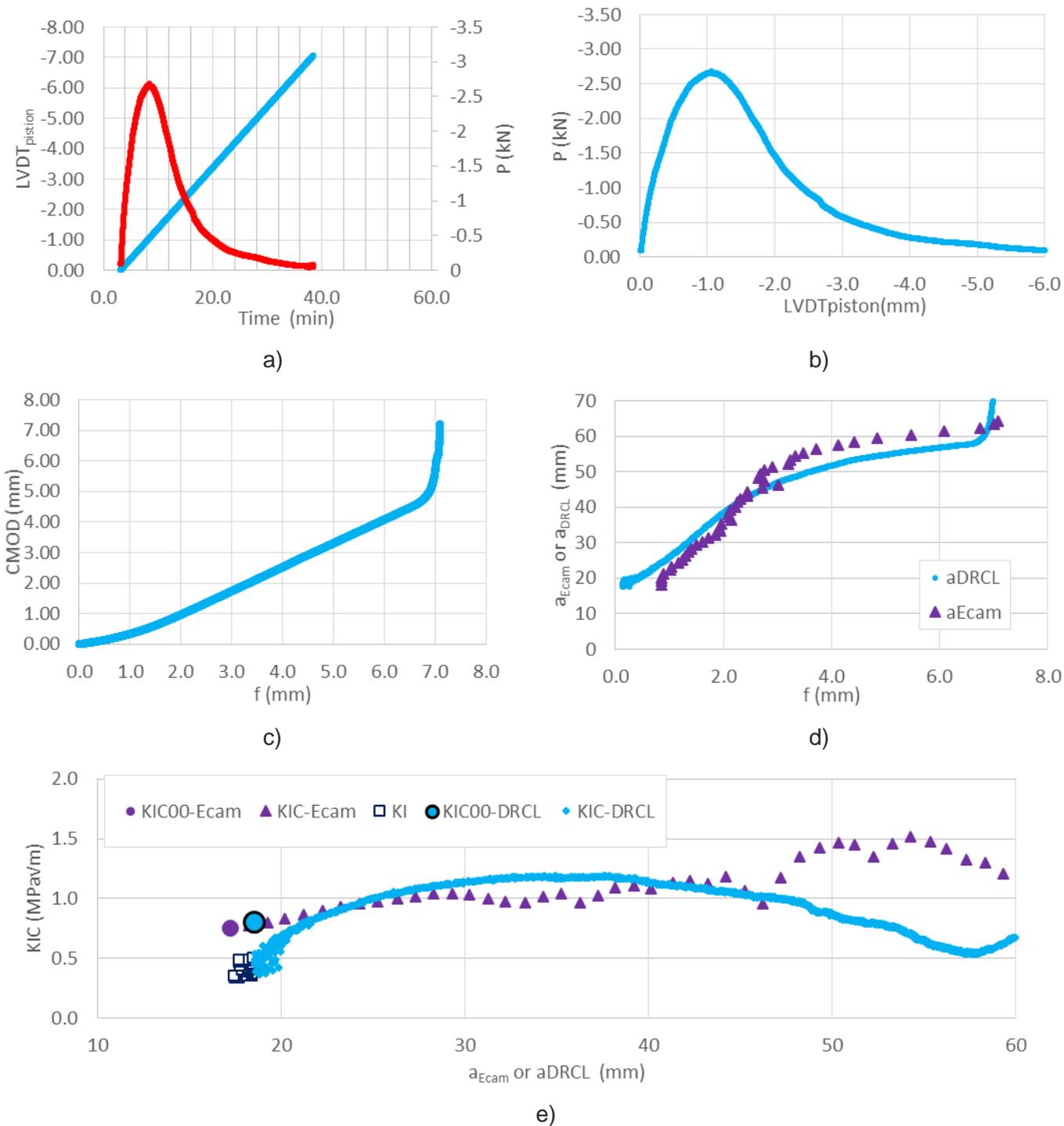


Figure E-9. Courbes de l'échantillon LWF0-0-2-5 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)

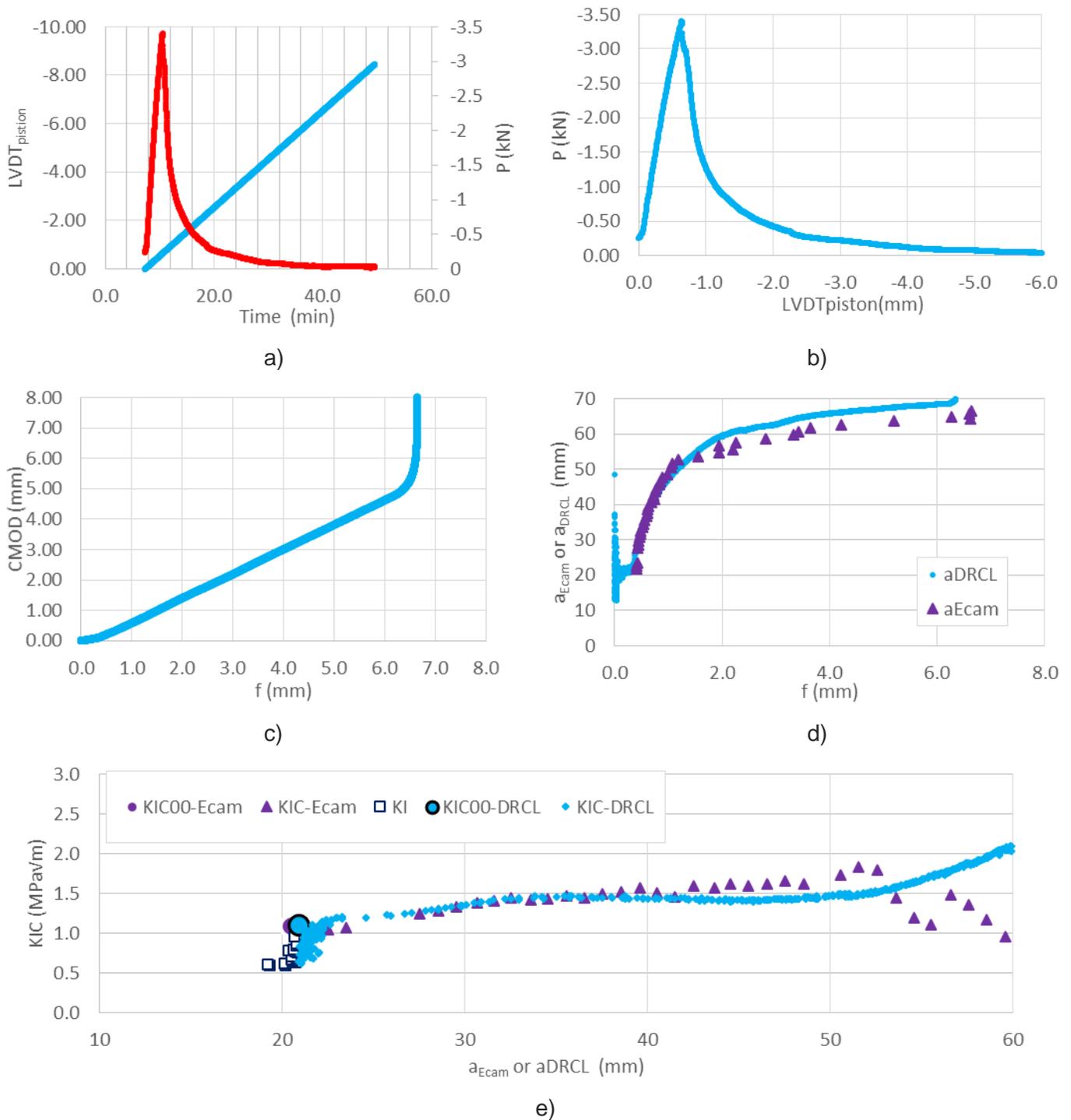


Figure E-10. Courbes de l'échantillon LWF40-1-2-2 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. ($T = -5^\circ\text{C}$)

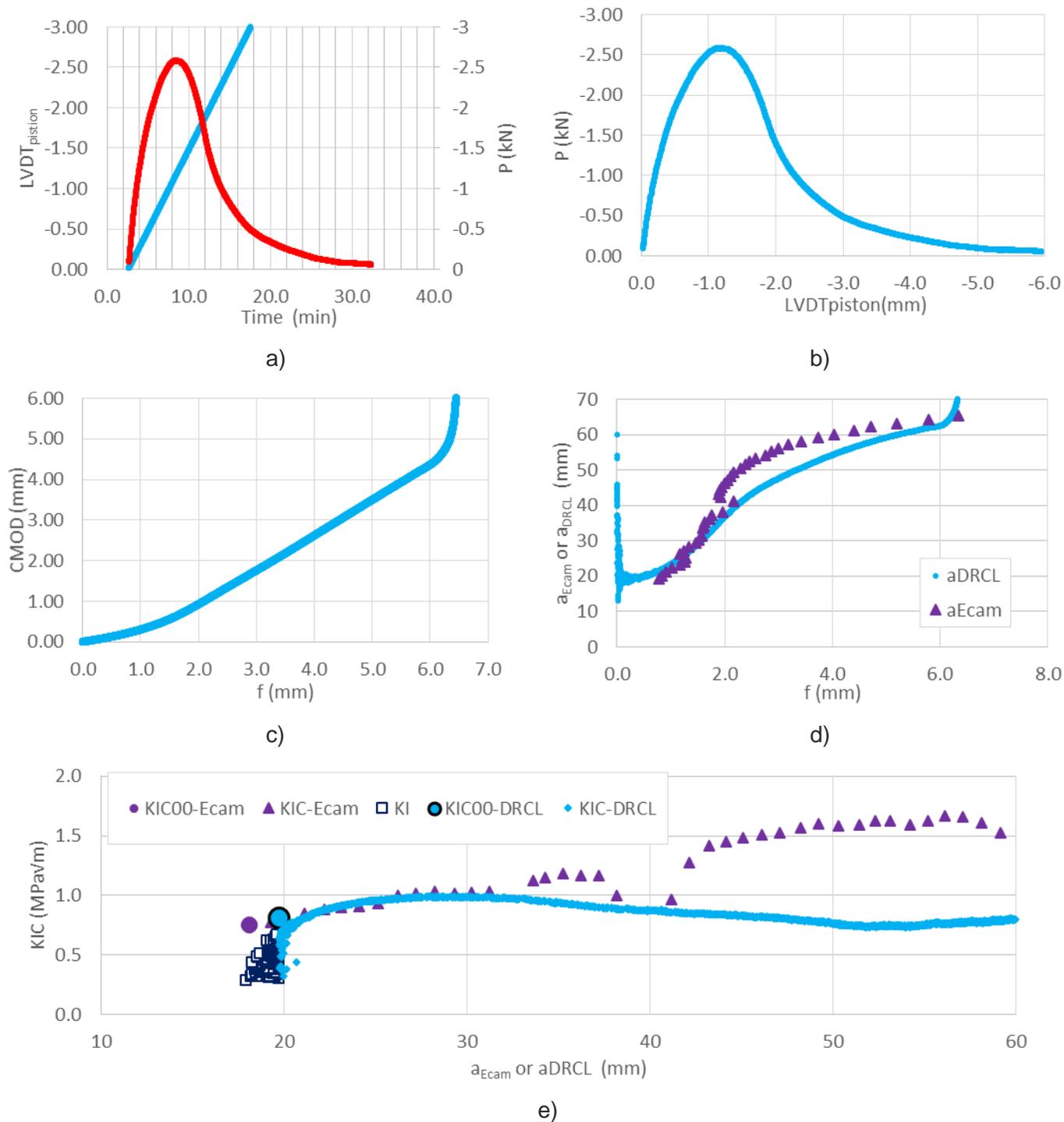
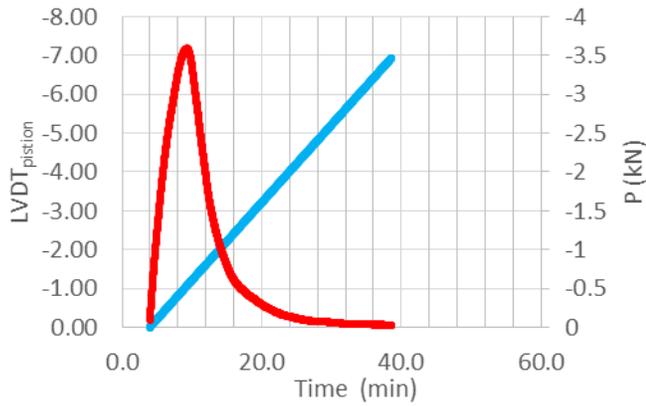
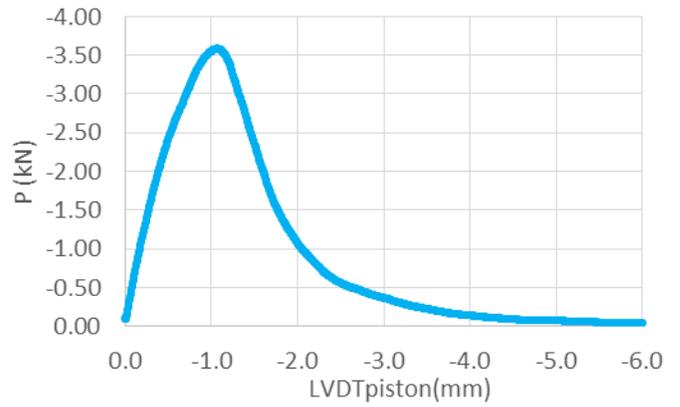


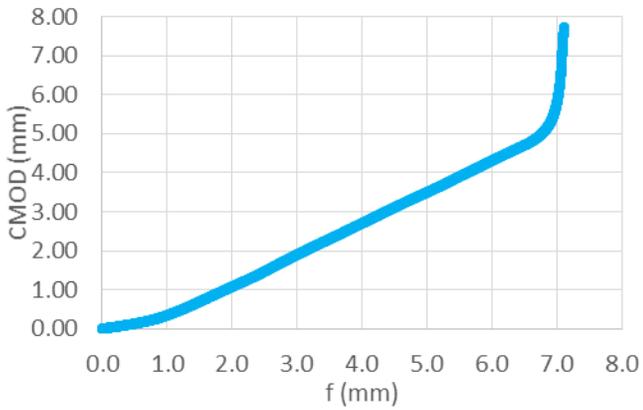
Figure E-11. Courbes du échantillon SWF40-1-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



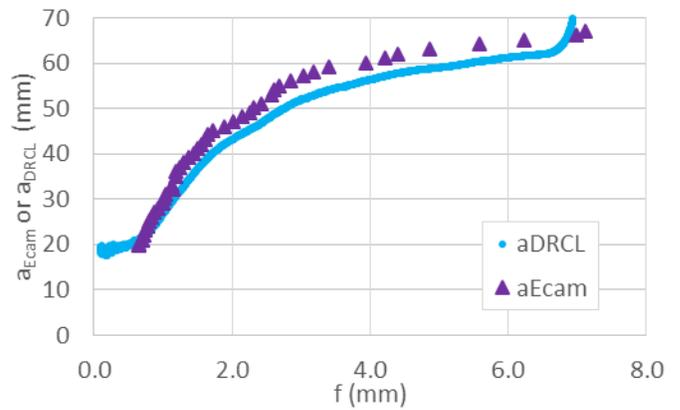
a)



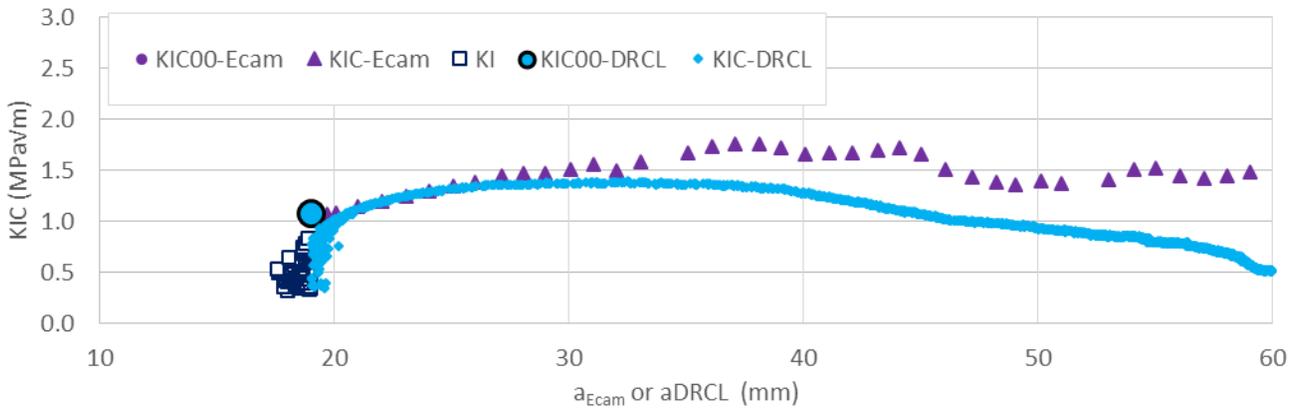
b)



c)

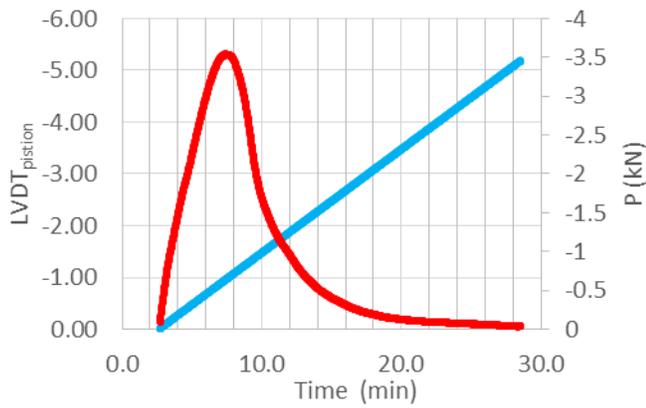


d)

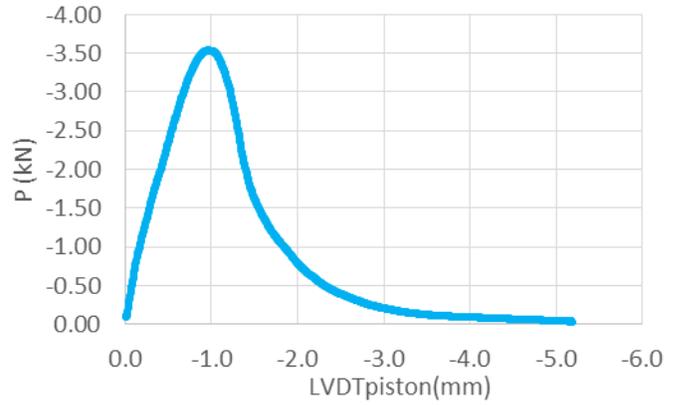


e)

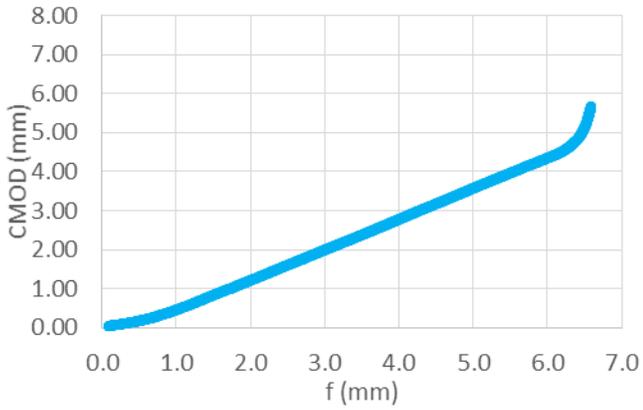
Figure E-12. Courbes du échantillon LWF40-2-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



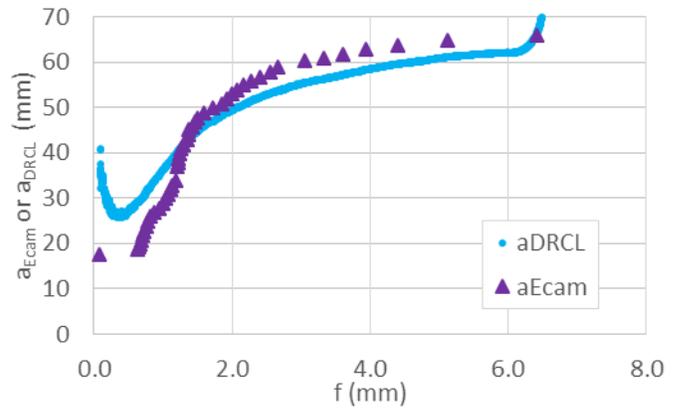
a)



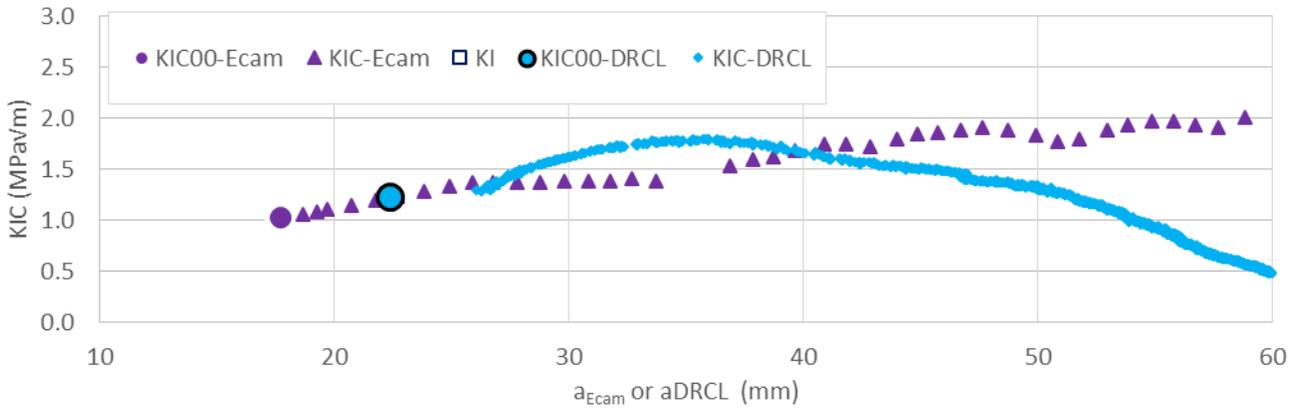
b)



c)

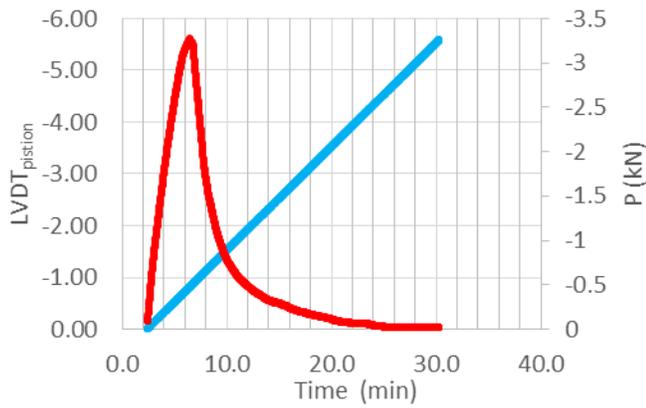


d)

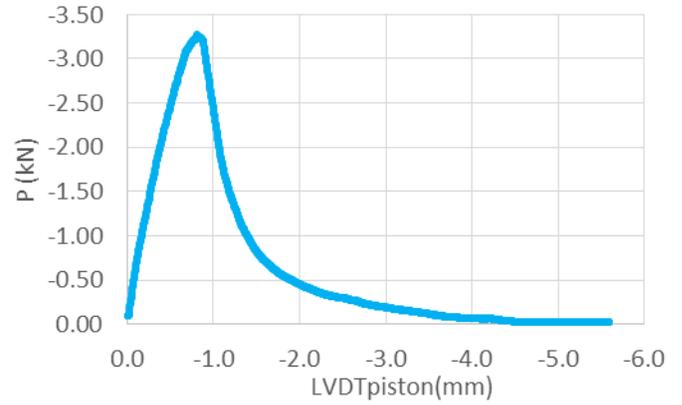


e)

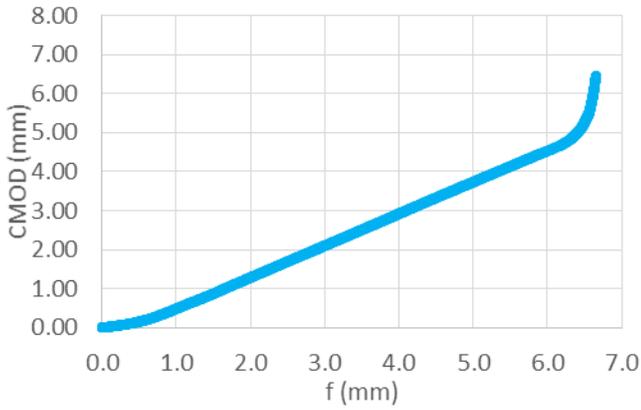
Figure E-13. Courbes du échantillon LWF70-1-2-3 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)



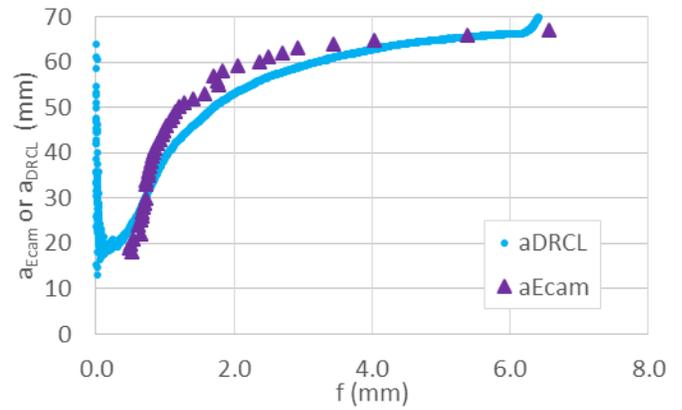
a)



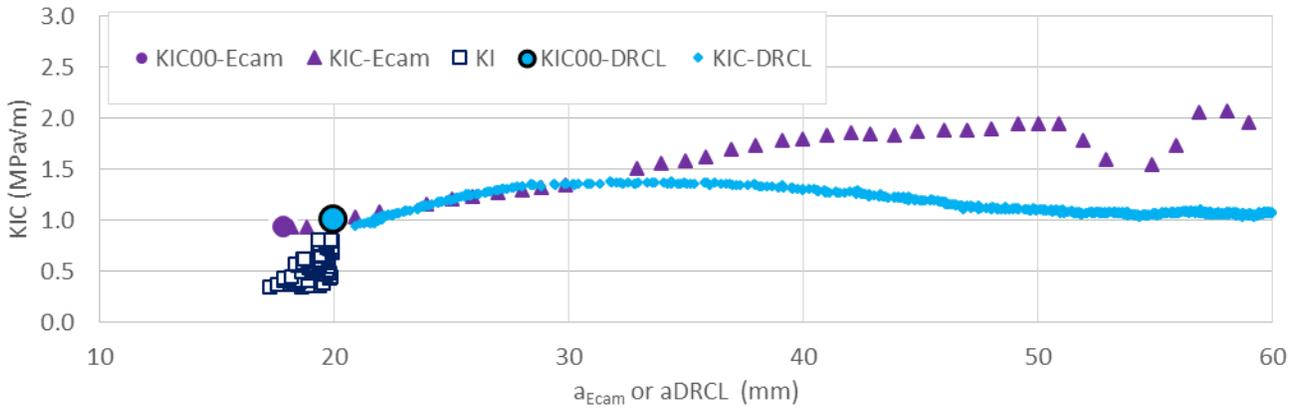
b)



c)



d)



e)

Figure E-14. Courbes du échantillon SWF70-1-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-5°C)

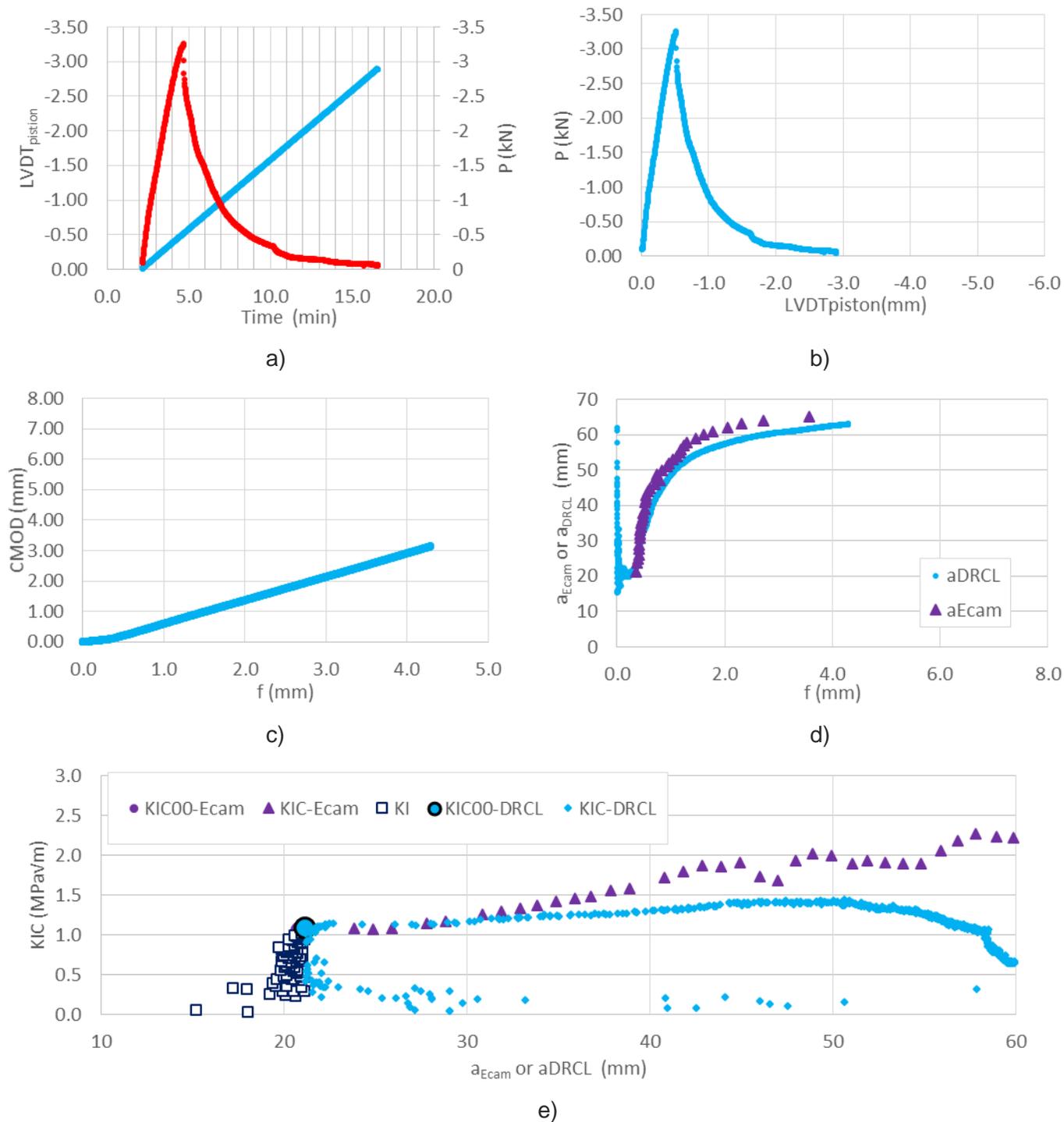


Figure E-15. Courbes du échantillon LWF70-3-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. ($T = -5^\circ\text{C}$)

E.2 Courbes des échantillons testés à -15°C

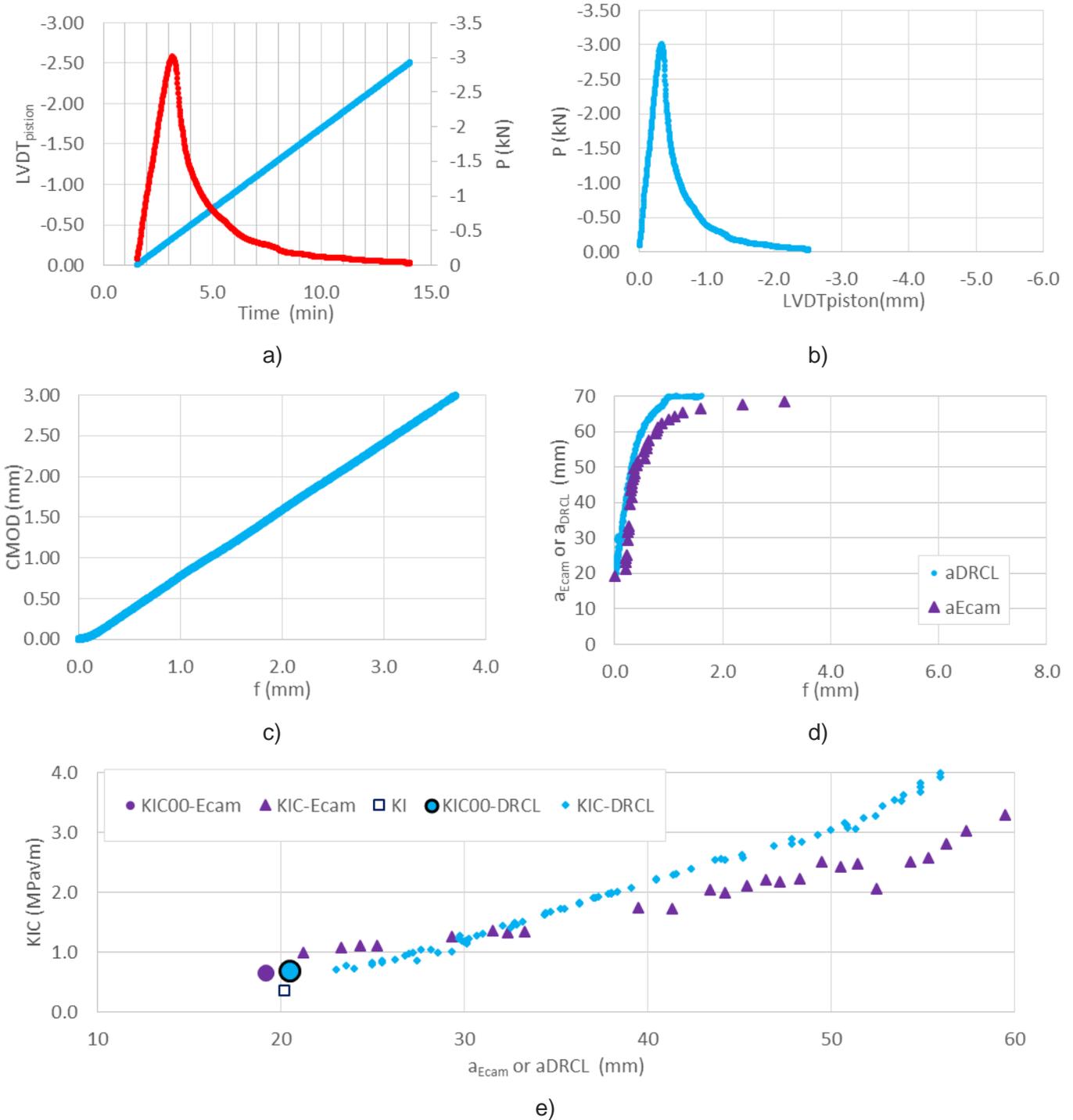


Figure E-16. Courbes du échantillon LH0-0-2-2 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

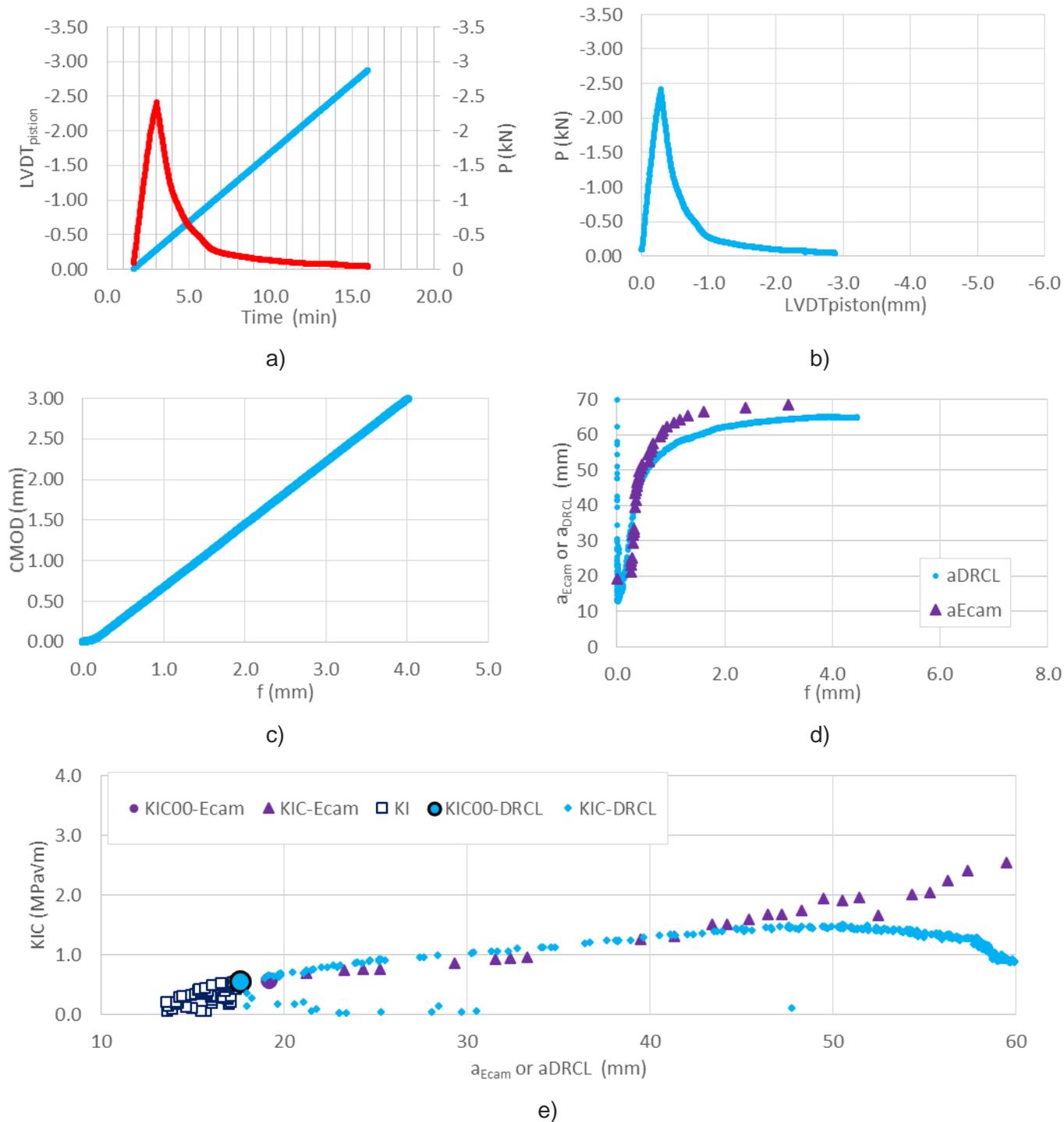


Figure E-17. Courbes du échantillon LH40-1-2-5 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

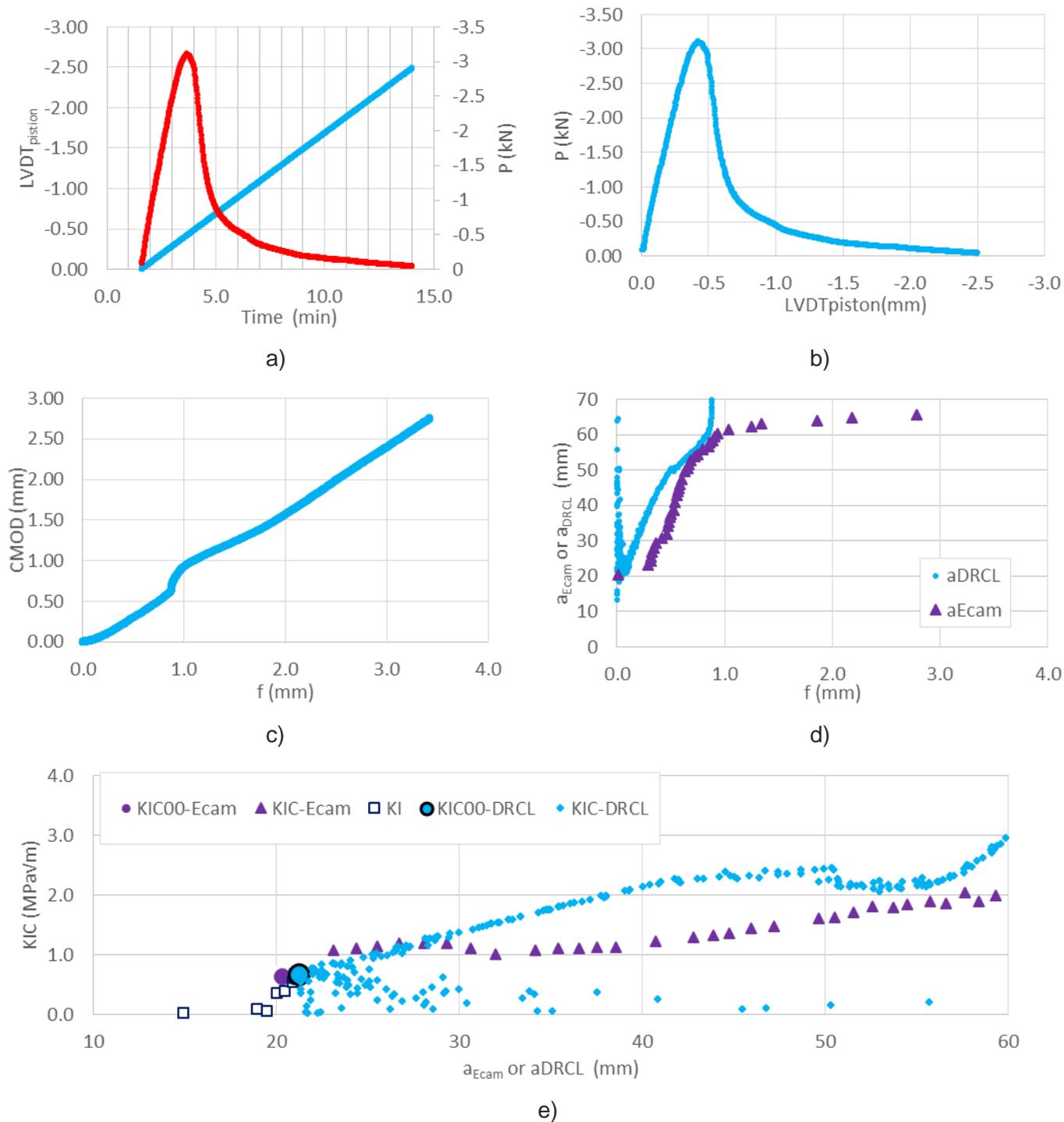


Figure E-18. Courbes du échantillon SH40-1-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

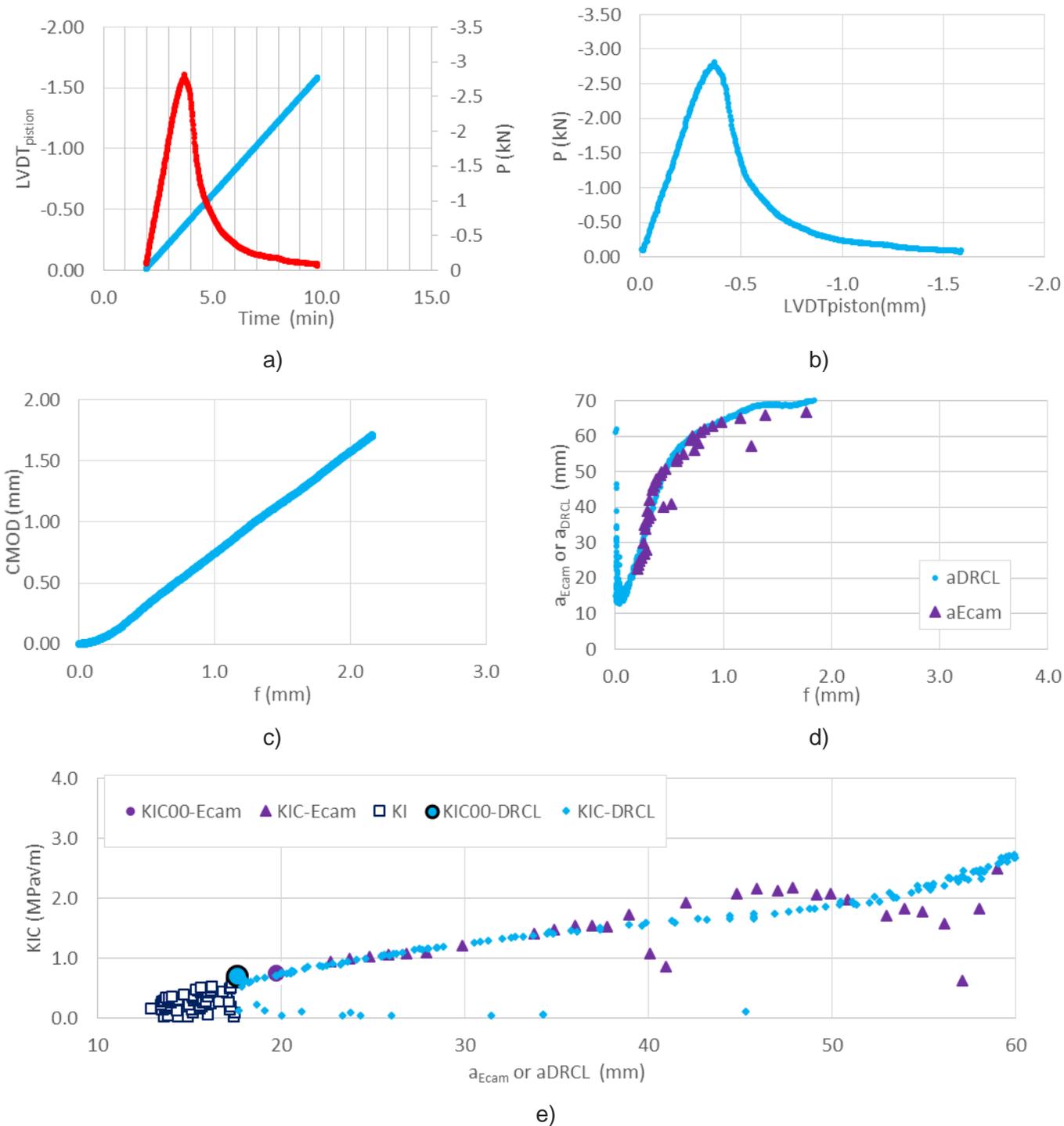
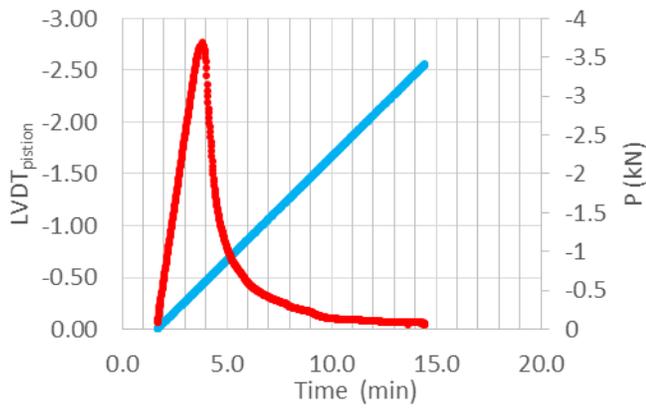
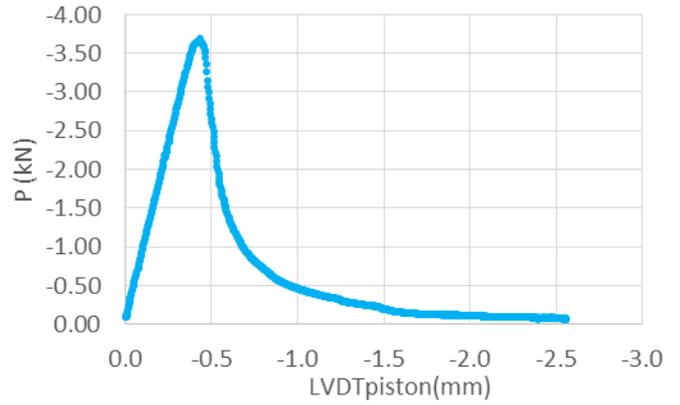


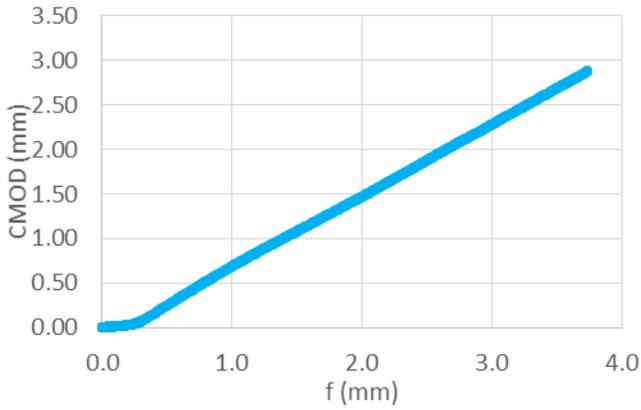
Figure E-19. Courbes du échantillon LH40-2-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)



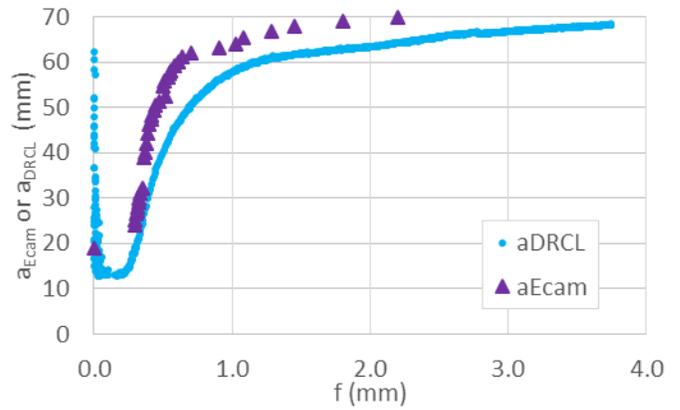
a)



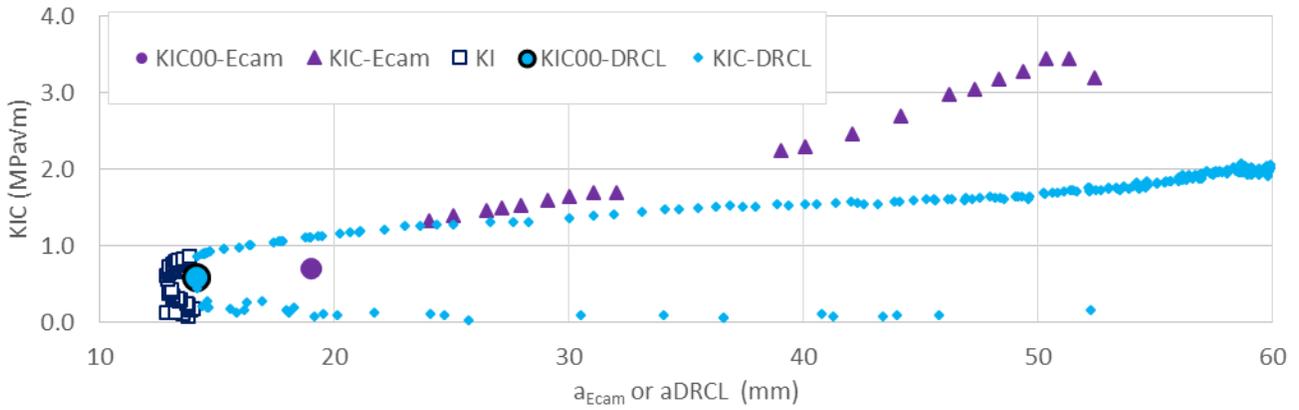
b)



c)



d)



e)

Figure E-20. Courbes du échantillon LH70-1-2-1 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

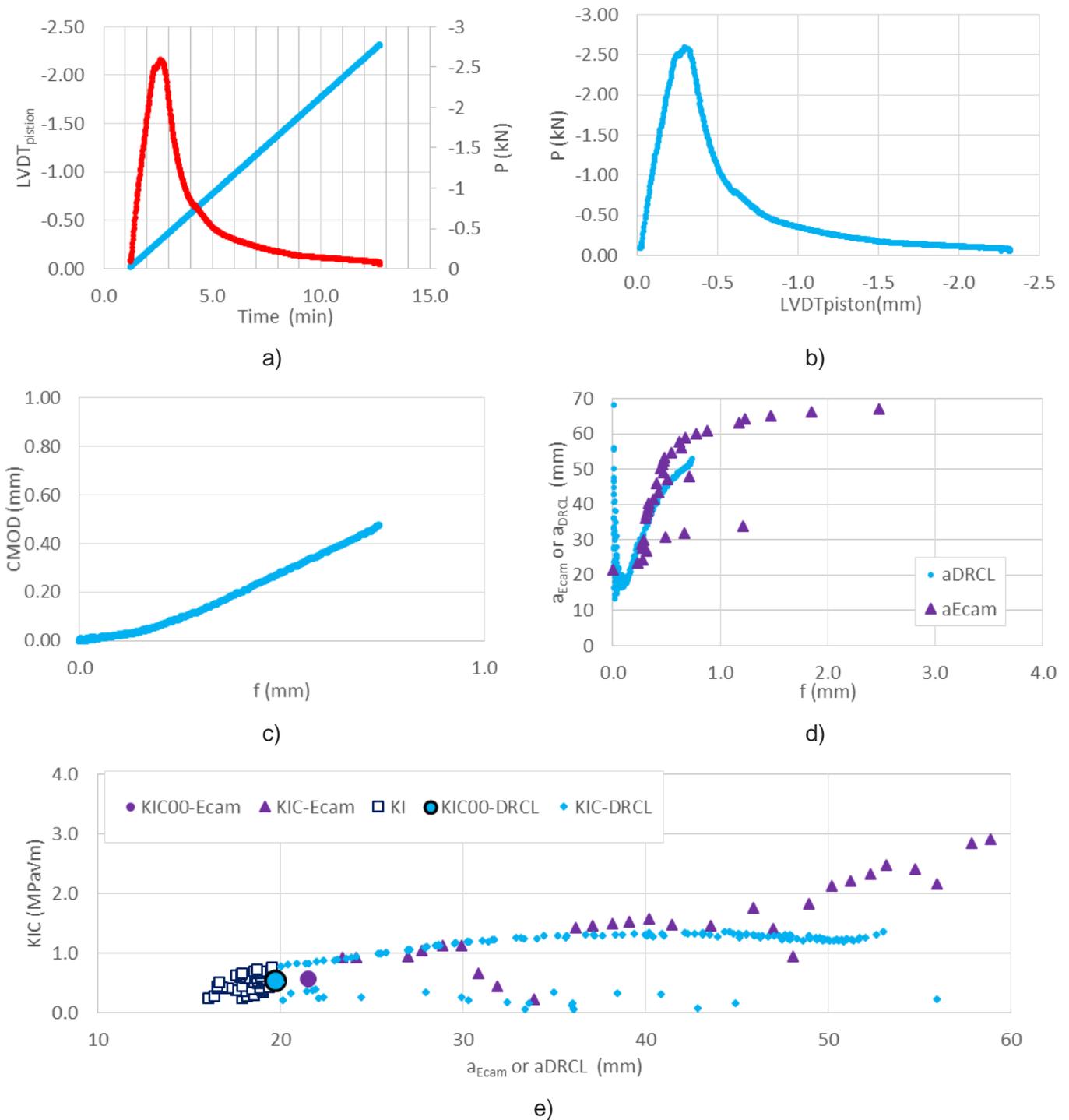


Figure E-21. Courbes du échantillon SH70-1-2-1 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

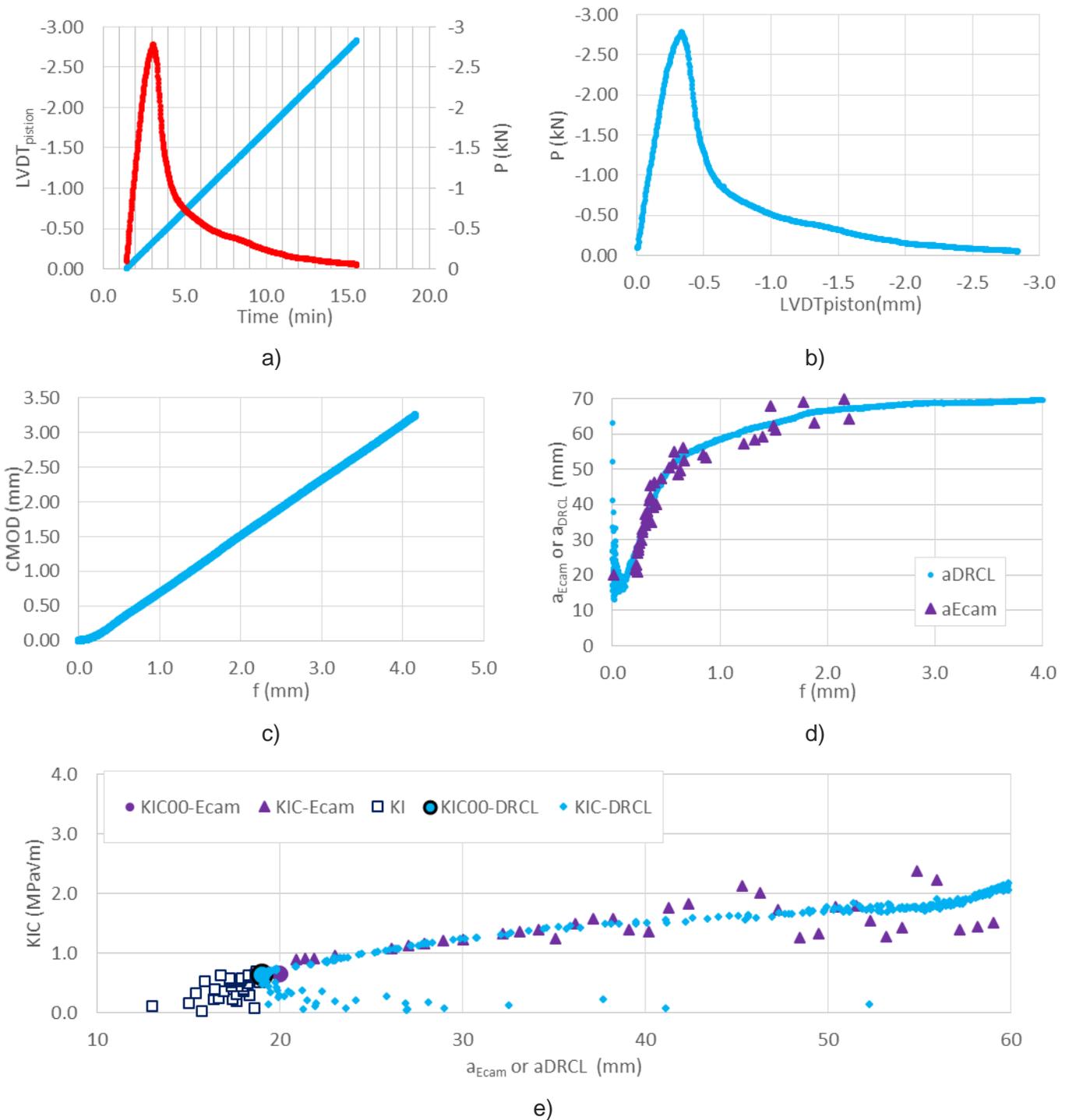


Figure E-22. Courbes du échantillon LH70-3-2-3 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. ($T = -15^\circ\text{C}$)

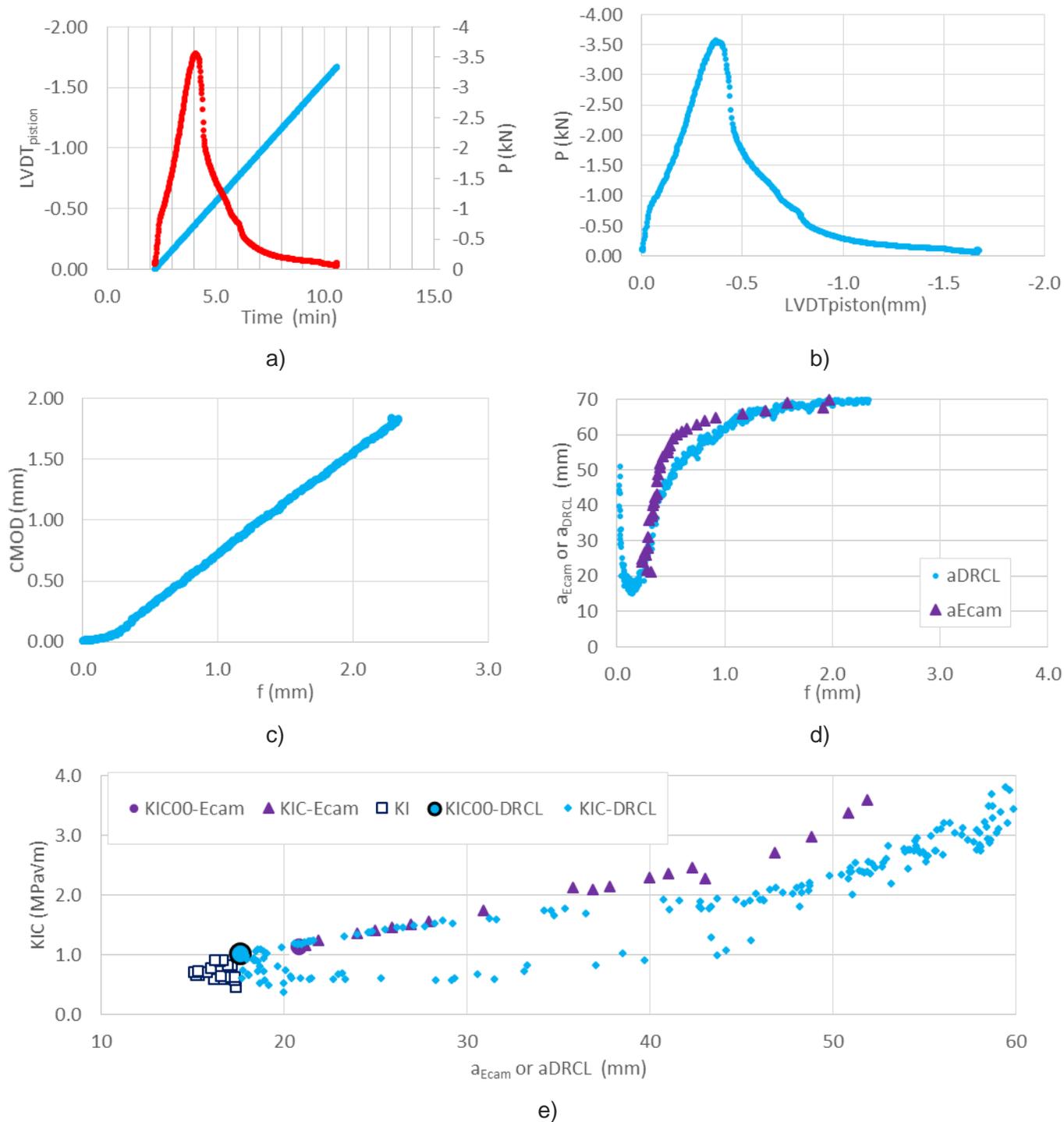


Figure E-23. Courbes du échantillon LH100-1-2-2 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. ($T = -15^\circ\text{C}$)

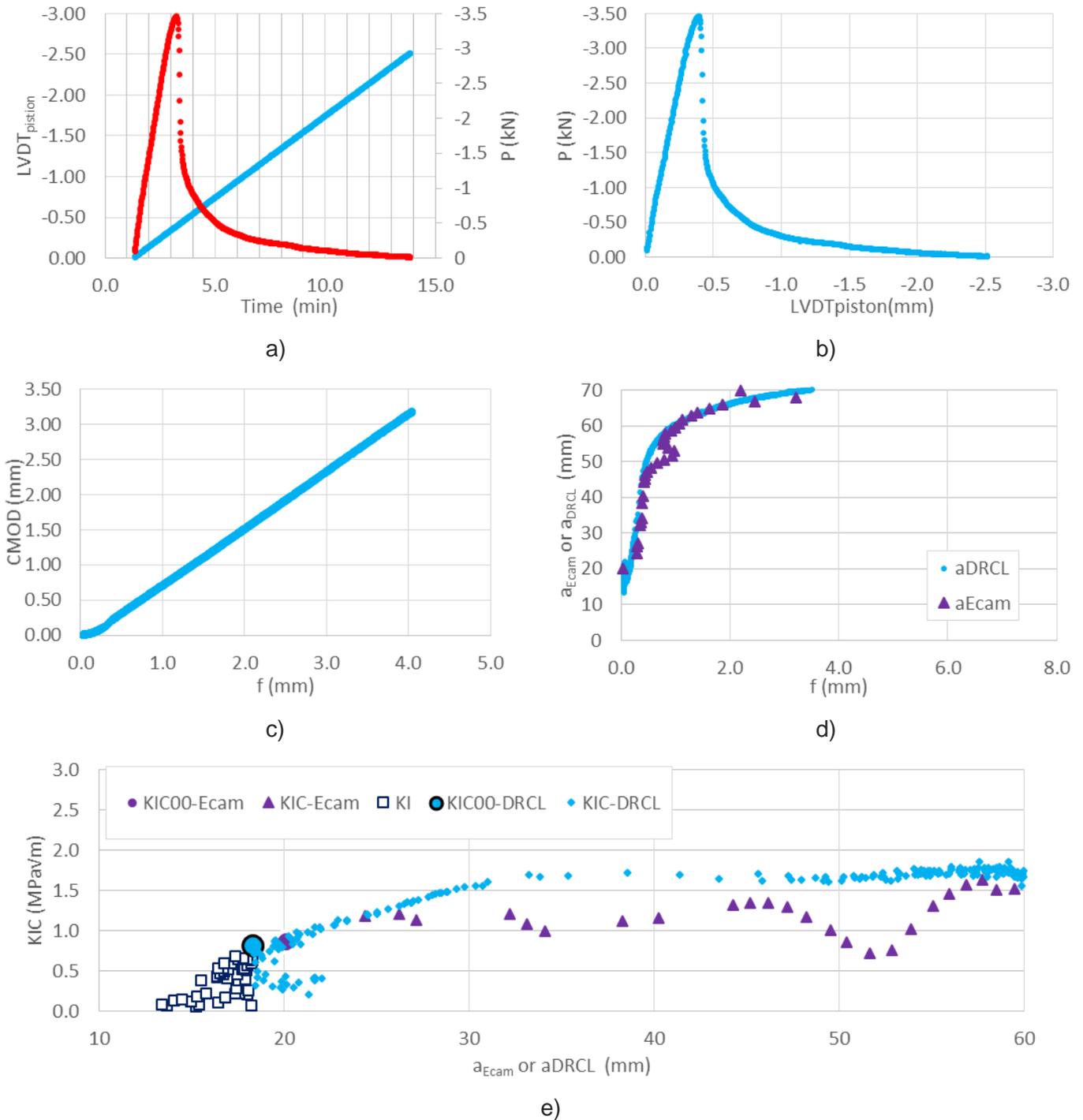


Figure E-24. Courbes du échantillon LWF0-0-2-2 : a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. ($T = -15^\circ\text{C}$)

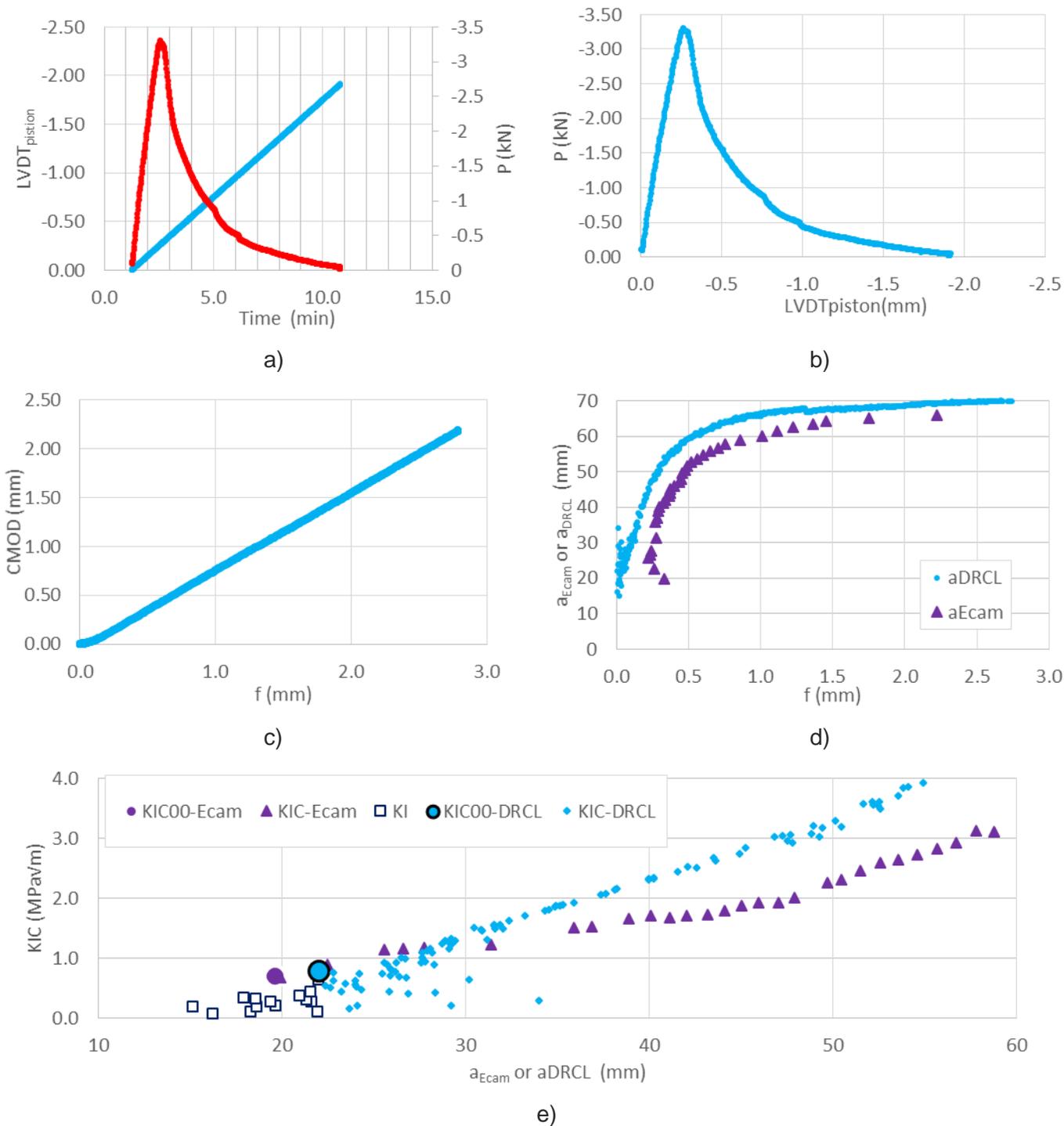


Figure E-25. Courbes du échantillon LWF40-1-2-4 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ;c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

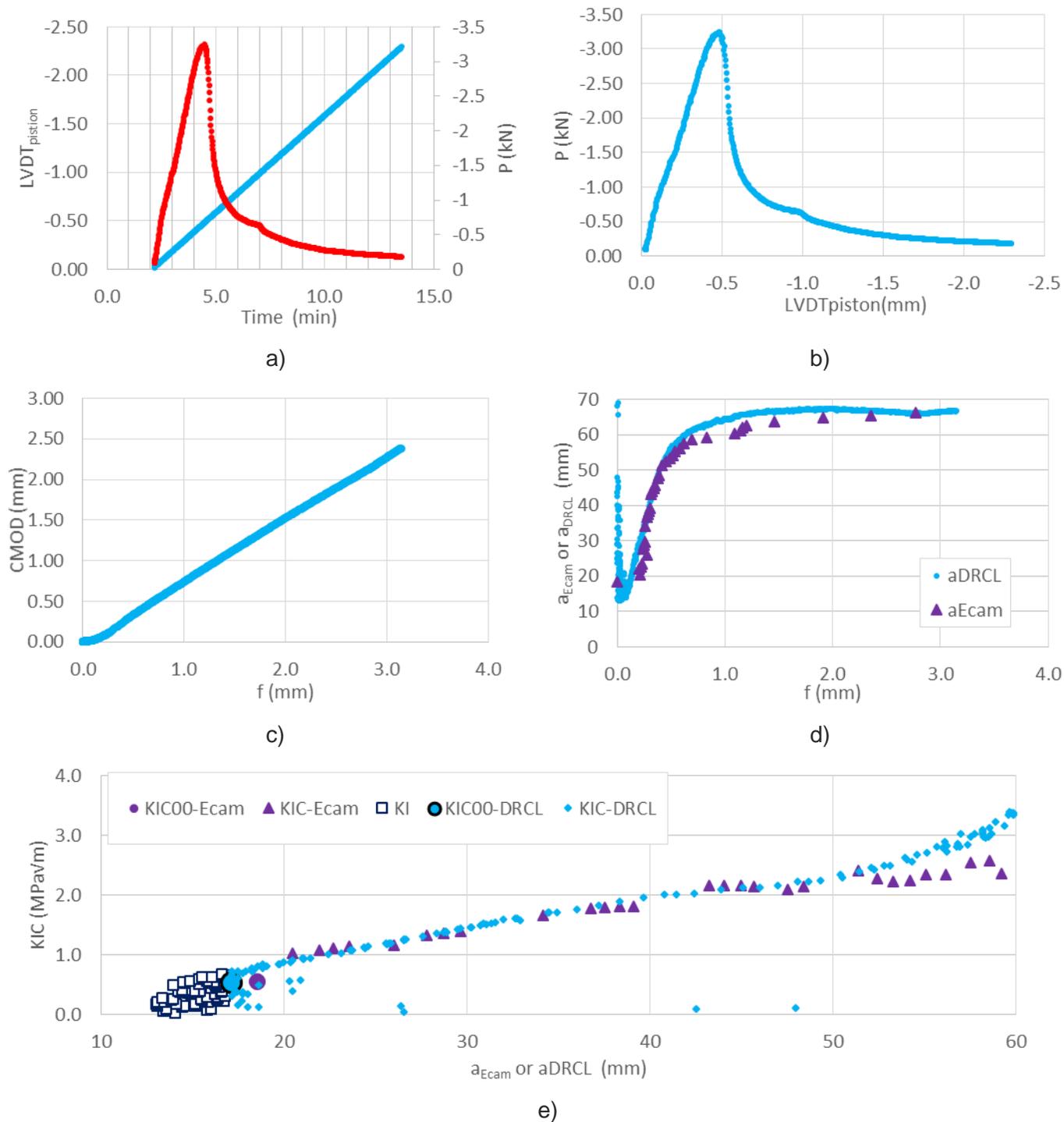


Figure E-26. Courbes du échantillon SWF40-1-2-4 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

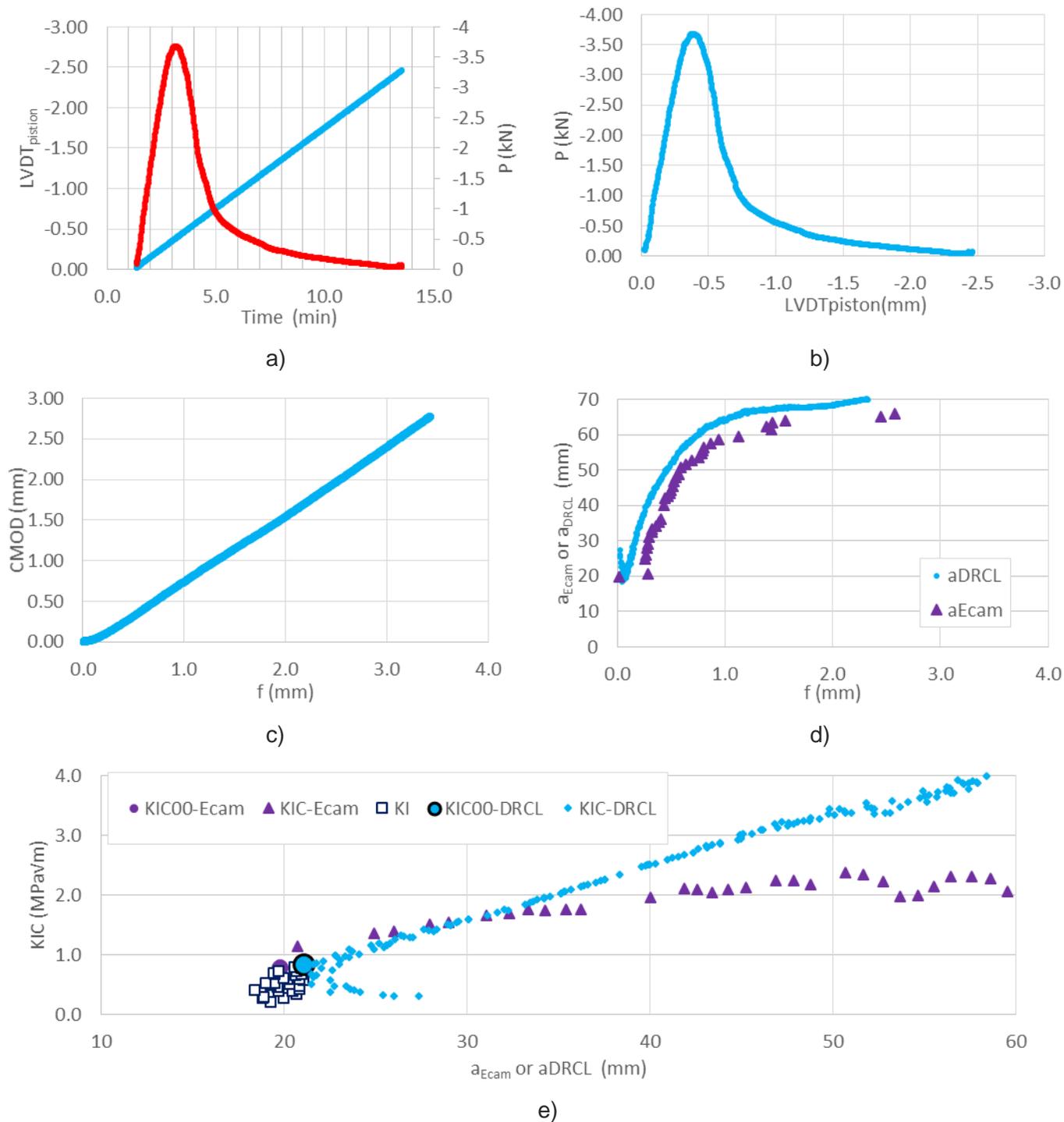
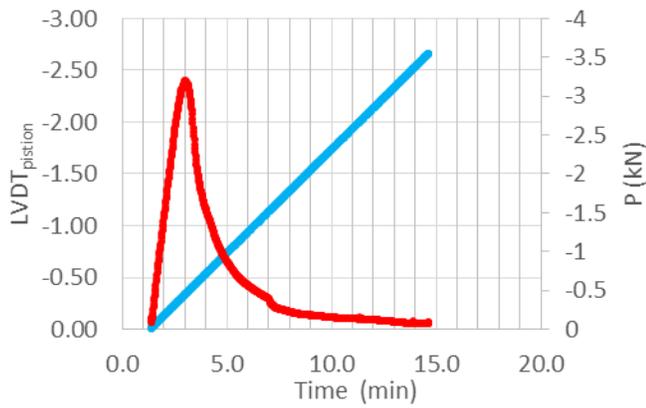
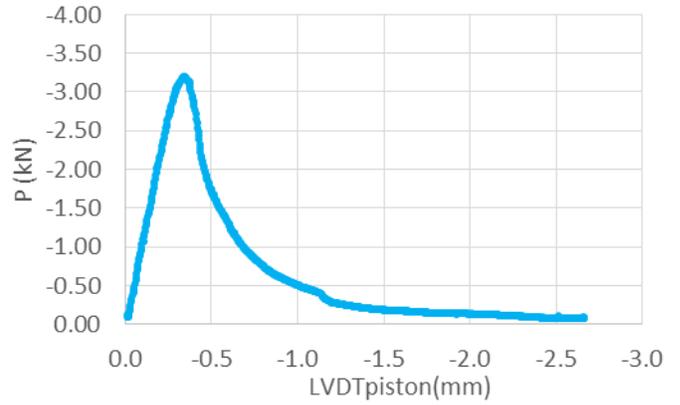


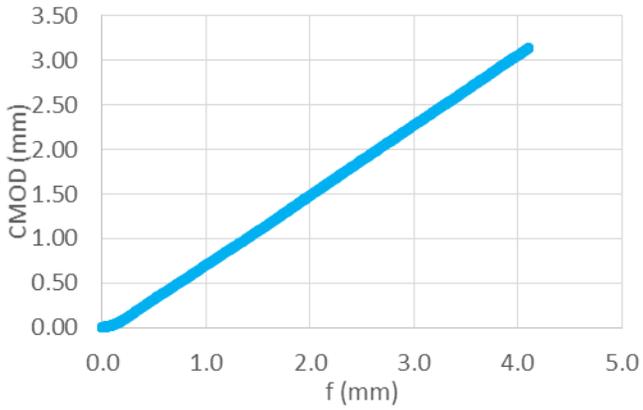
Figure E-27. Courbes du échantillon LWF40-2-2-5 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)



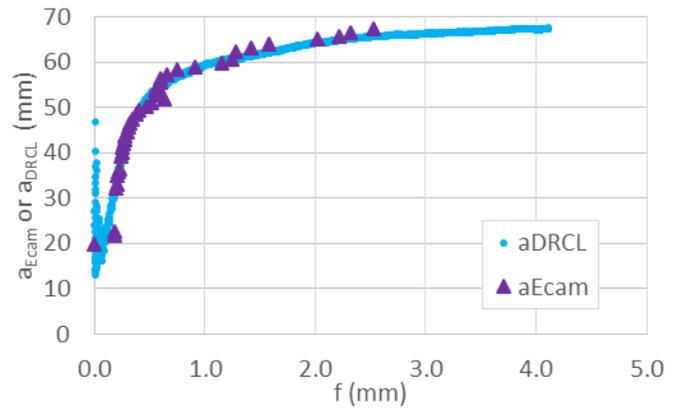
a)



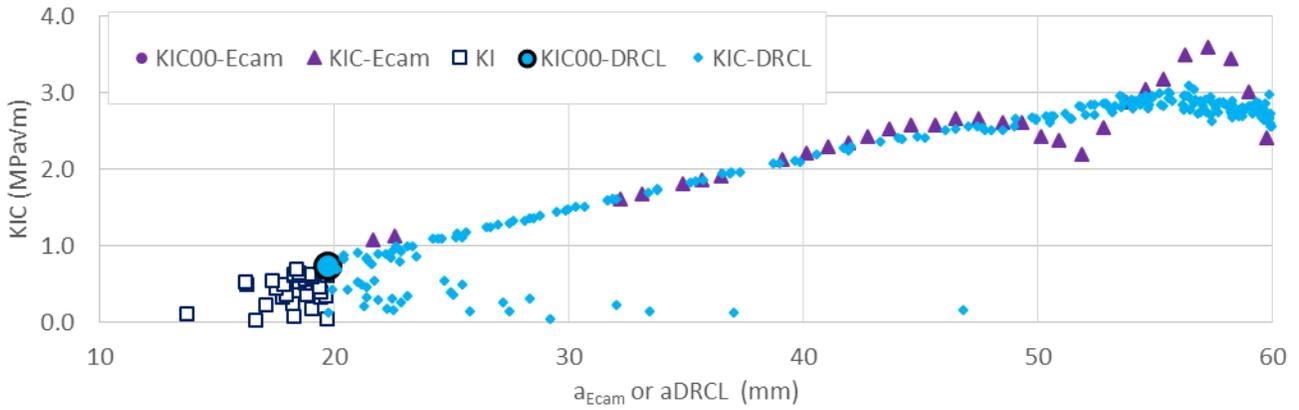
b)



c)



d)



e)

Figure E-28. Courbes du échantillon LWF70-1-2-5 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

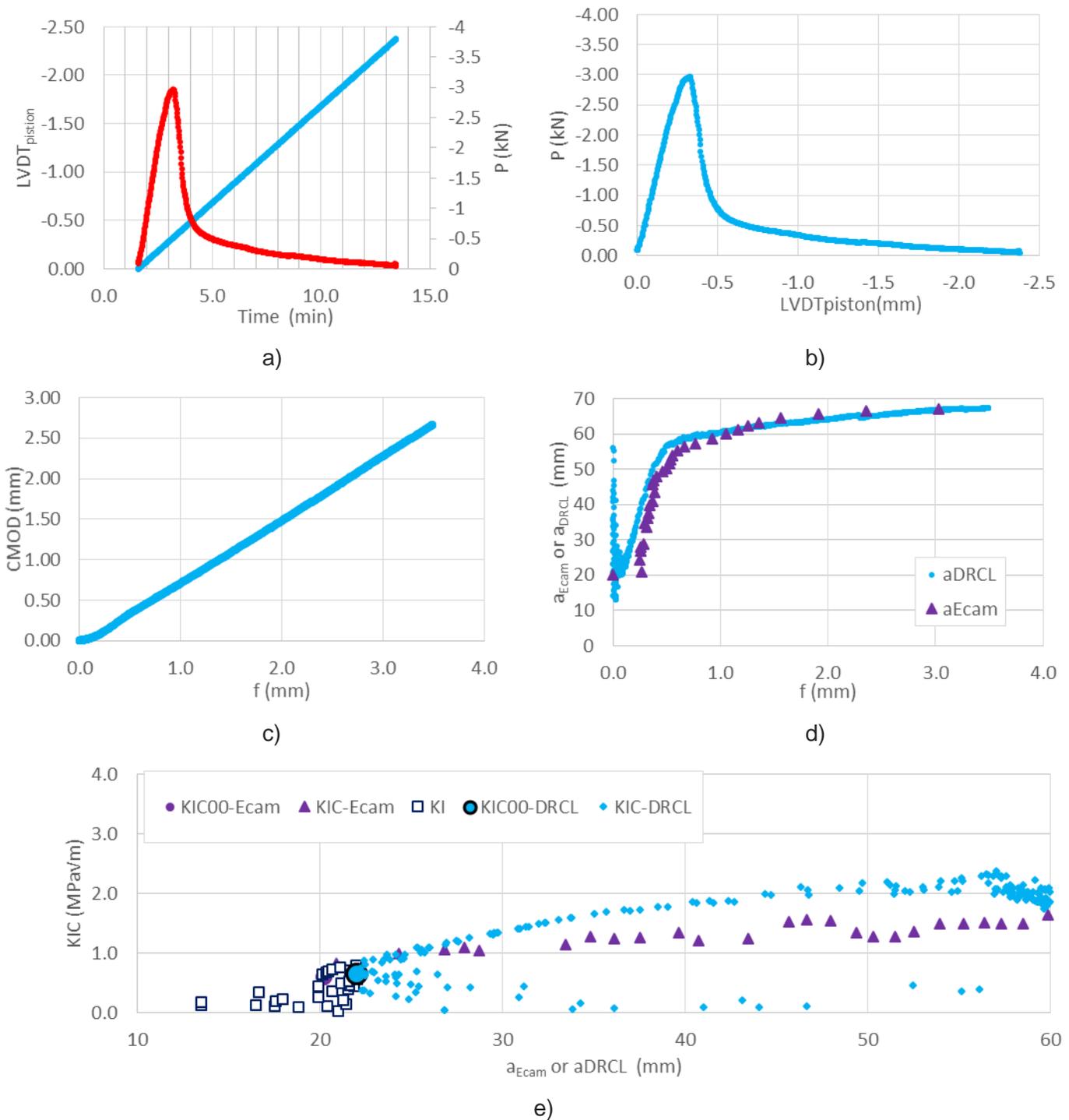
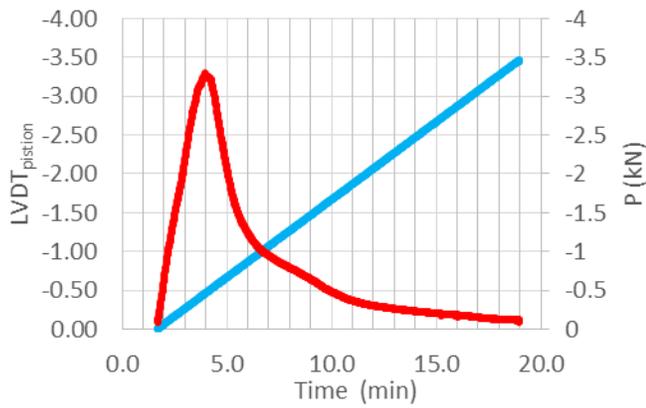
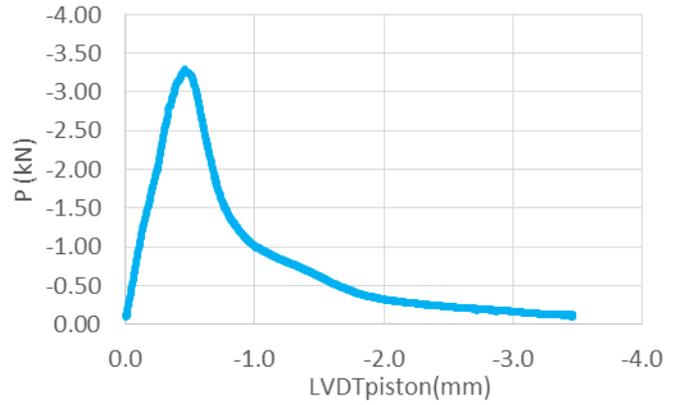


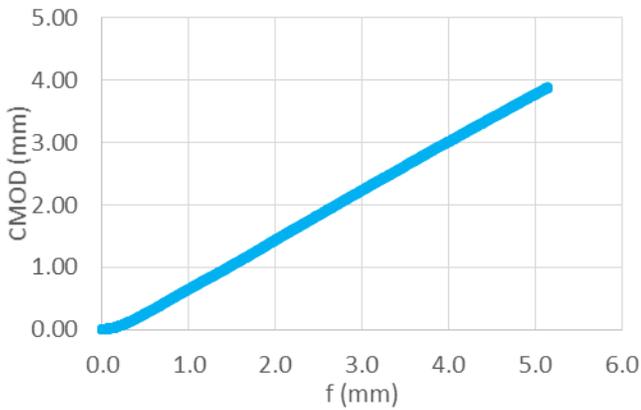
Figure E-29. Courbes du échantillon SWF70-1-2-3 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)



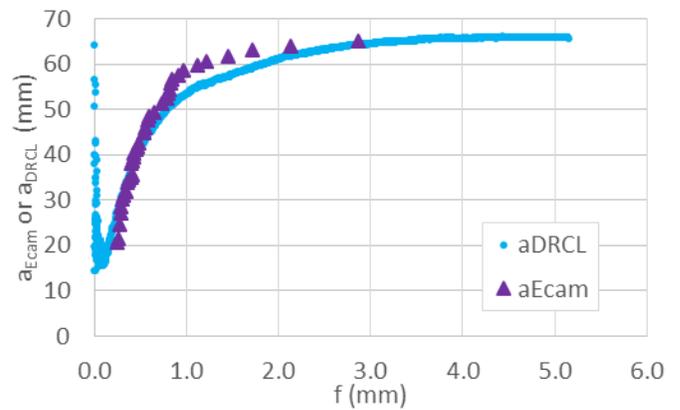
a)



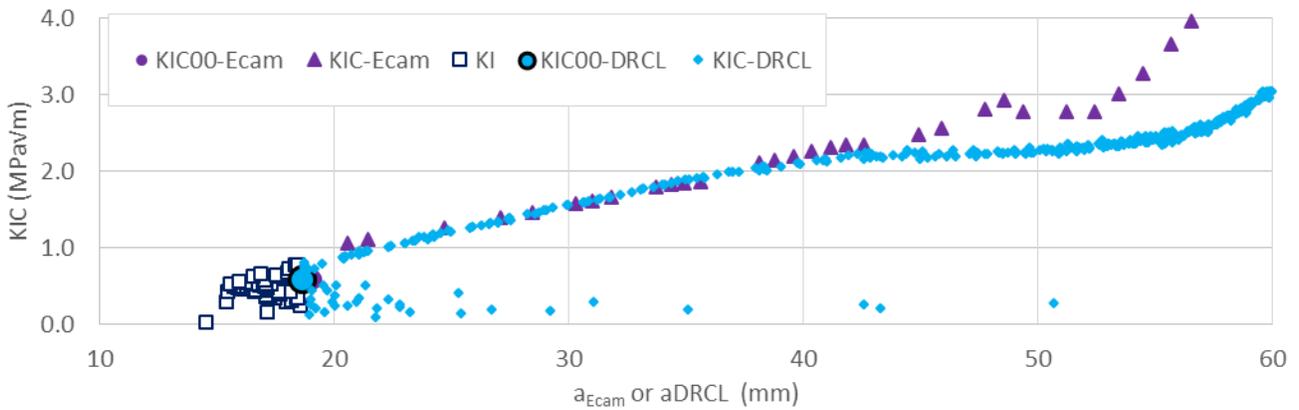
b)



c)



d)



e)

Figure E-30. Courbes du échantillon LWF70-3-2-2 :a) Position de piston et charge en fonction du temps ; b) charge en fonction de position de piston ; c) CMOD en fonction de flèche ; d) hauteur de fissure en fonction de flèche ; e) Facteur d'intensité de contrainte en fonction de hauteur de fissure. (T=-15°C)

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'ECOLE NATIONALE DES TRAVAUX PUBLICS DE L'ETAT

NOM : PEDRAZA PEÑA

DATE de SOUTENANCE : 6 Mars 2018

Prénoms : Alvaro Fabian

TITRE : Propriétés thermomécaniques d'enrobés multi-recyclés

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2018LYSET001

Ecole doctorale : MEGA

Spécialité : Génie Civil

Cote B.I.U. - /

et bis

CLASSE :

RESUME :

Le projet visant à étudier le MULTI-Recyclage des Enrobés tièdes a été labellisé projet national (PN MURE). Une part du projet MURE regroupant des aspects scientifiques particuliers a été regroupé au sein du projet « IMPROVMURE », financé par l'Agence Nationale de la Recherche, et qui a débuté en mars 2014. L'objectif du projet « Innovation en Matériaux et PROCédés pour la Valorisation du MULTI-Recyclage des Enrobés » (IMPROVMURE) est de fournir des éléments de réponse raisonnés et quantifiés, en labora-toire et sur sites pilotes, afin de faire du multi-recyclage des enrobés fabriqués à chaud et tiède. Les ques-tions sociétales, environnementales, règlementaires ou normatives sont également prises en compte dans le cadre du projet.

Un des objectifs du projet IMPROVMURE est l'étude des propriétés thermomécaniques des enrobés. C'est dans le cadre de cet objectif que s'inscrit le travail de thèse présenté dans ce document. Cette thèse est le fruit d'une collaboration entre le Laboratoire Génie Civil et Bâtiment de l'ENTPE (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) et l'entreprise EIFPAGE Infrastructures.

15 types d'enrobés ont été testés pour l'étude des propriétés thermomécaniques des enrobés multi-recyclés. Les enrobés diffèrent par leur condition de fabrication (Laboratoire ou chantier), leur procédé de fabrication (chaud ou tiède mousse), le taux d'agrégat d'enrobé introduit (0%, 40%, 70% ou 100%) et le nombre de cycles de recyclage (un, deux ou trois). Trois caractéristiques ont été communes à tous les types d'enrobés fabriqués, sauf pour l'enrobé contenant 100% d'agrégats d'enrobé. La première est la même courbe granulométrique des granulats, la troisième est la teneur en liant de 5.4% en masse et la troisième est le type d'enrobé « Béton Bitumineux Semi-Grenu » (BBSG) de type 03 selon la norme EN 13108-1.

Trois domaines du comportement des enrobés bitumineux ont été étudiés : Viscoélasticité linéaire (VEL), couplage thermomécanique à basse température et fissuration à froid.

MOTS-CLES : Multi-recyclage, agrégats d'enrobé, enrobés bitumineux, mélanges à chaud et tiède, viscoélasticité linéaire, module complexe, retrait thermique empêché, propagation de fissure, flexion quatre points

Laboratoire (s) de recherche : LTDS

Directeur de thèse: Hervé Di Benedetto

Président de jury : Dr. Laurence Boulangé

Composition du jury :

Prof. Irini Djeran-Maigre (Président)

Prof. Philippe Dubujet (Invité)

Prof. Christophe Petit (Rapporteur)

Dr. Simon Pouget (Examineur)

Dr. Jean-Éric Poirier (Rapporteur)

Prof. Cédric Sauzéat (Tuteur)

Prof. Hervé Di Benedetto (Directeur)