HAL
open science

Étude thermomécanique avancée de différents types d'enrobés recyclés tièdes avec additifs

Nguyen Hoang Pham

To cite this version:

Nguyen Hoang Pham. Étude thermomécanique avancée de différents types d'enrobés recyclés tièdes avec additifs. Thermique [physics.class-ph]. École Nationale des Travaux Publics de l'État [ENTPE], 2014. Français. NNT : 2014ENTP0016 . tel-02132411

HAL Id: tel-02132411

https://theses.hal.science/tel-02132411v1

Submitted on 17 May 2019

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 : 2014-ENTP-0016 Année 2014

THESE

pour l'obtention du grade de

Docteur de l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat

Université de Lyon

Ecole doctorale : MEGA (Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique)

Spécialité : *Génie Civil*

Préparée au Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LTDS/UMR 5513)

Présentée et soutenue publiquement par

Nguyen Hoang PHAM

Etude thermomécanique avancée de différents types d'enrobés recyclés tièdes avec additifs

Soutenue le *12/12/2014* devant le jury composé de :

Rapporteurs	M. CAICEDO HORMAZA Bernardo	Professeur, UniAndes Colombia
	M. PERRATON Daniel	Professeur, ETS Montréal
Examinateurs	M. DUBUJET Philippe	Professeur, ENISE
	M. GONZALEZ-LEON Juan-A	Docteur, ARKEMA
	Mme. NICOLAÏ Aurélia	Master professionnel, MALET
Directeur de thèse	M. DI BENEDETTO Hervé	Professeur, ENTPE
Tuteur de thèse	M. SAUZEAT Cédric	Docteur, ENTPE

SOMMAIRE

SOMMAIRE **1**

AVANT-PROPOS **7**

RESUME **9**

ABSTRACT **11**

LISTE DES ABREVIATIONS **13**

INTRODUCTION **15**

1 BIBLIOGRAPHIE **17**

1.1. Généralités sur les enrobés bitumineux 19

1.1.1. Définition 19

1.1.2. Liants hydrocarbonés 19

1.1.3. Granulats et leur classification 20

1.1.4. Sollicitation des couches de chaussées 20

1.1.5. Grandes classes de comportement des enrobés bitumineux 22

1.1.6. Application au dimensionnement des structures routières 23

1.2. Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux 24

1.2.1. Comportement viscoélastique linéaire 24

1.2.2. Comportement à la fatigue 40

1.2.3. Comportement à basse température 49

1.3. Enrobés bitumineux innovants 51

1.3.1. Enrobés fabriquées en réduisant les températures d'enrobage 51

1.3.2. Enrobés à base d'agrégats d'enrobés recyclés 56

1.4. Propagation des ondes 62

1.4.1. Différents types d'ondes 62

1.4.2. Propagation dans le cas d'un milieu continu élastique homogène 64

1.4.3. Propagation des ondes dans un milieu viscoélastique linéaire isotrope 68

2 CAMPAGNE EXPERIMENTALE ET PRESENTATION DES DISPOSITIFS DE MESURE 73

2.1. Matériaux et éprouvettes 75

2.1.1. Présentation des matériaux testés 75

2.1.2. Liants dans les matériaux 76

2.1.3. Fabrication et caractéristiques géométriques des éprouvettes 77

2.1.4. Pourcentages des vides des éprouvettes 78

2.2. Appareillage d'essais et mise en place des éprouvettes 79

2.2.1. Appareillage d'essais 79

2.2.2. Mise en place des éprouvettes 83

2.3. Essais de module complexe 84

2.3.1. Principe de l'essai 84

2.3.2. Procédure d'essai 85

2.3.3. Calcul des paramètres 85

2.3.4. Présentation d'un essai de module complexe 87

2.4. Essai de fatigue 96

2.4.1. Principe de l'essai 96

2.4.2. Procédure d'essai 97

2.4.3. Calcul des paramètres 97

2.4.4. Présentation des résultats d'un essai de fatigue 98

2.5. Essai de retrait thermique empêché (TSRST) 104

2.5.1. Principe de l'essai 104

2.5.2. Procédure d'essai 104

2.5.3. Paramètres des essais 104

2.5.4. Calibration des capteurs pour l'essai TSRST avec le matériau Zérodur 105

2.5.5. Présentation d'un essai de retrait thermique empêché 106

2.6. Essais de propagation d'ondes 108

2.6.1. Principe de l'essai 109

2.6.2. Procédure de l'essai 109

2.6.3. Calcul des paramètres 113
2.6.4. Présentation d'un essai de propagation d'ondes 116
2.7. Campagne d'essais réalisés 118
3 ESSAIS DE MODULE COMPLEXE 121
3.1. Modélisation du comportement VEL à l'aide du modèle 2S2P1D 123
3.1.1. Présentation du modèle analogique 2S2P1D 123
3.1.2. Résultats des simulations du comportement VEL 125
3.2. Influence du pourcentage de vides 136
3.2.1. Sur les valeurs de E_0 136
3.2.2. Sur les valeurs de E_{00} 138
3.2.3. Sur les valeurs de ν_{av0} 138
3.2.4. Sur les valeurs de ν_{av00} 139
3.3. Influence du pourcentage de RAP 139
3.4. Influence du type d'additif 142
3.5. Influence du procédé de fabrication des enrobés 145
3.6. Valeurs normalisées 148
3.7. Répétabilité 153
3.8. Evaluation du dommage pendant l'essai 156
3.9. Conclusion 166
4 ESSAIS DE FATIGUE 169
4.1. Analyse des résultats des essais de fatigue 171
4.1.1. Comparaison des essais pour le matériau WM30B0.4 171
4.1.2. Evaluation des durées de vie : courbes de Wöhler 175
4.1.3. Analyse des endommagements 179
4.2. Influence du pourcentage des vides 184
4.3. Influence de la teneur en RAP 185
4.4. Influence du type d'additif 189
4.5. Influence du procédé de fabrication des enrobés 192
4.6. Conclusion 195

5 ESSAIS DE RETRAIT THERMIQUE EMPECHE « TSRST » 197

5.1. Résultats des essais de retrait thermique empêché pour un matériau 199

5.1.1. Courbes de contrainte - température 199

5.1.2. Courbes de déformations radiales – température 200

5.2. Détermination du coefficient de Poisson 202

5.3. Influence du pourcentage de vides 206

5.4. Influence du pourcentage de RAP 207

5.5. Influence du type d'additif 209

5.6. Influence du procédé de fabrication des enrobés 211

5.7. Conclusion 214

6 RESULTATS DE L'ESSAI DE PROPAGATION DES ONDES 215

6.1. Essai de propagation d'ondes P 217

6.1.1. Vitesse des ondes 217

6.1.2. Détermination du module complexe des enrobés bitumineux 219

6.1.3. Incertitude de mesure 222

6.1.4. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et obtenues par la méthode dynamique (ondes P) 225

6.2. Essai d'impact résonance 228

6.2.1. Détermination des fréquences de résonance 228

6.2.2. Détermination des facteurs correcteurs 229

6.2.3. Calcul du module complexe et de l'angle de phase 232

6.2.4. Calcul d'incertitude sur la valeur du module complexe 234

6.2.5. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et ceux obtenus avec la méthode Impact Résonance 238

6.2.6. Comparaison graphique des deux méthodes : propagation d'ondes P et Impact Résonance avec les simulations du modèle 2S2P1D 241

6.3. Détermination du coefficient de Poisson des éprouvettes d'enrobé bitumineux 243

6.3.1. Résultats 244

6.3.2. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et obtenues par la méthode dynamique (ondes S) 246

6.4. Conclusion 251

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES 253

REFERENCES 257

ANNEXES A-1

Annexe A : Représentation graphique des essais de fatigue des matériaux A-1

Annexe B : Représentation graphique des essais de de retrait thermique empêché (TSRST) des matériaux A-20

Annexe C : Représentation graphique des essais de propagation des ondes A-26

FOLIO ADMINISTRATIF .....

AVANT-PROPOS

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre le Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) et l'entreprise Arkema, l'entreprise routière Malet, l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie (ADEME). Je désire en avant-propos adresser mes remerciements à l'ensemble des personnes qui ont permis l'aboutissement de ce travail de thèse.

Tout d'abord, je tiens à remercier mon directeur de thèse, monsieur le professeur Hervé Di Benedetto ainsi que mon tuteur monsieur le docteur Cédric Sauzéat. Après m'avoir proposé ce sujet, ils m'ont donné les motivations et orientations nécessaires. Leur rigueur scientifique, leur patience ainsi que leur dynamisme ont très largement contribués à la réussite de ce travail.

Je remercie sincèrement monsieur le professeur Bernardo Caicedo Hormaza, ainsi que monsieur le professeur Daniel Perraton d'avoir accepté la lourde tâche de rapporter cette thèse, et ce, malgré les milliers de kilomètres qu'ils auront à parcourir pour participer au jury.

J'exprime mes remerciements à monsieur le docteur Juan-A González-León de l'entreprise Arkema et madame Aurélia Nicolaï de l'entreprise Malet. Nos nombreux échanges et discussions pendant ce travail m'ont beaucoup aidé. Je les remercie d'avoir accepté de devenir les jurés de ma soutenance.

Je remercie monsieur le professeur Philippe Dubujet qui m'a fait l'honneur d'accepter d'être membre du jury.

Je tiens à remercier monsieur Laurent Château, ingénieur de l'ADEME, pour avoir suivi ma thèse. Je n'oublierai pas son aide qui m'a permis de dépasser les attentes scientifiques.

Je remercie monsieur Gilles Barreto, monsieur Franck Charrier de l'entreprise Arkema et monsieur Marc Jakubowski de l'entreprise Malet qui ont également suivi ce travail.

Plus généralement, je tiens à remercier l'ensemble de mes collègues : Quang Tuan Nguyen, Nouffou Tapsoba, Sébastien Lamothe, Kévin Bilodeau, Samir Tiouajni, Maël Buannic, Salvatore Mangiafico, Philippe Gaborit, Pierre Gayte, Viet Cong Phan, Diego Ramirez Cardona, Minh Duc Nguyen, Lucas Babadopulos et Alvaro Pedraza. Nous avons passé de bons moments et eu des discussions scientifiques enrichissantes au cours de cette thèse. Je remercie particulièrement Nouffou Tapsoba et Pierre Gayte qui m'ont accordé du temps pour la relecture de ce mémoire.

Je remercie tous les joueurs du futsal du vendredi, ainsi que tous les permanents, les chercheurs, les techniciens et les doctorants du laboratoire LGCB.

Je remercie également mes amis proches qui m'ont encouragé dans ce travail.

Enfin, je voudrais dédier ma thèse à l'ensemble de ma famille, et en particulier à mon père Van Trong Pham et ma mère Thi Hoat Nguyen pour leur soutien et leur encouragement tout au long de ces trois ans de thèse.

RESUME

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre le Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) et l'entreprise Arkema, l'entreprise routière Malet, l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Énergie (ADEME). L'objectif de la thèse est l'étude du comportement thermomécanique des enrobés bitumineux, et spécifiquement les enrobés tièdes avec et sans agrégat d'enrobé (RAP, Reclaimed Asphalt Pavement), dans le but de prévoir leur durée de vie et d'optimiser leur dimensionnement dans un contexte de développement durable.

Sept types d'enrobés bitumineux sont étudiés. Les enrobés diffèrent par leur procédé de fabrication, le pourcentage de RAP, les additifs et le pourcentage d'additif utilisé. Deux types de fabrications sont étudiées : à chaud (Hot Mix –HM) qui sert de référence et tièdes (Warm Mix –WM). Trois pourcentages de RAP sont considérés 0%, 30% et 50%. Deux types d'additifs fournis par ARKEMA sont utilisés ETIMA (E) et ETIMA-BIO (B) avec deux pourcentages 0% et 0.4%. L'utilisation des enrobés tièdes contribue à réduire considérablement la consommation d'énergie, l'impact sanitaire et l'impact environnemental. D'autre part, l'ajout des RAP dans les enrobés permet d'augmenter le taux de recyclage des matières non renouvelables. Ces innovations participent à la prise en compte des enjeux du développement durable et de la préservation de l'environnement.

Quatre types d'essais ont été réalisés. Ce sont : l'essai de module complexe, l'essai de fatigue, l'essai de retrait thermique empêché (TSRST) et l'essai de propagation d'ondes.

Dans le domaine de comportement viscoélastique linéaire, les essais de module complexe sont réalisés sur une large gamme de températures (de -25°C à 45°C) et de fréquences (de 0.03Hz à 10Hz). Chaque test est dupliqué. Les résultats sont modélisés à l'aide du modèle analogique 2S2P1D qui a été développé au laboratoire LGCB de l'ENTPE. Ce modèle permet de modéliser correctement le comportement tridimensionnel viscoélastique linéaire des enrobés.

Ensuite, le comportement en fatigue est étudié grâce à des essais de fatigue. Pour chaque matériau, quatre ou cinq éprouvettes sont testées. Quatre critères sont utilisés pour évaluer la durée de vie des matériaux.

Puis, le comportement à basse température est caractérisé à l'aide de l'essai de retrait thermique empêché (TSRST). Pour chaque matériau, trois éprouvettes sont testées.

Enfin, des essais de propagation d'ondes sont réalisés. La méthode de détermination du temps de vol des ondes « P » et des ondes « S » ainsi que la méthode Impact Résonance sont utilisées. Ces essais fournissent des mesures non destructives et faciles à réaliser. A partir de ces méthodes, on peut calculer les valeurs de modules et de coefficients de Poisson des matériaux.

Soulignons que les essais réalisés permettent d'obtenir certain des paramètres utilisés pour le dimensionnement des chaussées. Un résultat essentiel de l'étude est la bonne performance des enrobés tièdes contenant des agrégats d'enrobés (RAP).

ABSTRACT

This PhD dissertation is part of the collaboration between the French Agency for Environment and Energy Management (ADEME), the companies Arkema and Malet and the Ecole Nationale de Travaux Publics de l'Etat (ENTPE). The aim of this dissertation is to study the thermo-mechanical behavior of asphalt mixes, specifically warm mix asphalts with and without Reclaimed Asphalt Pavement (RAP) in order to predict their fatigue life and to optimize their design by targeting sustainable development.

Seven types of asphalt mixes are studied. They differ in their mixing method, RAP content, additives used and their content. Two types of mixing methods are studied: Hot Mix Asphalt (HMA), which serves as a reference, and Warm Mix Asphalt (WMA). Three RAP contents are considered: 0%, 30% and 50%. Two types of additives provided by Arkema are used: ETIMA (E) and ETIMA-BIO (B) with two contents for each of them (0% and 0.4%). The use of warm mix asphalt helps significantly reducing both energy consumption and the impact on health and environment. These innovations are significant contributions with respect to issues of sustainable development and environmental preservation.

Four types of laboratory tests were performed: complex modulus tests, fatigue tests, Thermal Stress Restrained Specimen Tests (TSRST) and wave propagation tests.

In the Linear ViscoElastic (LVE) behavior domain, complex modulus tests were performed on a wide range of temperatures (from -25°C to 45°C) and frequencies (from 0.03 Hz to 10 Hz). For each material, two specimens were tested. Values of complex modulus and complex Poisson's ratio were obtained and modeled using the 2S2P1D analogies model, developed in the Laboratoire Génie Civil et Bâtiement (LGCB) of ENTPE. It was observed that this model can correctly simulate the LVE behavior of asphalt mixes.

Fatigue behavior was studied by analyzing fatigue tests results. For each material, four or five specimens were tested. Four different failure criteria were used in order to evaluate fatigue life of materials.

Low temperature behavior of materials was characterized using TSRST. For each material, three replicates were performed.

Finally, wave propagation tests were carried out. The method to determine the time of flight of « P » and « S » waves and the impact resonance method are presented. These tests provide a

non-destructive method to characterize materials, which easy to perform. Using those methods, values of complex modulus and Poisson's ratio of tested materials can be estimated.

It is to be underlined that the tests performed in this PhD allow to obtaining some parameters which are required for asphalt pavement design. An important result obtained in this study is that warm mix asphalt combined with RAP and additives (ETIMA ou ETIMA-BIO) could perform as well as hot mix asphalt.

LISTE DES ABREVIATIONS

a_T	coefficient de translation	shift factor
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
$\tilde{g}$	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 cycle	number of cycles
$R(t)$	fonction de relaxation	relaxation function
$S(t)$	module sésant	secant modulus
t	temps	time
T	température	temperature
T_{ref}	température de référence	reference temperature
W_N	énergie 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_ν	angle de phase de ν^*	phase angle of ν*
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 (=2πf)	angular frequency
ΣW	énergie visqueuse dissipée totale	total viscous dissipated energy

INTRODUCTION

Actuellement, les préoccupations sociétales concernant le développement durable et la préservation de l'environnement conduisent à des innovations dans le domaine de la construction et rénovation des infrastructures. Pour les chaussées, les enjeux sont notamment de réduire la consommation d'énergie, de réduire l'impact environnemental et l'impact sanitaire mais également d'augmenter le taux de recyclage des matières non renouvelables. Le recyclage des agrégats d'enrobés (RAP) et la réduction des températures de fabrication des enrobés sont deux solutions en développement. Pour garantir l'utilisation optimale des matériaux issus de ces innovations, il convient de caractériser précisément leur comportement et celui des chaussées tout au long de leur durée de vie.

C'est dans ce contexte que se déroule la thèse intitulée « Etude thermomécanique avancée de différents types d'enrobés recyclés tièdes avec additifs ». Cette thèse est réalisée au sein du laboratoire génie Civil et Bâtiment (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat (ENTPE) avec trois partenaires : l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie (ADEME), l'entreprise Arkema et l'entreprise Malet.

Dans cette thèse, les propriétés thermomécaniques de différents enrobés contenant ou non des agrégats et fabriqués avec ou sans réduction des températures sont étudiées. Des additifs mis au point par Arkema sont également incorporés. Les résultats obtenus sont utilisés afin de répondre aux objectifs attendus :

- Améliorer l'efficacité énergétique lors de la production d'enrobés et baisser les émissions : la profession routière a bien compris l'intérêt des enrobés tièdes en les intégrant dans sa gamme de produits.

- Augmenter la durée de vie des enrobés dans les chaussées : la durée de vie d'une chaussée bitumineuse est d'environ 20 ans. Compte tenu du recul insuffisant pour les enrobés tièdes, il est absolument indispensable de caractériser correctement leur comportement afin d'anticiper les problèmes de fatigue qui va déterminer la durée de vie de la chaussée. Les études expérimentales dans cette thèse permettent de définir le comportement de ces matériaux.

- Augmenter le recyclage des matières non renouvelables : l'objectif est donc de montrer au moyen des essais réalisés dans cette thèse que l'on obtient des propriétés mécaniques équivalentes à un enrobé à chaud avec un enrobé tiède à fort taux de recyclage.

Outre cette introduction et une conclusion générale, ce mémoire de thèse comporte 6 chapitres.

Le premier chapitre est consacré à une étude bibliographique qui présente les principaux aspects de la rhéologie et des propriétés thermomécaniques des enrobés bitumineux. Il permet d'établir le cadre général de cette étude. Les connaissances générales des enrobés tièdes, des enrobés de recyclages et des essais réalisés dans cette thèse sont mentionnées dans cette partie.

Le second chapitre est consacré à l'étude des matériaux testés, des dispositifs expérimentaux et des différents types d'essais réalisés. Ces dispositifs expérimentaux ont été utilisés pour toutes les campagnes d'essais. Ils permettent d'étudier le comportement tridimensionnel des enrobés bitumineux. Quatre types d'essais (essai de module complexe, essai de fatigue, essai de retrait thermique empêché (TSRST) et essai de propagation d'ondes) sont réalisés. Quelques exemples de résultats typiques sont également présentés pour chaque type d'essai.

Le troisième chapitre présente et analyse les résultats de l'essai de module complexe sur les enrobés bitumineux. Le module complexe et le coefficient de Poisson complexe sont mesurés à différents couples « fréquence – température ». Le modèle analogique 2S2P1D développé au laboratoire LGCB – ENTPE est introduit pour la modélisation du comportement viscoélasticité linéaire (VEL) en 3D. L'influence du pourcentage de vides, du pourcentage de (RAP), des additifs et des procédés de fabrication des différents enrobés étudiés sont analysées.

Le quatrième chapitre présente une étude du comportement en fatigue des enrobés bitumineux de notre étude. Le dispositif utilisé permet non seulement de mesurer l'évolution du module complexe de l'enrobé testé au cours de l'essai, mais également l'évolution des coefficients de Poisson complexes dans deux directions transversales. L'influence du pourcentage de vides, du pourcentage de RAP, des additifs et des procédés de fabrication des enrobés sur leur propriété en fatigue sont étudiées.

Le cinquième chapitre est consacré l'étude du comportement couplé et à basse température des enrobés, à l'aide de l'essai TSRST. Les courbes d'évolution de contrainte et de déformations radiales en fonction de la température sont présentées. L'influence du pourcentage de vides, du pourcentage de RAP, des additifs et des procédés de fabrication des enrobés au comportement à basse température sont analysées.

Le sixième chapitre présente les essais de propagation d'ondes. Les valeurs du module complexe et du coefficient de Poisson complexe sont calculées à l'aide de ces essais. Les résultats expérimentaux sont comparés avec des valeurs théoriques du modèle 2S2P1D dont la calibration a été obtenue avec les essais de module complexe présentés dans le troisième chapitre.

1

BIBLIOGRAPHIE

1.1. Généralités sur les enrobés bitumineux 19
1.1.1. Définition 19
1.1.2. Liants hydrocarbonés 19
1.1.3. Granulats et leur classification 20
1.1.4. Sollicitation des couches de chaussées 20
1.1.5. Grandes classes de comportement des enrobés bitumineux 22
1.1.6. Application au dimensionnement des structures routières 23
1.2. Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux 24
1.2.1. Comportement viscoélastique linéaire 24
1.2.2. Comportement à la fatigue 40
1.2.3. Comportement à basse température 49
1.3. Enrobés bitumineux innovants 51
1.3.1. Enrobés fabriquées en réduisant les températures d'enrobage 51
1.3.2. Enrobés à base d'agrégats d'enrobés recyclés 56
1.4. Propagation des ondes 62
1.4.1. Différents types d'ondes 62
1.4.2. Propagation dans le cas d'un milieu continu élastique homogène 64

1.4.3. Propagation des ondes dans un milieu viscoélastique linéaire isotrope 68

1.1. Généralités sur les enrobés bitumineux

1.1.1. Définition

L'enrobé bitumineux est un matériau composite constitué des minéraux tels que des graves, des sables, des fines en 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 assure la cohésion tandis que la capacité portante de l'ensemble est chargée par le squelette minéral [Di Benedetto and Corté 2005].

1.1.2. Liants hydrocarbonés

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 [Di Benedetto and Corté 2005].

1.1.2.1. Essais classiques pour la caractérisation de bitumes

Les bitumes sont caractérisés conventionnellement par une liste d'essais tels que : la pénétrabilité [NF EN 1426], le point de ramollissement bille et anneau [NF EN 1427], le comportement à basse température (Fraass) [NF EN 12593], l'essai de fluage en flexion qui permettent d'apprécier leur consistance [Bahia et al. 1992], l'essai RTFOT (Rolling Thin Film Oven Test) [NF EN 12607-1+A1].

1.1.2.2. Grandes catégories de bitumes

Suivant les conditions d'emploi et les propriétés recherchées, le bitume peut être utilisé pur ou en association avec d'autres composants (modificateurs, fluidifiants, fluxants, eau et émulsifiants). On définit ainsi différentes catégories :

– les bitumes purs, spéciaux, modifiés ou naturels ;

– les bitumes industriels ou oxydés ;

– les bitumes fluidifiés ou fluxés obtenus par soufflage à l'air ;

– les bitumes en émulsion.

1.1.3. Granulats et leur classification

On appelle « granulat » un ensemble de grains de dimension comprise entre 0 et 80mm. Les matériaux granulaires constituent environ 95% de la masse de l'enrobé (80-85% du volume). Cette importance quantitative des composants minéraux a une influence sur les caractéristiques mécaniques et sur les performances du matériau bitumineux. La taille des éléments constituant un mélange de granulats définit sa granularité et est déterminante pour sa classification. On quantifie une classe granulaire par la taille du plus petit 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 majeur parite sur un tamis de 16 mm.

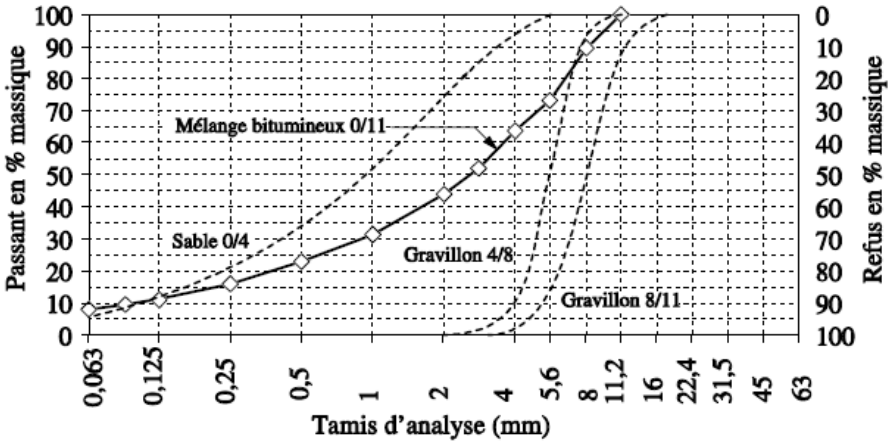


Figure 1-1. Mélange bitumineux composés de trois fractions granulaires [Di Benedetto and Corté 2005]

En considérant la granularité l'on peut distinguer plusieurs types de composants minéraux destinés à la fabrication des matériaux bitumineux, comme représenté Tableau 1-1.

Désignation retenue	Type de composants minéraux	Classes granulaires élaborées (possibles)
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 ≤ 0.090

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

1.1.4. Sollicitation des couches de chaussées

Les principales sollicitations auxquelles sont soumises les structures routières sont liées aux contraintes imposées par le passage des véhicules (effet du trafic) et aux effets créés par les changements climatiques, principalement en raison des variations de température (effets thermiques).

1.1.4.1. Effet du trafic

Chaque couche de chaussée subit des écrasements et des flexions sous l'effet du trafic. Le calcul des efforts et des déformations s'effectue traditionnellement en considérant un modèle multicouche élastique linéaire isotrope, ce qui nécessite la détermination des valeurs du module d'Young et du coefficient de Poisson.

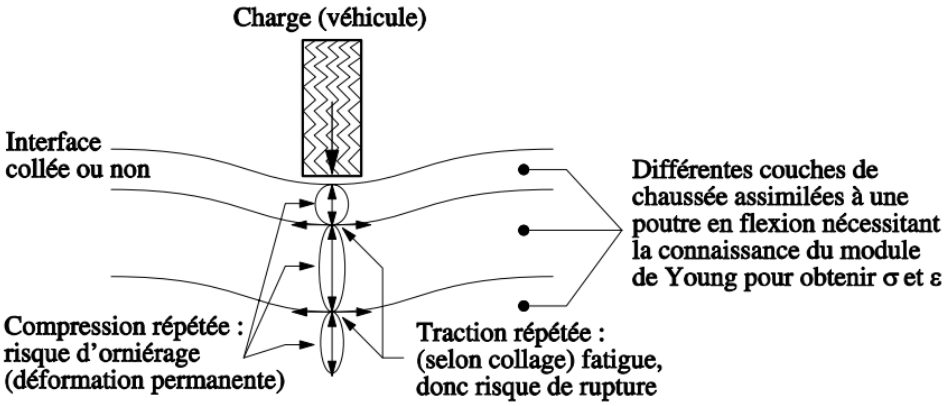


Figure 1-2. Schématisation des sollicitations induites par le trafic [Di Benedetto and Corté 2005]

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

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

1.1.4.2. Effet de la température

La température a deux effets mécaniques principaux :

- le changement de la rigidité (module) du matériau. Un enrobé bitumineux que l'on chauffe devient plus « mou ».

- la création de contraintes et déformations au sein du matériau en raison des dilatations-contractions thermiques plus ou moins empêchées lors des changements de température. (Figure 1-3)

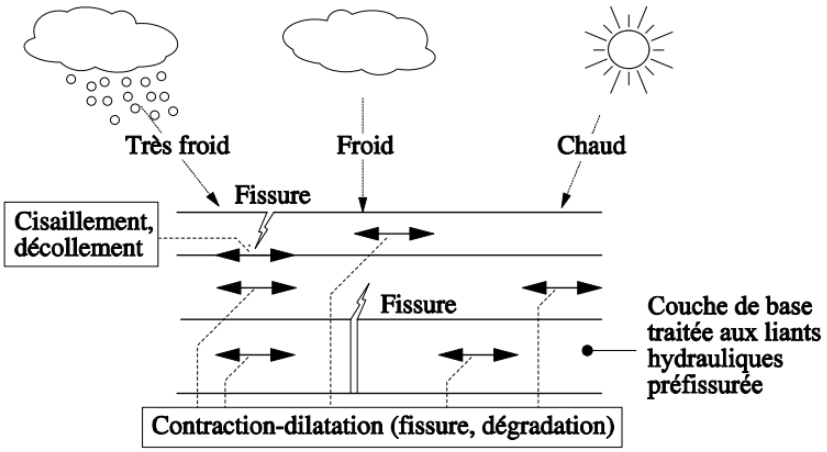


Figure 1-3. Schématisation des sollicitations induites par la température [Di Benedetto and Corté 2005]

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

Le deuxième effet est particulièrement néfaste :

- lorsque des températures très basses sont appliquées, des fissures peuvent apparaître et se propager avec les cycles thermiques (journaliers ou autres) ;

- lorsqu'une couche bitumineuse 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 ».

1.1.5. Grandes classes de comportement des enrobés bitumineux

Les enrobés bitumineux ont un comportement complexe. Il est toutefois possible d'identifier différents types de comportements principaux en considérant l'amplitude de la déformation ($|\varepsilon|$) et le nombre de cycles de chargement appliqué (N) [Di Benedetto 1990] (Figure 1-4) :

• pour des chargements comprenant quelques centaines de cycles et des déformations de « faible amplitude » ($< 10^{-4}$ m/m) le comportement est considéré, en première approximation, viscoélastique linéaire

• pour un faible nombre de chargements et des déformations de quelques pourcents, les essais sont des essais de déformabilité, le comportement observé est alors fortement non linéaire

• lors de chargements de plusieurs milliers de cycles et sous faibles déformations, des phénomènes d'endommagement apparaissent, le matériau se « 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.

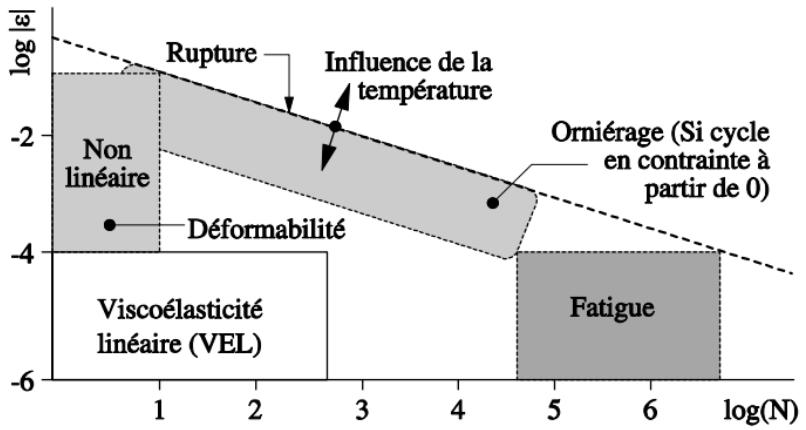


Figure 1-4. Comportement « types » des enrobés bitumineux à température fixée. (N : nombre de chargements)[Di Benedetto 1990]

La Figure 1-4 fournit un ordre de grandeur des différents domaines de comportement type pour une température fixée. Les frontières indiquées, pour les différents comportements, sont des ordres de grandeur qui peuvent varier sensiblement selon le matériau, la température et la direction du chemin de sollicitation (compression, cisaillement, etc).

Dans ces conditions, les quatre propriétés mécaniques pour les matériaux bitumineux utilisés dans le domaine routier sont [Di Benedetto and Corté 2005] :

• la rigidité ou 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.

1.1.6. Application au dimensionnement des structures routières

Pour le dimensionnement d'une structure routière, il convient principalement de prendre en compte et de caractériser quatre propriétés thermomécaniques:

• la dépendance du module de rigidité vis-à-vis de la température et du mode de chargement, c'est le comportement en petite déformation : viscoélasticité linéaire

• la caractérisation de la fatigue, c'est-à-dire la dégradation du matériau lorsqu'il est soumis à un grand nombre de « petits » chargements

• la résistance à l'orniérage, qui est créé par l'évolution des déformations permanentes accumulées avec le nombre de chargements

• la résistance à la propagation des fissures notamment à basse température.

1.2. Propriétés mécaniques et thermomécaniques des enrobés bitumineux

1.2.1. Comportement viscoélastique linéaire

1.2.1.1. Définition de la viscoélasticité linéaire

L'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire suppose que la réponse d'un matériau à une sollicitation composée d'un certain nombre de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations élémentaires. On dit alors que le comportement du matériau obéit au principe de superposition de Boltzmann [Di Benedetto and Corté 2005].

1.2.1.2. Fonctions de fluage et de relaxation

La fonction de fluage correspond à l'évolution de la déformation du matériau au cours du temps lorsqu'il est soumis à un échelon unitaire de contrainte (Figure 1-5)

Si $\sigma(t) = 0$ pour $t < t_0$ et pour $\sigma(t) = \sigma_0$ pour $t \geq t_0$, alors pour un matériau viscoélastique linéaire, la réponse en déformation est telle que :

- Pour $t < t_0$, $\varepsilon(t) = 0$;
- Pour $t \geq t_0$, $\varepsilon(t) = \sigma_0 F(t,t_0)$.

F est une fonction croissante de t qui intègre l'éventuel saut de déformation lié à l'élasticité instantanée du matériau à l'instant $t = t_0$.

F est appelée fonction de retard ou de fluage du matériau.

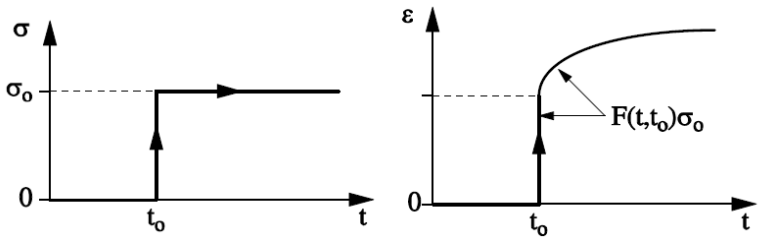


Figure 1-5. Expérience de retard ou de fluage à partir de l'instant t_0

De façon duale, la fonction de relaxation correspond à l'évolution de la contrainte du matériau au cours de temps lorsqu'il est soumis à un échelon unitaire de déformation (Figure 1-6).

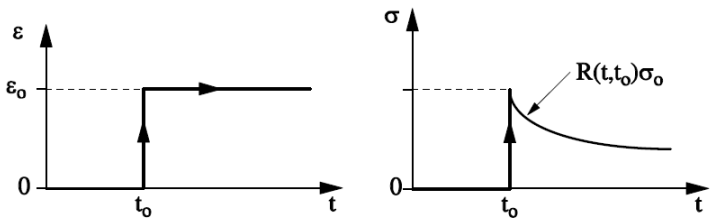


Figure 1-6. Expérience de relaxation en à partir de l'instant t_0

Si $\varepsilon(t) = 0$ pour $t < t_0$ et $\varepsilon(t) = \varepsilon_0$ pour $t \geq t_0$, la réponse en contrainte est alors telle que :

Pour $t < t_0, \sigma(t) = 0;$

Pour $t \geq t_0, \sigma(t) = \varepsilon_0 R(t, t_0)$.

R est une fonction décroissante de t qui intègre l'éventuel saut de contrainte correspondant à l'élasticité instantanée du matériau à l'instant $t = t_0$.

R est appelé fonction de relaxation du matériau.

En considérant l'hypothèse d'un matériau non vieillissant (c'est-à-dire que ses propriétés ne varient pas au cours du temps), F et R ne sont fonction que d'une seule variable : $(t - t_0)$.

Ces deux fonctions F (resp. R) permettent de calculer la réponse en déformation (resp. contrainte) d'un matériau à une sollicitation en contrainte (resp. déformation) quelconque.

L'application du principe de superposition de Boltzman pour un matériau non vieillissant conduit aux relations suivantes :

$$\varepsilon(t) = \int_0^t F(t-\tau)\, d\sigma(\tau) \qquad (1\text{-}1)$$

$$\sigma(t) = \int_0^t R(t-\tau)\, d\varepsilon(\tau) \qquad (1\text{-}2)$$

$d\varepsilon(\tau) = \dot{\varepsilon} d\tau$ (resp. $d\sigma(\tau) = \dot{\sigma} d\tau$) lorsque ε (resp. σ) est dérivable.

1.2.1.3. Transformée de Carson

La transformation de Carson fait correspondre à une fonction réelle f, la fonction $\tilde{f}$ définie par :

$$\tilde{f}(p) = \int_0^\infty p e^{-pt} f(t) dt \qquad (1\text{-}3)$$

Où : p est un nombre complexe.

Son utilisation permet de ramener les équations de comportement aux relations multiplicatives suivantes qui s'apparentent à des lois élastiques :

$$\tilde{\varepsilon}(p) = F.\ \sigma(p) \tag{1-4}$$

$$\sigma(p) = R.\ \tilde{\varepsilon}(p) \tag{1-5}$$

1.2.1.4. Sollicitation sinusoïdale – module complexe et coefficient de Poisson complexe

*1.2.1.4.1. Définition du module complexe E**

Si l'on applique à un matériau viscoélastique linéaire une contrainte sinusoïdale $\sigma(t) = \sigma_0.\sin(\omega t)$, alors la réponse en déformation est sinusoïdale en régime établi de la forme $\varepsilon(t) = \varepsilon_0.\sin(\omega t - \varphi_E)$ et vice-versa. Cette déformation est en retard par rapport à la contrainte d'un déphasage de φ_E. Considérons la notation complexe où i est le nombre complexe, défini par $i^2=1$, les valeurs mesurées peuvent être écrites sous la forme :

$$\sigma^*(t) = \sigma_0.e^{i\omega t} \tag{1-6}$$

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0.e^{i(\omega t - \varphi_E)} \tag{1-7}$$

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

$$\tilde{R}(i\omega) = \frac{\sigma^*(t)}{\varepsilon^*(t)} = E^*(\omega) \text{ (module d'Young complexe)} \tag{1-8}$$

Le module d'Young complexe,E* souvent appelé module complexe, peut également s'exprimer sous la forme :

$$E^*(\omega) = \frac{\sigma_0 e^{i\omega t}}{\varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi_E)}} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\varphi_E} = |E^*|\ e^{i\varphi_E} \tag{1-9}$$

$|E^*|$ est la norme (ou module) du module complexe, souvent appelée module de rigidité. φ_E est appelé angle de phase (ou angle de déphasage) du matériau. Il intervient, en particulier, pour la quantification de l'énergie dissipée dans la matière à chaque cycle de chargement.

On utilise également les notations suivantes :

$$E^* = E_1 + iE_2 \tag{1-10}$$

E_1 est parfois appelée module d'élasticité.

E_2 est appelée module de perte.

Le module complexe permet d'obtenir un même formalisme pour les corps viscoélastiques linéaires et élastiques linéaires [Di Benedetto and Corté 2005].

1.2.1.4.2. Essai de module complexe

Dans le domaine viscoélastique linéaire, on pratique sur enrobés les essais de module complexe. Les éprouvettes sont soumises à des sollicitations répétées sous un chargement sinusoïdal centré à zéro. Le module complexe de l'éprouvette est mesuré à différentes fréquences et à différentes températures. Ces deux paramètres sont donc fixés pour chaque mesure élémentaire. Les fréquences et les températures habituellement testées dépendent des capacités de l'appareillage d'essai et des matériaux testés ; elles varient entre 0.03Hz et 10Hz pour la fréquence et –30°C et 60°C pour la température. Plusieurs précédents auteurs ont réalisés ce type de l'essai [Nguyen M. 2009; Nguyen Q. 2011; Tapsoba 2012].

Selon la [NF EN 12697-26], les déformations appliquées sur éprouvette en enrobé bitumineux doivent être maintenues inférieures à $50 \cdot 10^{-6}$ m/m pour éviter tout endommagement en fatigue de l'éprouvette d'enrobé testée.

Il existe différents essais, associés à une géométrie d'éprouvette, 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] . Nous présentons par la suite un essai homogène qui permet de mesurer le module complexe et le coefficient de Poisson complexe de l'enrobé bitumineux.

On présente l'essai de traction - compression sur éprouvette cylindrique – coefficient de Poisson complexe. C'est un essai de type homogène. Il a été développé au laboratoire DGCB de l'ENTPE [Baaj 2002]. L'éprouvette cylindrique est soumise à des sollicitations axiales de type traction-compression alternée et centrées à zéro. L'essai est homogène dans la partie centrale de l'éprouvette. Il peut être réalisé en contrôle de déformation ou de contrainte. La Figure 1-7 présente le montage de l'essai de module complexe de type traction - compression sur éprouvette cylindrique.

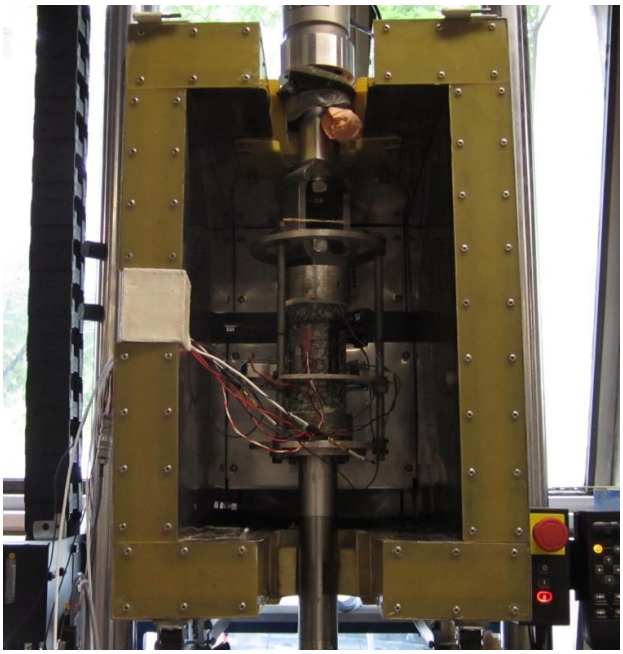


Figure 1-7. Photo du montage pour un essai de module complexe de type traction - compression sur éprouvette cylindrique (développé au laboratoire DGCB de l'ENTPE).

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

Si on applique sur une éprouvette cylindrique d'enrobé une contrainte sinusoïdale dans la direction axiale (direction 1, Figure 1-8) $\sigma_1(t) = \sigma_{01}.\sin(\omega t)$, alors la réponse en déformation axiale dans cette direction est sinusoïdale en régime établi de la forme $\varepsilon_1(t) = \varepsilon_{01}.\sin(\omega t - \varphi_E)$ et vice-versa. La réponse en déformation radiale (direction 2) est établie de la forme $\varepsilon_2(t) = \varepsilon_{02}.\sin(\omega t - \varphi_E + \pi + \varphi_\nu) = \; = -\varepsilon_{02}.\sin(\omega t - \varphi_E + \varphi_\nu)$. φ_E est l'angle de phase (déphasage) entre la contrainte et la déformation dans la direction 1, φ_ν est le déphasage entre la déformation axiale (direction 1) et la déformation radiale (direction 2).

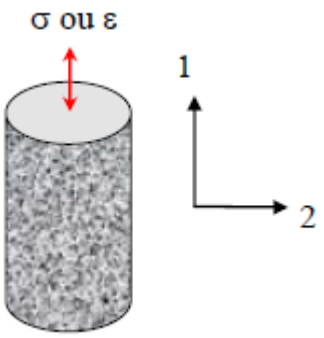


Figure 1-8. Mesure de module complexe sur éprouvette cylindrique.

En notation complexe, nous avons : $\sigma_1(t) = \sigma_{01}.\sin(\omega t)$, $\varepsilon_1(t) = \varepsilon_{01}.\sin(\omega t - \varphi_E)$ et $\varepsilon_2(t) = \varepsilon_{02}.\sin(\omega t - \varphi_E + \Pi + \varphi_v)$. Le module complexe E^* et le coefficient de Poisson complexe ν^* peuvent être obtenus selon les équations (1-11) et (1-12):

$$E^* = \frac{\sigma_1^*}{\varepsilon_1^*} = \frac{\sigma_{01} e^{i\omega t}}{\varepsilon_{01} e^{i(\omega t - \varphi_E)}} = \frac{\sigma_{01}}{\varepsilon_{01}} e^{i\varphi_E} = \left|E^*\right| e^{i\varphi_E} \tag{1-11}$$

$$\nu^* = -\frac{\varepsilon_2^*}{\varepsilon_1^*} = -\frac{\varepsilon_{02} e^{i(\omega t - \varphi_E + \Pi + \varphi_v)}}{\varepsilon_{01} e^{i(\omega t - \varphi_E)}} = \left|\nu^*\right| e^{i\varphi_v} \tag{1-12}$$

Dans la littérature, le coefficient de Poisson complexe est considéré en général comme réel et il est pris égal à 0.35 pour les enrobés bitumineux dans les calculs de dimensionnement [LCPC and SETRA 1994]. Cependant, quelques études [Nguyen M. 2009; Tapsoba 2012] ont montré que, comme le module, le coefficient de Poisson d'un enrobé bitumineux est de nature complexe et varie entre 0.2 à 0.5 avec la fréquence et la température ($|\nu^*|$ diminue lorsque la fréquence augmente, et augmente lorsque la température augmente).

1.2.1.5. Présentation des résultats de l'essai de module complexe

Les différentes composantes du module complexe varient avec la température et la fréquence de sollicitation, fixées pour chaque essai élémentaire. Les résultats expérimentaux $|E^*|$, φ_E partie réelle de E^* (E_1) et partie imaginaire de E^* (E_2) sont usuellement exprimés à l'aide des représentations classiques suivantes [Di Benedetto and Corté 2005] :

1.2.1.5.1. Courbes isothermes

Elles sont obtenues en traçant la norme du module complexe $|E^*|$ en fonction de la fréquence pour chacune des températures d'essais T, généralement en coordonnées bi-logarithmiques. La Figure 1-9 présente un exemple des courbes isothermes du module complexe d'un essai réalisé sur un béton bitumineux semi-grenu (BBSG).

Outre les valeurs de module directement utilisables pour les calculs de dimensionnement, la pente des isothermes permet d'estimer la susceptibilité cinétique du matériau bitumineux (c'est-à-dire la variation de module avec la vitesse de la sollicitation).

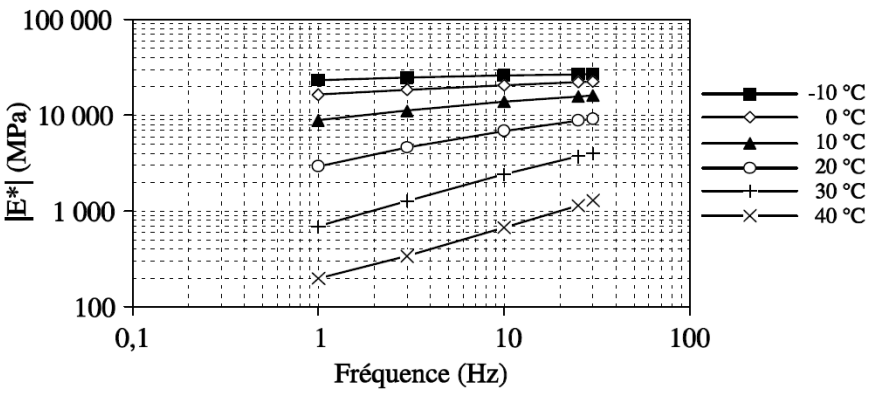


Figure 1-9. Exemple de résultats sur « BBSG » : isothermes du module complexe [Di Benedetto and Corté 2005]

1.2.1.5.2. Courbes isochrones

Il s'agit du même type de représentation que celle des courbes isothermes toujours exprimée en coordonnées semi-logarithmiques en inversant les paramètres fréquence et température. Un exemple des courbes isochrones du module complexe est présenté dans la Figure 1-10.

A l'instar des courbes isothermes, cette représentation permet cette fois d'estimer la susceptibilité thermique de l'enrobé bitumineux (variation du module pour une variation de température).

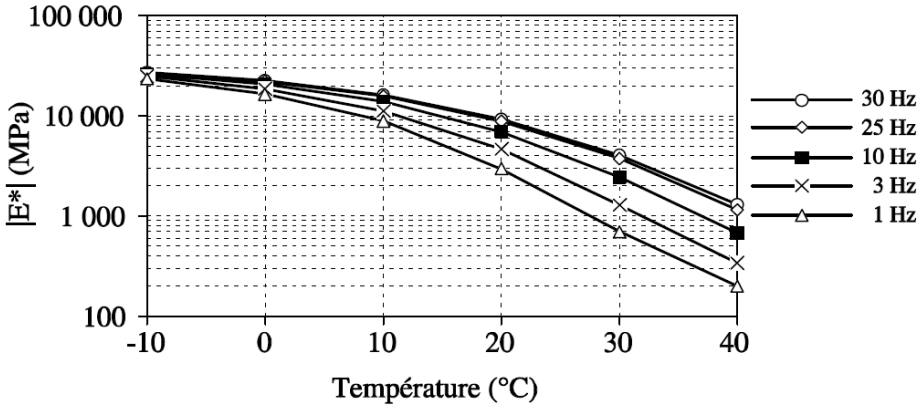


Figure 1-10. Isochrones du module complexe, même matériau que Figure 1-9 [Di Benedetto and Corté 2005]

1.2.1.5.3. Courbes dans le plan de Cole-Cole

Cette représentation consiste à porter la partie réelle du module complexe E_1 en abscisse et la partie imaginaire E_2 en ordonnée. La courbe obtenue est caractéristique du matériau étudié. Elle peut être utilisée pour caler un modèle de comportement rhéologique. Lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence temps - température (présenté dans le paragraphe 1.2.1.6.), les points expérimentaux permettent de définir une courbe unique, caractéristique du matériau testé (Figure 1-11).

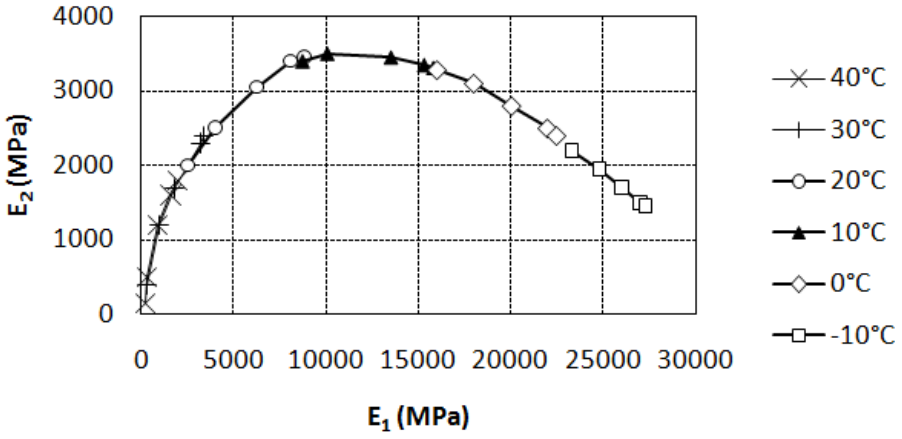


Figure 1-11. Module complexe dans le plan de Cole et Cole, même matériau que Figure 1-9 [Di Benedetto and Corté 2005]

1.2.1.5.4. Courbes dans l'espace de Black

Cette représentation consiste à tracer le logarithme de la norme du module complexe |E*| en fonction de l'angle de phase correspondant. Comme dans la représentation de Cole-Cole, lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence temps - température (cf. paragraphe 1.2.1.6), les points expérimentaux permettent de définir une courbe unique, caractéristique du matériau testé. La représentation dans l'espace de Black est souvent utilisée pour visualiser la zone des modules faibles et en particulier la diminution d'angle de phase pour les hautes températures. Cette diminution est liée à la présence des granulats dans le mélange. Un exemple des courbes dans l'espace de Black est présenté dans la Figure 1-12.

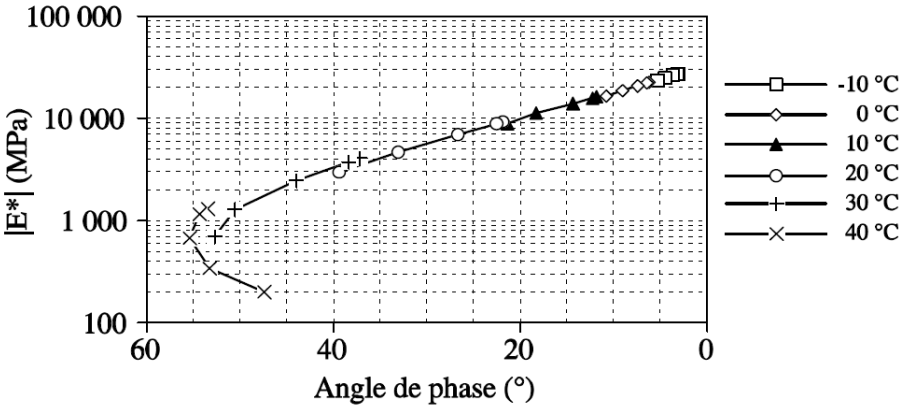


Figure 1-12 . Module complexe dans l'espace Black, même matériau que Figure 1-9 [Di Benedetto and Corté 2005]

1.2.1.6. Principe de superposition temps – température

Le module complexe E* est une fonction des deux variables indépendantes : fréquence f (ou pulsation ω) et température (T) : E*(ω ,T). La propriété d'équivalence temps (ou fréquence) température suppose que l'on peut introduire une seule variable réduite pour décrire la variation du module avec le temps (ou la fréquence) et la température : E*(ω , f (T)). Les matériaux vérifiant cette propriété sont appelés thermorhéologiquement simples.

Cette propriété implique également les relations particulières suivantes entre les fonctions de fluage (resp. relaxation) obtenues à différentes températures :

$$F_T(t)=F_{T_R}\left(\frac{t}{a_T}\right) \tag{1-13}$$

$$R_T(t)=R_{T_R}\left(\frac{t}{a_T}\right) \tag{1-14}$$

Où : T_R est une température arbitraire de référence et a_T, une fonction qui dépend de T_R et de T, appelée coefficient de translation entre les températures T et T_R.

Pour les valeurs de module complexe, cette propriété se traduit en particulier par l'existence d'une courbe unique dans les représentations du plan de Cole-Cole et de l'espace de Black. Une même valeur de module du matériau peut donc être obtenue pour différents couples (fréquence ou pulsation ω, température T) : $E^*(\omega_1,T_1) = E^*(\omega_2,T_2)$ avec $(\omega_1,T_1) \neq (\omega_2,T_2)$

Il est possible, en utilisant cette propriété d'équivalence, de construire une courbe unique $(\log|E^*|, \log(f))$ avec $f=2\pi/\omega$ pour une température de référence (T_R) choisie arbitrairement. Cette courbe est obtenue par translation parallèle à l'axe des fréquences (en logarithme), de chaque isotherme par rapport à l'isotherme correspondant à la température de référence jusqu'à superposition des points de même ordonnée. En abscisse logarithmique, le coefficient de translation de l'isotherme T par rapport à l'isotherme T_R de référence choisie est $\log(a_T)$ tel que :

$$E^*(\omega,T)=E^*(a_T\omega,T_R) \tag{1-15}$$

Le coefficient de translation a_T vérifie les propriétés :

$$a_{T_R}=1 \text{ et } a_T=\frac{f(T_R)}{f(T)} \tag{1-16}$$

Les courbes obtenues (norme et angle de phase) sont appelées courbes maîtresses. Elle permet d'obtenir des valeurs de module (ou d'angle de phase) pour des fréquences inaccessibles par l'expérimentation.

Deux expressions sont en général proposées pour approcher le facteur de translation a_T :

- la formule de Williams, Landel et Ferry (appelée loi WLF):

$$\log\left(a_T, T_R\right) = \frac{-C_1(T-T_R)}{C_2+T-T_R} \tag{1-17}$$

où : C_1, C_2 et T_R constantes dépendant du matériau et T la température ;

- l'équation d'Arrhénius :

$$\log\left(a_T\right) = \frac{\delta H}{R}\left(\frac{1}{T}-\frac{1}{T_R}\right) \tag{1-18}$$

Où δH est l'énergie d'activation apparente caractérisant le matériau et R est la constante des gaz parfaits (R = 8,314 $J.mol^{-1}.K^{-1}$) [Di Benedetto and Corté 2005].

1.2.1.7. Modèles analogique utilisés en viscoélasticité linéaire

1.2.1.7.1. Assemblages discrets de ressorts et d'amortisseurs – spectre discret

Toute combinaison de ressorts (de raideur E) (Figure 1-13) et d'amortisseurs newtoniens (de viscosité η) (Figure 1-14) constitue un modèle analogique viscoélastique linéaire (modèle rhéologique simple). De nombreuses combinaisons particulières sont utilisées pour tenter de décrire le comportement viscoélastique linéaire des matériaux bitumineux.

1.2.1.7.2. Ressort

Figure 1-13. Représentation du ressort (comportement élastique).

$$\sigma = E.\varepsilon \tag{1-19}$$

$$F(t) = \frac{1}{E} \text{ et } R(t) = E \tag{1-20}$$

1.2.1.7.3. Amortisseur

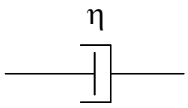


Figure 1-14. Représentation de l'amortisseur (comportement visqueux).

$$\sigma = \eta\left(\frac{d\varepsilon}{dt}\right) \tag{1-21}$$

$$F(t) = \frac{t}{\eta} \text{ et } R(t) = \eta.\delta(t) \text{ avec } \delta(t) \text{: fonction de Dirac} \tag{1-22}$$

1.2.1.7.4. Modèle de Maxwell

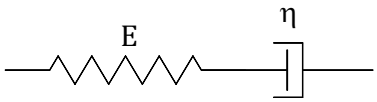


Figure 1-15. Représentation du modèle de Maxwell.

La fonction de fluage du corps de Maxwell s'exprime sous la forme :

$$F(t) = \frac{1}{E} + \frac{t}{\eta} \tag{1-23}$$

La fonction de relaxation est : $R(t) = Ee^{-\frac{t}{\tau}}$ avec $\tau = \frac{\eta}{E}$ (1-24)

Le module complexe : $E^*(\omega) = E\frac{i\omega\tau}{1+i\omega\tau}$ (1-25)

1.2.1.7.5. Modèle de Kelvin-Voigt

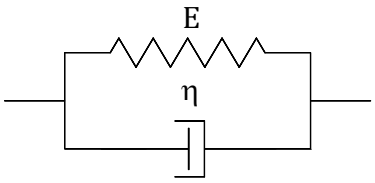


Figure 1-16. Représentation du modèle de Kelvin-Voigt.

La fonction de fluage est : $F(t) = \frac{1}{E}\left(1\text{-}e^{-\frac{t}{\tau}}\right)$ (1-26)

La fonction de relaxation est : $R(t)=E+\eta\delta$ (1-27)

(δ est l'impulsion de Dirac)

Le module complexe : $E^*(\omega)=E+i\omega\eta$ (1-28)

Les deux modèles simples de Maxwell (liquide viscoélastique) et Kelvin-Voigt (solide viscoélastique) sont bien connus et très simples, cependant, ils ne permettent pas de décrire correctement le comportement des matériaux bitumineux.

1.2.1.7.6. Modèle de Burgers

Ce modèle rhéologique est constitué de deux modèles de Maxwell en parallèle. Il est parfois utilisé pour décrire le comportement des enrobés bitumineux mais ne permet pas avec le même jeu de paramètres de caractériser correctement le comportement du matériau sur toute sa gamme d'utilisation en fréquence (ou temps) et en température [Di Benedetto and Corté 2005].

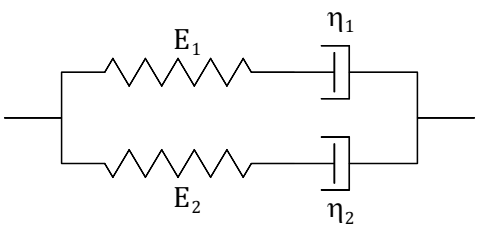


Figure 1-17. Représentation du Modèle de Burgers

Fonction de relaxation :

$$R(t)=E_1e^{-\frac{t}{\tau_1}}+E_2e^{-\frac{t}{\tau_2}} \text{ avec } \tau_1=\frac{\eta_1}{E_1} \text{ et } \tau_2=\frac{\eta_2}{E_2} \quad (1\text{-}29)$$

Le module complexe associé à ce modèle est donné par :

$$E^*(\omega)=\frac{E_1}{1+(i\omega\tau_1)^{-1}}+\frac{E_2}{1+(i\omega\tau_2)^{-1}} \quad (1\text{-}30)$$

1.2.1.7.7. Modèles de Maxwell et Kelvin Voigt généralisés

Ces modèles sont constitués respectivement d'un nombre n de modèles de Maxwell (ressort E_i et amortisseur η_i en série) ou de Kelvin Voigt (E_j et η_j en parallèle). Ils permettent de décrire tout type de comportement viscoélastique lorsque n tend vers l'infini.

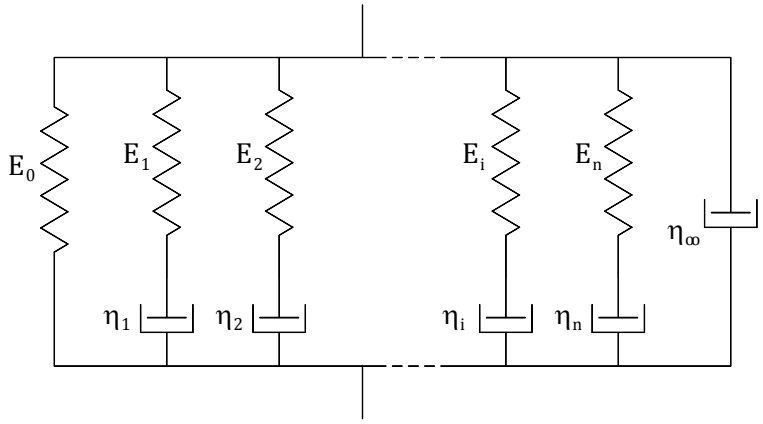


Figure 1-18. Représentation du modèle de Maxwell généralisé.

Le modèle de Maxwell généralisé est constitué d'un nombre fini n de modèles de Maxwell placés en parallèle et caractérisés chacun par un temps de relaxation $\tau_i = \eta_i / E_i$ et éventuellement d'un ressort et/ou d'un amortisseurs également placé en parallèle. La fonction de relaxation de ce modèle s'exprime alors sous la forme d'une série de Prony (i.e. une série dont sa forme est $\sum_{i=1}^{n} \alpha_i . e^{-t/\tau_i}$):

$$R(t) = E_0 + \eta_\infty \delta + \sum_{i=1}^{n} E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \tag{1-31}$$

Le module complexe E* correspondant à ce modèle prend la forme suivante :

$$E^*(i\omega) = E_0 + i\omega\eta_{E_\infty} + \sum_{i=1}^{n} E_i \frac{i\omega\tau_i}{1+i\omega\tau_i} \tag{1-32}$$

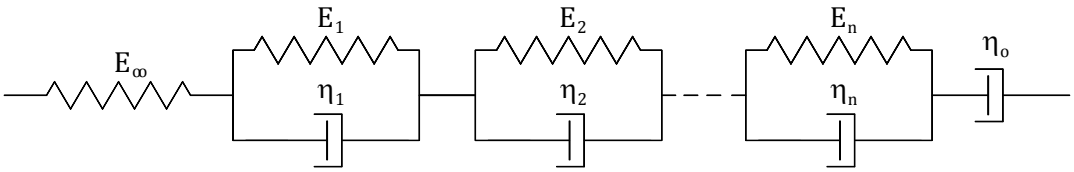


Figure 1-19. Représentation du modèle de Kelvin-Voigt généralisé.

Le modèle de Kelvin-Voigt généralisé est constitué d'un nombre fini *n* de modèles de Kelvin-Voigt placés en série et éventuellement d'un ressort et/ou d'un amortisseur (Figure 1-19). Chacun des éléments est caractérisé par le temps de relaxation $\tau_i = \eta_i / E_i$. La fonction de fluage de ce modèle s'exprime sous la forme d'une série de Prony :

$$F(t) = \frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^{n} \frac{1}{E_i} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_i}} \right) \tag{1-33}$$

Le module complexe E* correspondant au modèle de Kelvin-Voigt généralisé prend la forme suivante :

$$E^*(i\omega)=\left(\frac{1}{E_\infty}+\frac{1}{i\omega\eta_0}+\sum_{i=1}^{n}\frac{1}{E_i+i\omega\eta_i}\right)^{-1} \qquad (1\text{-}34)$$

1.2.1.7.8. Assemblages à spectres continues

Les modèles analogiques à spectres continus, i.e. pouvant être représentés par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle, ont une signification et une représentation physiques.

1.2.1.7.9. Elément parabolique

Un élément parabolique de paramètre h (Figure 1-20) est un modèle analogique possédant une fonction de fluage de type parabolique s'écrivant selon l'équation (1-35):

$$J(t)=a\left(\frac{t}{\tau}\right)^h \qquad (1\text{-}35)$$

Où a : est une constante sans dimension,

τ : est un temps caractéristique dont la valeur varie uniquement en fonction de la température,

h : est un nombre tel que $0 < h < 1$.

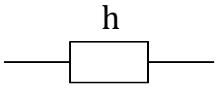


Figure 1-20. Représentation de l'élément parabolique.

L'expression du module complexe correspondant à cet élément parabolique est donnée par l'équation (1-36) :

$$E^*(i\omega\tau)=\frac{(i\omega\tau)^h}{a\Gamma(h+1)} \qquad (1\text{-}36)$$

Où Γ : est la fonction d'Euler de deuxième espèce, définie par l'équation (1-37),

La fonction d'Euler d'un entier naturel est la fonction factorielle.

$$\Gamma(n)=\int_0^\infty t^{n-1}e^{-t}dt \text{ avec } n>0 \qquad (1\text{-}37)$$

Ce modèle analogique a un spectre continu puisque sa représentation par un modèle de Maxwell (ou de Kelvin-Voigt) généralisé nécessite une infinité d'éléments.

1.2.1.7.10. Modèle de Huet

Le modèle de Huet est un modèle analogique à 3 paramètres qui associe en série un ressort de raideur E_∞ (qui représente le module instantané) et 2 éléments de fluage parabolique de paramètres h et k (cf. Figure 1-21).

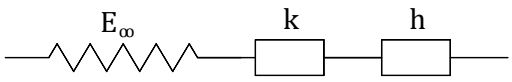


Figure 1-21. Représentation du modèle de Huet [Huet 1963]

Le modèle d'Huet est à spectre continu c'est-à-dire que sa représentation par un modèle de Maxwell généralisé ou un modèle de Kelvin-Voigt généralisé nécessite une infinité de corps élémentaires. Le module complexe du système s'exprime à partir des paramètres du modèle sous la forme suivante :

$$E^*(i\omega\tau)=\frac{E_\infty}{1+\delta(i\omega\tau)^{-k}+(i\omega\tau)^{-h}} \qquad (1\text{-}38)$$

Où : k, h sont les paramètres des éléments paraboliques du modèle. Ils vérifient 0 < k < h < 1 pour les matériaux bitumineux.

δ est une constante sans dimension

E_∞ est le module instantané du modèle obtenu lorsque $\omega\tau$ tend vers l'infini (pour les fréquences élevées et/ou les basses températures).

La fonction de fluage associée à ce modèle est :

$$F(t)=\frac{1}{E_\infty}\left(1+\delta\frac{\left(\frac{t}{\tau}\right)^k}{\Gamma(k+1)}+\frac{\left(\frac{t}{\tau}\right)^h}{\Gamma(h+1)}\right) \qquad (1\text{-}39)$$

1.2.1.7.11. Modèle de Huet-Sayegh

Le modèle d'Huet a été adapté par Sayegh car il n'était pas satisfaisant aux basses fréquences. Un ressort de rigidité E_0 faible devant E_∞ est ajouté en parallèle, comme il est indiqué sur la Figure 1-22.

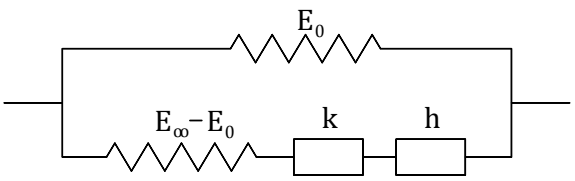


Figure 1-22. Représentation du modèle de Huet-Sayegh [Sayegh 1965]

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

$$E^*(i\omega\tau)=E_0+\frac{E_\infty-E_0}{1+\delta(i\omega\tau)^{-k}+(i\omega\tau)^{-k}} \qquad (1\text{-}40)$$

avec les mêmes notations que celles pour le modèle de Huet et E_0 est le module statique lorsque $\omega\tau$ tend vers 0.

Le modèle de Huet-Sayegh est un modèle analogique qui permet de représenter correctement le comportement des enrobés bitumineux sur toute la gamme de fréquences et de températures [Olard 2003].

Ce modèle ne possède pas d'expression analytique de la fonction de fluage. Pour une modélisation dans le domaine temporel, on peut donc lui préférer le modèle de Huet. Cette modélisation est correcte pour les enrobés à condition de ne pas se placer dans le domaine des faibles modules (basses fréquences).

1.2.1.7.12. Modèle 2S2P1D (2 Springs, 2 Parabolic, 1 Dashpot)

Plusieurs auteurs [Olard 2003; Di Benedetto and Corté 2005] ont montré que le modèle Huet-Sayegh ne convient pas pour certains matériaux bitumineux à très basses fréquences. Ainsi, ils ont introduit le modèle 2S2P1D [Olard 2003; Olard and Di Benedetto 2003] en généralisant le modèle de Huet- Sayegh. Un amortisseur linéaire est ajouté en série avec les éléments paraboliques pour prendre en compte le comportement purement visqueux (newtonien) des bitumes purs à haute température (basse fréquence). Le modèle 2S2P1D permet ainsi de modéliser le comportement viscoélastique linéaire de la plupart des matériaux bitumineux, du liant à l'enrobé bitumineux. Il est représenté sur la Figure 1-23 .

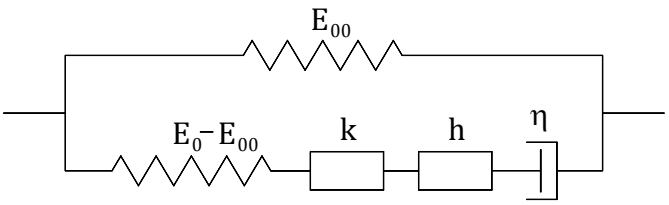


Figure 1-23. Représentation du modèle 2S2P1D [Olard 2003; Olard and Di Benedetto 2003]

Le module complexe et le coefficient de Poisson complexe du système s'expriment à partir des paramètres du modèle sous les formes suivantes :

$$E^*_{2S2P1D} = E_{00} + \frac{E_0 - E_{00}}{1 + \delta(i\omega\tau_E)^{-k} + (i\omega\tau_E)^{-h} + (i\omega\beta\tau_E)^{-1}} \quad (1\text{-}41)$$

$$\nu^*_{2S2P1D} = \nu_{00} + \frac{\nu_0 - \nu_{00}}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad (1\text{-}42)$$

avec les mêmes notations que celles pour le modèle de Huet-Sayegh et β, une constante sans dimension, qui est reliée à η, la viscosité newtonienne, avec : $\eta = (E_0 - E_{00})\beta\tau$

1.2.2. Comportement à la fatigue

1.2.2.1. Introduction

Les enrobés bitumineux sont soumis, sur la route, à des sollicitations de courte durée à chaque passage d'un véhicule lourd. Ainsi, la chaussée, qui se comporte comme un matériau rigide reposant sur un support déformable, est soumise à des efforts de flexion. Des contraintes de traction apparaissent alors à la base du revêtement et sont répétées à chaque passage de roues. Vu que l'enrobé bitumineux résiste moins en traction qu'en compression, dans le cas de passage d'un grand nombre de véhicules, les fissures seront amorcées à la base de la chaussée due au phénomène de fatigue [Baaj 2002].

L'endommagement des enrobés bitumineux par fatigue a été étudié par de nombreux auteurs précédents [Pronk 1995; De la Roche 1996; Kim et al. 1997; Ashayer Soltani 1998; Bodin 2002; Perraton et al. 2003; Ashayer Soltani and Anderson 2005; Baaj et al. 2005; Nguyen M. 2009; Nguyen Q. et al. 2012; Tapsoba 2012].

La structure d'une chaussée est choisie en fonction de multiples critères, à la fois techniques, géographiques et économiques. Son dimensionnement est fonction :

• De la nature du sol support ;

• De la nature et de la qualité des matériaux ;

• Du trafic de véhicules lourds à la mise en service et de son évolution prévisible, permettant de déterminer le trafic cumulé que devra supporter la chaussée.

On peut considérer la chaussée comme un massif multicouches. Dans la méthode française de dimensionnement, elle est modélisée sous la forme d'une superposition de couches élastiques, linéaires, homogènes, isotropes, infinies en plan. Chaque couche est caractérisée par un module d'élasticité E, un coefficient de Poisson, et son épaisseur. Après modélisation de la charge appliquée,

les calculs des déformations et contraintes dans ce modèle multicouches sont effectués à l'aide du modèle de Burmister.

L'origine des essais de fatigue sur enrobés se trouve dans la comparaison des valeurs de déformations en traction par flexion, calculées à la base des couches d'enrobé, avec les valeurs de déformations maximales supportées par une éprouvette d'enrobé en laboratoire lors d'un essai de fatigue (Figure 1-24).

En France, l'essai de fatigue s'effectue sur une éprouvette de forme trapézoïdale qui est testée en flexion deux points. La déformation considérée est la déformation maximale subie par la fibre extrême de l'éprouvette lors d'une sollicitation sinusoïdale à amplitude de flèche constante. Cette déformation est calculée à partir de la flèche en tête en supposant le matériau linéaire et homogène.

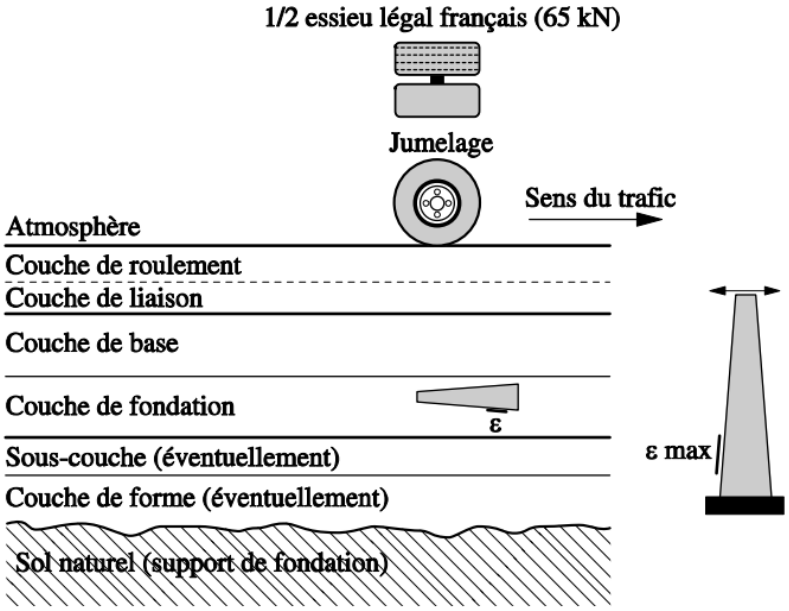


Figure 1-24. Principe de la modélisation d'une chaussée : logique des essais de fatigue sur enrobés [Di Benedetto and Corté 2005]

L'essai de fatigue en laboratoire permet de déterminer la déformation ε_6 conduisant à la rupture d'une éprouvette par fatigue sous certaines conditions d'essai (fréquence, température) pour 10^6 chargements.

Une déformation admissible $\varepsilon_{admissible}$ est calculée à partir de cette valeur ε_6. Elle tient compte du décalage existant entre les conditions d'essais de laboratoire et la réalité (chargement, température ...) à travers un certain nombre de coefficients correctifs. Cette valeur $\varepsilon_{admissible}$ est ensuite comparée aux valeurs calculées à l'aide de la modélisation.

Le dimensionnement des couches bitumineuses est considéré comme correct lorsque $\varepsilon_{calculée} < \varepsilon_{admissible}$ dans chaque couche, sinon, il faut augmenter les épaisseurs ou reconsidérer les matériaux choisis.

L'essai classique, permettant de caractériser le phénomène de fatigue consiste à soumettre une éprouvette de matériau à des sollicitations répétées et à noter le nombre de cycles entraînant la rupture de l'éprouvette, appelé « durée de vie ».

La représentation classique des résultats de l'essai de fatigue est la courbe de fatigue ou courbe de Wöhler (Figure 1-25). Cette courbe fait correspondre une durée de vie à la sollicitation exercée, qui peut être une contrainte ou une déformation imposée.

Pour certains matériaux, le phénomène suivant peut être observé : au-dessous d'un certain seuil de sollicitation, on peut appliquer la sollicitation un nombre infini de fois ou expérimentalement très grand, sans observer de rupture de l'éprouvette. Cette valeur limite de l'amplitude de sollicitation est appelée limite de fatigue ou limite d'endurance du matériau (Figure 1-25).

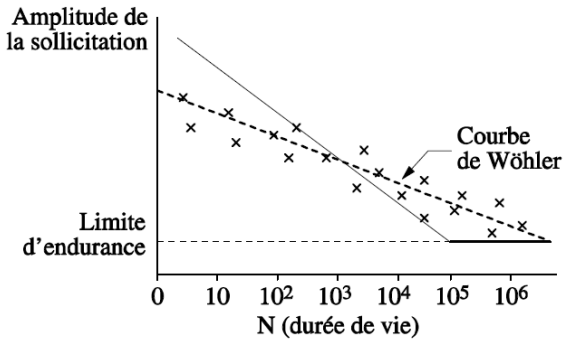


Figure 1-25. Courbe de Wöhler [Di Benedetto and Corté 2005]

1.2.2.2. Essais au laboratoire caractérisant la fatigue des enrobés bitumineux

1.2.2.2.1. Types d'essai

Il existe deux sortes d'essai destinés à caractériser le comportement à la fatigue des matériaux bitumineux :

- Les essais de simulation du comportement mécanique : modélisation du comportement des matériaux suivant les théories de la mécanique des milieux continus.
- Les essais de simulation routière : essais empiriques, visant à reproduire à échelle réduite ou non, le comportement in situ des chaussées.

On peut distinguer trois grands types d'essais différents :

- Les essais de flexion (2, 3 ou 4 points)
- Les essais de traction-compression (directe ou indirect)

- Les essais de cisaillement

Les essais de flexion visent à présenter les efforts répétés de traction par flexion provoquée dans la chaussée par le passage de véhicules. Les essais de traction ont pour but de représenter directement les efforts de traction engendrés à la base de la chaussée en compte les efforts de cisaillement ont été mis au point pour prendre en compte les efforts de cisaillement engendrés dans les couches de surface.

Les différents types d'essai existant sont regroupés sur le schéma de la Figure 1-26.

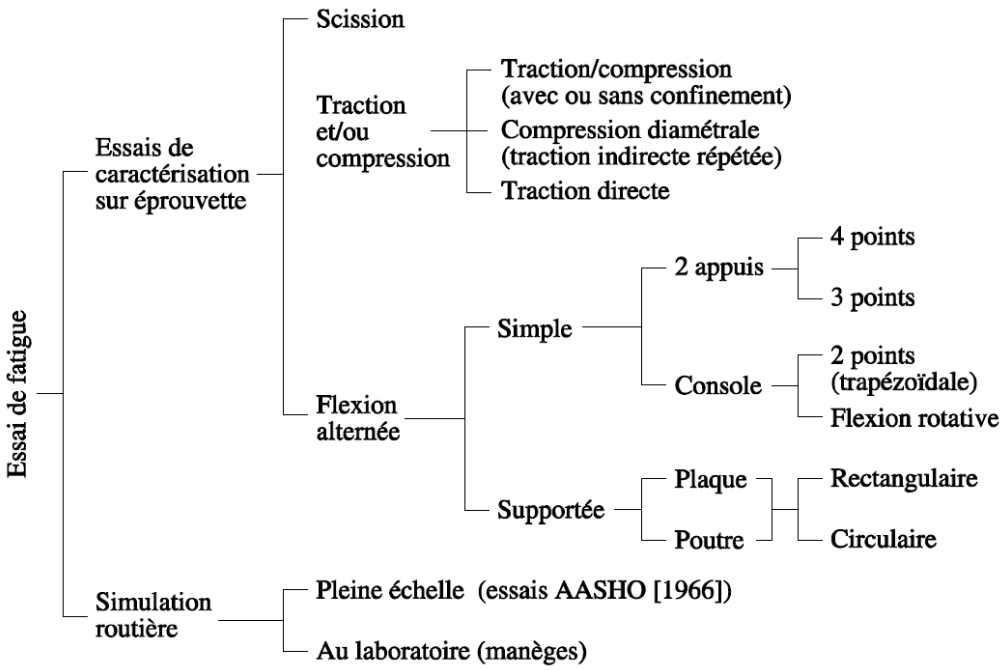


Figure 1-26: Les différents types d'essais de fatigue sur enrobés [Ashayer Soltani 1993]

1.2.2.2.2. Types de chargement

L'essai de fatigue peut être réalisé suivant deux modes de sollicitations :

Mode de déplacement imposé : le signal de sollicitation appliquée à l'éprouvette est un signal de déplacement avec une amplitude et une fréquence constantes. La force nécessaire pour créer ce déplacement évolue au cours de l'essai. Si le champ de déformation de l'éprouvette est homogène, le mode de l'essai est alors à « déformation imposée » (la déformation est identique en chaque point de l'éprouvette)

Mode de force imposée : l'essai est piloté en force et ce sont l'amplitude et la fréquence de ce signal qui restent constantes pendant l'essai. Pour ces essais, c'est le déplacement qui varie. Si, sous l'application de la force, le champ de contrainte dans l'éprouvette est homogène, alors le mode de l'essai est à « contrainte imposée » (la contrainte est identique en chaque point de l'éprouvette).

Les schémas a), b), c) de la Figure 1-27 représentent les chemins de sollicitation pouvant être utilisés pour caractériser le comportement en fatigue des matériaux bitumineux. Le chemin d) introduit des déformations permanentes qui masquent la fatigue. La rupture est atteinte par l'accumulation des déformations permanentes et non par le phénomène de fatigue du matériau.

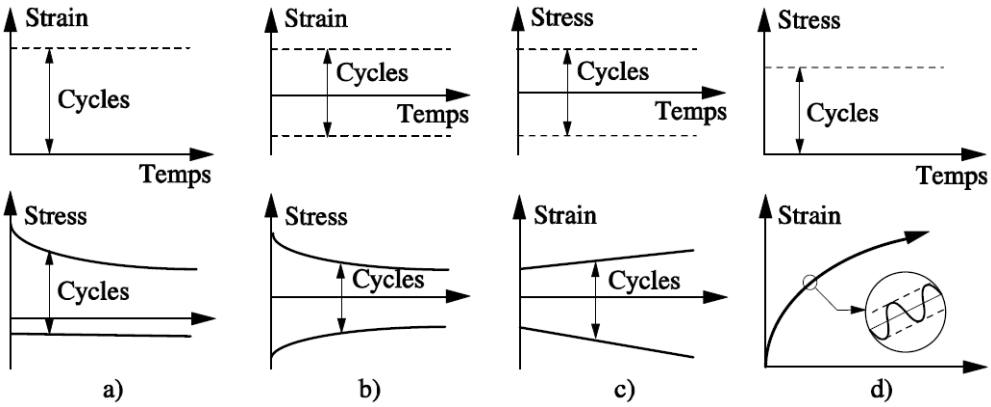


Figure 1-27. Chemins de sollicitation possibles (en haut) et courbes enveloppes des cycles de réponse obtenus (en bas) en déformation imposée (a & b) et contrainte imposée (c & d)

Dans un essai de fatigue, quelle que soit la sollicitation imposée, on distingue trois phases (Figure 1-28) dans l'évolution du module de rigidité en fonction du temps ou de nombre de cycles.

La première phase (phase d'adaptation) est marquée par une chute rapide du module de rigidité à vitesse décroissante au début de l'essai. Cette décroissance n'est pas considérée exclusivement comme de la fatigue.

La deuxième phase est caractérisée par une décroissance du module plus modérée et quasi linéaire. Le rôle de la fatigue sur la chute de module est alors prédominant.

Lors de la troisième phase, la valeur du module subit de nouveau une chute rapide. Elle correspond à l'apparition de macro-fissures localisées par accumulation des microfissures lors des phases I et II.

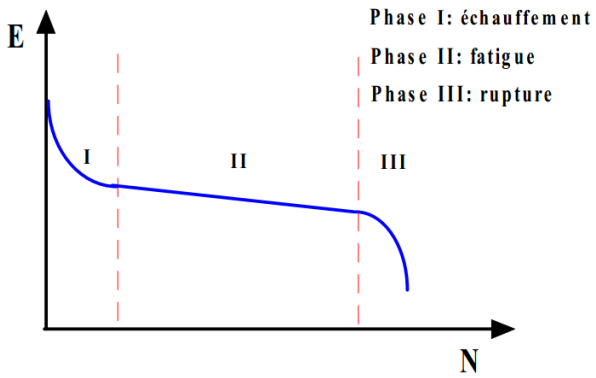


Figure 1-28. Distinction des trois phases dans un essai de fatigue

1.2.2.3. Analyse de la résistance à la fatigue

1.2.2.3.1. Méthode de critère classique de fatigue

Par définition, l'éprouvette est considérée en rupture si son module atteint la moitié de sa valeur initiale mesurée au premier cycle de chargement dans les mêmes conditions d'essai (même température et même fréquence). La durée de vie N_f est donc le nombre de cycles correspondant à un module de rigidité égal à la moitié du module initial (Figure 1-29).

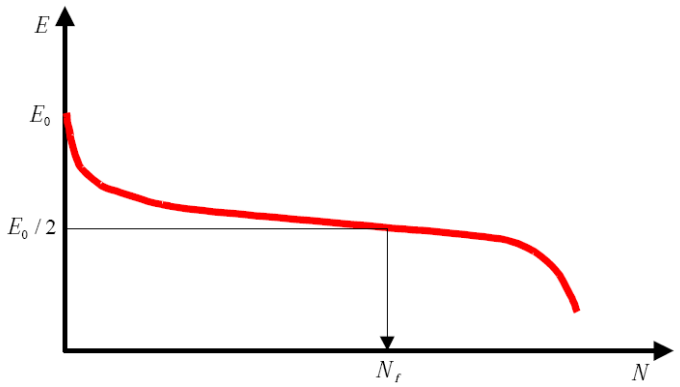


Figure 1-29. Définition du critère classique de fatigue et détermination de la durée de vie N_f.

Ce critère classique est l'un des critères de fatigue les plus répandus. La durée de vie N_f déterminée à partir de ce critère est utilisée pour le dimensionnement de chaussées en France [Baaj 2002].

1.2.2.3.2. Méthode de critère de rupture

Ce critère considère que la durée de vie est atteinte quand la rupture de l'éprouvette est produite. Ce critère est moins utilisé que le critère classique car il n'est utilisable que pour les essais en mode de force. Pour ces essais, la rupture de l'échantillon est toujours atteinte à la fin de l'essai. En revanche, pour les essais en mode de déplacement, il est possible que l'éprouvette ne casse jamais. Il est à noter que cette remarque est valable pour les essais de flexion et plus particulièrement l'essai de flexion deux points. Pour l'essai de traction-compression, la rupture de l'éprouvette est atteinte pour la majorité de nos essais et dans les deux modes.

1.2.2.3.3. Méthode d'analyse en termes d'endommagement

Cette méthode propose une procédure pour le calcul du taux d'endommagement par cycle de chargement. Ce calcul tient compte de la non-linéarité de l'endommagement avec le nombre de cycles et corrige l'influence des phénomènes parasites qui apparaissent lors des essais de fatigue.

L'application de cette méthodologie sur les essais de fatigue de type traction – compression sur éprouvette cylindrique a permis de démontrer, pour la première fois, que le comportement en fatigue des enrobés bitumineux est indépendant du mode de sollicitation. Il est donc possible de réaliser les

essais en contrainte ou en déformation et de comparer les résultats entre les deux modes [Baaj 2002; Nguyen M. 2009; Tapsoba 2012].

La procédure consiste à considérer les intervalles de cycles dans la phase II de l'essai. Notre analyse est effectuée sur les intervalles suivants :

- Intervalle 0 [40 000-80 000 cycles]

- Intervalle 1 [50 000-150 000 cycles]

- Intervalle 2 [150 000-300 000 cycles]

Pour chacun de ces trois intervalles et à partir des résultats expérimentaux, nous calculons plusieurs paramètres afin de déterminer le taux d'endommagement par cycle de chargement sur l'intervalle considéré.

Figure 1-30 et Figure 1-31 montrent les paramètres calculés pour l'intervalle i (i = 0,1 ou 2). N_{1i} et N_{2i} représentent le nombre de cycles au début et à la fin de l'intervalle i.

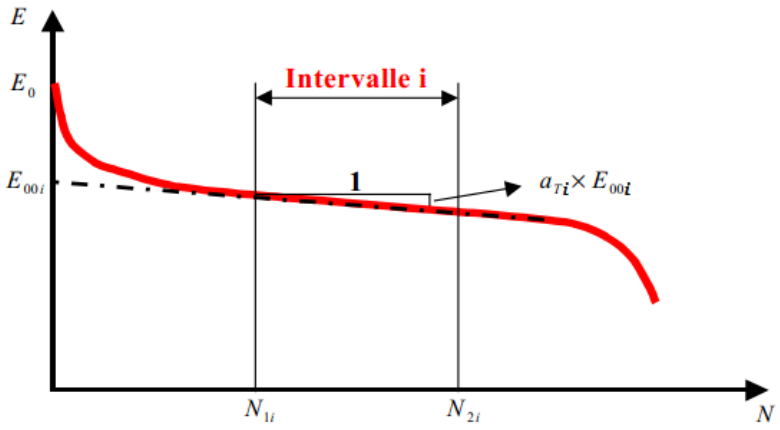


Figure 1-30. Définition des paramètres obtenus de la courbe d'évolution du module en fonction du nombre de cycles [Baaj 2002]

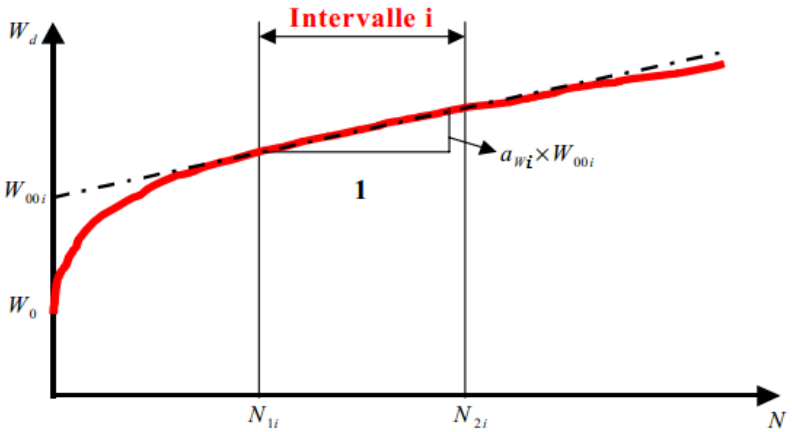


Figure 1-31. Définition des paramètres obtenus de la courbe d'évolution d'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles [Baaj 2002] (L'évolution de l'énergie dissipée représentée est celle d'un essai en contrainte imposée)

Avec :

(E_0) : Module initial de l'éprouvette : il est calculé à partir des valeurs du module des cycles 50 à 250 à l'aide d'une extrapolation linéaire (Figure 1-30).

(E_{00i}) : Module initial de l'intervalle i (i = 0,1 ou 2) extrapolé au premier cycle : c'est l'ordonnée à l'origine de la droite des moindres carrées des valeurs expérimentales du module dans l'intervalle des cycles choisi (Figure 1-30).

(ε_{i0}, ε_{i1}, ε_{i2}) : Amplitude de la déformation dans les intervalles 0,1 et 2 : chaque valeur est calculée comme la moyenne des amplitudes de déformation de l'intervalle considéré.

(a_{Ti}) : Pente normalisée de l'essai : c'est la pente de la droite obtenue par linéarisation du module dans l'intervalle choisi i (i = 0,1 ou 2) et dans les axes (E/E_{00i} -N) (Figure 1-30).

(W_{00i}) : Energie dissipée initiale de l'intervalle i (i = 0,1 ou 2) extrapolée au premier cycle : c'est l'origine de la droite des moindres carrées des valeurs expérimentales de l'énergie dissipée par cycle de chargement dans l'intervalle choisi (Figure 1-31).

(a_{Wi}) : Pente normalisée de l'énergie dissipée : c'est la pente de la droite obtenue en linéarisant l'énergie dissipée par cycle dans l'intervalle choisi i (i = 0,1 ou 2) et dans les axes (W_d/W_{00i} - N) normalisée en fonction de (Figure 1-31).

(a_{Fi}) : Pente de fatigue : c'est la pente obtenue après la correction de la non-linéarité de l'endommagement. Elle est calculée par l'équation suivante :

$$a_{Fi} = a_{Ti} + a_{wi} . \frac{C_i . \Delta E_i}{E_{00i}} \qquad (1\text{-}43)$$

Où : $\Delta E_i = E_0 - E_{00i}$

C_i est un coefficient de correction de la non-linéarité de l'endommagement.

La valeur du coefficient de correction C_i ne dépend pas de l'essai mais de l'intervalle choisi. Les valeurs de C_i sont les suivantes :

L'intervalle 0 : $C_1 = \frac{4}{5}$

L'intervalle 1 : $C_2 = \frac{3}{4}$

L'intervalle 2 : $C_3 = \frac{2}{3}$

1.2.2.4. Phénomènes biaisant et parasites

Au cours des essais de fatigue sur enrobés bitumineux, plusieurs phénomènes autre que l'endommagement irréversible se manifestent. Ils ont aussi une influence significative sur l'évolution du module des matériaux testés et masquent la « vraie » fatigue. Ils contribuent à rendre plus complexe l'étude du phénomène de fatigue des enrobés bitumineux. Nous présentons ici les phénomènes identifiés par différents auteurs [Doubbaneh 1995; Di Benedetto et al. 1996; Mengis 1997; Ashayer Soltani 1998; Baaj 2002; Bodin 2002; Di Benedetto et al. 2004].

1.2.2.4.1. Echauffement

Lors des cycles de fatigue, l'énergie de déformation injectée dans le matériau est dissipée, principalement sous forme de chaleur, du fait de l'existence d'une composante visqueuse dans le comportement mécanique des matériaux bitumineux. Les auteurs [Doubbaneh 1995; Di Benedetto et al. 1996; Di Benedetto et al. 1997; Mengis 1997; Ashayer Soltani 1998; Baaj 2002; Bodin 2002; Di Benedetto et al. 2004; Ashayer Soltani and Anderson 2005]. établissent ainsi un lien entre les évolutions de l'énergie dissipée et de la température.

1.2.2.4.2. Thixotropie

La thixotropie est la propriété réversible que possèdent certains matériaux qui se fluidifient lorsqu'ils sont soumis à une sollicitation mécanique. Les matériaux bitumineux semblent présenter cette particularité : sous l'effet du chargement, un réarrangement de la structure du matériau semble se produire principalement au début de l'essai, d'où une chute de la rigidité de l'échantillon, qui n'est pas due à la fatigue. Quelques publications font référence à cette propriété de matériau bitumineux [Di Benedetto et al. 1997; Bodin et al. 2004; Di Benedetto et al. 2004; Ashayer Soltani and Anderson 2005]. Ashayer Soltani et Anderson ont observé sur l'enrobé bitumineux que les phénomènes non lié à la fatigue dominent pendant 300000 cycles d'un test de fatigue à 10Hz et à 10°C et la majorité de la chute de module est due à la thixotropie. A la même conclusion, est validé pour les mastics, [Delaporte et al. 2008] ont montré que lors de la phase I de l'essai de fatigue, l'influence de thixotropie sur le changement de la rigidité peut être supérieure à celle de l'échauffement.

1.2.2.4.3. Non linéarité

Lors de la plupart des essais de fatigue effectués sur enrobés ou liants bitumineux, les amplitudes des sollicitations appliquées sont en dehors du domaine de linéarité des matériaux. Leur comportement est donc généralement non linéaire, ce qui a une influence sur leur réponse qui n'est pas directement liée au phénomène de fatigue. Cela est notamment évoqué dans les travaux des auteurs [Doubbaneh 1995; Di Benedetto et al. 1996; Gauthier et al. 2010; Nguyen Q. 2011]. Ces derniers démontrent que l'effet des non linéarités est spécifique et ne peut s'assimiler à un changement de température ou de fréquence en traçant les mesures de module effectués par un balayage d'amplitude dans l'espace de Black où figure la courbe maîtresse du matériau considéré. Ils montrent en revanche

que l'effet des non linéarités est identique à celui de l'accumulation des cycles et que la phase I des essais de fatigue, représenté dans le même espace est parallèle à la courbe issue du balayage d'amplitude, ce qui atteste de l'influence des non linéarités pendant les essais de fatigue.

1.2.3. Comportement à basse température

1.2.3.1. Introduction

Lorsqu'un matériau est soumis à une variation de température, il subit des déformations. Si celle-ci sont empêchées, les variations de température créent des contraintes appelées contraintes thermiques. Ce type de couplage thermomécanique est par exemple à l'origine des problèmes de fissuration observés à basse température sur les chaussées. Les chaussées sont un exemple où les déformations sont restreintes. En moyennes températures, les enrobés sont des corps viscoélastiques. Lorsque la température augmente les contraintes thermiques crées, qui sont des contraintes de compression, se dissipent par la relaxation. A basse température, l'enrobé se comporte comme un corps élastique très rigide. Lorsque la température baisse, des contraintes de tension se créent sans pouvoir se dissiper. Lorsque ces contraintes atteignent la limite de résistance du matériau, des fissures apparaissent.

1.2.3.2. Présentation de l'essai de retrait thermique empêché (TSRST)

1.2.3.2.1. Principe de l'essai TSRST

L'essai de retrait thermique empêché (thermal strain restrained specimen test, TSRST) est un exemple d'essai mettant en jeu un couplage thermique et mécanique.

Il consiste à appliquer une diminution de température à une éprouvette dont la hauteur est maintenue constante. Comme la contraction thermique est empêchée, une contrainte de traction apparaît. Lorsque la limite de résistance en traction du matériau est atteinte, une rupture se produit [Olard 2003; Di Benedetto and Corté 2005].

L'intérêt d'un tel essai s'explique par la similitude entre les sollicitations appliquées et celles qui sont à l'origine de la fissuration apparaissant à basse température sur chaussée. Ce type de fissuration qui est transversale, s'observe très fréquemment dans les régions à hivers rigoureux.

1.2.3.2.2. Présentation des résultats de la littérature

Dans l'essai TSRST, la température varie, lors du refroidissement, s'accompagne bien sûr d'une contraction thermique de l'ensemble du système de mesure (les extensomètres). Olard [Olard 2003] a évalué la déformation du système de mesure à partir de deux essais effectués sur un éprouvette étalon de « zérodur » dont le coefficient de contraction thermique est nul. La calibration a montré que le système de mesure se déforme d'environ 77µm/m/h pour une vitesse de refroidissement de 10°C/h

(7.7 µm/m/°C), sur l'intervalle de température compris entre +5°C et -25°C. Des essais TSRST « corrigés » ont également été réalisés par l'auteur en tenant compte des déformations du système de mesure des déplacements dues aux variations de température, de façon imposer réellement une déformation nulle à l'éprouvette d'enrobé. En effet, un écart d'environ 5°C est constaté entre les températures de rupture obtenues avec et sans correction. Il constate que la contrainte de traction induite thermique atteint la résistance en traction obtenue à 300µm/m/h. De plus, la température de rupture a indiqué un classement de performance à froid d'un enrobé : la température est plus basse, l'enrobé est plus performant. Ainsi, les trois enrobés modifiés aux polymères parmi les cinq enrobé étudiés ont un meilleur comportement vis-à-vis de la fissuration thermique. Il a également souligné que le classement des cinq enrobés étudiés, tous réalisés à partir de la même formulation d'enrobé et cinq liants différents, est très discriminant et montre que les propriétés du bitume apparaissent comme le facteur clé vis-à-vis de la résistance à la fissuration thermique des enrobés bitumineux.

King et ses collègues [King et al. 1993] ont étudié le comportement à froid des enrobés quand on ajoute de polymère. Dans leur étude [King et al. 1993], les auteurs constatent que la température de fissuration thermique diminue si la teneur en polymère augmente. A côté, Hoare et Heps [Hoare and Heps 2000] ont donné des conclusions identiques par l'influence de l'ajout de polymère sur le comportement à froid des enrobés.

Dans les études de Jung, Vison, Lu et Isacsson [Jung and Vinson 1994 ; Lu and Isacsson 2001], la relation entre la température de rupture et la contrainte de rupture au cours d'essai de retrait thermique empêché sont introduits. D'après les auteurs, plus la température de fissuration est basse, plus la contrainte lors de la rupture est élevée.

Les fissures sont induites par les variations de température et suivent deux phases d'évolution complètement différentes : le processus de propagation des fissures est rapide au début et plus lent par la suite. Goacolou, Vergne et De Bondt [Goacolou et al. 1983; Vergne et al. 1989; De Bondt 1999] ont montré que les effets des charges roulantes sur le développement de la fissure sont faibles au début du processus et s'accélèrent durant la fin de la propagation.

Une étude sur le coefficient de contraction thermique a été réalisé par Di Benedetto et Neifar [Di Benedetto and Neifar 1997]. Ils 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 radial et axial. Une différence de 30 à 50% a été trouvée entre ces deux coefficients.

1.3. Enrobés bitumineux innovants

1.3.1. Enrobés fabriquées en réduisant les températures d'enrobage

1.3.1.1. Définition des enrobés tièdes

Les procédés de fabrication d'enrobés à des températures inférieures à celle des enrobés à chaud classiques, mais supérieures à 100 °C, sont appelés enrobés « tièdes ». Les procédés de fabrication d'enrobés à chaud, à des températures inférieures à 100 °C, sont désignés par l'appellation d'enrobés « semi-tièdes » [Bitume-info 2006]. Les différentes températures de fabrication selon différents procédés de mélange, tout en respectant les normes ou spécifications sur le produit bitumineux ainsi fabriqué et mis en service. Cela signifie que les performances de ces enrobés tièdes sont strictement identiques à celles de enrobés à chaud, dès la fin de leur mise en œuvre ou de leur mise en service (à la différence des enrobés à froid, nécessitant une période plus ou moins longue de murissement). La Figure 1-32 présente la consommation de fioul lourd et la gamme de température de fabrication de la famille d'enrobés bitumineux.

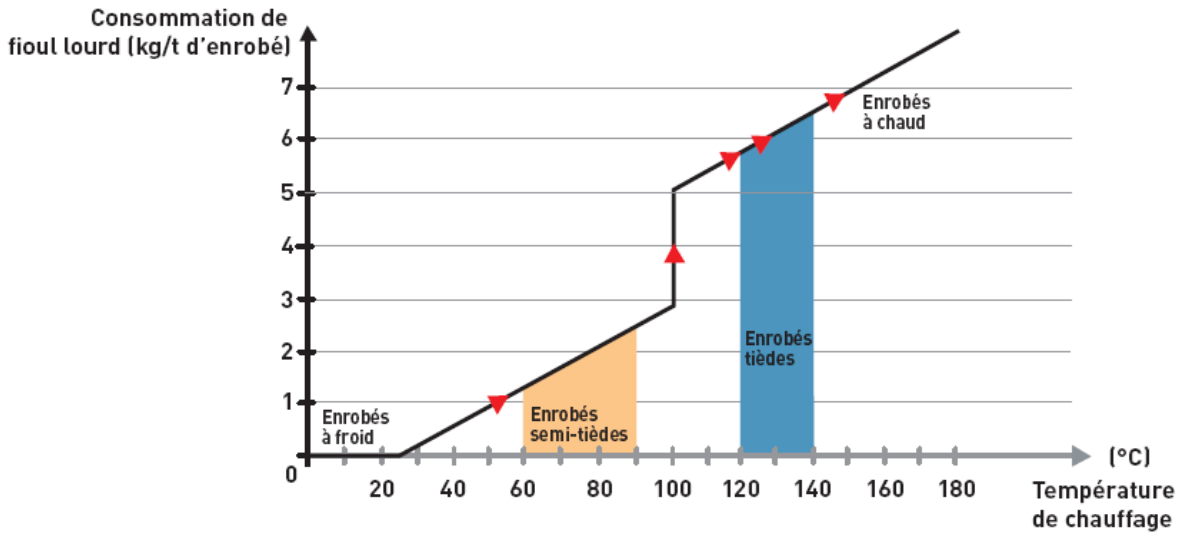


Figure 1-32. Diagramme de consommation de fioul lourd et la gamme de température de fabrication de la famille d'enrobés bitumineux [Bitume-info 2006]

Le principe général des enrobés tièdes vise à baisser la température d'enrobage, tout en conservant la maniabilité du mélange pour le répandage et le compactage. Il s'agit de trouver un procédé de fabrication (additifs, double enrobage, enrobage séquentiel, liant spécial, moussage par le sable humide, ajout d'eau,…) pour maintenir artificiellement la viscosité du liant, durant toute la période d'application qui peut être étendue jusqu'à 3 ou 4 heures (y compris les attentes imprévues), permettant un compactage efficace (teneur en vides conformes aux spécifications) et bonne mise en place de l'enrobé (texture, uni, homogénéité,…) [Caillot and Mange 2007].

Il semblerait que tous les types d'enrobés bitumineux, qu'ils soient utilisés en assises de chaussées, ou en couche de surface, puissent être préparés selon les modes de préparation des enrobés tièdes. Toutefois, cette affirmation reste à confirmer par les expérimentations.

1.3.1.2. Avantages des enrobés tièdes

Les enrobés tièdes contribuent à :

- une diminution des nuisances (fumées, odeurs, gaz) tant à la fabrication, qu'à la mise en œuvre,

- une limitation de la production des gaz à effets de serre,

- une réduction de la consommation énergétique lors du séchage partiel des granulats,

- une diminution des émanations de vapeurs, particulièrement important dans les espaces confinés peu aérés (tunnels, stationnements étagés et/ou intérieurs, centre-ville…).

Ils ont été conçus pour consommer moins d'énergie et de ce fait rejeter moins de gaz à effet de serre lors de leur fabrication que les enrobés à chaud classiques tout en offrant des performances identiques. Les fabricants marquent ainsi leur volonté de participer à la lutte contre le réchauffement du climat global de notre planète [Bitume-info 2006].

Outre l'aspect écologique et environnemental, cette réduction de température et de consommation d'énergie s'accompagne d'une diminution de la gêne occasionnée par les chantiers. Pour les riverains et les travailleurs sur place, les enrobés tièdes ont l'avantage de ne pas dégager de fumées [Caillot and Mange 2007].

D'autre part, l'emploi des enrobés tièdes conduit à des températures de fin de compactage également plus basses que les enrobés à chaud traditionnel (55 à 80°C selon procédés) [Brosseaud 2006]. Cela constitue un avantage important car il est possible de remettre en service immédiatement la chaussée, dès la fin de la mise en œuvre.

1.3.1.3. Description des types d'enrobés tièdes

Les technologies des enrobés tièdes permettent aux producteurs de matériel de revêtement en asphalte pour abaisser la température à laquelle le matériau est mélangé et placé sur la route. Jusqu'à récemment, les documents techniques liés aux enrobés tièdes décrivent chaque système dans les détails. Néanmoins, on peut classer les techniques d'enrobés tièdes en 3 grandes familles de technologies :

1.3.1.3.1. Moussage du bitume

Une faible quantité d'eau (~ 2% en masse de bitume) change de l'état liquide à la vapeur. L'expansion rapide de l'eau, de liquide à la vapeur, crée des bulles de bitume en film mince rempli par

eau en vapeur dénommé mousse de bitume [Croteau and Tessier 2008]. Dans un état de mousse, la viscosité du bitume est réduite permettant revêtement total agrégats à des températures plus basses de mélange.

1.3.1.3.1.1. Procédés LEA (Low Energy Asphalt)

Les enrobés semi-tièdes LEA® fabriqués à 95°C environ et mise en œuvre à 70-90°C, sont une nouvelle génération d'enrobés présentant à la fois le caractère environnemental de l'enrobé à froid (très forte diminution des impacts sur l'environnement de la centrale d'enrobage au chantier) et la performance de l'enrobé à chaud [Olard et al. 2007].

1.3.1.3.1.2. Procédés Double Barrel Green

Les systèmes de production d'enrobé tiède de l'entreprise Astec ont besoin d'une petite quantité d'eau au liant bitumineux afin de générer des bulles microscopiques. L'eau alimente le système au moyen d'une pompe à piston volumétrique capable de mesurer précisément le volume d'eau dans le système. Grâce à des commandes de retour, la vitesse de la pompe à eau est modulée afin de maintenir un flux d'eau adéquat en fonction du flux de liant bitumineux. Les commandes permettent d'assurer un débit d'eau homogène et régulier en fonction de la hausse ou réduction du débit de production. Le système Double Barrel Green utilise un dispositif de moussage à multiples d'injecteur pour faire mousser le bitume au microscope, ce qui augmente la capacité de revêtement du liant à l'agrégat à des températures réduites au cours du processus de mélange [Middleton and Forfylow 2009]. La température de fabrication avec ce procédé est typiquement entre 120 et 135°C. La température de mise en place est de 115°C.

1.3.1.3.1.3. Procédé Ultrafoam GX (the Green Machine)

Gencor Industries a développé un appareil qui produit du bitume moussé pour permettre la production d'enrobés tièdes. L'appareil est appelé la Green Machine Ultrafoam GX et peut être lié à une variété de tambour de mélange [Kvasnak et al. 2010]. L'Ultrafoam GX peut atteindre moussage conforme à faire varier les taux de production, sans l'utilisation d'un dispositif de mélange alimenté. En conséquence, le bitume et l'eau peuvent être introduits aux différents débits et températures. Lors de réalisation du bitume moussé, un faible pourcentage (1.25% à 2% en poids du total du bitume) de l'eau est injecté dans le centre d'écoulement du bitume.

1.3.1.3.1.4. Procédé WAM Foam

C'est un procédé développé par Shell Bitumes qui consiste à abaisser la température d'enrobage et d'application des enrobés d'environ 50 °C par rapport à une production classique. Le bitume conventionnel est remplacé par l'utilisation en séquence d'un bitume mou et d'un bitume dur sous forme de mousse, le poste d'enrobage classique subit une légère modification. Cette technique est

applicable à la fabrication de différents types d'enrobés : BBM, BBSG, GB, aussi bien avec des matériaux neufs qu'avec des recyclats. Les économies d'énergie sont de l'ordre de 25 à 35 % et la réduction des émissions de gaz carbonique est de 30 % (50 % pour les NO_x), on note aussi une diminution conséquente des émissions de poussières et de fumées [Larsen and Robertus 2005; Bitume-info 2006].

1.3.1.3.1.5. Procédé Aqua-Black

Le procédé Aqua-Black a été développé par l'entreprise Maxam. Ce procédé est fondé principalement sur l'utilisation du dispositif Aqua-Black pour fabriquer des enrobés tièdes et est très utilisé aux Etats-Unis [Jones et al. 2011]. L'eau est injectée sous une pression, les grosses bulles qui se forment lorsque l'eau est mélangée avec le bitume se dissipent rapidement et laissent un liant non modifié. Les micros bulles sont la clé parce qu'elles restent dans le mélange jusqu'à ce qu'il soit compacté.

1.3.1.3.1.6. Procédé Aspha-min

Les recherches d'Eurovia, commencées en 2000, ont abouti à la mise au point d'un procédé qui repose sur l'utilisation d'un additif, l'aspha-min, une zéolite synthétique contenant environ 20 % d'eau cristalline libérée progressivement lors de l'enrobage. L'ajout de cet additif permet d'abaisser la température de fabrication et de mise en œuvre des enrobés de 30 à 40 °C, sans autre modification du processus, tout en conservant leur maniabilité et leur compacité, ainsi que toutes leurs performances mécaniques [Bitume-info 2006; Brosseaud 2006].

1.3.1.3.2. Utilisation d'additifs organiques

Les cires sont identifiées comme des «additifs organiques». Ils permettent de modifier la viscosité du bitume lors de l'enrobage. Les produits Sasobit® et SonneWarmix® font partie de cette catégorie.

1.3.1.3.2.1. Procédé Sasobit

Consiste à « ramollir » le liant par fusion de paraffines (100°C) et solubilisation au bitume (115°C). Le bitume ainsi « plastifié » est préparé par un mélangeur en ligne (4 à 5 % de Sasobit). Ce liant prêt à l'emploi peut être utilisé sur tout type de centrale, sans modification. Il permet la fabrication des enrobés à une température moyenne proche des 130°C (soit des températures inférieures de 30 à 40°C par rapport à l'enrobé classique à chaud). Il autorise un compactage efficace jusqu'à 80°C. L'enrobé présenterait un bon comportement aux basses températures et une meilleure résistance à l'orniérage. Cette technique est surtout employée en Allemagne, on recense quelques applications en France [Brosseaud and Sainte-Jacques 2007; Montalant 2011].

1.3.1.3.2.2. Procédé Sonne Warmix

C’est un procédé utilisé l’additif Sonne Warmix pour produire et compacter des enrobés tièdes à basse température tandis que le maintien les caractéristiques de performance et la maniabilité de travail. Cette technologie a été ajoutée au taux de dose recommandée du fabricant de 1.0% en poids de liant total (Virgin liant + RAP liant) [Mogawer et al. 2013]. Les enrobés tièdes ont été fabriqués à des températures de mélange et de compactage plus faibles (160°C et 141°C, respectivement) par rapport le mélange de contrôle (177°C and 154°C, respectivement) sans la technologie.

1.3.1.3.3. Utilisation d’additifs chimiques

Les additifs chimiques agissent uniquement à l'interface entre l'agrégat minéral et le bitume. C'est la raison pour laquelle ces additifs sont utilisés en fait de très faibles doses (de 0.3% à 0.6% en poids par rapport du liant).

1.3.1.3.3.1. Procédé avec l’additif Cecabase RT

L’additif est effectué comme un additif commercial breveté par CECA - Arkema en 2005, est nommé CECABASE RT. Ce sont des additifs liquides, qui sont utilisés sur 0.3% à 0.55% par rapport le poids du bitume. Plus de 2.5 millions de tonnes d'enrobés ont déjà été produites dans le monde avec ces additifs [González-León et al. 2009; Oliveira et al. 2012]. Cecabase RT contient des agents de surface comprenant au moins 50% de matières premières renouvelables. Lorsqu'il est mélangé avec du bitume, la température d'application de l’enrobé obtenue peut être réduite d'environ 50°C (température de mise en place environ 120°C), sans effet néfaste sur les performances du matériau. Comparée au procédé de revêtement classique, l'utilisation de ces additifs peut permettre de réduire la consommation d'énergie de 20 à 50% [Barreto and Fraboulet 2005; González-León et al. 2011].

1.3.1.3.3.2. Procédé avec l’additif Zycotherm

L’additif Zycotherme est développé par l’industrie Zydex, cet additif change de surface des agrégats d’hydrophile à hydrophobe à un niveau de nano au traitement. ZycoThem a un effet positif sur le mélange, la maniabilité et le compactage des enrobés tièdes. Ses propriétés supérieures de mouillage et de revêtement d'agrégats, assure l'épaisseur de film uniforme de liaison et une meilleure lubrification des enrobés tièdes.

1.3.1.3.3.3. Procédé avec l’additif Evotherm

Le procédé Evotherm est un système d’additif qui a été conçu pour améliorer l’adhésion, l’enrobage, la compaction et pour faciliter la mise en place des enrobés à température réduite. Il est développé par MeadWestvaco. Evotherm est une émulsion contenant environ 70% de bitume qui est entreposé sur la centrale d’enrobage à 80°C. Pour l’utilisation d’Evotherm, des modifications mineures de la centrale d’enrobage sont nécessaires, notamment l’ajout d’un point d’injection de l’émulsion. La

majorité de l'eau s'évapore durant le malaxage avec les granulats chauds ce qui fait que l'enrobé est noir et bien enrobé et non pas d'une couleur brunâtre comme c'est le cas des enrobés à froid. Les enrobés obtenus avec ce procédé peuvent à la fois être considérés comme enrobés semi-tièdes ou enrobés tièdes car la température de production veut varier entre 85°C et 115°C [Hurley and Prowell 2006].

1.3.2. Enrobés à base d'agrégats d'enrobés recyclés

1.3.2.1. Introduction

Le recyclage des enrobés a de l'âge. En effet, plusieurs personnes ignorent que les premières réalisations remontent au début du XXe siècle par la réutilisation des matériaux de chaussée dans les fondations granulaires. C'est à la suite des chocs pétroliers des années 1970 et de la première augmentation significative du prix du bitume que le recyclage a réellement pris son essor afin d'optimiser les coûts de construction des chaussées. C'est à ce moment que commencent, pour des raisons économiques, les premières applications de recyclage des enrobés dans le revêtement de chaussée [Bitume-Quebec 2010].

Dans certains pays, il existe des spécifications nationales comme au Royaume-Uni où la clause 902 de l'Agence autoroute de recyclage à chaud et la clause 948 pour le recyclage à froid sont destinés à faciliter l'adoption de matériaux récupérés. En République Tchèque avec TP109 du ministère des Transports et en Espagne avec les clauses 20 et 22 dans le document PG4 pour l'autoroute fonctionne également. En Norvège, l'utilisation de l'asphalte recyclé est spécifiée dans les clauses 622, 632 et 651. Les clauses permettent l'utilisation des enrobés recyclés à chaud et à froid. L'utilisation de l'enrobé recyclé à froid est permise dans les couches supérieures et les couches de base des chaussées sous certaines conditions. Les enrobés à chaud qui contiennent de l'enrobé recyclé peuvent également être utilisés à la fois la surface et les couches de base des chaussées à fort trafic. Cependant, l'enrobé contenant de l'enrobé recyclé a besoin de répondre aux mêmes exigences que le mélange d'asphalte originale. Ces spécifications sont dans certains cas à un niveau régional, comme en Belgique avec trois situations, Flandre, Wallonie et dans la Région de Bruxelles-Capitale, et la Suisse selon sa Fédération structurale. En France, les recommandations émises par Directeur de la route gouvernementale française insistent sur la nécessité de recycler systématiquement à un taux faible, et récemment l'objectif fixé conjointement par le gouvernement et les entreprises de la route est de réaliser, en 2012, une réutilisation des matériaux bitumineux d'au moins 60% de RAP (Reclaimed Asphalt Pavement) a recueilli chaque année. En 2008, le Comité français de l'ingénierie routière a édité des lignes directrices pour l'utilisation de normes d'enrobés à chaud, en précisant le contenu possible de RAP en fonction du cours de la chaussée, les caractéristiques du liant et de la courbe granulométrique de la RAP [De La Roche et al. 2013].

Dans les pays comme la France où les granulats commencent à manquer, le recyclage est devenu omniprésent. En effet, en 2007, près de 30% des anciens enrobés sont recyclés afin d'en recréer. À titre de comparaison, aux Pays-Bas, la proportion d'enrobés recyclés est proche de 100%, car ce pays se trouve en grande pénurie de granulats. Ajouter que cette pénurie n'est pas l'unique raison de l'utilisation d'enrobés recyclés mais qu'elle dépend de la politique d'un pays.

RAP est composé de granulats et de liant bitumineux à partir de mélanges de HMA qui ont été enlevés et récupérés à partir d'une chaussée existante. Les agrégats de la RAP sont revêtus par des vieux bitumes. RAP a été utilisé avec succès dans des mélanges d'enrobés depuis les années 1970 dans des pourcentages en général autour de 20% [Mogawer et al. 2013].

Plusieurs auteurs ont étudié l'utilisation de RAP dans la construction des routes [Instituto de Desarrollo Urbano (IDU) 2005; Olard et al. 2008; Hajj et al. 2009; Eddhahak-Ouni et al. 2012; McDaniel et al. 2012; Baaj et al. 2013; Hong et al. 2014; Mangiafico et al. 2014].

1.3.2.2. Caractérisations des agrégats d'enrobés bitumineux

Les agrégats d'enrobés proviennent du fraisage de couches de roulement en enrobé, de concassage de plaques d'enrobés, des déchets ou morceaux de plaques d'enrobé et des surplus de production d'enrobé [NF EN 13108-8 2006]. L'auteur El Beze [El Beze 2008] a détaillé également dans un son recherche.

1.3.2.2.1. Caractérisation du liant des agrégats

Lorsque les agrégats sont récupérés par fraisage d'une couche enrobé homogène, la teneur en liant des agrégats est proche de celle de l'enrobé origine. La teneur en liant après conditionnement des agrégats est généralement de l'ordre de 4,5 à 4,7%. Ce liant est le liant vieilli par raison de choc thermique, modifications chimiques au cours de la fabrication et de la mise en œuvre de l'enrobé origine et également d'oxydation à basse température au cours de service.

1.3.2.2.2. Caractérisation de la fabrication des agrégats

- Avant désenrobage :

Les agrégats d'enrobés récupérés par fraisage et destinés à être réutilisés sans conditionnement supplémentaire possèdent les caractéristiques moyennes suivantes :

- Une granularité de 0/20 à 0/31 mm, la granularité étant principalement dépendante de la vitesse d'avancement de la fraiseuse et de la profondeur de fraisage ;

- Une teneur en eau inférieure à 3%, la teneur en eau influant sur le séchage dans le tambour sécheur (avant recyclage) ;

- Un refus à 25mm inférieur à 7% ; la quantité de gros agglomérats (> 25mm) est donc limitée pour favoriser la fragmentation de ces agglomérats dans le tambour sécheur.

- Après désenrobage :

Les caractéristiques moyennes de ces agrégats (obtenus par fraisage ou concassage/criblage) deviennent :

- granularité comprise entre 0/10 à 0/14mm ;
- % en fines variant de 8 à 12.

1.3.2.3. Types de recyclage des agrégats d'enrobés bitumineux

Il existe deux grandes catégories de recyclage, elles dépendent de la méthode d'utilisation des RAP, la température utilisée pour refabriquer des chaussées, ce sont le recyclage à froid et le recyclage à chaud.

1.3.2.3.1. Recyclage à froid

Technologies de l'enrobé à froid peut intégrer jusqu'à 100% du contenu de RAP. Ceci peut être utilisé en surface, les couches de base et de liant avec des techniques de traitement in situ ou ex situ.

Le recyclage à froid des enrobés (RFE) est une technique d'entretien des chaussées couramment utilisée aux États-Unis et en France et au Québec, elle est utilisée à l'occasion depuis 1992 [Thébeau 1997]. Cette technique de réfection présente certains avantages sur les plans environnemental et économique : en effet, elle permet une récupération complète des résidus bitumineux, qui servent ensuite à la fabrication d'un enrobé sans qu'il y ait chauffage des matériaux. Elle peut s'appliquer à des chaussées où le trafic est plus élevé à condition de modifier en conséquence l'épaisseur de la couche de roulement [Bergeron 2001].

Caillot et Mange [Caillot and Mange 2007] ont conclu : Le retraitement à froid a "de fait" les avantages des techniques de recyclage comme l'économie des ressources naturelles non renouvelables, la réutilisation des déchets de la route, la diminution des transports permettant de limiter la fatigue du réseau routier mais également des impacts indirects (nuisances sonores, olfactives, hygiène, sécurité). Il a également les avantages spécifiques aux techniques à froid : la réduction des gaz à effet de serre.

St-Laurent et Bergeron [St-Laurent and Bergeron 2000] ont montré que la technique du recyclage à froid des enrobés retarde la remontée des fissures de plusieurs années par rapport à un recouvrement bitumineux conventionnel, où environ 70% des fissures réapparaissent dès la première année.

Cette technique de réfection présente certains avantages sur les plans environnemental et économique : en effet, elle permet une récupération complète des résidus bitumineux, qui servent ensuite à la fabrication d'un enrobé sans qu'il y ait chauffage des matériaux [Bergeron 2001].

Il y a deux méthodes différentes pour recycler à froid :

• le recyclage en place à froid

Le retraitement en place à froid des anciennes chaussées est une technique d'entretien et de réhabilitation des structures routières entièrement in situ à partir du gisement des matériaux que constitue l'ancienne chaussée dégradée. La méthode consiste, après avoir fragmenté l'ancienne chaussée et apporté éventuellement des granulats correcteurs et de l'eau, à traiter les matériaux à froid par un liant dans une machine mobile travaillant à l'avancement [Caillot and Mange 2007]. A partir d'une chaussée ancienne et dégradée, on crée une structure plus stable et homogène par traitement en place des matériaux existants, peut être ajouté des matériaux complémentaires [El Beze 2008]. Cette technique s'utilise uniquement pour la réhabilitation de chaussée [Bitume-Quebec 2010].

• le recyclage en centrale à froid

Il consiste à déconstruire le corps d'une chaussée en place soit avec des outils de fraisage qui permettent de produire un matériau directement utilisable, soit avec des pelles et des brises roche qui produisent des croûtes et plaques nécessitant le passage dans une installation de concassage et de criblage, afin d'obtenir un matériau réutilisable. Les matériaux issus du fraisage, du concassage et du criblage sont de natures très variées et nécessitent donc de s'assurer d'une bonne homogénéité avant leur traitement en centrale. Par auteur [El Beze 2008], après le fraisage des agrégats, ils sont traités en centrale afin d'améliorer ses caractéristiques mécaniques par correction de la granularité et par ajout d'additif et de liant vierge. Cette technique permet d'assurer une qualité prévue par maîtrise des paramètres lors de la fabrication en centrale et elle s'utilise pour la construction et la réhabilitation de chaussée [Bitume-Quebec 2010].

1.3.2.3.2. Recyclage à chaud :

Il y a deux méthodes différentes pour recycler à chaud. Cela est aussi mentionné dans une étude de [El Beze 2008]:

• Recyclage en place à chaud

Cette technique s'utilise uniquement pour la réhabilitation de chaussée. On distingue trois procédés

- Le thermoreprofilage consiste en une remise au profil d'une chaussée bitumineuse déformée ou avec des caractéristiques de surface médiocres, par chauffage, scarification, mise en forme et recompactage sans enlèvement ni apport d'enrobés neufs.

- La thermorégénération est une remise au profil d'une chaussée bitumineuse déformée ou avec des caractéristiques de surface médiocre, avec enlèvement des matériaux par chauffage, scarification du revêtement sur une épaisseur plus importante, et mise en place d'une couche d'enrobés neufs.

- Le thermorecyclage : les matériaux enrobés scarifiés sont malaxés avec les correctifs nécessaires (agent de régénération du liant, bitume, granulats voire nouveaux matériaux enrobés), avant d'être réglés au profil souhaité et compactés. Par rapport aux techniques précédentes moins élaborées, le thermorecyclage a l'avantage de permettre, en modifiant l'ancien enrobé dans sa masse, d'y porter remède à tout défaut de formulation ou d'y résoudre tout problème de vieillissement de son liant. Il convient naturellement de procéder, avant intervention, à une analyse précise des anciens matériaux enrobés de façon à pouvoir déterminer quelle doit être la composition de la correction.

• Recyclage en centrale à chaud

Cette technique s'utilise pour la construction et la réhabilitation de chaussée. L'enrobé, après avoir été fraisé, est transporté sur l'aire de stockage de la centrale où après granulation et criblage, les fraisats sont incorporés suivant un taux variable dans la centrale d'enrobés. La qualité du produit obtenu doit être identique à celle du produit neuf. Le taux de recyclage est de l'ordre de 10 à 25% pour les centrales traditionnelles, et de 20 à 35% pour les centrales TSE (tambour, sécheur, enrobeur). L'étude de formulation doit permettre d'optimiser la composition granulométrique du mélange, et le dosage optimal en liant régénérant.

Matériaux bitumineux récupérés sont principalement réutilisés dans des techniques à chaud ou tiède. Ils peuvent être utilisés dans la production en surface et des couches de base. La quantité maximale de matériau bitumineux de récupération autorisée est en général de 10% dans les couches de surface et de 50% dans toutes les autres couches.

Mangiafico [Mangiafico et al. 2013] a réalisé l'essai de module complexe sur six enrobés qui ont été produites, en mélangeant des RAP avec de nouveaux agrégats et deux différents liants vierges (35-50 et 70-100 grades de pénétration) en différentes proportions (0%, 20% et 60%). Il a trouvé que le paramètres $\tau 0$ d'enrobé augmente proportionnellement avec la proportion de RAP dans l'enrobé ($\tau 0$ est un constant pour chaque enrobé et ne dépend que la température). Le bitume dans le RAP est le bitume vieillit, donc on peut comprendre, τ_0 augmente avec les bitumes vieillit.

Une étude avec des différents pourcentages de RAP et des différents grades de bitume a été réalisé par Mogawer [Mogawer et al. 2012]. Les auteurs ont montré que l'augmentation du pourcentage de RAP conduira à l'augmentation de rigidité des enrobés et à la diminution la résistance de rupture. La sensibilité de la rigidité de l'enrobés à une augmentation du pourcentage de RAP diminuée lorsque réchauffé. A côté, l'utilisation du liant plus mousse pourrait améliorer la maniabilité des mélanges de RAP. Dans une autre étude de cet auteur sur les matériaux dont le liant a été fabriqué

en utilisant une base de liant PG58-28 incorporant 17% de caoutchouc, utilisés des RAP (0%, 25%, 40%) [Mogawer et al. 2013]. Les conclusions montrent que, les rigidités des matériaux étaient statistiquement pas significativement différentes à la basse température, mais l'addition de RAP pour le mélange qui fait augmenter la rigidité des matériaux à des températures d'essai intermédiaires et élevées. La résistance à la rupture par fatigue des matériaux diminue avec l'incorporation de plus grandes quantités de RAP.

La température à la rupture et la contrainte de la rupture à basse température des enrobés contenant de RAP est significatif supérieur que celle de l'enrobés sans RAP. Cela est aussi montré dans une recherche de Behnia et Falchetto [Behnia et al. 2011; Falchetto 2011]. Cependant la température à la rupture n'est pas aussi important pour les mélanges avec des quantités différentes de RAP [Behnia et al. 2011]. A côté, l'addition de bitume vierge plus moussé montre pour être statistiquement significative et une corrélation négative avec la contrainte de rupture. En conséquence le bitume vierge mousse aide à réduire la contrainte thermique dans la chaussée.

Des études des auteurs [McDaniel et al. 2000; McDaniel and Shah 2003] ont confirmé que les enrobés avec un pourcentage de RAP de plus de 20% ont la durée de vie de fatigue inférieure celle des enrobés vierges. Mohammad [Mohammad et al. 2003] a indiqué que l'on augmente le pourcentage de RAP, la résistance à l'orniérage des enrobés augmente mais la résistance de fatigue diminue. La diminution du grade de liant vierge peut être une option pour améliorer les performances de la fatigue d'enrobés, en particulier à haute pourcentage de RAP [Al-Qadi et al. 2007]. A côté, un autre auteur, Huang [Huang et al. 2004] a dit que l'augmentation de RAP dans les matériaux, la résistance à la traction des enrobés a également augmenté. En outre, l'inclusion de matériaux de RAP a amélioré la vie de fatigue des enrobés.

Tapsoba et ses collègues [Tapsoba 2012; Tapsoba et al. 2014] ont montré que l'ajout de RAP améliore la rigidité dans le domaine viscoélastique linéaire et après l'analyse de la durée de vie les auteurs ont trouvé que l'addition de RAP améliore les performances à la fatigue des enrobés bitumineux. Ils montrent que le changement du bitume vierge dur initial par un bitume plus mou, est la solution qui permettent d'améliorer les performances à la fatigue des enrobés bitumineux. Pour le comportement des enrobés à basse température, les résultats montrent que pour les enrobés bitumineux moins de 15% de RAP, la température de rupture est comparable à celle de l'enrobé de référence. Au-delà de cette limite, le comportement à la rupture à basse température semble être significativement affecté [Tapsoba et al. 2012].

1.4. Propagation des ondes

1.4.1. Différents types d'ondes

Deux grands types d'ondes peuvent se propager au sein d'un matériau [Betbeder-Mativet 2003], comme le montre la Figure 1-33 :

• Les ondes de volume : les ondes de volume sont des ondes se propageant dans la masse du matériau. Les vitesses de propagation de ces ondes de volume sont fonction des caractéristiques du matériau considéré. 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 ;

• 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 et les ondes de Love 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. Les ondes de Rayleigh présente une vitesse de propagation légèrement inférieure à celle des ondes S.

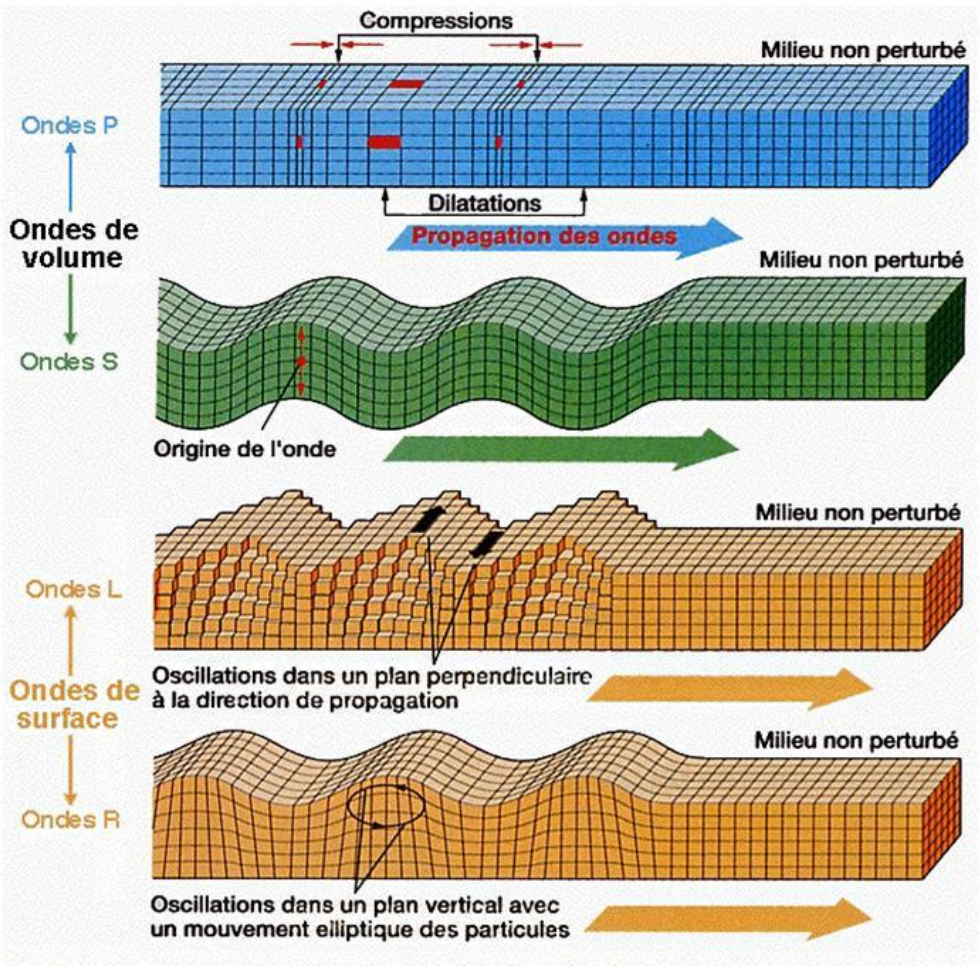


Figure 1-33. Propagation des différentes ondes de volume et de surface

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 de 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 (les vitesses des ondes de surface étant plus difficile à mesurer et celles-ci ne permettant pas, à-priori, d'accéder de manière simple et directe aux caractéristiques du matériau). Sharifipour [Sharifipour 2006] définit les notions d'ondes P et d'ondes S. Ces définitions sont reprises ci-dessous.

Une onde de compression (aussi appelée onde P) est une onde longitudinale pour laquelle la direction de propagation est colinéaire au mouvement vibratoire des particules. Ces ondes de compression se propagent aussi bien dans les solides que dans les fluides liquides ou gazeux [Sharifipour 2006].

Une onde de cisaillement (aussi appelée onde S) est une onde transversale pour laquelle la direction de propagation est perpendiculaire au mouvement vibratoire des particules. Elles se propagent uniquement dans les fluides ou les solides très visqueux. Si les mouvements vibratoires des particules sont aléatoires dans le plan perpendiculaire à la propagation de l'onde, celle-ci est dite non-

polarisée. Au contraire, si les mouvements vibratoires des particules se font selon une direction bien définie dans le plan perpendiculaire à la direction de propagation, l'onde est dite polarisée.

1.4.2. Propagation dans le cas d'un milieu continu élastique homogène

1.4.2.1. Loi de comportement d'un milieu continu élastique

Les ondes étudiées dans le cadre de l'étude menée ici sont générées par 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 [Sauzéat 2003]. Dans un premier temps, il est donc supposé que le comportement du matériau étudié est élastique. La loi de comportement élastique s'écrit de la manière suivante :

$$\underline{\underline{\sigma}} = C : \underline{\underline{\varepsilon}} \tag{1-44}$$

$\underline{\underline{\sigma}}$ est un tenseur du deuxième ordre symétrique représentant les contraintes dans le milieu. **C** est un tenseur du quatrième ordre traduisant la loi de comportement du matériau. L'opérateur « : » symbolise le produit contracté. $\underline{\underline{\varepsilon}}$ est un tenseur du deuxième ordre symétrique représentant les déformations dans le milieu. Ce tenseur des déformations se définit comme suit :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2}\left(\underline{\underline{\mathrm{grad}}}\left(\underline{u}\right) + {}^{t}\underline{\underline{\mathrm{grad}}}\left(\underline{u}\right)\right) \tag{1-45}$$

Où $\underline{u}$ est le champ de déplacement.

La loi de comportement peut également s'écrire sous une forme matricielle. Cette forme matricielle, donnée ci-dessous, est plus simple à manipuler que la formulation précédente qui faisait intervenir un tenseur d'ordre 4 :

$$\underline{\underline{\sigma}} = C : \underline{\underline{\varepsilon}} \Leftrightarrow \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ & & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ & & & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ & (\mathrm{syn}) & & & C_{55} & C_{56} \\ & & & & & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \tag{1-46}$$

Dans un premier temps, le milieu dans lequel se propagent les ondes est supposé élastique linéaire.

1.4.2.2. Cas d'un milieu élastique linéaire

La loi de conservation de la quantité de mouvement du milieu s'écrit :

$$\underline{div}\left(\underline{\underline{\sigma}}\right) = \rho \frac{\partial^2 \underline{u}}{\partial t^2} \tag{1-47}$$

avec $\underline{div}$ l'opérateur divergence, et ρ la masse volumique du matériau.

En combinant les équations (1-45), (1-46) et (1-47), on obtient :

$$\frac{1}{2}\underline{div}\left(C : \left[\underline{\underline{grad}}\left(u\right) + {}^{t}\underline{\underline{grad}}\left(u\right)\right]\right) = \rho \frac{\partial^2 \underline{u}}{\partial t^2} \tag{1-48}$$

Cette équation est l'équation de la propagation des ondes dans un milieu homogène. En postulant l'hypothèse d'ondes planes, la solution de cette équation s'écrit généralement sous la forme :

$$\underline{u}\left(P,t\right) = \underline{u_0} e^{\left(i\omega\left(\frac{\underline{l}.\underline{OP}}{c} - t\right)\right)} \tag{1-49}$$

Le champ de déplacement dépend de la position du point considéré P, du temps t et de la fréquence considérée ω. A tout instant, $\underline{u}$ est constant le long de plans parallèles de normale le vecteur $\underline{l} = l_1\underline{e_1} + l_2\underline{e_2} + l_3\underline{e_3}$.

Les opérateurs gradient et divergence de $\underline{u}$ s'écrivent sous forme matricielle :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial x_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial x_2} \\ 0 & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_3} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_1} \\ \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_2} & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_1} & 0 \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{bmatrix} \tag{1-50}$$

$$\underline{div}(\underline{u}) = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x_1} & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_2} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial x_2} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_3} & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_1} \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial x_3} & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_2} & \frac{1}{\sqrt{2}}\frac{\partial}{\partial x_1} & 0 \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} \tag{1-51}$$

Cette équation peut s'écrire sous une forme simplifiée, appelée équation de Christoffel :

$$\frac{1}{\rho c^2} . \underline{\underline{\Gamma}} . \underline{u} = \underline{u} \tag{1-52}$$

L'équation de Christoffel donne les caractéristiques des ondes susceptibles de se propager dans le milieu, en fonction de la loi de comportement choisi. Pour chaque direction de propagation $\underline{l}$, la solution de l'équation de Christoffel donne trois vecteurs propres et trois valeurs propres correspondantes [Navi 2006]. Ces vecteurs correspondent à une onde longitudinale et deux ondes transversales. Les valeurs propres associées donnent la célérité de ces ondes. Toutes les ondes se propageant dans la direction $\underline{l}$ seront des combinaisons linéaires de ces trois ondes de « base ». Ainsi, les valeurs propres $\underline{\underline{\Gamma}}$ déterminées, on peut écrire l'équation de Christoffel sous la forme :

$$\frac{1}{\rho c^2} \begin{bmatrix} \Gamma_1 & & \\ & \Gamma_2 & \\ & & \Gamma_3 \end{bmatrix} . \underline{\underline{P}} . \underline{u} = \underline{\underline{P}} . \underline{u} \tag{1-53}$$

avec $\underline{\underline{P}}$ la matrice de passage de la base (e_1, e_2, e_3) à la base de vecteurs propres $(e_{\Gamma 1}, e_{\Gamma 2}, e_{\Gamma 3})$, base associée aux vecteurs propres $\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3$.

La vitesse de propagation de ces ondes de « basse » est donnée par :

$$c_i = \sqrt{\frac{\Gamma_i}{\rho}} \tag{1-54}$$

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

$$\underline{u}(P,t) = u_{0\Gamma 1} . e^{i\omega\left(\frac{\underline{l}.\underline{Op}}{c_1}\right)} . e_{\Gamma 1} + u_{0\Gamma 2} . e^{i\omega\left(\frac{\underline{l}.\underline{Op}}{c_2}\right)} . e_{\Gamma 2} + u_{0\Gamma 3} . e^{i\omega\left(\frac{\underline{l}.\underline{Op}}{c_3}\right)} . e_{\Gamma 3} \tag{1-55}$$

1.4.2.3. 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 (e_1, e_2, e_3), cette loi s'écrit :

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{2G} & 0 & 0 \\ & (syn) & & & \frac{1}{2G} & 0 \\ & & & & & \frac{1}{2G} \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} \tag{1-56}$$

Où E est le module d'Young, ν le coefficient de Poisson du matériau, et G le module de cisaillement défini par :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \tag{1-57}$$

Pour résoudre l'équation de Christoffel, il est nécessaire d'utiliser la forme inverse de la loi de Hooke :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sqrt{2}\sigma_{23} \\ \sqrt{2}\sigma_{13} \\ \sqrt{2}\sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & -\frac{\nu E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & -\frac{\nu E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & -\frac{\nu E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} & 0 & 0 & 0 \\ & & & 2G & 0 & 0 \\ & (syn) & & & 2G & 0 \\ & & & & & 2G \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{23} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{13} \\ \sqrt{2}\varepsilon_{12} \end{bmatrix} \tag{1-58}$$

Choisissons un cas où la résolution de l'équation de Christoffel est simplifiée. Dans la suite, l'onde se propage dans la direction $\underline{l} = l_2$. L'équation de propagation s'écrit alors :

$$\frac{1}{\rho c^2} \begin{bmatrix} G & & \\ & G & \\ & & \frac{E(1-\nu)}{(1-\nu-2\nu^2)} \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} u_{01} \\ u_{02} \\ u_{03} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{01} \\ u_{02} \\ u_{03} \end{bmatrix} \tag{1-59}$$

Un champ de déplacement dans cette direction s'écrit alors :

$$\underline{u}(x_3,t) = \left(u_{01}\underline{e_1} + u_{02}\underline{e_2}\right).e^{i\omega\left(\frac{x_3}{c_s}-t\right)} + u_{03}.e^{i\omega\left(\frac{x_3}{c_s}-t\right)}.\underline{e_3} \tag{1-60}$$

Notons qu'en cylindrique, ce champ de déplacement s'écrit $(l = e_z)$:

$$\underline{u}\left(x_3,t\right)=\left(u_{0r}\underline{e_r}+u_{0\theta}\underline{e_\theta}\right).e^{i\omega\left(\frac{z}{c_s}-t\right)}+u_{0z}.e^{i\omega\left(\frac{z}{c_s}-t\right)}.\underline{e_z} \tag{1-61}$$

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

$$C_P=\sqrt{\frac{\left(1-\nu\right)E}{\left(1-\nu\right)\left(1-2\nu\right)\rho}} \tag{1-62}$$

et

$$C_S=\sqrt{\frac{G}{\rho}} \tag{1-63}$$

1.4.3. Propagation des ondes dans un milieu viscoélastique linéaire isotrope

1.4.3.1. Loi de comportement et équation de propagation

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

$$\underline{div}\left(\underline{\underline{\sigma}}\right)=\rho\frac{\partial^2\underline{u}}{\partial t^2} \tag{1-64}$$

En régime harmonique, le tenseur des contraintes est (sous sa forme complexe) :

$$\underline{\underline{\sigma}}=\underline{\underline{\sigma_0}}e^{i\omega t} \tag{1-65}$$

Le vecteur déplacement :

$$\underline{u}=\underline{u_0}e^{i\omega t} \tag{1-66}$$

où $\underline{\underline{\sigma_0}}$ et $\underline{u_0}$ ne sont fonction que de variables d'espace.

Donc, en régime harmonique, l'équation (1-64) s'écrit :

$$\underline{div}\left(\underline{\underline{\sigma}}\right)=-\rho\omega^2\underline{u_0}e^{i\omega t} \tag{1-67}$$

Rappelons la loi de comportement d'un milieu viscoélastique linéaire :

$$\underline{\underline{\sigma}}=\lambda^* div\left(\underline{u}\right)\underline{\underline{I}}+2\mu^*\underline{\underline{\varepsilon}}\left(\underline{u}\right) \tag{1-68}$$

où $\lambda*$ et $\mu*$ sont les coefficients de Lamé complexes (ils peuvent s'exprimer en fonction du module d'Young et du coefficient de Poisson complexe).

En petites déformations, on a toujours :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2}\left(\underline{\underline{\text{grad}}}\left(\underline{u}\right) + {}^{t}\underline{\underline{\text{grad}}}\left(\underline{u}\right)\right) \tag{1-69}$$

L'équation d'onde s'obtient en manipulant ces différentes égalités. L'équation (1-66) est injectée dans (1-69). En parallèle, (1-65) est injectée dans (1-68), elle-même injectée dans (1-67). On obtient, en utilisant les propriétés des opérateurs différentiels, l'équation d'onde :

$$-\rho\omega^2\underline{u_0} = \left(\lambda^* + \mu^*\right)\underline{grad}\left(div\left(\underline{u_0}\right)\right) + \mu^*\Delta\underline{u_0} \tag{1-70}$$

Où Δ est le Laplacien.

1.4.3.2. Résolution

Le processus de résolution commence par la décomposition du champs de déplacement $\underline{u_0}$, en deux champs, le champs de déplacement provoqué par l'onde S $\underline{u_S}$ et le champ de déplacement provoqué par l'onde P $\underline{u_P}$.

$$\underline{u_0} = \underline{u_P} + \underline{u_S} \tag{1-71}$$

Avec $\underline{u_P} = \underline{grad}(\phi)$ un champ de gradient

$\underline{u_S} = \underline{rot}(\psi)$ un champ rotationnel où ψ une fonction vectorielle

Il vient alors :

$$\underline{grad}\left[\left(\lambda^* + \mu^*\right)\Delta\phi + \rho\omega^2\phi\right] = -\underline{rot}\left(\mu^*\Delta\psi + \rho\omega^2\psi\right) \tag{1-72}$$

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

$$\begin{cases} \underline{grad}\left[\left(\lambda^* + \mu^*\right)\Delta\phi + \rho\omega^2\phi\right] = 0 \\ \underline{rot}\left(\mu^*\Delta\psi + \rho\omega^2\psi\right) = 0 \end{cases} \tag{1-73}$$

Ou encore :

$$\begin{cases} \left(\lambda^* + \mu^*\right)\Delta\underline{u_P} + \rho\omega^2\underline{u_P} = 0 \\ \mu^*\Delta\underline{u_S} + \rho\omega^2\underline{u_S} = 0 \end{cases} \tag{1-74}$$

Ces équations sont appelées égalités générales des ondes progressives [Mounier 2010].

$\underline{u_P}$ est un champ irrotationnel, il correspond donc à une onde de compression (onde P)

$\underline{u_S}$ est un champ rotationnel, il correspond donc à une onde de cisaillement (onde S).

1.4.3.2.1. Etude de l'onde de compression

L'équation de l'onde de compression s'écrit :

$$\left(\lambda^* + \mu^*\right)\Delta \underline{u_P} + \rho\omega^2 \underline{u_P} = 0 \tag{1-75}$$

La solution générale de cette équation est de la forme :

$$\underline{u_P} = \underline{u_{P0}} e^{-i\omega \frac{\underline{x}.\underline{p}}{C}} \tag{1-76}$$

$\underline{p}$ 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).

$\underline{x}$ est le vecteur position du point étudié

On a aussi :

$$C^2 = \frac{\left(\lambda^* + 2\mu^*\right)}{\rho} \tag{1-77}$$

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

$$\underline{u} = \underline{u_P} e^{i\omega t} = \underline{u_{P_0}} e^{-i\omega \frac{\underline{x}.\underline{p}}{C}} e^{i\omega t} \tag{1-78}$$

On pose :

$$\left(\lambda^* + \mu^*\right) = \left|\lambda^* + \mu^*\right| e^{i\frac{\phi}{2}} \tag{1-79}$$

En injectant l'équation (1-79) dans (1-78), on obtient :

$$\underline{u_P}(t) = \underline{u_{P_0}} e^{-\omega \frac{\underline{x}.\underline{p}.\tan\frac{\phi}{2}}{C_P}} e^{i\omega\left(t - \frac{\underline{x}.\underline{p}}{C_P}\right)} \tag{1-80}$$

avec

$$C_P = \frac{1}{\cos\frac{\phi}{2}} \sqrt{\frac{\left|\lambda^* + 2\mu^*\right|}{\rho}} \tag{1-81}$$

Avec les coefficients de Poisson complexe et le module complexe, la célérité s'exprime également sous la forme [Sohm 2007] :

$$C_P = \frac{1}{\cos\frac{\phi}{2}}\sqrt{\left|\frac{\left(1-\nu^*\right)}{\left(1+\nu^*\right)\left(1-2\nu^*\right)\rho}\right|.\left|E^*\right|} \tag{1-82}$$

où ϕ est l'argument de E^*.

1.4.3.2.2. Etude de l'onde de cisaillement

Avec une démarche calculatoire analogue, on obtient :

$$\underline{u_S}\left(t\right) = \underline{u_{S_0}}\, e^{-\omega\frac{\underline{x}.\underline{p}.\tan\frac{\phi}{2}}{C_S}}\, e^{i\omega\left(t-\frac{\underline{x}.\underline{p}}{C_S}\right)} \tag{1-83}$$

Avec

$$C_S = \frac{1}{\cos\frac{\phi}{2}}\sqrt{\frac{1}{\left|2\left(1+\nu^*\right)\right|\rho}.\left|E^*\right|} = \frac{1}{\cos\frac{\phi}{2}}\sqrt{\frac{\left|G^*\right|}{\rho}} \tag{1-84}$$

Où C_S est la vitesse de propagation de l'onde de cisaillement dans un matériau viscoélastique linéaire isotrope de densité ρ, ϕ est l'argument de E^* et G^* est le module de cisaillement complexe.

1.4.3.2.3. Atténuation de l'onde

Dans l'expression du déplacement $\underline{u_P}$, il apparaît le terme d'atténuation $e^{-\omega\frac{\underline{x}.\underline{p}.\tan\left(\frac{\phi}{2}\right)}{C_P}}$. Ce terme 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.

2

CAMPAGNE EXPERIMENTALE ET PRESENTATION DES DISPOSITIFS DE MESURE

2.1. Matériaux et éprouvettes 75
2.1.1. Présentation des matériaux testés 75
2.1.2. Liants dans les matériaux 76
2.1.3. Fabrication et caractéristiques géométriques des éprouvettes 77
2.1.4. Pourcentages des vides des éprouvettes 78
2.2. Appareillage d'essais et mise en place des éprouvettes 79
2.2.1. Appareillage d'essais 79
2.2.2. Mise en place des éprouvettes 83
2.3. Essais de module complexe 84
2.3.1. Principe de l'essai 84
2.3.2. Procédure d'essai 85
2.3.3. Calcul des paramètres 85
2.3.4. Présentation d'un essai de module complexe 87

2.4. Essai de fatigue 96
2.4.1. Principe de l'essai 96
2.4.2. Procédure d'essai 97
2.4.3. Calcul des paramètres 97
2.4.4. Présentation des résultats d'un essai de fatigue 98
2.5. Essai de retrait thermique empêché (TSRST) 104
2.5.1. Principe de l'essai 104
2.5.2. Procédure d'essai 104
2.5.3. Paramètres des essais 104
2.5.4. Calibration des capteurs pour l'essai TSRST avec le matériau Zérodur 105
2.5.5. Présentation d'un essai de retrait thermique empêché 106
2.6. Essais de propagation d'ondes 108
2.6.1. Principe de l'essai 109
2.6.2. Procédure de l'essai 109
2.6.3. Calcul des paramètres 113
2.6.4. Présentation d'un essai de propagation d'ondes 116
2.7. Campagne d'essais réalisés 118

Dans cette thèse, sept types d'enrobés bitumineux sont étudiées (Tableau 2-1) et quatre types d'essais ont réalisé. Ce sont : l'essai de module complexe, l'essai de fatigue, l'essai de retrait thermique empêché et l'essai de propagation d'ondes.

2.1. Matériaux et éprouvettes

2.1.1. Présentation des matériaux testés

Sept formulations réparties en neuf matériaux ont été testés (Tableau 2-1). Les enrobés sont différents par le procédé de fabrication, le pourcentage de RAP, les additifs et le pourcentage d'additif utilisé. Deux types de fabrication sont étudiées : à chaud (Hot Mix –HM) qui sert de référence et tièdes (Warm Mix –WM). Trois pourcentages de RAP sont utilisés 0%, 30% et 50%. Le pourcentage de RAP est calculé comme le rapport entre la masse de RAP et celle totale de l'enrobé. Deux types d'additifs sont utilisés ETIMA (E) et ETIMA-BIO (B) avec deux pourcentages 0% et 0.4%. Le pourcentage d'additif est le rapport entre la masse d'additif et celle du bitume total (bitume de RAP + bitume neuf d'apport). Les matériaux sont nommés de façon à identifier chaque paramètre variable de l'étude. Par exemple : le matériau WM30E0.4 est un enrobé tiède (WM) contenant 30% de RAP, d'additif ETIMA (E) à 0.4%.

Ordre	M1/ M1-2	M2/ M2-2	M3	M4	M5	M6	M7
Nom de matériau	HM	HM30	WME0.4	WM30E0.4	WM30B0.4	WM50E0.4	WM50B0.4
%RAP	-	30	-	30	30	50	50
Genre d'additif	-	-	ETIMA	ETIMA	ETIMA-BIO	ETIMA	ETIMA-BIO
%Additif	-	-	0.4	0.4	0.4	0.4	0.4

Tableau 2-1. Matériaux étudiés dans la thèse

Les pourcentages de RAP (Reclaimed Asphalt Pavement) choisis sont respectivement de 30% ou 50%. Ces deux pourcentages: représentent des taux de recyclage importants par rapport à la pratique actuelle de l'industrie routière, qui peut être évaluée en moyenne proche de 20%. L'utilisation de forts taux de recyclage est limitée d'une part par l'incertitude sur les performances des matériaux obtenus et d'autre part par les moyens de production actuels des enrobés. Les taux de recyclage choisis pour l'étude, bien qu'élevés, doivent permettre d'être utilisés en pratique à moyen terme avec peu ou pas de modifications des moyens de production.

Le pourcentage de 0.4% d'additif a été fixé en accord avec les experts de l'entreprise ARKEMA. C'est un pourcentage optimum qui doit permettre d'obtenir de bonnes performances pour les matériaux de chaussée avec 30% de RAP.

Hormis les quatre paramètres variables, les enrobés bitumineux ont la même formulation. Ce sont des graves bitumes de classe 3 (GB3) et de granulométrie 0/14 [NF P 98-082]. Le pourcentage

des vides pour ce type de matériaux doit être de moins de 10% (suivant la norme [NF EN 13108-1]). Le pourcentage visé lors de la fabrication est de 7.3%.

La teneur en bitume, calculée comme le rapport entre la masse totale de bitume (bitume des RAP + bitume neuf d'apport) et la masse des agrégats est de 4.71 ppc. Le bitume d'apport choisi pour le matériau de référence (HM) est de grade 35/50 avec une pénétrabilité de 38 dmm. Les bitumes d'apport pour les autres matériaux seront composés pour que la pénétrabilité du bitume issu du mélange parfait entre le bitume d'apport et le bitume vieilli des RAP soit identique. La Figure 2-1 présente la courbe granulométrique des squelettes granulaires visée et composée.

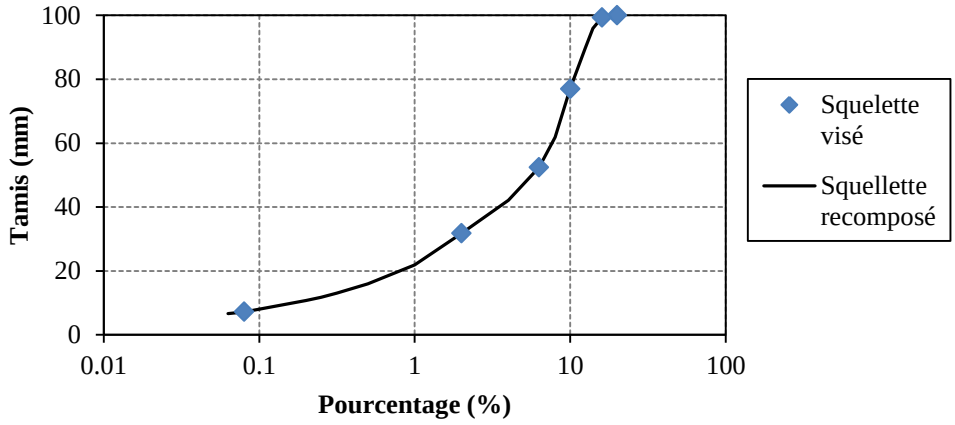


Figure 2-1. Courbe granulométrique

2.1.2. Liants dans les matériaux

Les constituants de chacun des matériaux et leur pourcentage sont présentés dans leTableau 2-2. Les pourcentages indiqués représentent la masse du constituant par rapport à la masse totale de l'enrobé.

Pour les matériaux HM et WME0.4, le bitume 35/50 utilisé a une pénétrabilité approximative de 38 dmm. Pour le matériau HM30, WM30E0.4 et WM30B0.4, le bitume d'apport est constitué d'un mélange de 40% de bitume 50/70 et 60% de bitume 70/100, afin d'obtenir un bitume de pénétrabilité 66dmm. Les RAP contiennent 4.8% d'un bitume ayant une pénétrabilité de 11dmm. En supposant un mélange idéal du bitume des RAP (32% du mélange) et du bitume vierge (68% du mélange), le bitume final aura une pénétrabilité équivalente à celle du matériau référent HM. Pour le matériau WM50E0.4 et WM50B0.4, le bitume d'apport est constitué d'un mélange de 18% de bitume 50/70 et 82% de bitume 160/220, pour obtenir un bitume de pénétrabilité 148dmm. Les RAP contiennent 4.8% d'un bitume ayant une pénétrabilité de 11dmm. En supposant un mélange idéal du bitume des RAP (53.3% du mélange) et du bitume vierge (46.7% du mélange), le bitume final aura une pénétrabilité équivalente à celle du matériau référent HM.

Constituants	HM et WME0.4 (%)	HM30, WM30E0.4 et WM30E0.4 (%)	WM50E0.4 et WM50E0.4 (%)
0/2CF Sablière Malet	29.6	19.5	12.5
2/6.3C Sablière Malet	17.7	9.9	4.5
6.3/10C Sablière Malet	24.2	16.2	10.9
10/14C Sablière Malet	22.0	20.8	20.0
Filler calcaire	2.0	0.5	
Agrégats RAP Ambromat	0.0	28.6	47.6
Teneur en bitume neuf d'apport	4.50	3.06	2.10
Bitume RAP	0.0	1.44	2.40

Tableau 2-2. Pourcentage des constituants en masse totale dans les matériaux étudiés

2.1.3. Fabrication et caractéristiques géométriques des éprouvettes

Pour chaque matériau, deux plaques sont fabriquées au compacteur à pneu type LPC par l'entreprise MALET suivant la norme [NF EN 12697-33+A1] (Figure 2-2). Leurs dimensions sont de 600mm en longueur, 400 mm en largeur, 120mm en hauteur. Pour vérifier le pourcentage des vides dans les matériaux, un tiers de la plaque est vérifié par MALET après la fabrication. Une plaque et deux tiers de plaque sont ensuite envoyées à l'ENTPE. Les éprouvettes sont carottées et découpées dans les plaques. Les éprouvettes se classent en deux catégories selon leurs dimensions. Les éprouvettes de type C dont la hauteur est approximativement de 140mm, le diamètre est approximativement de 75mm, seront utilisées pour les essais de module complexe, de fatigue et de propagation d'ondes. Les éprouvettes de type B dont la hauteur est approximativement de 225mm, le diamètre approximativement de 60mm, seront utilisées pour les essais de retrait thermique empêché.

Figure 2-2. Table de compactage LPC

Sur la Figure 2-3, le plan de sciage et de carottage est présenté, ainsi que 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).

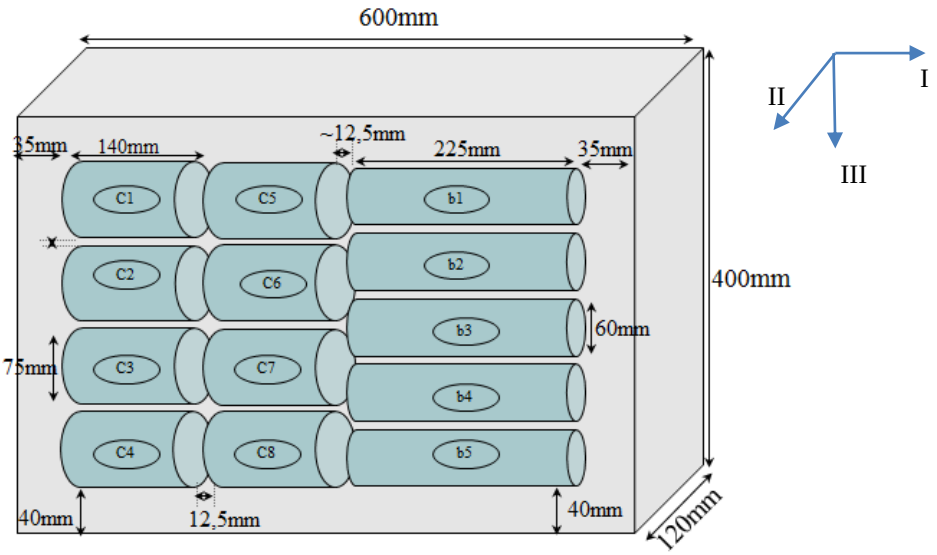


Figure 2-3. Plan de carottage des éprouvettes

2.1.4. Pourcentages des vides des éprouvettes

Après carottage et sciage, on détermine le pourcentage des vides pour chaque éprouvette par la méthode géométrique (équation (2-1))

$$\%\text{vides} = 1 - \frac{\text{MVA}}{\text{MVR}} \qquad (2\text{-}1)$$

Ici, MVR : Masse Volumique Réelle (fournie par MALET)

MVA : Masse Volumique Apparente (méthode géométrique)

On a calculé le pourcentage des vides moyen pour les éprouvettes de chacune des plaques (Figure 2-4).

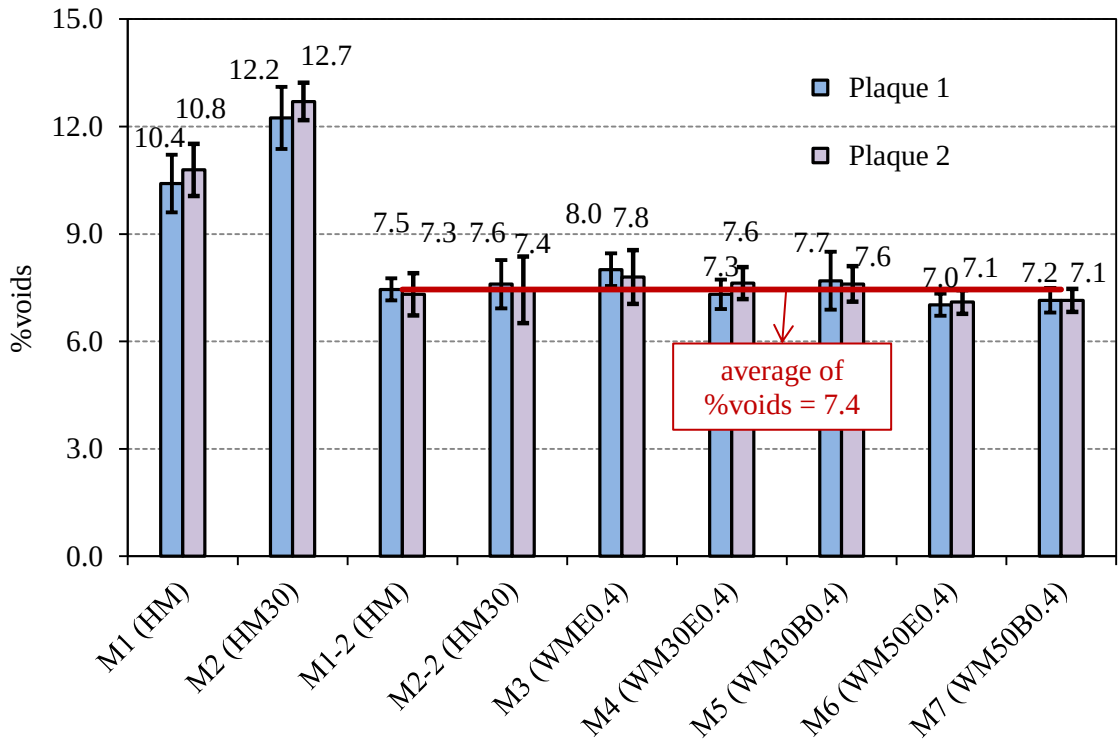


Figure 2-4. Bilan du pourcentage de vides moyens des éprouvettes dans les plaques des matériaux

2.2. Appareillage d'essais et mise en place des éprouvettes

2.2.1. Appareillage d'essais

2.2.1.1. Presse hydraulique

L'application des sollicitations mécaniques nécessite l'utilisation d'une presse. La presse INSTRON installée au LGCB à l'ENTPE a été utilisée. C'est une presse de type 1273 de INSTRON avec une électronique INSTRON 8800 permettant le pilotage et l'acquisition des données. La capacité de la presse est de 250kN (Figure 2-5).

Figure 2-5. Vue générale de la presse hydraulique équipée de l'enceinte thermique

2.2.1.2. Enceinte thermique

Une enceinte thermique est utilisée pour réguler la température lors des essais. La gamme de température est de -35°C à 80°C. La température est répartie de façon homogène autour de l'éprouvette au moyen d'un ventilateur. La régulation de la température se fait à l'aide d'une sonde thermique mesurant la température de l'air dans l'enceinte.

2.2.1.3. Système de mesure des déplacements et de la température

Le dispositif de mesure des déplacements est présenté au complet dans la Figure 2-7. Il permet d'accéder aux déformations dans la partie centrale de l'éprouvette. Les mesures réalisées sont les suivantes :

- La déformation axiale est mesurée à l'aide de 3 extensomètres placés à 120° autour de l'éprouvette. La déformation axiale est calculée comme étant la moyenne des déformations mesurées par ces 3 extensomètres. La plage de mesure des extensomètres est de ±1 mm sur une longueur entre couteau choisi égale à 75mm pour les essais de module complexe et de fatigue ou 137.5mm pour les essais de retrait thermique empêché (TSRST).

Figure 2-6. Extensomètre de mesure des déplacements axiaux

- Les déplacements radiaux sont mesurés à l'aide de quatre capteurs sans contact ayant une étendue de mesure de 500µm. Ces capteurs sont placés à mi-hauteur de l'éprouvette et sont disposés par paire, diamétralement opposés. Chaque capteur vise une cible en papier aluminium collée sur l'éprouvette.

- La sonde de température de l'enceinte thermique donne la température ambiante, et sert à la régulation lors des essais. En outre, la température de l'éprouvette est mesurée à la surface par une sonde PT100.

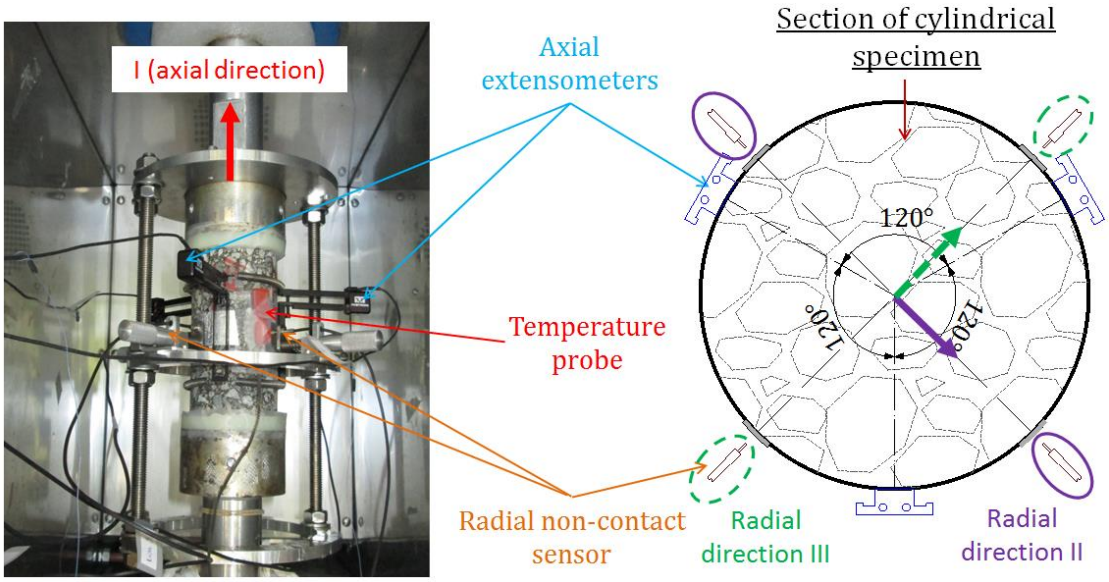


Figure 2-7. Dispositif expérimental de mesures des déformations l'éprouvette (avec les extensomètres, les capteurs sans contact et la sonde de température)

2.2.1.4. Traitement des données

Le système d'acquisition et le logiciel WaveMatrix permettent l'enregistrement des mesures présentées ci-dessus, avec une fréquence d'acquisition réglable (maximum 5kHz) selon l'essai réalisé :

- Le temps.
- La force (F) exercée sur l'éprouvette, qui permet de calculer la contrainte axiale σ_I dans le matériau (rapport entre la force mesurée et la section de l'éprouvette de diamètre D) selon l'équation:

$$\sigma_I = \frac{F}{\pi\left(\frac{D}{2}\right)^2} \tag{2-2}$$

- Le déplacement du piston de la presse
- La déformation axiale ε_{axi} des 3 extensomètres placés à 120° : ε_{axi} (i=1 à 3)
- La déformation axiale moyenne suivant l'axe I calculée selon l'équation:

$$\varepsilon_I = \frac{\varepsilon_{ax1} + \varepsilon_{ax2} + \varepsilon_{ax3}}{3} \tag{2-3}$$

- La déformation radiale qui est obtenue dans 2 directions II et III à l'aide des mesures de déplacement des 4 capteurs radiaux (Figure 2-8) : d_{ri} (i=1 à 4)

$$\varepsilon_{II} = \frac{d_{r1} + d_{r2}}{D} \tag{2-4}$$

$$\varepsilon_{III} = \frac{d_{r3} + d_{r4}}{D} \tag{2-5}$$

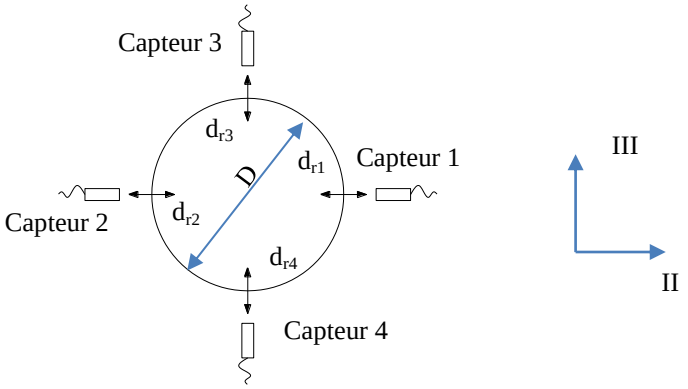


Figure 2-8. Mesures des déplacements par les 4 capteurs radiaux

- La température de surface de l'éprouvette

2.2.2. Mise en place des éprouvettes

2.2.2.1. Collage de l'éprouvette

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

L'éprouvette est collée au premier casque avec une colle bicomposante (mélange à parts égales de Araldite 2012/A et Araldite 2012/B). Au cours de cette étape et en attendant le durcissement de la colle l'éprouvette est maintenue en place grâce à un système assurant son centrage et sa verticalité.

Figure 2-9. Système de fixation et collage de l'éprouvette au premier casque

Une fois la colle durcie, l'éprouvette est collée au deuxième casque directement sur la presse. Une légère force de compression (0.03kN) est appliquée durant le durcissement de la colle qui se fait à température ambiante.

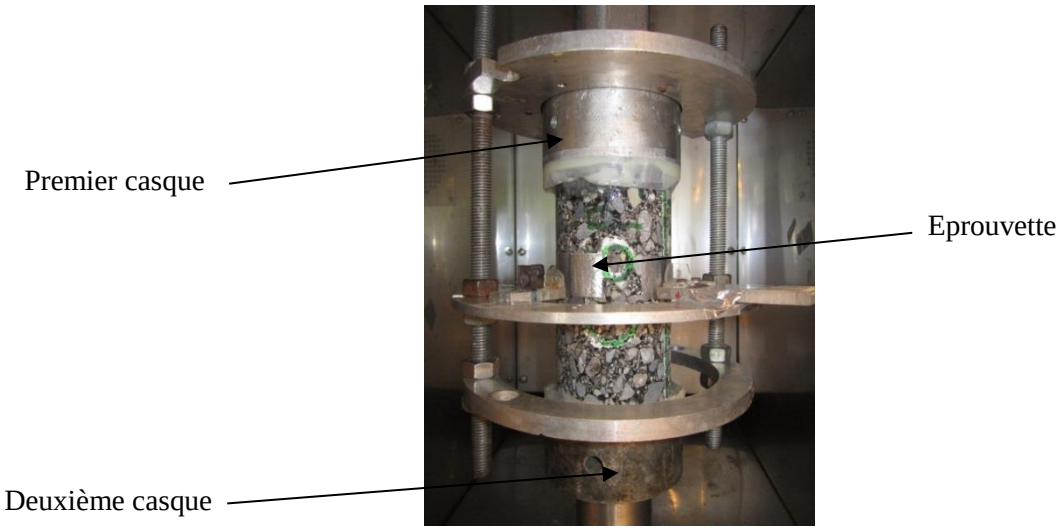


Figure 2-10. Collage de l'éprouvette sur le deuxième casque à l'aide la presse

2.2.2.2. Mise en température

Après l'installation de l'éprouvette et du système de mesure, l'enceinte thermique est mise en marche pour atteindre la température de début de l'essai. La mise en température dure 4 heures avant de lancer l'essai.

2.3. Essais de module complexe

2.3.1. Principe de l'essai

Si on applique à un matériau viscoélastique linéaire une sollicitation en déformation sinusoïdale dans une direction I quelconque $\varepsilon_I(t) = \varepsilon_{0I}.\sin(\omega t)$, alors la réponse en contrainte dans cette direction est sinusoïdale en régime établi de la forme $\sigma_1(t) = \sigma_{01}.\sin(\omega t + \varphi_E)$. La réponse en déformation radiale dans la direction radiale II (III) est établie de la forme $\varepsilon_{II\,(III)}(t) = \varepsilon_{0II\,(III)}.\sin(\omega t+\pi+\varphi_{vII\,(III)})$ (Figure 2-11).

Où :

ε_{0I} est l'amplitude de la déformation axiale

σ_{0I} est l'amplitude de la contrainte axiale

$\omega = 2\pi f$ où f est la fréquence de sollicitation

$\varepsilon_{0II\,(III)}$ est l'amplitude de la déformation radiale dans la direction radiale II (III)

φ_E est le déphasage entre la déformation et la contrainte de la direction I,

$\varphi_{vII(III)}$ est le déphasage entre la déformation de la direction I et celle de la direction II (III))

Il est alors possible de déterminer les paramètres E*, ν^*_{II-I} et ν^*_{III-I} qui permettent de caractériser le comportement viscoélastique linéaire du matériau (voir équations (1-11) et (1-12)).

Effectuer des sollicitations à différentes fréquences et différentes températures, permet de caractériser le comportement visco-élastique linéaire des matériaux bitumineux sur une large gamme. Cela constitue l'objet des essais de module complexe qui seront réalisés durant la thèse.

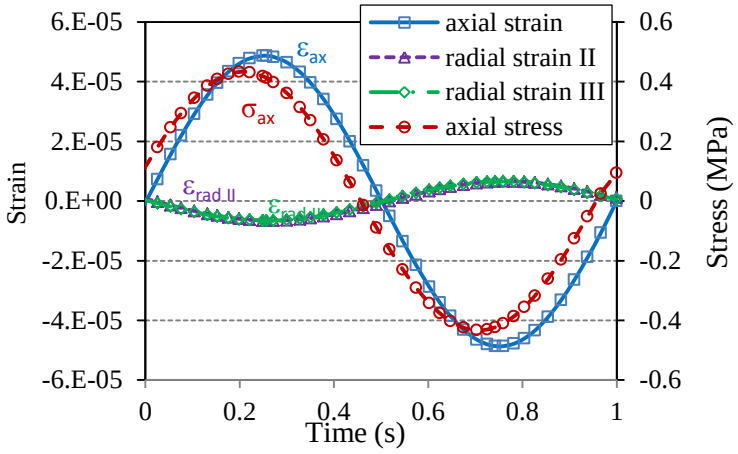


Figure 2-11. Déformation axiale 1, déformations radiales 2(3) et contrainte axiale 1 (dans l'essai de module complexe ou l'essai de fatigue)

2.3.2. *Procédure d'essai*

L'essai de module complexe consiste à appliquer des sollicitations sinusoïdales à l'éprouvette à différentes fréquences et à différentes températures. L'essai est réalisé sur une large gamme de températures (de -25°C à 45°C). L'ordre d'application des températures est le suivant : 15°C ; -25°C; -15°C; -5°C; 5°C; 15°C; 25°C; 35°C; 45°C; 15°C. Les trois passages à 15°C permettent de vérifier que l'éprouvette ne s'endommage pas au cours de l'essai. Il convient de noter que ces valeurs sont des températures visées, qui peuvent légèrement varier en fonction de la régulation de l'enceinte.

A chaque température, le module complexe est mesuré sur une gamme de fréquences allant de 0.03Hz à 10Hz. A chaque fréquence, un nombre de cycles limité est effectué (Tableau 2-3). Un temps de repos (environ 5 minutes) est appliqué à chaque changement de fréquence.

Fréquence (Hz)	*Nombre de cycles appliqués*
0.03	8
0.1	12
0.3	16
1	30
3	40
10	50

Tableau 2-3. Nombre de cycles appliqués à chaque fréquence

L'amplitude de la déformation verticale appliquée est d'environ 50µdef ce qui permet de s'assurer que le matériau reste dans le domaine linéaire de comportement, comme les études précédentes l'ont montrées.

2.3.3. *Calcul des paramètres*

Lors de l'acquisition, la fréquence d'échantillonnage est déterminée en fonction de la fréquence de sollicitation afin d'obtenir 250 points par cycle. Les cycles sont ensuite traités deux par

deux. Le choix de deux cycles permet un calcul plus précis de l'amplitude et du déphasage des signaux. Chaque signal est ensuite approché par une fonction sinusoïdale caractérisée par son amplitude et son déphasage :

- Signal de contrainte :

σ_{IA}, $\varphi_{\sigma I}$ (l'amplitude, l'angle de phase)

- Signal de déformation :

ε_{IA}, $\varphi_{\varepsilon I}$ (l'amplitude, l'angle de phase pour la déformation axiale dans la direction I)

ε_{iA}, $\varphi_{\varepsilon i}$ (l'amplitude, l'angle de phase pour les deux déformations radiales dans deux directions radiales II et III : i = II ou III)

A partir de ces résultats, nous calculons les caractéristiques mécaniques en supposant le matériau linéaire ce qui n'est vrai qu'en première approximation.

|E*| est la norme du module complexe dans la direction I. Elle est calculée à partir de l'amplitude de la contrainte et l'amplitude de la déformation axiale par l'équation suivante:

$$|E^*| = \frac{\sigma_{IA}}{\varepsilon_{IA}} \tag{2-6}$$

L'angle de phase du module complexe φ_E est le déphasage entre le signal de contrainte et celui de la déformation moyenne des trois mesures axiales.

Les composantes réelles E_1 et imaginaire E_2 du module complexe sont calculées à partir des équations (2-7) et (2-8) :

$$E_1 = |E^*|.\cos\varphi_E \tag{2-7}$$

$$E_2 = |E^*|.\sin\varphi_E \tag{2-8}$$

$|\nu^*_{II-I}|$ et $|\nu^*_{III-I}|$ sont les normes du coefficient de Poisson complexe dans les deux directions radiales II et III. Elles sont calculées à partir de l'amplitude des déformations radiales et l'amplitude de la déformation axiale par les équations suivantes :

$$|\nu^*_{II-I}| = \frac{\varepsilon_{IIA}}{\varepsilon_{IA}} \tag{2-9}$$

$$|\nu^*_{III-I}| = \frac{\varepsilon_{IIA}}{\varepsilon_{IA}} \tag{2-10}$$

L'angle de phase des coefficients de Poisson complexe $\varphi_{\nu II-I}$ et $\varphi_{\nu III-I}$ sont les déphasages entre le signal de la déformation axiale dans la direction I et ceux des déformations radiales dans les directions II et III.

Les composantes réelles $\nu_{(1)}$ et imaginaires $\nu_{(2)}$ des coefficients de Poisson complexe sont calculées à partir des équations suivantes :

$$\nu_{II\text{-}I\ (1)}=|\nu^*_{II\text{-}I}|.\cos\varphi_{\nu II\text{-}I} \quad (2\text{-}11)$$

$$\nu_{II\text{-}I\ (2)}=|\nu^*_{II\text{-}I}|.\sin\varphi_{\nu II\text{-}I} \quad (2\text{-}12)$$

$$\nu_{III\text{-}I\ (1)}=|\nu^*_{III\text{-}I}|.\cos\varphi_{\nu III\text{-}I} \quad (2\text{-}13)$$

$$\nu_{III\text{-}I\ (2)}=|\nu^*_{III\text{-}I}|.\sin\varphi_{\nu III\text{-}I} \quad (2\text{-}14)$$

2.3.4. Présentation d'un essai de module complexe

Les essais de module complexe ont été réalisés à 6 fréquences (0.03Hz ; 0.1Hz ; 0.3Hz ; 1Hz ; 3Hz : 10Hz) et 10 températures (de -25°C à 45°C : 15°C(1) ; -25°C ; -15°C ; -5°C ; 5°C ; 15°C(2) ; 25°C ; 35°C ; 45°C ; 15°C(3)) afin de déterminer les propriétés viscoélastiques des matériaux testés sur la plus large gamme possible (Figure 2-12). L'amplitude de la déformation axiale pendant le chargement cyclique était de 50 µm/m. Le nombre de cycles de chargement varie de 8 cycles à 0.03Hz jusqu'à 50 cycles à 10 Hz (8 cycles à 0.03Hz, 12 cycles à 0.1 Hz, 16 cycles à 0.3 Hz, 30 cycles à 1 Hz, 40 cycles à 3 Hz, 50 cycles à 10Hz). Une période de 300 secondes de repos a été appliquée entre deux périodes successives cycliques de chargement (c'est à dire, entre chaque changement de fréquence) (Figure 2-12 ; Tableau 2-4). Pour chaque température, la durée d'un essai représente alors 38 minutes environ. Une période de conditionnement de 4 heures et 22 minutes environ a également été ajoutée lorsque la température est modifiée pour assurer une température homogène à l'intérieur de l'échantillon. Pendant cette période, la charge appliquée sur l'échantillon est égal à 0.

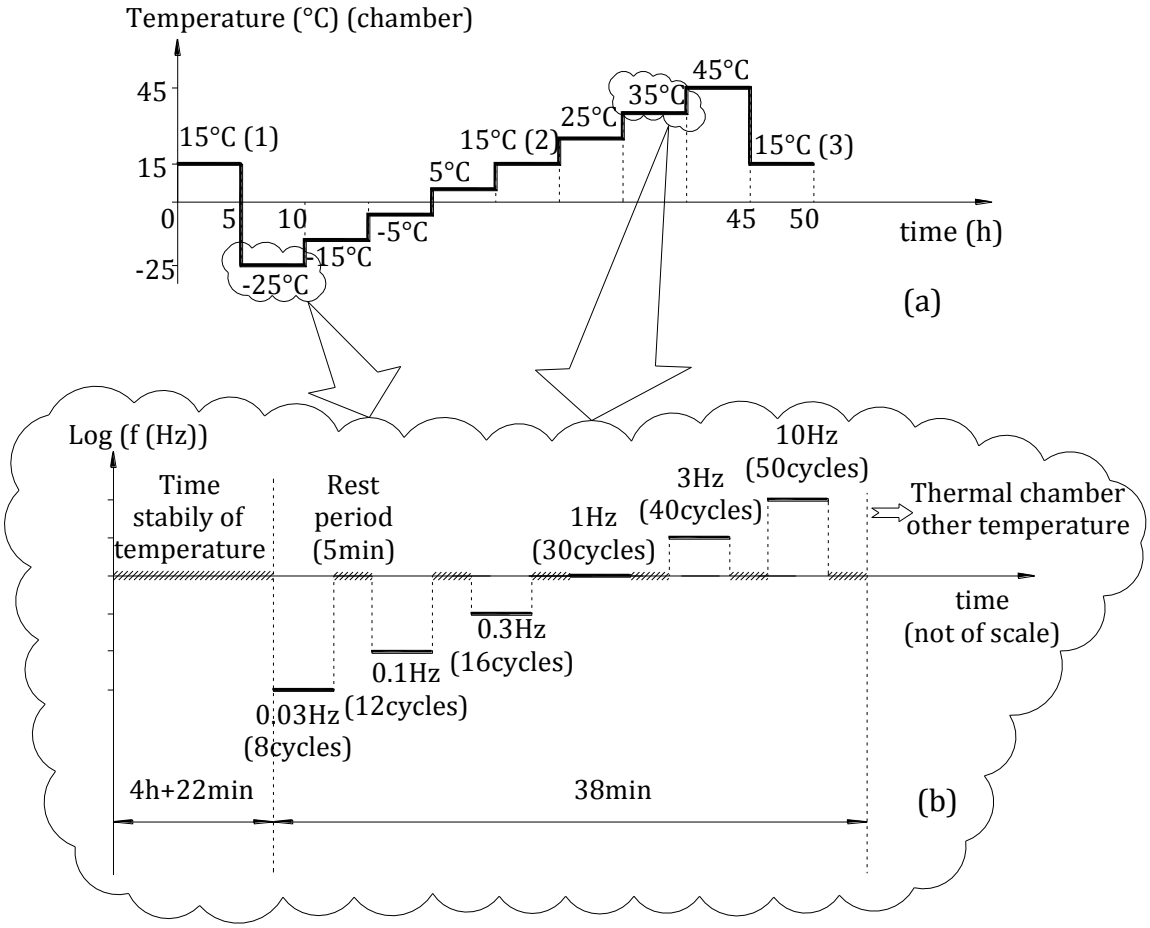


Figure 2-12. Chronologie de chaque essai (a) et chronologie de chaque température (b)

Fréquence (Hz)	0.03	0.1	0.3	1	3	10
Nombre de cycles	8	12	16	30	40	50
Cycles analysés	2-7	2-11	2-15	2-29	2-39	10-49

Tableau 2-4. Fréquences et nombre de cycles pour chaque température testée

Dans cette section, on présente l'exemple de résultats d'essai de module complexe avec mesure du coefficient de Poisson complexe sur l'éprouvette C3P2M5.

2.3.4.1. Courbes isothermes et isochrones

Les courbes isothermes et isochrones de la norme du module complexe en fonction de la fréquence et de la température sont présentées dans les Figures 2-13 et 2-14.

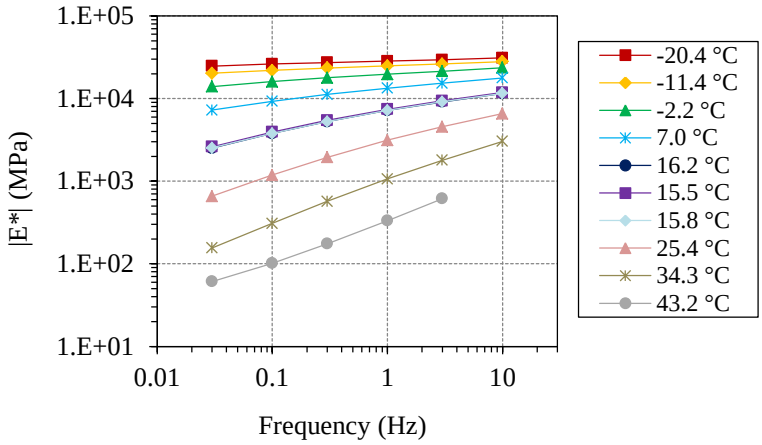


Figure 2-13. Norme du module complexe en fonction de la fréquence (Courbes isothermes) (essai C3P2M5)

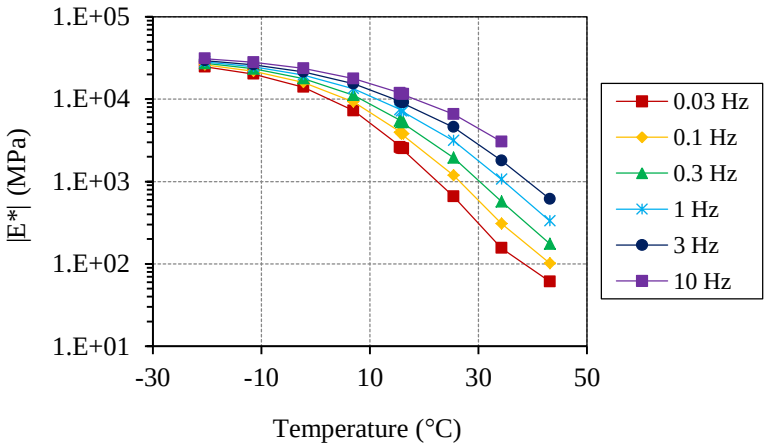


Figure 2-14. Norme du module complexe en fonction de la température (Courbes isochrones) (essai C3P2M5)

Nous pouvons observer des résultats classiques, à savoir que la norme du module complexe n'est pas constante. Elle diminue lorsque la température augmente, et augmente lorsque la fréquence augmente.

Les Figures 2-15, 2-16, 2-17 et 2-18 présentent respectivement les courbes isothermes et isochrones de la norme des coefficients de Poisson complexes dans les deux directions II et III en fonction de la fréquence et de la température.

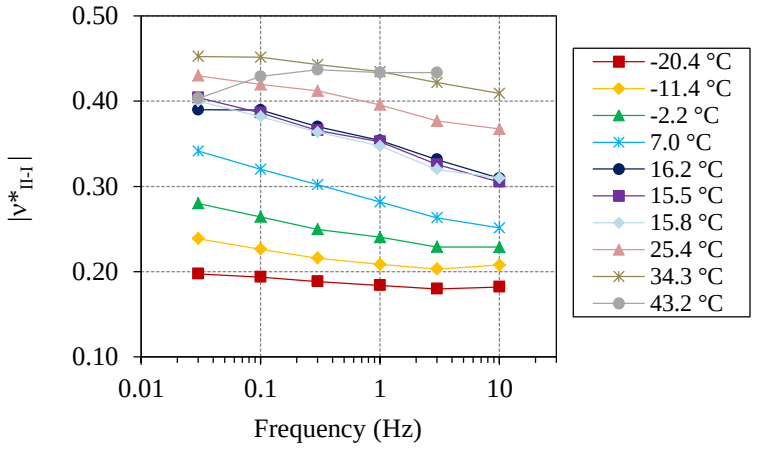


Figure 2-15. Norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction II en fonction de la fréquence (Courbes isothermes) (essai C3P2M5)

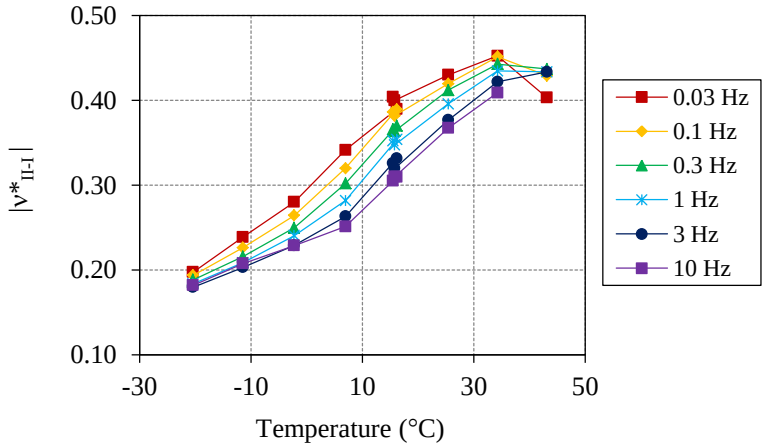


Figure 2-16. Norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction II en fonction de la température (Courbes isochrones) (essai C3P2M5)

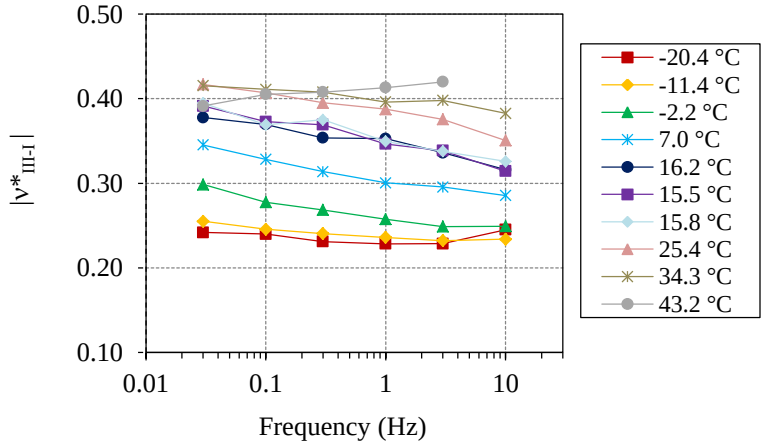


Figure 2-17. Norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction III en fonction de la fréquence (Courbes isothermes) (essai C3P2M5)

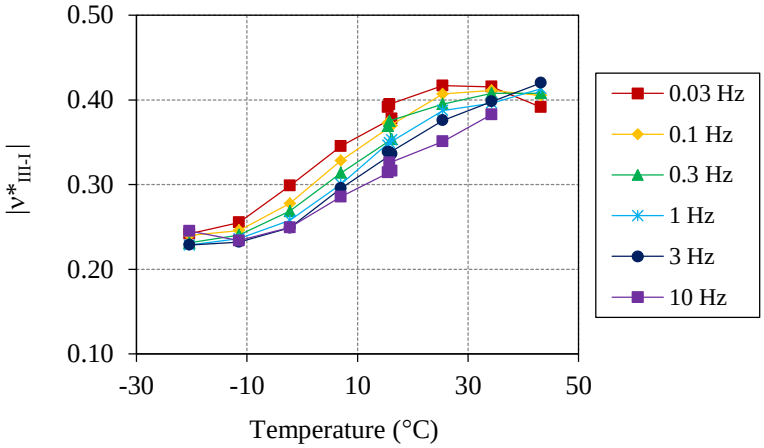


Figure 2-18. Norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction III en fonction de la température (Courbes isochrones) (essai C3P2M5)

Comme pour le module complexe, la norme du coefficient de Poisson complexe évolue en fonction de la fréquence et de la température. Les valeurs dans la direction II et dans la direction III sont relativement proches.

2.3.4.2. Courbes dans le plan Cole-Cole et dans l'espace Black

Les courbes du module complexe dans le plan Cole-Cole et dans l'espace de Black sont présentées dans les Figures 2-19 et 2-20 respectivement.

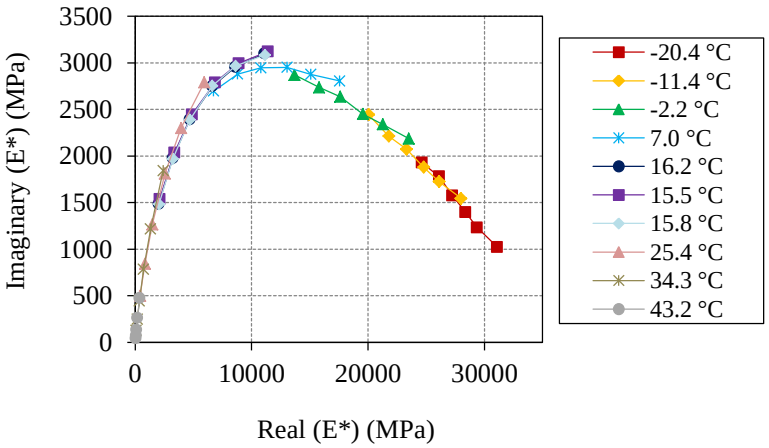


Figure 2-19. Module complexe dans le plan de Cole-Cole (essai C3P2M5)

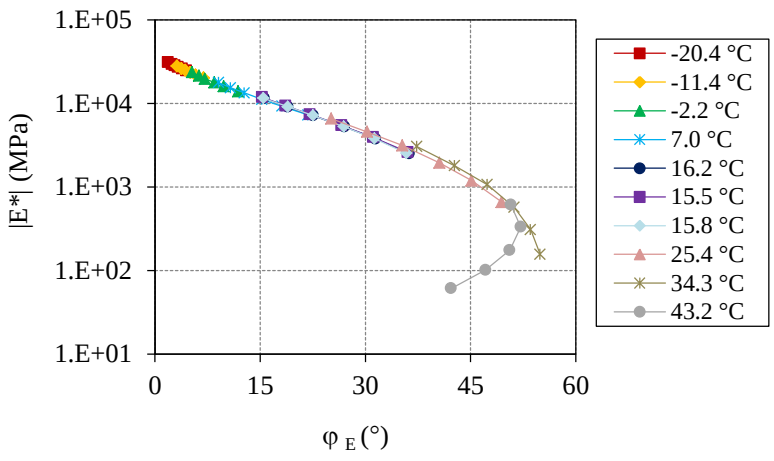


Figure 2-20. Module complexe dans l'espace de Black (essai C3P2M5)

Les résultats du coefficient de Poisson dans les deux directions II et III dans le plan Cole-Cole et dans l'espace de Black sont présentées dans les Figures 2-21, 2-22, 2-23 et 2-24 respectivement.

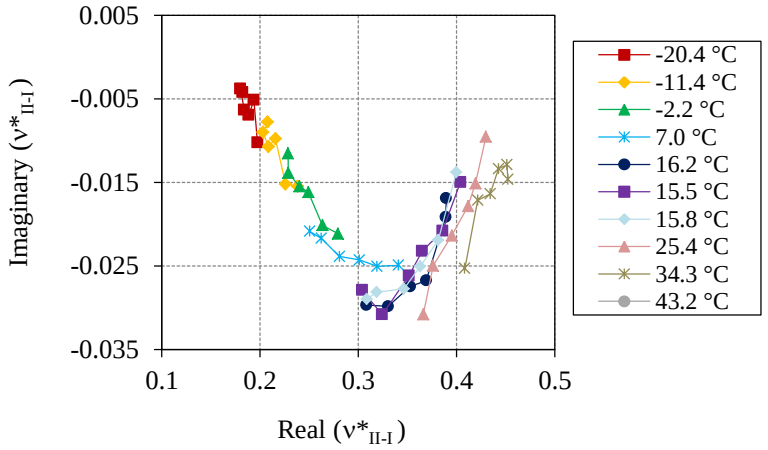


Figure 2-21. Coefficient de Poisson complexe dans la direction II dans le plan de Cole-Cole (essai C3P2M5)

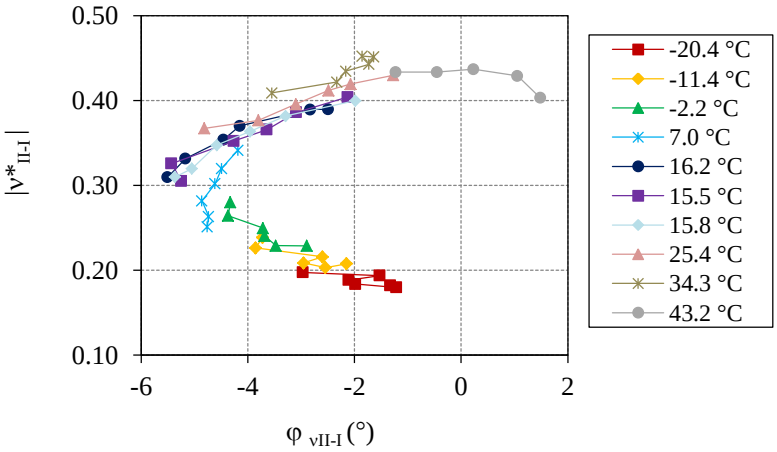


Figure 2-22. Coefficient de Poisson complexe dans la direction II dans l'espace de Black (essai C3P2M5)

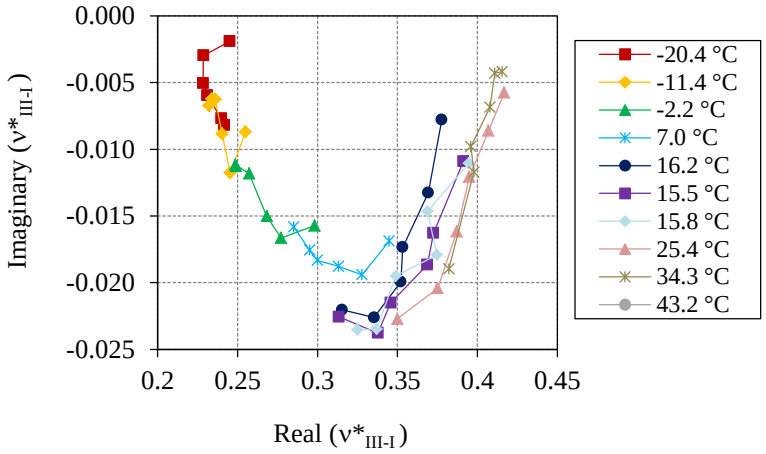


Figure 2-23. Coefficient de Poisson complexe dans la direction III dans le plan de Cole-Cole (essai C3P2M5)

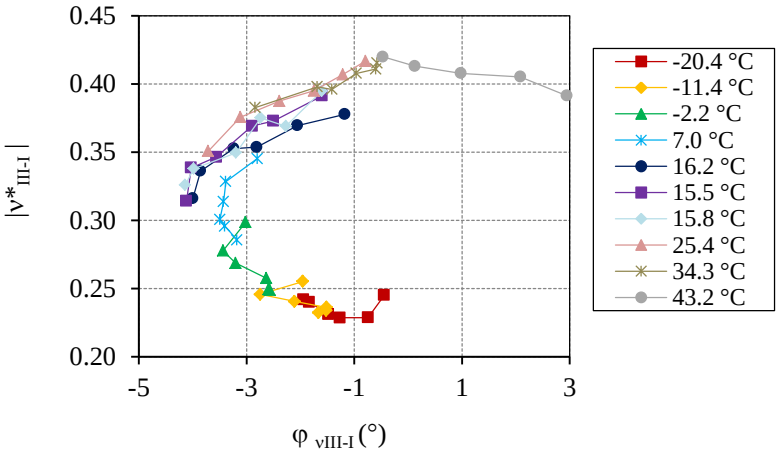


Figure 2-24. Coefficient de Poisson complexe dans la direction III dans l'espace de Black (essai C3P2M5)

Les courbes obtenues dans le plan de Cole-Cole et dans l'espace de Black sont caractéristiques de l'enrobé étudié. Lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence temps-température les points expérimentaux permettent de définir une courbe unique, caractéristique du matériau testé. Dans le cas de ce matériau, le principe d'équivalence temps-température est donc respecté, à la fois pour le module complexe (ce qui est classique) et pour les coefficients de Poisson complexes. Cette dernière observation permet d'étendre le principe d'équivalence temps-température, généralement observé en 1D au comportement 3D du matériau.

2.3.4.3. Courbes maîtresses

L'utilisation du principe d'équivalence temps (ou fréquence)-température permet de construire une courbe unique (log|E*|, log(f)) pour une température de référence (T_R) choisie arbitrairement. Cette courbe est obtenue par translation parallèle à l'axe des fréquences de chaque isotherme grâce aux coefficients de translation a_T. Les courbes isothermes translatées doivent se superposer et former une courbe unique (courbe maîtresse) avec les valeurs correspondant à la température de référence

(Figure 2-26). La courbe maîtresse de la norme du module complexe permet d'obtenir des valeurs de module pour des fréquences inaccessibles par l'expérimentation. Dans la Figure 2-26, elle est tracée pour la température T_R de 15°C.

La formule de Williams, Landel et Ferry (appelée loi WLF) est donnée par l'équation :

$$\log(a_T, T_R) = \frac{-C_1(T-T_R)}{C_2+T-T_R} \qquad (2\text{-}15)$$

On utilise les paramètres C_1=27 et C_2=193 pour tracer la courbe des coefficients de translation a_T en fonction de la température (équation (2-15)), comme illustré sur la Figure 2-25.

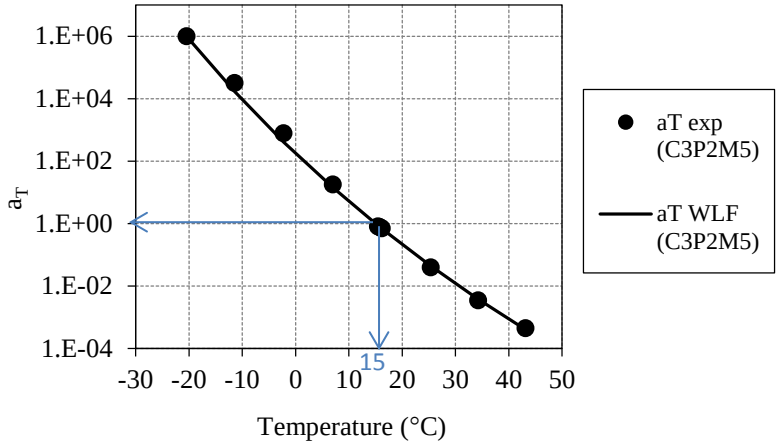


Figure 2-25. Coefficients de translation a_T (expérimental et loi de WLF de l'essai C3P2M5)

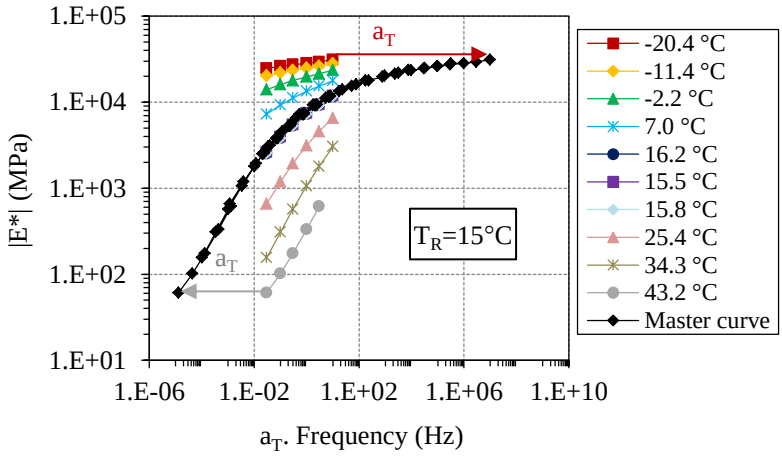


Figure 2-26. Courbe maîtresse de la norme du module complexe à T_R = 15°C (essai C3P2M5)

La construction de la courbe maîtresse de l'angle de phase est effectuée de la même façon en utilisant la méthode de translation et en utilisant les mêmes coefficients de translation a_T (Figure 2-27).

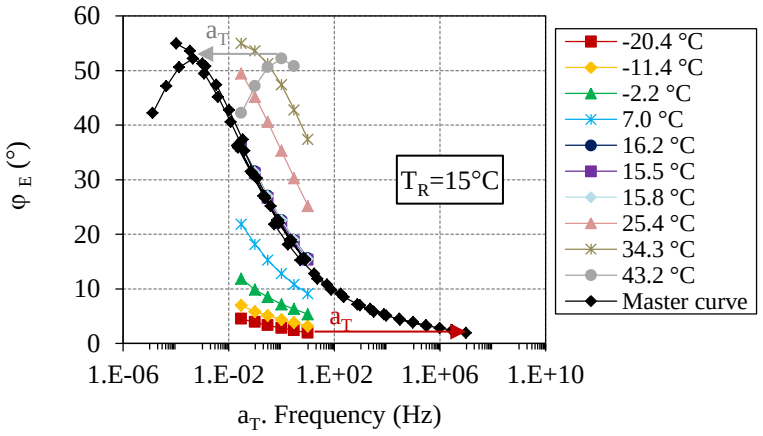


Figure 2-27. Courbe maîtresse de l'angle de phase du module complexe à T_R = 15°C (essai C3P2M5)

Les courbes maîtresses des coefficients Poisson sont obtenues de la même façon et en utilisant le même coefficient de translation a_T. Les résultats sont présentés dans les Figures 2-28, 2-29, 2-30 et 2-31.

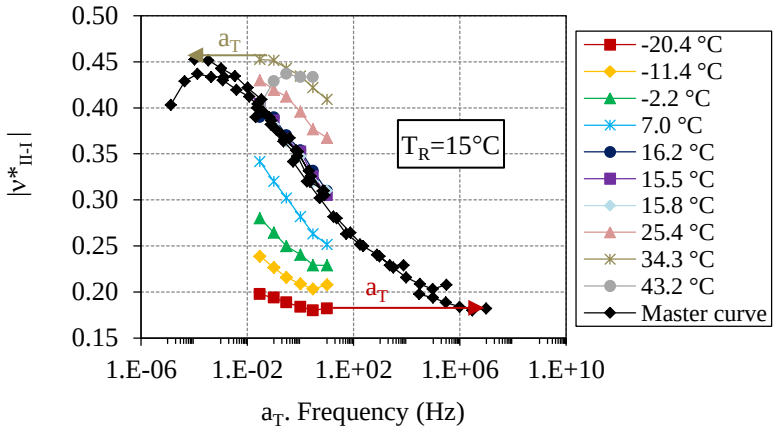


Figure 2-28. Courbe maîtresse de la norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction II à T_R = 15°C (essai C3P2M5)

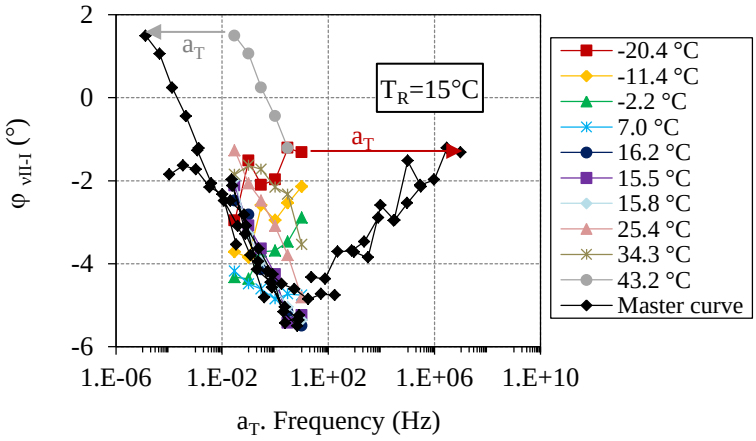


Figure 2-29. Courbe maîtresse de l'angle de phase du coefficient de Poisson complexe dans la direction II à T_R = 15°C (essai C3P2M5)

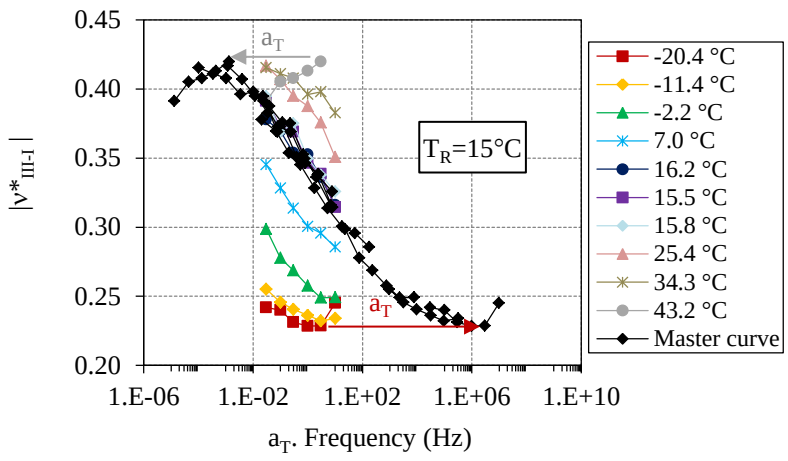


Figure 2-30. Courbe maîtresse de la norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction III à T_R = 15°C (essai C3P2M5)

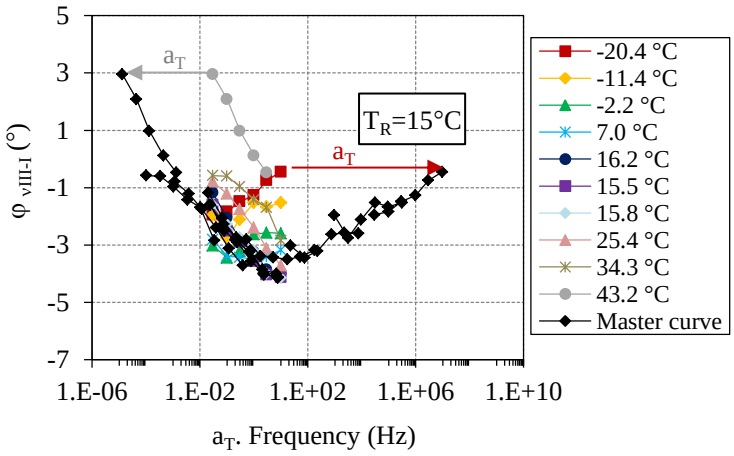


Figure 2-31. Courbe maîtresse de l'angle de phase du coefficient de Poisson complexe dans la direction III à T_R = 15°C (essai C3P2M5)

On remarque que l'angle de phase du coefficient de Poisson varie peu et reste dans l'intervalle [-5° ; 3°], donc proche de 0. Les valeurs positives sont attribuées à des incertitudes de mesure (à haute fréquence et/ou à haute température). Ainsi, les valeurs négatives de l'angle de phase montrent que la déformation radiale est légèrement en retard par rapport à la déformation axiale.

2.4. Essai de fatigue

2.4.1. Principe de l'essai

On applique à l'éprouvette un grand nombre de sollicitations sinusoïdales répétées (en pratique $N > 10^4$) jusqu'à la rupture de l'éprouvette. L'amplitude des sollicitations est inférieure à celle conduisant à la rupture au premier chargement. On note le nombre de cycles entraînant la rupture de l'éprouvette, on l'appelle la durée de vie de l'éprouvette pour chaque essai. La courbe représentant la

durée de vie de l'éprouvette, en fonction de l'amplitude de la sollicitation appliquée est appelée courbe de Wöhler du matériau. Grâce à cette courbe, on peut déterminer l'amplitude de déformation appliquée correspondant à la rupture de l'éprouvette à un million de cycles.

2.4.2. Procédure d'essai

L'essai de fatigue consiste à solliciter l'éprouvette à une température fixée (10°C) et une fréquence fixée (10Hz). L'essai de fatigue est également réalisé en mode de déformation. Pour caractériser un matériau, on réalise au minimum quatre essais à différentes amplitudes de déformation.

Lors de l'acquisition, la fréquence d'échantillonnage est déterminée en fonction de la fréquence de sollicitation afin d'obtenir 250 points par cycle. Chaque acquisition consiste à enregistrer deux cycles consécutifs échantillonnés sur 500 points. Le choix de deux cycles permet un calcul plus précis de l'amplitude et du déphasage du signal.

Afin d'observer au mieux les variations du module complexe au cours de l'essai, la durée entre l'acquisition des cycles (qui est fixée avant l'essai) varie au cours de l'essai comme indiqué dans le Tableau 2-5.

Numéro de cycles	Fréquence d'acquisition	Nombre de points de mesure
Du cycle 1 à 1000	Tous les cycles	500
Du cycle 1000 à 10000	Une mesure tous les 20 cycles	450
Du cycle 10000 à 100000	Une mesure tous les 200 cycles	450
Du cycle 100000 à 1000000	Une mesure tous les 2000 cycles	450
Du cycle 1000000	Une mesure tous les 5000 cycles	

Tableau 2-5. Nombre points de mesure et fréquence d'acquisition correspond aux numéros de cycles

2.4.3. Calcul des paramètres

Les signaux sont ensuite traités afin d'obtenir l'évolution des paramètres suivants en fonction du nombre de cycles appliqués :

- Signal de contrainte :

σ_{IA}, σ_{I0}, $\varphi_{\sigma I}$ (l'amplitude, la valeur moyenne, l'angle de phase)

- Signaux de déformation axiale :

ε_{iAax}, ε_{i0ax}, $\varphi_{\varepsilon iax}$ (l'amplitude, la valeur moyenne, l'angle de phase pour les trois déformations axiales : i=1,2 ou 3)

ε_{IA}, ε_{I0}, $\varphi_{\varepsilon I}$ (l'amplitude, la valeur moyenne, l'angle de phase pour la déformation moyenne qui correspond à la moyenne calculée des trois mesures axiales précédentes)

- Signaux de déformation radiale :

ε_{jA}, ε_{j0}, $\varphi_{\varepsilon j}$ (l'amplitude, la valeur moyenne, l'angle de phase pour les deux déformations radiales moyenne qui correspond à la moyenne calculée des quatre mesures radiales précédentes par paire diamétralement 1,2 ou 3,4 : j=II ou III)

ε_{vol} (la valeur moyenne de la déformation volumique qui est la somme des valeurs moyennes des deux déformations radiales dans la direction II et III : $\varepsilon_{vol} = \varepsilon_{II0} + \varepsilon_{III0}$)

A partir de ces résultats, nous calculons les caractéristiques mécaniques suivantes afin d'obtenir leur évolution en fonction du nombre de cycles appliqués :

- Module complexe :

norme $|E^*|$, angle de phase φ_E, partie réelle E1 et partie imaginaire E2 (calculée comme pour l'essai de module complexe)

- Coefficients de Poisson complexe dans les directions II et III :

normes $|\nu^*_{II-I}|$ et $|\nu^*_{III-I}|$, angles de phase $\varphi_{\nu II-I}$ et $\varphi_{\nu III-I}$

- L'énergie dissipée par cycle de chargement sinusoïdal, calculée pour le signal de la déformation axiale moyenne à partir de l'équation:

$$W_d = \pi.\varepsilon_{AI}.\sigma_{AI}.\sin\varphi_E \qquad (2\text{-}16)$$

2.4.4. Présentation des résultats d'un essai de fatigue

On présente dans ce paragraphe les résultats obtenus pour un essai de fatigue C7P2M5 qui est réalisé à l'amplitude de déformation moyenne de 84µdef, à température de 10°C et à la fréquence de 10Hz.

2.4.4.1. Evolution du module complexe et du coefficient de Poisson complexe

Les évolutions de la norme et de l'angle de phase du module complexe en fonction de nombre de cycles sont présentées dans la Figure 2-32. Sur cette figure, nous distinguons trois phases dans l'évolution du module complexe :

- Phase I (phase d'adaptation) : La décroissance de $|E^*|$ et la croissance de φ_E sont rapides. Lors de cette phase, les phénomènes prépondérants sont l'échauffement et d'autres phénomènes qui s'assimilent à une élévation de température telle que la thixotropie [Tapsoba 2012].

- Phase II (phase quasi-stationnaire) : La norme du module complexe décroit lentement et assez linéairement, tandis que son angle de phase croit légèrement et aussi linéairement. Il y a une lente évolution du dommage [Baaj 2002].

- Phase III (phase de rupture) : C'est la phase où se produit la macro-fissuration entrainant la ruine de l'éprouvette. A partir de cette phase, l'essai ne peut plus être considéré comme homogène, les évolutions de $|E^*|$ et φ_E ne sont plus interprétables. Pour cet essai, on note tout de même que $|E^*|$ et φ_E décroissent rapidement [Baaj 2002].

Différents critères de rupture donnant le passage de la phase II à la phase III sont introduits dans la partie 4.1.2.

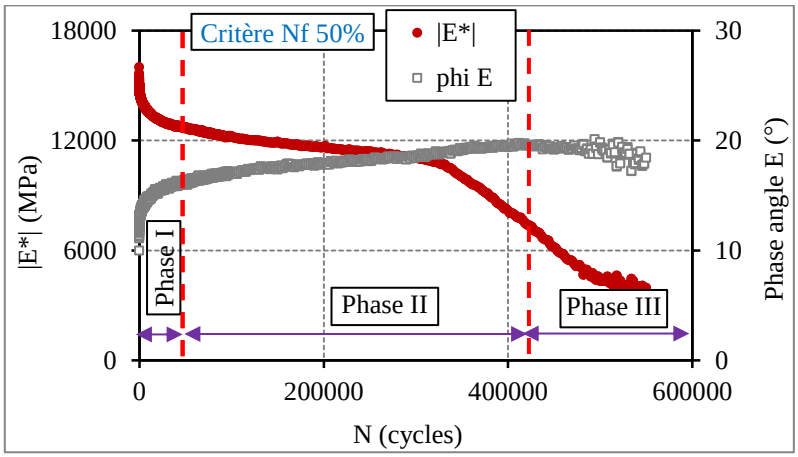


Figure 2-32. Evolution de la norme du module complexe et de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

On présente les courbes des coefficients de Poisson complexe dans deux directions radiales II et III dans la Figure 2-33. Trois phases sont également observées sur ces courbes. Le coefficient de Poisson est quasiment constant dans la phase I. Dans la phase II, il décroit très lentement. Dans la phase III, on observe une décroissance rapide.

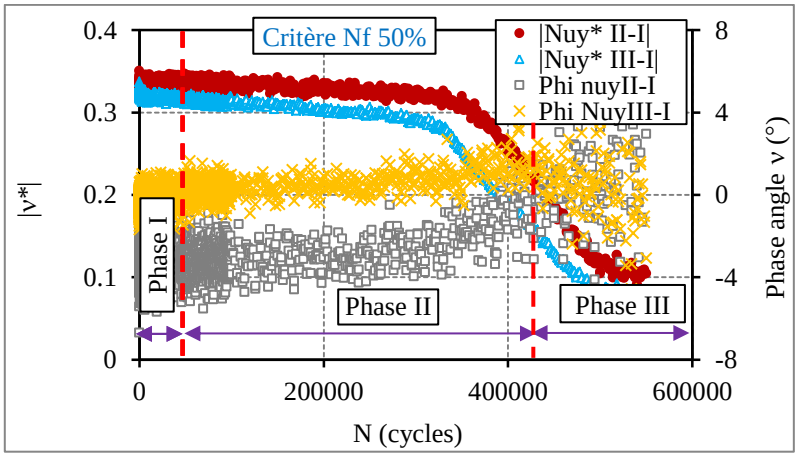


Figure 2-33. Evolution de la norme et de l'angle de phase des coefficients de Poisson dans les deux directions radiales II et III en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

2.4.4.2. Evolution des déformations

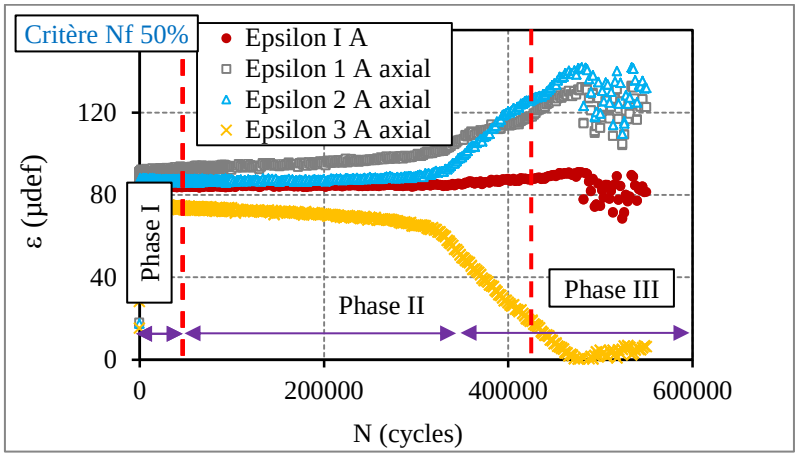


Figure 2-34. Evolution de l'amplitude des déformations axiales et de la déformation moyenne en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

La Figure 2-34 présente l'évolution de l'amplitude des déformations axiales. Au cours de l'essai de fatigue, le pilotage est effectué sur la moyenne des trois déformations axiales 1, 2 et 3. Les différences entre les déformations mesurées par les capteurs axiaux sont dues généralement à la non homogénéité de l'échantillon et/ou à l'excentrement de la force appliquée. Vers la fin de l'essai, les différences entre les trois amplitudes de déformation augmentent considérablement. Cette augmentation illustre l'apparition de macro fissures dans l'échantillon.

2.4.4.3. Evolutions radiales et volumique

Les Figures 2-35 et 2-36 présentent l'évolution du centre des déformations radiales dans les deux directions radiales II et III. Les déformations radiales dans les deux directions radiales II et III augmentent pendant l'essai. Ces mesures permettent de calculer la déformation volumique au cours de l'essai de fatigue.

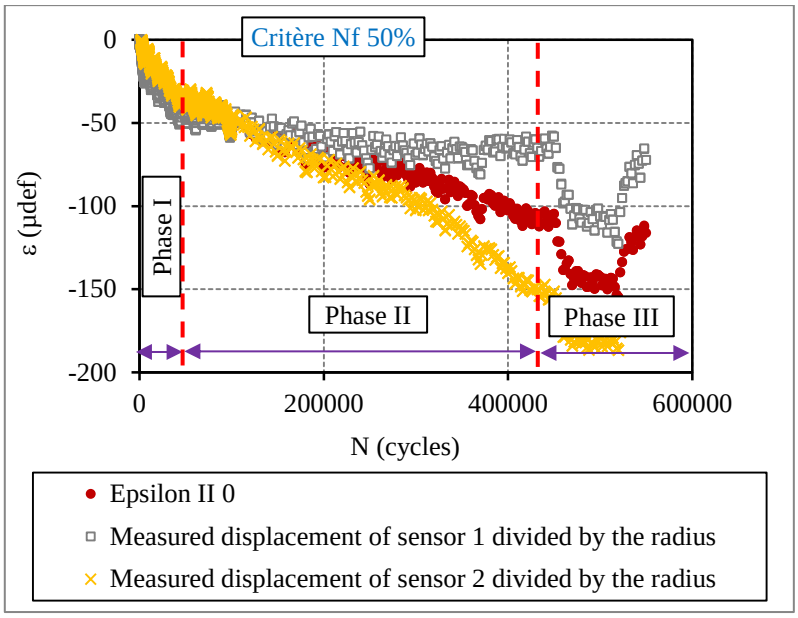


Figure 2-35. Evolution du centre de déformation radiale dans la direction II et des deux déplacements radiaux relatifs 1, 2 en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

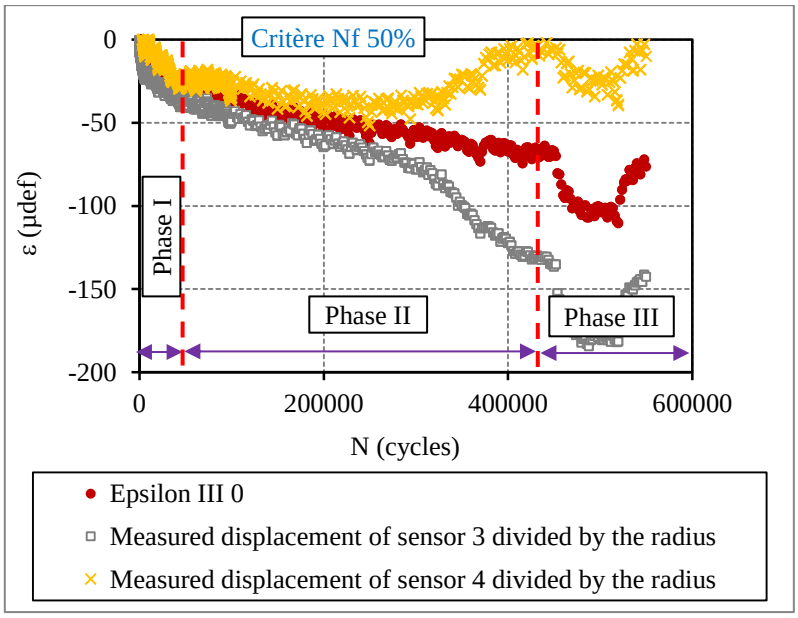


Figure 2-36. Evolution du centre de déformation radiale dans la direction III et des deux déplacements radiaux relatifs 3, 4 en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

Au cours de l'essai de fatigue, les déformations axiales et radiales sont mesurées et la déformation volumique peut être calculée. Pour une éprouvette cylindrique, comme dans le cas de cette thèse, la déformation volumique (ε_V) est calculée à partir de l'équation suivante :

$$\varepsilon_V = \varepsilon_{ax} + \varepsilon_{IIrad} + \varepsilon_{IIIrad} \tag{2-17}$$

où ε_{ax} est la déformation axiale et ε_{IIrad} et ε_{IIIrad} sont les déformations radiales dans les directions II et III.

Au cours d'un essai de fatigue en mode de déformation imposée, l'amplitude de la déformation axiale est constante et le centre de déformation axiale nul. Ainsi, la déformation (indépendamment des variations au cours d'un cycle) volumique devient :

$$\varepsilon_V = \varepsilon_{II\,0rad} + \varepsilon_{III\,0rad} \tag{2-18}$$

où ε_{IIrad} et ε_{IIIrad} sont les centres de déformations radiales dans les directions II et III.

L'évolution du centre de déformation radiale dans la direction II et III et de la déformation volumique sont présentées dans la Figure 2-37. Dans la première phase, la valeur absolue de la déformation volumique augmente rapidement. Dans la phase II cette valeur absolue continue d'augmenter mais semble linéaire. Dans la phase III, l'essai ne peut plus être considéré comme homogène. Ainsi les données ne sont pas interprétables.

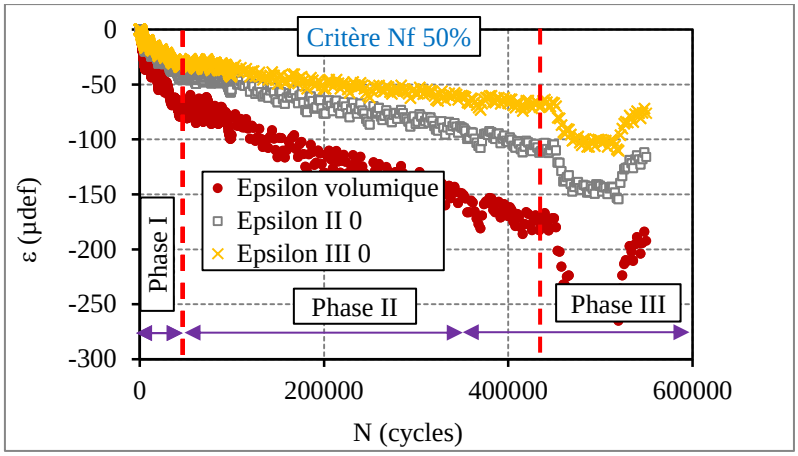


Figure 2-37. Evolution du centre de déformation radiale dans la direction II, III et de la déformation volumique en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

2.4.4.4. Centre de contrainte axiale

La Figure 2-38 présente l'évolution du centre de la contrainte. En mode de déformation, la contrainte est la réponse du matériau à la sollicitation. Les valeurs du centre de force sont très proches de zéro ce qui montre que l'échantillon se relaxe au cours de l'essai.

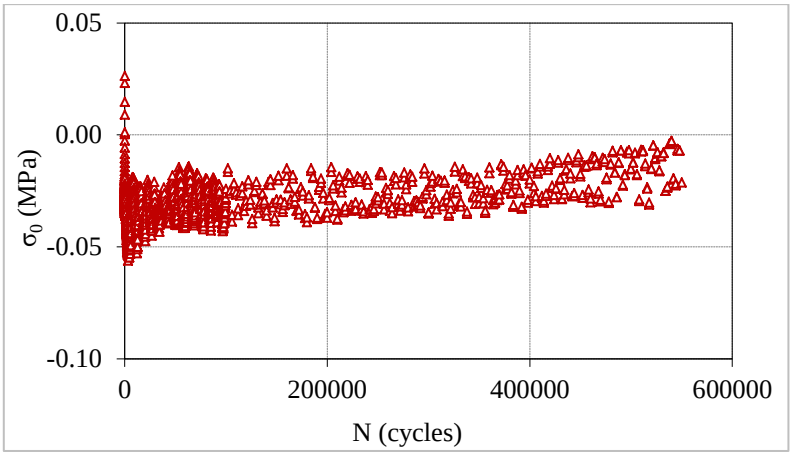


Figure 2-38. Evolution du centre du signal de contrainte en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

2.4.4.5. Dissipation d'énergie et échauffement

L'énergie dissipée par cycle représente l'énergie visqueuse qui est perdue par le matériau pour chaque cycle. Elle est déterminée par la mesure de l'aire de la boucle d'hystérésis de la courbe de contrainte-déformation pour chaque cycle de chargement. La dissipation d'énergie est calculée selon l'équation (2-16). Trois phases de la dissipation d'énergie sont déterminables dans la Figure 2-39. En considérant de l'évolution de la température sur la surface de l'éprouvette, on peut observer une augmentation rapide à la phase I due à l'échauffement généré par la dissipation visqueuse dans l'échantillon. Dans la phase II, la température est quasiment constante et une diminution de température apparaît à la phase III (Figure 2-39).

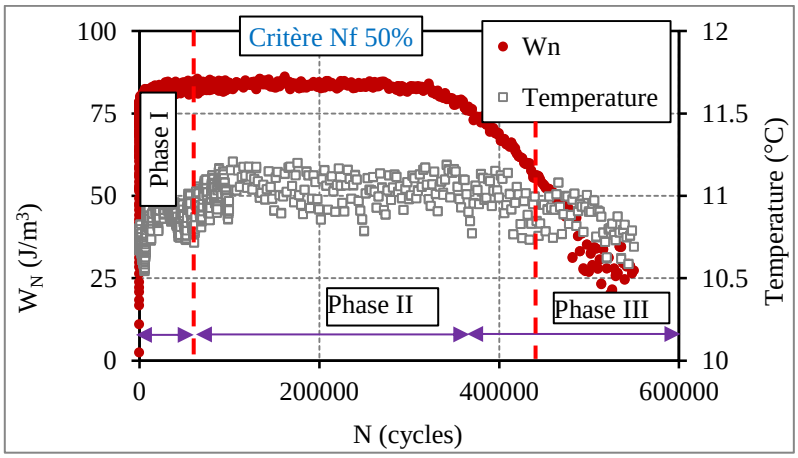


Figure 2-39. Evolution de la dissipation d'énergie et de la température sur la surface de l'éprouvette en fonction du nombre de cycles (essai C7P2M5)

2.5. Essai de retrait thermique empêché (TSRST)

2.5.1. Principe de l'essai

Il consiste à appliquer une diminution de température à une éprouvette dont la hauteur est maintenue constante. Comme la contraction thermique est empêchée, une contrainte de traction apparaît. Lorsque la limite de résistance en traction du matériau est atteinte, une rupture se produit.

2.5.2. Procédure d'essai

La vitesse de diminution de la température est constante et fixée à (-10°C/h). La température initiale est de 5°C. Au cours de l'essai, les déformations axiales sont mesurées à l'aide des trois extensomètres et la presse est pilotée de façon à s'assurer que la déformation axiale de l'éprouvette reste nulle dans la zone de mesure des extensomètres. L'acquisition au cours d'un essai consiste à enregistrer les données toutes les secondes. Pour chaque matériau, au moins trois essais doivent être réalisées.

En raison de la dépendance du système de mesure des déformations (axiale et radiale) en fonction de la température, il convient d'étalonner le système de mesure. Soulignons que ce phénomène n'apparait pas dans le cas des essais avec la température constante. Mais pour un essai TSRST, la température varie et les supports des capteurs et les capteurs eux-mêmes sont soumis aux phénomènes de contraction thermique lors que la température s'abaisse. Afin de corriger ce phénomène, une simulation d'essai est réalisée, dans les mêmes conditions qu'un essai TSRST (position des capteurs et vitesse de refroidissement identiques) avec une éprouvette de Zérodur. Le coefficient de contraction thermique d'un tel matériau est quasi nul. La calibration a montré que la mesure de déformation donnée par les extensomètres varie linéairement de 22.35µdef/°C (soit 223.5 µdef/h) alors que l'éprouvette ne se déforme pas. Au cours des essais TSRST sur enrobés, cette valeur est utilisée pour corriger la mesure des déformations axiales afin de maintenir la déformation de l'éprouvette nulle. De la même façon, les mesures des déformations radiales sont également corrigées.

2.5.3. Paramètres des essais

Au cours de l'essai, la contrainte axiale et la déformation radiale sont enregistrées et leur évolution en fonction de la température à la surface de l'éprouvette est étudiée. Grâce à la courbe d'évolution de la contrainte en fonction la température, on peut déterminer les caractéristiques suivantes pour chaque matériau:

- La contrainte de rupture
- La température de la rupture

2.5.4. Calibration des capteurs pour l'essai TSRST avec le matériau Zérodur

Pendant le refroidissement au cours d'un essai de retrait thermique empêché, les capteurs (extensomètres et capteurs sans contact) connaissent des dérives en fonction de la température dues entre autre à la contraction thermique des différents supports sur lesquels ils sont placés. Donc, il faut corriger la dérive thermique des capteurs la bonne valeur physique. Ce phénomène n'apparaît pas dans le cas des essais à température constante.

Un éprouvette étalon de « Zérodur® » (coefficient de dilatation thermique fournie par l'entreprise Schott de l'ordre de $0.05 \pm 0.10 \cdot 10^{-6}$/°C entre 20°C et -300°C, coefficient de contraction thermique peut être considéré comme étant égal à zéro) a été utilisé pour déterminer la déformation du système de mesure. On réalise dans la même condition que l'essai de retrait thermique empêché (TSRST) sur l'éprouvette d'enrobé à cet éprouvette avec la vitesse de refroidissement de -10°C/h. Enfin, on obtient la dérive thermique du système de mesure est d'environ 22.35 µm/m/°C sur l'intervalle de température entre 5°C et -40°C. Afin d'approcher la déformation radiale mesurée par le système de mesure, un polynôme de régression du second ordre est utilisé.

Figure 2-40. Calibration avec l'éprouvette Zérodur

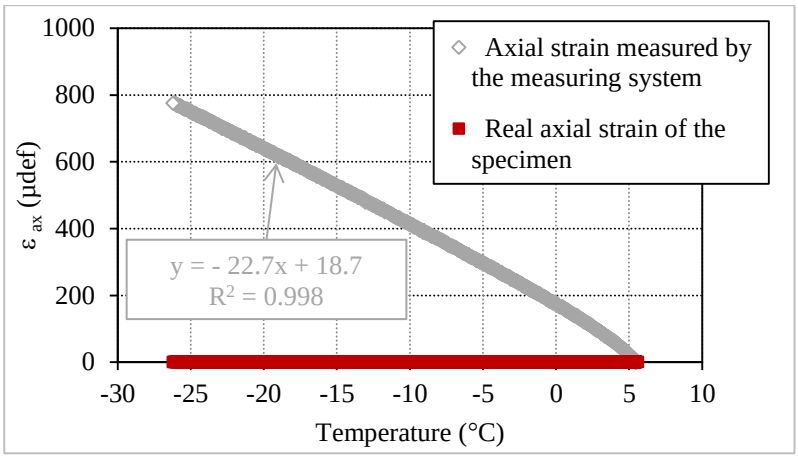


Figure 2-41. Déformation du système de mesure (capteur + rallonge) pendant la calibration avec le Zérodur® : déformation axiale en fonction de la température.

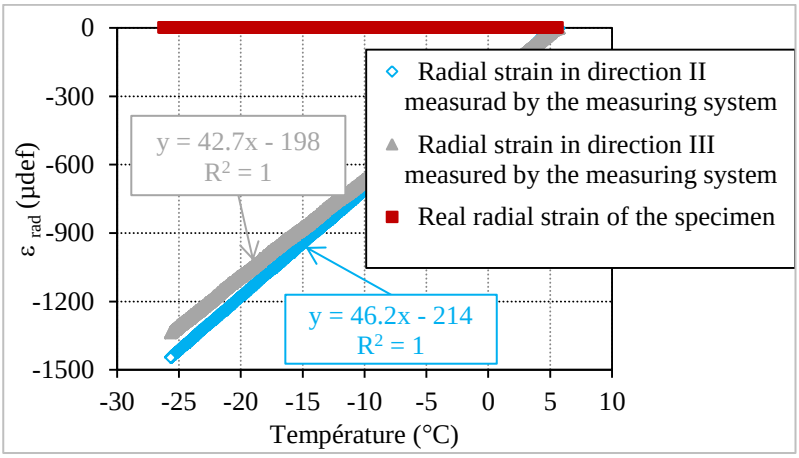


Figure 2-42. Résultats de la calibration des capteurs sans contact (déformation radiale II et III) avec le Zérodur® : déformation radiale en fonction de la température

2.5.5. *Présentation d'un essai de retrait thermique empêché*

Dans cette partie du rapport, nous présentons les résultats d'essais TSRST réalisés sur l'éprouvette B2P2M5.

- Vitesse de refroidissement

Au cours des essais, une vitesse visée de refroidissement de -10°C/h a été imposée, afin de vérifier la vitesse de refroidissement réellement appliquée, nous présentons sur la Figure 2-43 l'évolution de la température en fonction du temps et la droite de régression obtenue. On obtient une vitesse de -9.67°C/h. Donc, l'enceinte thermique arrive à suivre bien la consigne de refroidissement demandée.

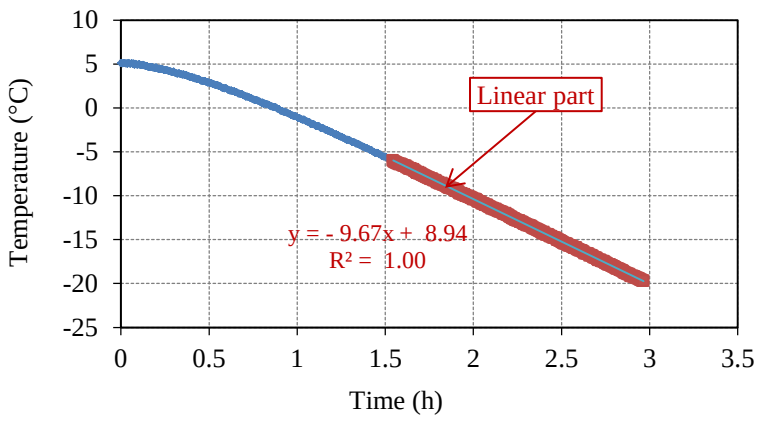


Figure 2-43. Évolution de la température de l'éprouvette B2P2M5 en fonction du temps au cours de l'essai (vitesse = -9.67°C/h)

- 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 ($d\sigma_{ax}/dT$)

La Figure 2-44 présente le résultat typique d'un essai de retrait thermique empêché. Deux phases sont observées dans l'évolution de la courbe de contrainte en fonction de la température. Au début de l'essai, une légère augmentation de la contrainte thermique est observée, celle-ci est due à la capacité de relaxation de l'enrobé bitumineux. Quand la température décroit jusqu'à un certain niveau (zone de la température de transition), la contrainte augmente. Elle devient linéaire avec la température jusqu'à rupture de l'éprouvette. A la rupture, la contrainte atteint sa valeur maximale et simultanément, la température sa valeur minimale. La température de transition peut être définie par le changement de comportement du matériau (passage du comportement visco-élastique au comportement élastique).

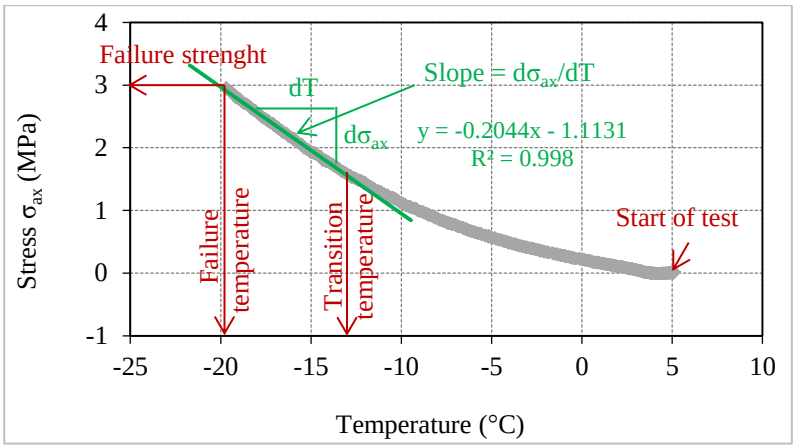


Figure 2-44. Evolution de la contrainte en fonction de la température (essai B2P2M5)

- Evolution de la déformation radiale

La Figure 2-48 a montré que la déformation radiale dans deux directions radiales II et III augmente en cours de l'essai. Cela peut être expliqué par la diminution de diamètre de l'éprouvette quand la température diminue.

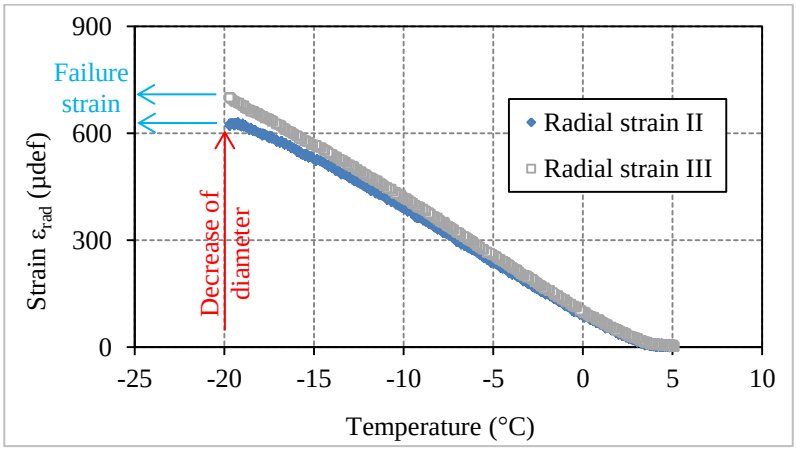


Figure 2-45. Evolution de la déformation radiale dans deux directions radiales II et III en fonction de la température (essai B2P2M5)

2.6. Essais de propagation d'ondes

Pour déterminer les paramètres VEL du matériau, deux procédures expérimentales utilisant la propagation d'ondes ont été utilisées : la première méthode est la mesure directe du temps de propagation des ondes (ondes P ou ondes S) et la deuxième est la méthode d'Impact Résonance. Ces mesures ont également réalisées au LGCB par quelques auteurs [Sauzéat 2003; Sohm 2007; Savary 2008; Mounier 2010; Bourhis 2011; Simon 2012; Gudmarsson et al. 2014].

2.6.1. Principe de l'essai

2.6.1.1. Mesure directe du temps de vol

Première méthode (Méthode de mesure directe du temps de propagation des ondes P et ondes S): on mesure le temps par une onde pour traverser une éprouvette d'un bord (émetteur) à l'autre (récepteur). Grâce à la vitesse de propagation d'onde dans le matériau, il est possible de déterminer les valeurs de la norme des modules complexes |E*| et |G*| et du coefficient de Poisson complexe |ν*|. Cette étude a déjà fait l'objet d'article [Di Benedetto et al. 2009].

2.6.1.2. Impact résonance

Deuxième méthode (Méthode Impact Résonance) : repose sur le phénomène de résonance. Elle consiste à exciter une éprouvette en réalisant un choc sur une de ses faces et à laisser l'onde se propager, se réfléchir et s'atténuer librement. La fréquence de résonance de l'onde résonante permet de déterminer sa vitesse, puis la norme |E*| du module complexe du matériau. L'analyse de l'atténuation des signaux au cours du temps permet d'estimer l'angle de phase du module E*.

2.6.2. Procédure de l'essai

2.6.2.1. Ondes P

Les capteurs de compression (Figure 2-46) utilisés sont conçus par Euro Physical Acoustics (EPA). Ils ont un diamètre de 19 mm pour une hauteur de 22.4 mm (données EPA).

Figure 2-46. Photo des capteurs d'ondes de compression

Le dispositif expérimental permettant de déterminer le temps de vol des ondes P est présenté ci-dessous.

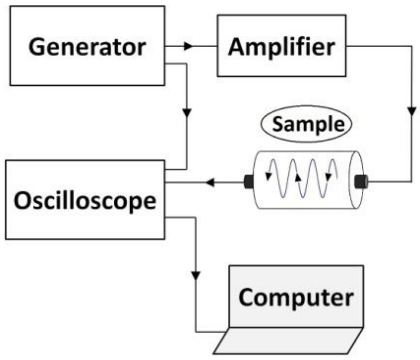


Figure 2-47. Dispositif expérimental pour l'étude des ondes de compression

Deux capteurs d'ondes P sont disposés face à face sur l'éprouvette (Figure 2-48). Ils sont maintenus par un élastique afin de maintenir le contact avec l'éprouvette. L'éprouvette est positionnée sur une mousse rigide pendant la mesure afin d'éviter les phénomènes de résonance qui perturberaient les signaux étudiés.

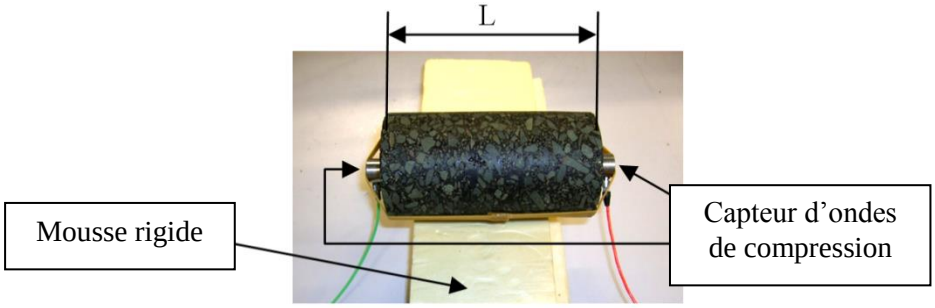


Figure 2-48. Photo du montage pour la mesure des ondes de compression pour les grandes éprouvettes

Le capteur émetteur reçoit un signal du générateur de fonction amplifié et transforme ce signal en une onde de compression. Cette onde se propage dans l'éprouvette jusqu'à atteindre le capteur récepteur. Le capteur récepteur convertit alors le signal reçu en un signal électrique qui est observé sur l'oscilloscope.

Le signal d'entrée envoyé au capteur émetteur est un signal sinusoïdal d'une fréquence de 100 kHz, avec une période de répétitivité de 100 ms. L'amplitude du signal est de 10V. Utilisant l'outil Transformée de Fourier rapide (FFT) d'Excel pour trouver une fréquence de résonance de 137 kHz (Figure 2-49), ce qui sera retenu par la suite pour une sollicitation sinusoïdale de 100 kHz.

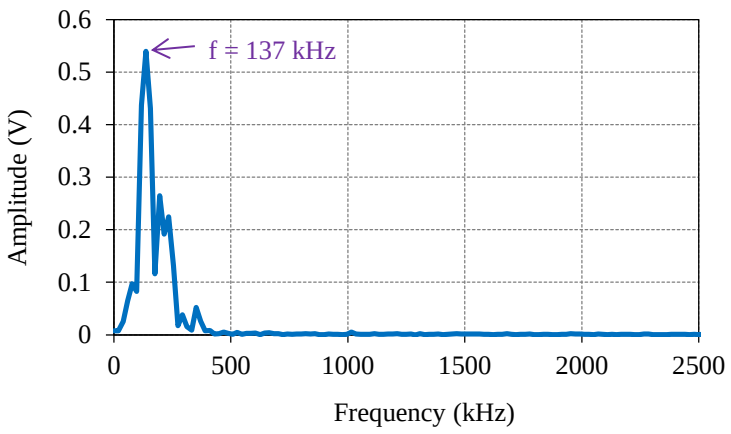


Figure 2-49. Analyse de Fourier du signal sous sollicitation sinusoïdale

2.6.2.2. Ondes S

Les capteurs de cisaillement (Figure 2-50) sont conçus par Panametrics. Ils ont un diamètre de 31.7 mm pour une hauteur de 40.6 mm.

Figure 2-50. Photo des capteurs d'ondes de cisaillement

Le dispositif expérimental permettant de déterminer le temps de vol des ondes S est présenté ci-dessous.

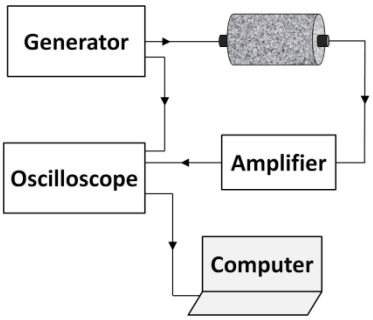


Figure 2-51. Dispositif expérimental pour l'étude des ondes de cisaillement

Le principe de mesure est le même que précédemment, excepté que pour ce dispositif nous amplifions le signal du capteur de réception. Les capteurs sont maintenus non plus par un élastique mais par un serre-joint (Figure 2-52) afin d'exercer une pression horizontale sur les capteurs et d'assurer le contact avec l'éprouvette.

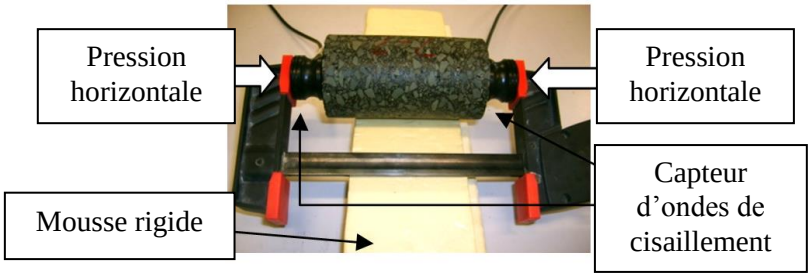


Figure 2-52. Photo du montage pour la mesure des ondes de cisaillement

Le signal transmis au capteur émetteur est un signal impulsionnel d'une fréquence de 20 kHz avec une largeur d'impulsion de 50 µs et une amplitude de 10 V. Utilisant l'outil Transformée de Fourier rapide (FFT) d'Excel pour trouver une fréquence de résonance de 11.7 kHz (Figure 2-54), ce qui sera retenu par la suite pour une sollicitation impulsionnelle de 20 kHz.

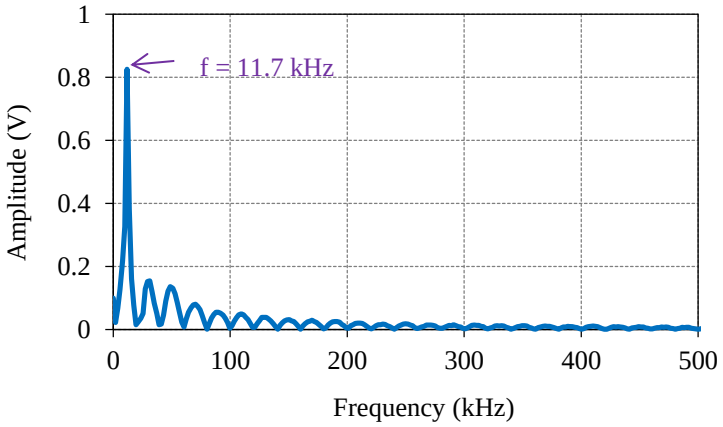


Figure 2-53. Analyse de Fourier du signal sous sollicitation impulsionnelle

2.6.2.3. Impact resonance

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

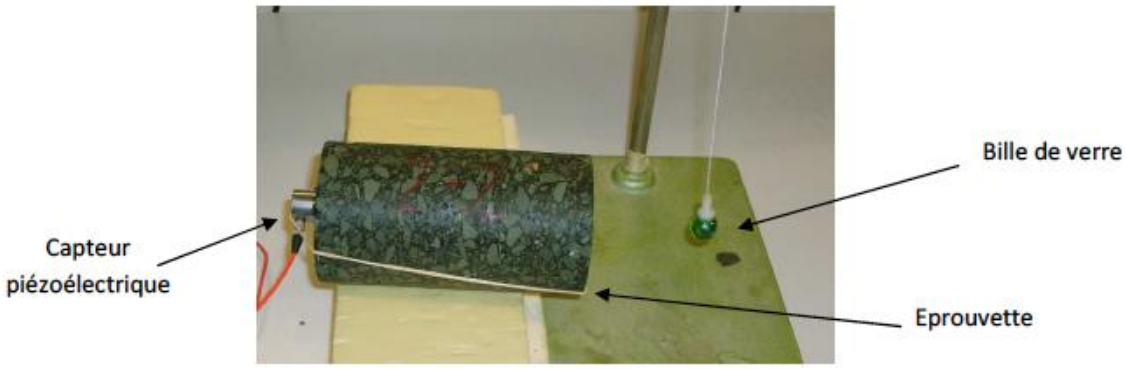


Figure 2-54. Photo du montage expérimental du test Impact Résonance

La bille en verre est suspendue par un fil accroché à une potence. Elle a une masse de 5.5 grammes pour un diamètre de 16 mm. Elle est lâchée d'un angle d'environ 20° par rapport à l'horizontale, puis percute une face plane de l'éprouvette une seule fois. Ceci génère des ondes dans l'éprouvette qui sont reçues et transformées en signal électrique par le capteur récepteur collé sur l'autre face. Ce signal est enregistré puis analysé. La Figure 2-55 représente la chaîne d'acquisition.

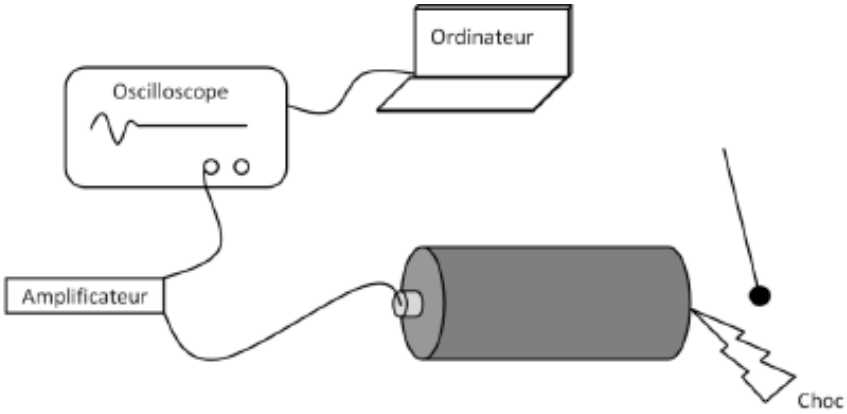


Figure 2-55. Dispositif expérimental de la méthode Impact Résonance

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.

2.6.3. Calcul des paramètres

2.6.3.1. Ondes P

Si l'on considère le matériau constitutif de l'éprouvette comme viscoélastique linéaire isotrope, on peut déterminer, à partir des temps de vol des ondes P dans les éprouvettes testées, le

module complexe E*. La formule de déterminer la vitesse de propagation d'onde P est suivante [Simon 2012].

$$Cp = \frac{1}{\cos(\frac{\varphi}{2})}\sqrt{\frac{(1-\nu)|E^*|}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \tag{2-19}$$

Cette équation fait intervenir ν et φ qui nous sont inconnus et impossibles à déterminer avec les informations fournies par la propagation des ondes P. Le modèle 2S2P1D calibré nous permet alors de déterminer les deux inconnues à la fréquence équivalente à laquelle l'éprouvette est sollicitée. On peut alors déduire le module complexe :

$$|E^*| = \frac{C_P^2\cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)(1+\nu)(1-2\nu)\rho}{(1-\nu)} \tag{2-20}$$

2.6.3.2. Ondes S

Dans l'hypothèse d'un matériau viscoélastique linéaire isotrope, le coefficient de Poisson peut se déterminer à partir du temps de vol des ondes de cisaillement et des ondes de compression à partir de la formule suivante :

$$\frac{T_S}{T_P} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}} \tag{2-21}$$

Utiliser le modèle 2S2P1D pour considérer le temps de propagation d'onde compression T_P d'où, on peut déduire le coefficient de Poisson complexe :

$$|\nu^*| = \frac{2T_P^2-T_S^2}{2\left(T_P^2-T_S^2\right)} \tag{2-22}$$

2.6.3.3. 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. Dans notre cas, on ne considère que les ondes longitudinales. Les 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 2-56). Il s'agit de l'onde pour laquelle :

$$\lambda = 2L \tag{2-23}$$

où : λ_r est la longueur d'onde considérée

L est la longueur de l'éprouvette

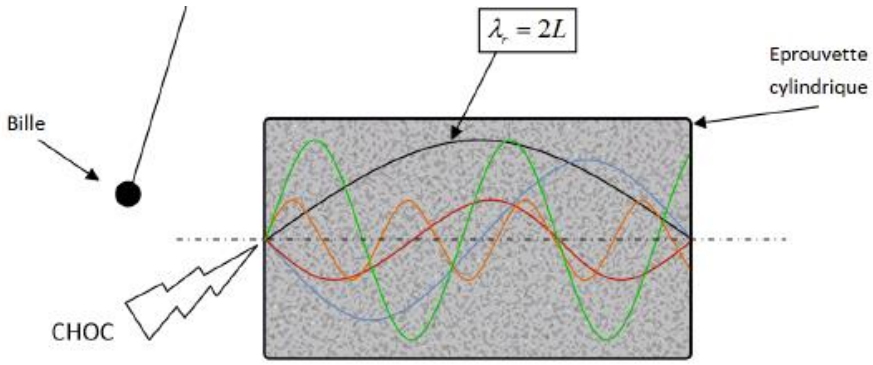


Figure 2-56. Schéma de propagation de différentes fréquences dans une éprouvette

La vitesse de l'onde vaut alors :

$$C_P = f_r \lambda_r \tag{2-24}$$

On se place dans le cas monodimensionnel d'un matériau sans amortissement. On suppose alors un matériau au comportement élastique, à la géométrie cylindrique telle que la longueur est très grande devant le diamètre de l'éprouvette.

Sous cette hypothèse, la valeur du module d'Young est donnée par la relation :

$$E_1 = \rho C_P^2 \tag{2-25}$$

où ρ est la masse volumique du matériau.

Cependant, l'essai d'Impact Résonance est réalisé sur un enrobé bitumineux au comportement viscoélastique, et non sur un matériau élastique de géométrie cylindrique ayant une longueur très grande devant son diamètre. On peut réaliser des corrections pour se ramener au cas du cylindre élastique infini ; il faut donc pour cela prendre en compte le caractère tridimensionnel du matériau, qui se traduit au niveau de la propagation d'onde par le phénomène de dispersion, ainsi que le caractère visqueux des matériaux bitumineux (amortissement des ondes). Ces corrections minimes sont négligées ici.

Le caractère viscoélastique du matériau se traduit par l'amortissement du signal, le terme d'atténuation $e^{-\omega \frac{\underline{x}.\underline{p}.\tan\left(\frac{\varphi}{2}\right)}{C_P}}$ dépend de l'angle de phase φ.

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

On obtient donc l'angle de phase :

$$\varphi = 2.\tan^{-1}\left(\frac{\delta}{2\pi}\right) \tag{2-26}$$

où δ est un nombre appelé décrément du signal amorti.

Le module complexe est déduit par la relation :

$$|E^*| = \frac{E_1}{\cos(\varphi)} \tag{2-27}$$

2.6.4. Présentation d'un essai de propagation d'ondes

Dans cette partie, nous réalisons les différents essais (ondes P, ondes S, impact résonance) sur l'éprouvette C7P1M5 à température de 0°C.

2.6.4.1. Ondes P

La Figure 2-57 montre les signaux de l'essai de propagation d'ondes de compression sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°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 µs). Les résultats de cet essai sont présentés dans le Tableau 2-6.

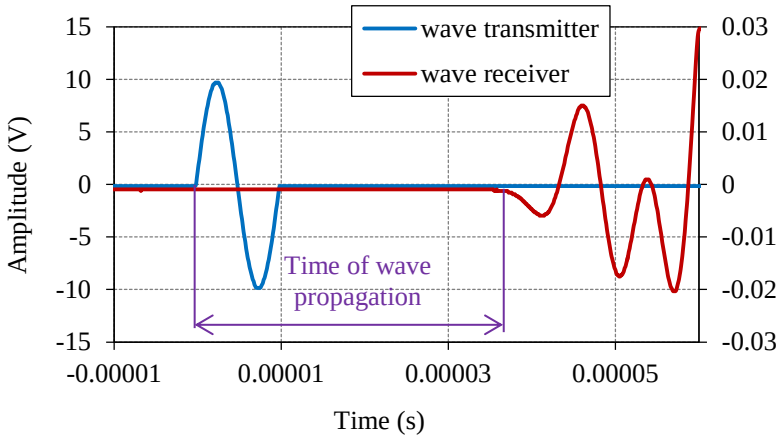


Figure 2-57. Mesure du temps de propagation d'ondes P sur l'éprouvette C7P1M5 à température de 0°C

h (mm)	Tp (µs)	Cp (m/s)	|E*| mesuré (MPa)	|E*| 2S2P1D (MPa)	Erreur relative (%)
140.42	36.6	3837	3.27E+04	3.07E+04	6.3

Tableau 2-6. Valeurs expérimentales de l'essai de propagation d'ondes P sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°C

2.6.4.2. Ondes S

La Figure 2-58 montre les signaux de l'essai de propagation d'ondes de cisaillement sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°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 Tableau 2-7.

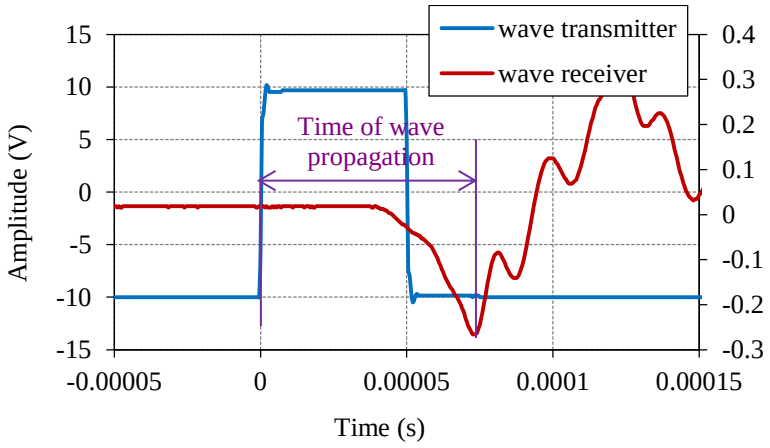


Figure 2-58. Mesure du temps de propagation des ondes S sur l'éprouvette C7P1M5 à température de 0°C

h (mm)	Ts (µs)	|ν*| mesuré (MPa)	|ν*| 2S2P1D (MPa)	Erreur relative (%)
140.42	68.5	0.267	0.162	65%

Tableau 2-7. Valeurs expérimentales de l'essai de propagation d'ondes S sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°C

2.6.4.3. Impact Résonance

La Figure 2-59 montre les signaux de l'essai de propagation d'ondes de cisaillement sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°C. La fréquence de résonance du signal reçu est obtenue par aide de l'outil Transformée de Fourier rapide (FFT) d'Excel (Figure 2-60). Les résultats de cet essai sont présentés dans le Tableau 2-8.

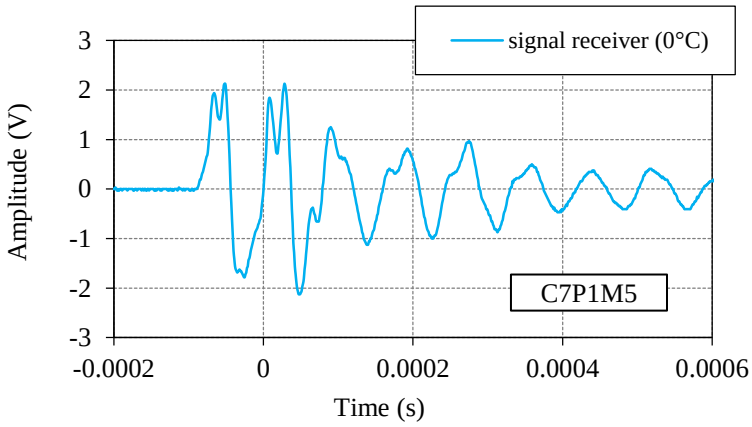


Figure 2-59. Signal reçu lors de l'essai d'impact résonance sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°C

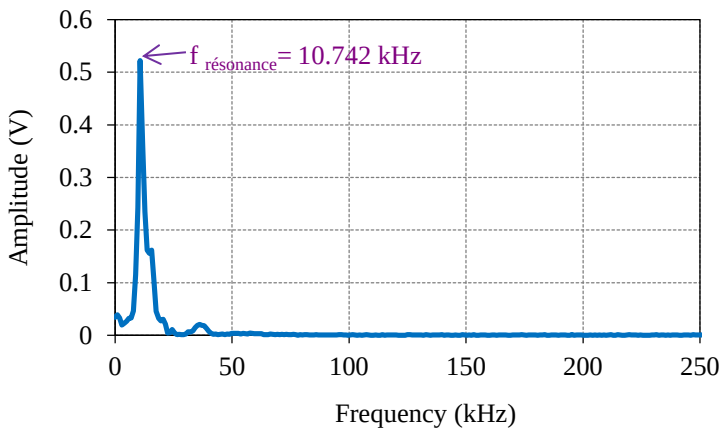


Figure 2-60. Analyse de Fourier du signal reçu de l'essai d'impact résonance sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°C

h (mm)	$f_{résonance}$ (Hz)	δ	φ_E mesuré (°)	|E*| mesuré (MPa)	|E*| 2S2P1D (MPa)	Erreur relative (%)
140.42	10742	0.21	3.83	2.70E+04	2.90E+04	6.7

Tableau 2-8. Valeurs expérimentales de l'essai d'impact résonance sur l'éprouvette C7P1M5 à 0°C

2.7. Campagne d'essais réalisés

Quatre types d'essais ont été réalisés : l'essai de module complexe, l'essai de fatigue, l'essai de retrait thermique empêché (TSRST) et les essais de propagation d'onde. Les essais réalisés pour chaque matériau sont indiqués dans le Tableau 2-9.

Les caractéristiques des éprouvettes testées sont également présentées dans ce tableau. Dans la suite du rapport, nous présentons les résultats de ces essais et les premières analyses.

Matériau	Eprouvette	Dimensions (mm)		Pourcent-age de vide (%)	Type de l'essai
		Hauteur	Diamètre		
M1 (HM)	C2P1M1	140.19	73.87	9.8	Module complexe
	C4P1M1	140.41	73.86	10.2	Module complexe
	C8P1M1	138.86	73.89	9.9	Fatigue
	C1P1M1	138.97	73.78	11.2	Fatigue
	C6P1M1	145.95	73.91	10	Fatigue
	C5P1M1	132.33	73.91	10.8	Fatigue
	C7P1M1	141.53	73.91	9.7	Fatigue
	B1P1M1	219.14	59.31	11.7	TSRST
	B2P1M1	220.53	59.31	11.2	TSRST
	B5P1M1	218.73	59.31	11.3	TSRST
	C2P2M1	143.73	73.99	10.6	Propagation d'ondes
	C3P2M1	142.47	73.97	10.6	Propagation d'ondes
M1-2 (HM)	C5P2M1-2	140.11	75.29	6.9	Module complexe
	C6P2M1-2	139.47	75.3	6.8	Module complexe
	C1P2M1-2	140.13	75.3	7.2	Fatigue
	C4P2M1-2	137.81	75.29	8.3	Fatigue
	C2P2M1-2	138.64	75.3	7.7	Fatigue
	C5P1M1-2	139.64	75.29	7.5	
	B1P2M1-2	209.68	59.5	7.2	TSRST

	B4P2M1-2	212.2	60.27	7	TSRST
	B5P2M1-2	211.88	60.26	7.3	TSRST
	C7P1M1-2	139.53	75.29	7	Propagation d'ondes
	C8P1M1-2	139.73	75.29	7.6	Propagation d'ondes
M2 (HM30)	C6P1M2	141.45	73.99	11.7	Module complexe
	C2P2M2	143.69	74.02	11.4	Module complexe
	C3P1M2	140.67	73.98	12.4	Fatigue
	C5P1M2	141.08	73.99	11.8	Fatigue
	C6P2M2	143.22	73.97	12.4	Fatigue
	C7P2M2	143.54	74	12.6	Fatigue
	B1P2M2	222.93	59.37	12.9	TSRST
	B2P2M2	228.38	59.37	13	TSRST
	B5P2M2	217.69	59.38	13	TSRST
	C1P2M2	141.13	74.03	13.4	Propagation d'ondes
	C5P2M2	143.23	74.04	13.4	Propagation d'ondes
M2-2 refait (HM30)	C2P2M2-2	140.13	74.09	6.8	Module complexe
	C5P2M2-2	139.99	74.07	6.9	Module complexe
	C4P2M2-2	141.02	74.09	8.4	Fatigue
	C5P1M2-2	140.49	74.01	8.4	Fatigue
	C1P1M2-2	140.63	74	8.4	Fatigue
	C1P2M2-2	140.16	74.13	8.3	Fatigue
	C8P2M2-2	134.72	74.11	8.3	Fatigue
	B2P2M2-2	224.66	59.4	6.4	TSRST
	B3P2M2-2	224.63	59.41	6.9	TSRST
	B4P2M2-2	225.23	59.4	7.2	TSRST
	C7P1M2-2	141.61	74.01	6.9	Propagation d'ondes
	C8P1M2-2	140.84	74.01	6.9	Propagation d'ondes
M3 (WME0.4)	C2P2M3	141.07	73.89	7.2	Module complexe
	C7P2M3	141.85	73.9	7.1	Module complexe
	C3P2M3	140.81	73.92	7.8	Fatigue
	C5P2M3	141.13	73.89	7.9	Fatigue
	C1P2M3	139.17	73.92	8.3	Fatigue
	C6P2M3	141.02	73.93	6.7	Fatigue
	C6P1M3	140.75	73.97	7.8	Fatigue
	B2P2M3	224.94	59.39	7.2	TSRST
	B3P2M3	224.75	59.41	7.1	TSRST
	B4P2M3	226.55	59.42	7.6	TSRST
	C7P1M3	140.44	73.99	7.3	Propagation d'ondes
	C8P1M3	141.05	73.99	7.6	Propagation d'ondes
M4 (WM30E0.4)	C2P2M4	139.2	74.02	7.6	Module complexe
	C3P2M4	139.38	74.03	7.4	Module complexe
	C4P1M4	141.44	74	7.9	Fatigue
	C5P2M4	138.56	73.99	7.2	Fatigue
	C8P2M4	139.08	74.01	7.5	Fatigue
	C7P2M4	138.64	74.01	7.1	Fatigue
	C6P2M4	140.76	74.01	7.1	Fatigue
	B2P2M4	215.6	59.51	7.5	TSRST
	B3P2M4	216.04	59.53	7.3	TSRST
	B4P2M4	215.12	59.53	7.6	TSRST
	C7P1M4	140.29	74	7.5	Propagation d'ondes
	C8P1M4	140.85	74.01	7.8	Propagation d'ondes

M5 (WM30B0.4)	C3P2M5	140.67	74.01	7.4	Module complexe
	C5P2M5	140.56	73.99	7.3	Module complexe
	C6P1M5	140.51	75.11	7.2	Fatigue
	C7P2M5	140.65	74.01	7.1	Fatigue
	C8P2M5	141.34	73.99	7.6	Fatigue
	C1P2M5	140.24	73.99	8.3	Fatigue
	C6P2M5	140.51	73.99	7	Fatigue
	B2P2M5	205.31	59.49	7.1	TSRST
	B3P3M5	206.34	59.48	7.5	TSRST
	B4P3M5	202.7	59.5	7.7	TSRST
	C7P1M5	140.42	75.11	7.2	Propagation d'ondes
	C8P1M5	140.9	75.09	7.8	Propagation d'ondes
M6 (WM50E0.4)	C2P2M6	140.29	74.02	7.5	Module complexe
	C5P2M6	139.53	73.99	7.3	Module complexe
	C3P2M6	141.44	74.03	7.1	Fatigue
	C5P1M6	139.49	75.29	7	Fatigue
	C8P2M6	140.79	74.01	6.8	Fatigue
	C3P1M6	139.85	75.3	6.7	Fatigue
	C6P2M6	141.64	73.99	6.7	Fatigue
	B3P2M6	209.27	59.48	6.9	TSRST
	B4P2M6	208.53	59.49	7	TSRST
	B5P2M6	205.73	59.47	7.2	TSRST
	C7P1M6	139.39	75.29	6.8	Propagation d'ondes
	C8P1M6	140.2	75.29	7	Propagation d'ondes
M7 (WM50B0.4)	C2P2M7	139.31	75.3	7.1	Module complexe
	C4P2M7	139.35	75.29	7.4	Module complexe
	C8P1M7	138.79	75.29	7.1	Fatigue
	C3P2M7	138.42	75.29	7.2	Fatigue
	C8P2M7	139.43	75.29	6.8	Fatigue
	C5P2M7	140.53	75.29	7.1	Fatigue
	C6P2M7	139.83	75.3	6.7	Fatigue
	B1P2M7	219.09	60.26	7.4	TSRST
	B3P2M7	217.08	60.24	7	TSRST
	B4P2M7	214.63	60.25	7.3	TSRST
	C3P1M7	140.34	75.29	7.5	Propagation d'ondes
	C4P1M7	140.62	75.29	7.6	Propagation d'ondes

Tableau 2-9. Caractéristiques des éprouvettes testées

3

ESSAIS DE MODULE COMPLEXE

3.1. Modélisation du comportement VEL à l'aide du modèle 2S2P1D 123

3.1.1. Présentation du modèle analogique 2S2P1D 123

3.1.2. Résultats des simulations du comportement VEL 125

3.2. Influence du pourcentage de vides 136

3.2.1. Sur les valeurs de E_0 136

3.2.2. Sur les valeurs de E_{00} 138

3.2.3. Sur les valeurs de ν_{av0} 138

3.2.4. Sur les valeurs de ν_{av00} 139

3.3. Influence du pourcentage de RAP 139

3.4. Influence du type d'additif 142

3.5. Influence du procédé de fabrication des enrobés 145

3.6. Valeurs normalisées 148

3.7. Répétabilité 153

3.8. Evaluation du dommage pendant l'essai 156

3.9. Conclusion 166

3.1. Modélisation du comportement VEL à l'aide du modèle 2S2P1D

3.1.1. Présentation du modèle analogique 2S2P1D

Le modèle 2S2P1D, développé au laboratoire DGCB de l'ENTPE, est une combinaison d'éléments simples (2 ressorts (spring), 2 amortisseurs à fluage parabolique (parabolic) et 1 amortisseur (dashpot)) [Olard 2003; Olard and Di Benedetto 2003; Di Benedetto et al. 2007; Pouget et al. 2010]. Un schéma du modèle dans sa version 1D est présenté dans la Figure 3-1. Ce modèle peut être utilisé pour simuler le comportement viscoélastique linéaire tridimensionnel des liants bitumineux, mastics ou enrobés [Delaporte et al. 2009; Tiouajni et al. 2011; Pouget et al. 2012].

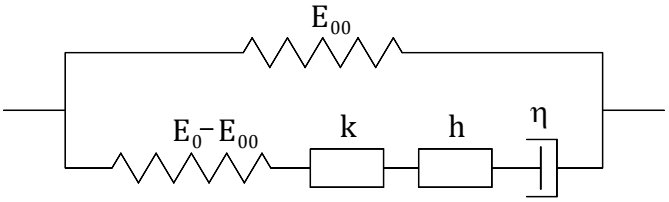


Figure 3-1. Représentation du modèle 2S2P1D

Les expressions du module complexe et du coefficient de Poisson complexe (en tenant compte de l'hypothèse d'isotropie), à une température donnée, sont obtenues pour le modèle 2S2P1D par les équations (3-1) et (3-2) :

$$E^*_{2S2P1D}(\omega) = E_{00} + \frac{E_0 - E_{00}}{1 + \delta(j\omega\tau_E)^{-k} + (j\omega\tau_E)^{-h} + (j\omega\beta\tau_E)^{-1}} \quad (3\text{-}1)$$

$$\nu^*_{2S2P1D}(\omega) = \nu_{00} + \frac{\nu_0 - \nu_{00}}{1 + \delta(j\omega\tau_\nu)^{-k} + (j\omega\tau_\nu)^{-h} + (j\omega\beta\tau_\nu)^{-1}} \quad (3\text{-}2)$$

Où

j : nombre complexe défini par $j^2 = -1$,

ω : pulsation = $2\pi f$ (f est la fréquence),

k, h : sont des exposants tels que $0 < k < h < 1$,

δ : constante,

E_0 : module instantané du modèle obtenu lorsque ω tend vers l'infini (pour les fréquences élevées et/ou les basses températures),

E_{00} : module statique obtenu lorsque ω tend vers 0 (pour les fréquences basses et/ou les hautes températures),

ν_0 : coefficient de Poisson instantané du modèle obtenu lorsque ω tend vers l'infini (pour les fréquences élevées et/ou les basses températures),

ν_{00} : coefficient de Poisson statique obtenu lorsque ω tend vers 0 (pour les fréquences basses et/ou les hautes températures),

β : constante sans dimension reliée à η : viscosité newtonienne de l'amortisseur par l'équation $\eta = (E_0 - E_{00})\beta\tau_E$,

τ_E et τ_ν : constantes de temps, dépendant de la température. Leur évolution en fonction de la température est similaire. Elle est donnée par :

$$\tau_E(T) = a_T(T).\tau_{0E} \qquad \tau_\nu(T) = a_T(T).\tau_{0\nu} \tag{3-3}$$

Où : a_T est le coefficient de translation et où, $\tau_E = \tau_{0E}$ et $\tau_\nu = \tau_{0\nu}$ à la température de référence T_{ref}.

Pour les matériaux étudiés, τ_E et τ_ν sont égaux :

$$\tau = \tau_E(T) = \tau_\nu(T) = a_T(T).\tau_{0E} = a_T(T).\tau_{0\nu} = a_T(T).\tau_0 \tag{3-4}$$

Seuls 9 paramètres (E_{00}, E_0, δ, k, h, β, ν_{00}, ν_0, τ_0) sont alors nécessaires pour caractériser complètement les propriétés viscoélastiques linéaires tridimensionnelles (en tenant compte de l'hypothèse d'isotropie) du matériau à une température donnée. Les évolutions a_T ont été estimées par l'équation WLF (William, Landel, Ferry) [Ferry 1980; Di Benedetto et al. 2007; Nguyen H. et al. 2009] (équation (3-5)).τ_0 est déterminé à une température de référence choisie T_{ref} = 15°C. Lorsque l'effet de la température est pris en considération, le nombre des paramètres nécessaire s'élève à 11, en incluant les deux constantes WLF (C_1 et C_2).

$$\log(a_T) = -\frac{C_1(T - T_{ref})}{C_2 + T - T_{ref}} \tag{3-5}$$

L'influence des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module complexe peut être représentée dans le plan de Cole-Cole suivant la Figure 3-2 :

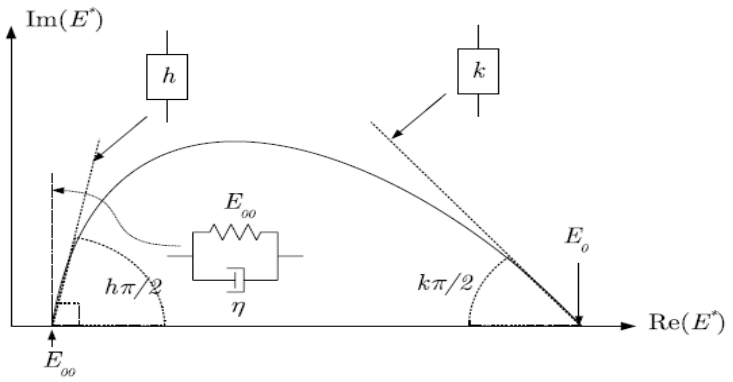


Figure 3-2. Influence des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module complexe représenté dans le plan de Cole-Cole.

- E_0 est déterminé dans le plan de Cole-Cole (Figure 3-2); sa valeur correspond à la valeur limite atteinte par le module lorsque la fréquence tend vers l'infini. A fréquence très élevée, le module tend vers un nombre réel (angle de phase nul) c'est-à-dire vers un matériau purement élastique.

- E_{00} est paramétré dans le domaine des basses fréquences. C'est la limite du module lorsque ω tend vers 0. $E_{00} > 0$ pour les enrobés bitumineux. Le comportement tend alors vers celui d'un matériau purement élastique. Dans le cas des bitumes, cette constante est nulle. L'amortisseur linéaire η joue alors un rôle prépondérant à haute température et le comportement tend vers celui d'un matériau visqueux pur (ou newtonien) lorsque la fréquence tend vers zéro.

- Les constantes k, h et δ des éléments à fluage parabolique 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 3-2. k est la pente à basse température. h est la pente à haute température. δ est le facteur de forme influençant le maximum de la courbe.

- Une fois ces constantes déterminées, les 2 constantes liées au coefficient de Poisson complexe (ν_{00}, ν_0) sont déterminées à partir des valeurs asymptotiques à basses et hautes fréquences.

3.1.2. Résultats des simulations du comportement VEL

Les paramètres du modèle 2S2P1D et de la loi WLF ont été calibrés pour les neuf matériaux. Les valeurs sont rapportées dans le Tableau 3-1. Signalons que puisque les coefficients de Poisson sont mesurés dans deux directions ($\nu^*_{II\text{-}I}$ et $\nu^*_{III\text{-}I}$), les paramètres ν_{00} et ν_0 ont été calibrés pour chacun des coefficients de Poisson. De plus, la calibration a été réalisée pour le coefficient de Poisson ν^*_{av} obtenus comme la moyenne des deux coefficients de Poisson $\nu^*_{II\text{-}I}$ et $\nu^*_{III\text{-}I}$. Les simulations de E* et ν* utilisant le modèle 2S2P1D pour tous les matériaux testés sont représentés dans les Figures 3-3, 3-4, 3-5, 3-6 et 3-8. On observe que le modèle simule plutôt bien les données sur l'ensemble de la gamme de températures et de fréquences.

Specimen	E*							ν^*_{II-I}		ν^*_{III-I}		ν^*_{av}		WLF	
	E_{00}	E_0	k	h	δ	τ	β	ν_{00}	ν_0	ν_{00}	ν_0	ν_{00}	ν0	C_1	C_2
C4P1M1	50	30800				0.230		0.36	0.10	0.33	0.17	0.35	0.13	27.2	193.2
C2P1M1	50	31500				0.254		0.30	0.16	0.28	0.14	0.30	0.14	27.3	193.0
C5P2M1-2	50	36200				0.497		0.34	0.15	0.35	0.15	0.35	0.14	27.6	192.8
C6P2M1-2	50	36400				0.480		0.38	0.12	0.40	0.17	0.39	0.13	27.8	192.8
C6P1M2	75	30800				0.215		0.34	0.16	0.26	0.06	0.31	0.09	27.0	191.2
C2P2M2	60	30800				0.206		0.34	0.13	0.24	0.11	0.30	0.13	27.0	191.1
C2P2M2-2	70	37400				0.209		0.39	0.14	0.39	0.13	0.39	0.13	26.9	191.5
C5P2M2-2	70	38500				0.228		0.38	0.22	0.37	0.13	0.37	0.18	27.0	190.6
C2P2M3	30	35200	0.165		2.1	0.227	100	0.35	0.12	0.32	0.11	0.32	0.12	28.3	196.4
C7P2M3	30	35400		0.510		0.212		0.37	0.17	0.34	0.12	0.35	0.15	27.7	196.0
C2P2M4	40	34500				0.148		0.32	0.12	0.33	0.16	0.33	0.14	26.9	196.2
C3P2M4	40	34500				0.144		0.35	0.13	0.35	0.17	0.36	0.14	26.9	196.3
C3P2M5	35	34900				0.102		0.41	0.11	0.41	0.15	0.41	0.13	26.7	193.4
C5P2M5	35	35700				0.109		0.42	0.12	0.40	0.12	0.41	0.12	27.1	192.7
C2P2M6	50	35200				0.180		0.38	0.18	0.33	0.17	0.36	0.17	27.0	196.1
C5P2M6	50	35800				0.185		0.45	0.13	0.45	0.13	0.45	0.13	27.4	195.9
C2P2M7	40	35200				0.123		0.38	0.15	0.40	0.16	0.39	0.15	27.4	195.9
C4P2M7	40	34700				0.122		0.33	0.12	0.37	0.16	0.35	0.14	27.4	195.9

Tableau 3-1. Paramètres du modèle 2S2P1D et paramètres de l'équation WLF pour les éprouvettes testées (température de référence T_R = 15°C)

Les paramètres exposés dans le Tableau 3-1 montrent une propriété intéressante du modèle 2S2P1D. Il a déjà été montré par d'autres auteurs [Delaporte et al. 2007] que k, h, δ, β sont des paramètres qui ne dépendent que de l'origine du bitume, quelle que soit sa pénétration. Les autres paramètres (τ_0, E_0, E_{00}, ν_0, et ν_{00}) sont liés aux caractéristiques du squelette granulaire. Pour les matériaux étudiés, k, h, δ, β sont constants. Comme l'origine du bitume de RAP est la même que celle du bitume vierge, le mélange obtenu conserve les mêmes paramètres que les bitumes d'origine.

La Figure 3-3 montre les valeurs expérimentales de module complexe E* dans le plan de Cole-Cole (la partie imaginaire en fonction de la partie réelle) et dans l'espace de Black (norme de E* en fonction de son angle de phase). Aucune différence claire ne peut être observée, sauf pour les deux matériaux aux pourcentages de vides élevés (> 9.8%), à basse température, dans le plan Cole-Cole. Sur ces figures, l'influence de la température et de la fréquence ne peut pas être distinguée. On observe des courbes uniques pour chacun des matériaux, cela indique que le principe de superposition temps-température (PSTT) est valable pour tous les matériaux, dans le domaine viscoélastique linéaire (VEL). Les courbes du modèle 2S2P1D simulées sont aussi tracées sur la Figure 3-3.

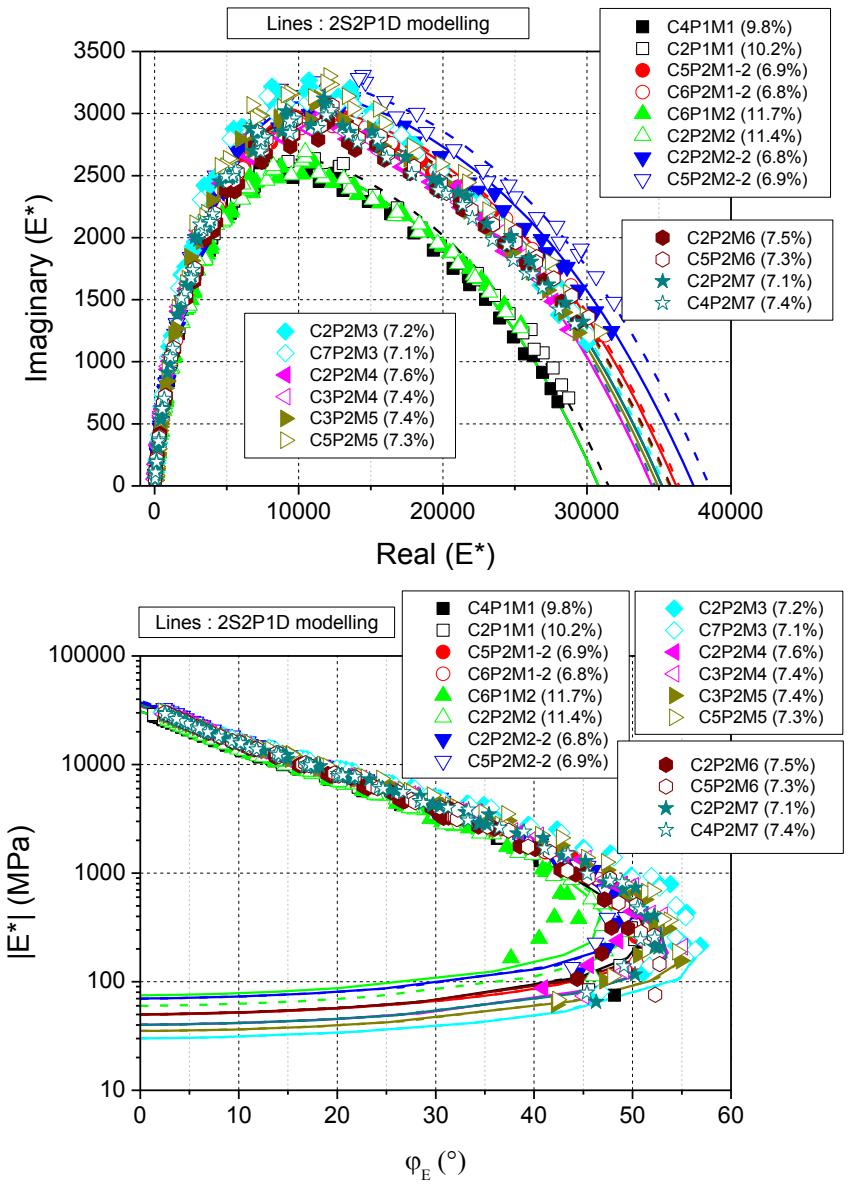


Figure 3-3. Résultats expérimentaux des essais de module complexe dans le plan de Cole-Cole et dans l'espace Black et simulations avec le modèle 2S2P1D (Tableau 3-1)

En utilisant le principe de superposition temps-température (PSTT) et les coefficients de translation a_T (Figure 3-9), les courbes maîtresses de la norme et de l'angle de phase du module complexe (Figure 3-4) sont obtenues par une translation parallèle à l'axe des fréquences de chaque isotherme, une fois la température de référence fixée.

Les courbes maîtresses de la norme du module complexe (|E*|) et de l'angle de phase (φ_E) sont tracées sur la Figure 3-4 en fonction de la fréquence équivalente. Ceci correspond à la fréquence (f), multipliée par les coefficients de translation a_T. Les valeurs des coefficients a_T sont présentées dans la

Figure 3-9 en fonction de la température. La température de référence choisie est de 15°C pour les courbes maîtresses (Figure 3-4). En conséquence, a_T est égal à 1 pour 15°C.

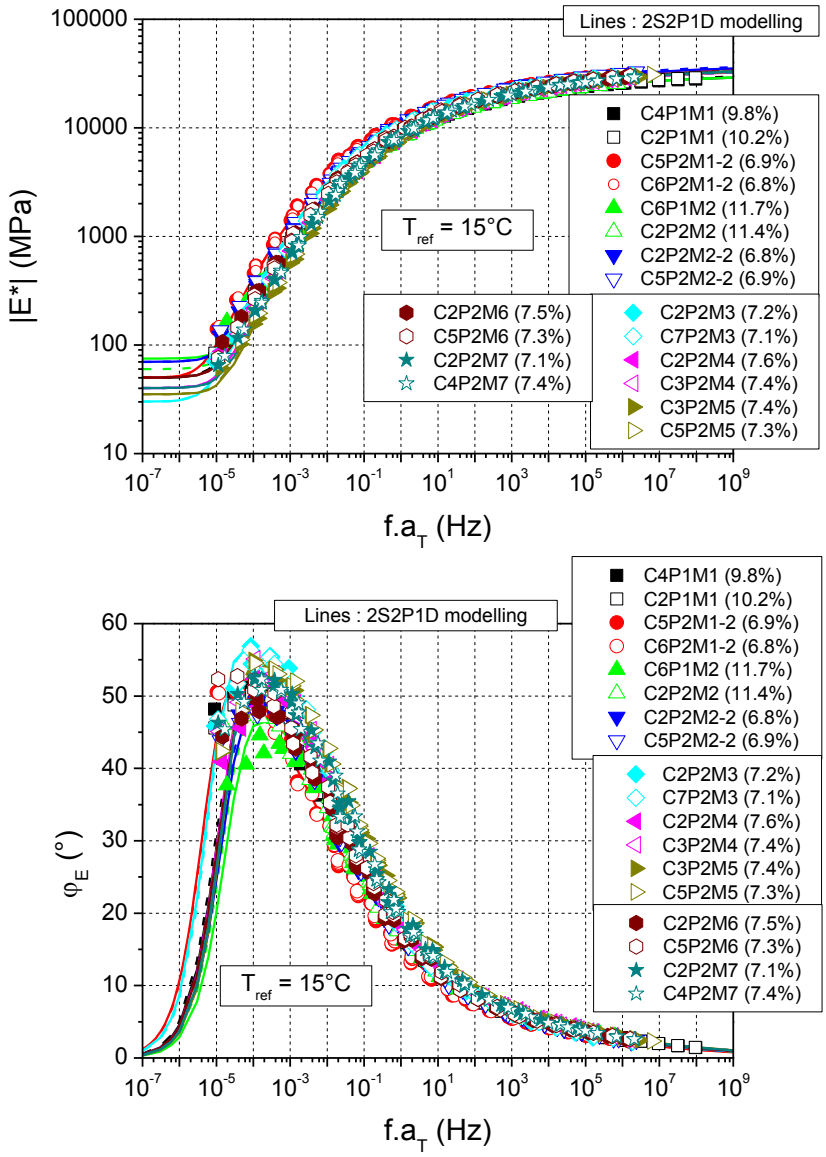


Figure 3-4. Résultats expérimentaux des essais de module complexe: courbes maîtresses du module complexe (norme et angle de phase) et simulations avec le modèle 2S2P1D (Tableau 3-1)

Le principe de superposition temps-température (PSTT) est respecté, tant pour le module complexe (ce qui est classique) que les coefficients de Poisson complexes. Le principe de superposition des temps-température (PSTT) s'étend donc du comportement 1D au comportement 3D des matériaux. La méthode de translation a également été utilisée pour obtenir les courbes maîtresses des coefficients de Poisson complexe. En outre, les coefficients de translation a_T pour ν^* sont identiques à ceux de E*. Les courbes maîtresses sont tracées pour les trois paramètres considérés,

ν^*_{II-I}, ν^*_{III-I} et ν^*_{av}. Ces résultats confirment ceux obtenus dans des études récentes [Di Benedetto et al. 2007; Di Benedetto et al. 2008].

Les résultats des coefficients de Poisson complexes (norme et angle de phase) dans les deux directions radiales II et III sont présentés dans les Figures 3-5 et 3-6.

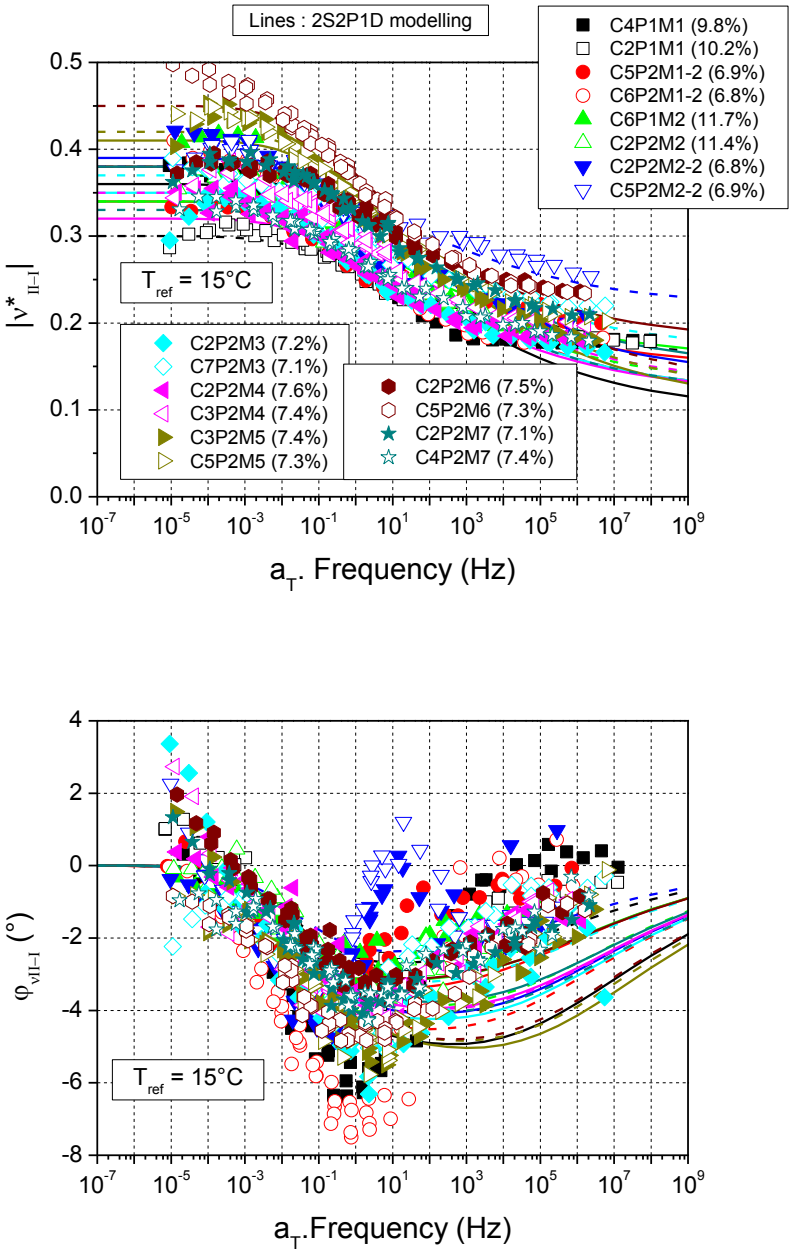


Figure 3-5. Courbes maîtresses du coefficient Poisson complexe dans la direction II (norme et angle de phase). La simulation utilise le modèle 2S2P1D (Tableau 3-1)

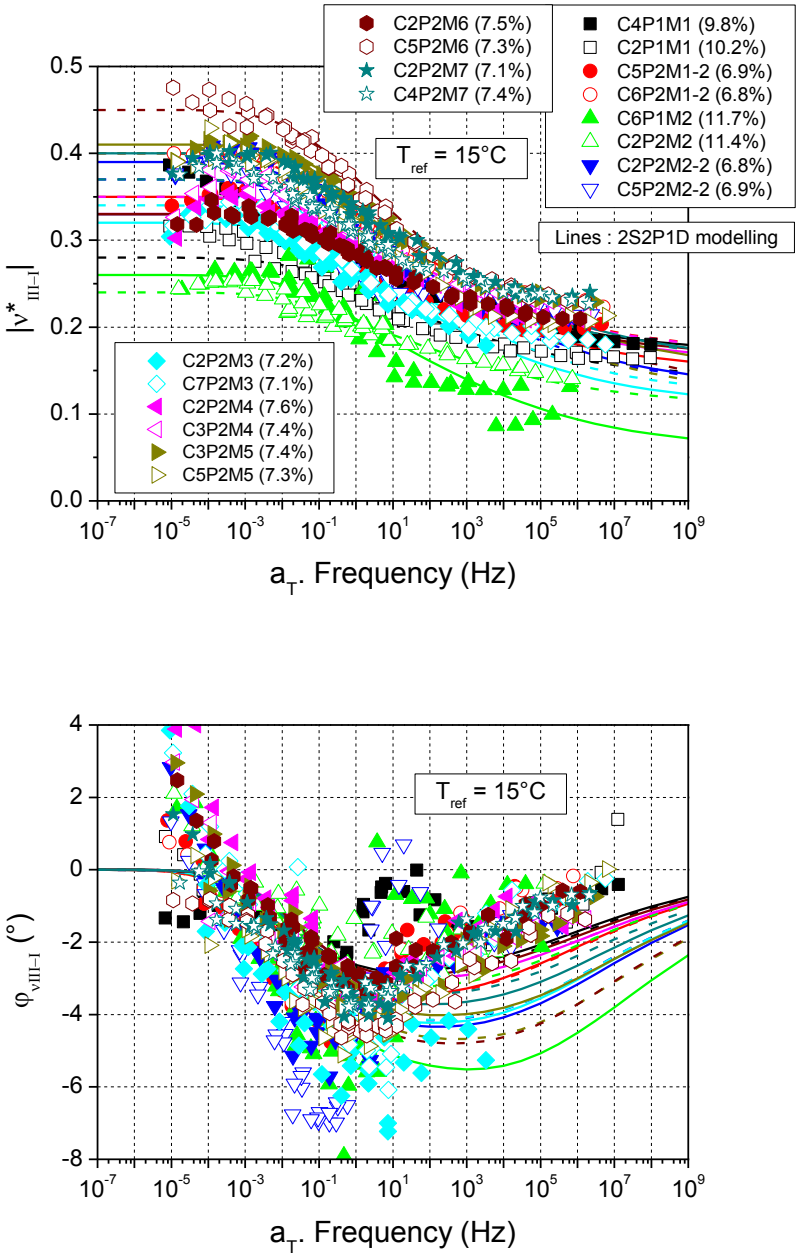


Figure 3-6. Courbes maîtresses du coefficient Poisson complexe dans la direction III (norme et angle de phase). La simulation utilise le modèle 2S2P1D (Tableau 3-1)

Les valeurs de la norme des coefficients de Poisson complexes décroissent avec la fréquence équivalente et sont pour la plupart concentrées de 0.2 à 0.5. Cela est identique aux résultats des autres auteurs [Nguyen M. 2009; Tapsoba 2012].

Des informations sur l'anisotropie des éprouvettes peuvent être obtenues en comparant les valeurs des coefficients de Poisson mesurés dans les deux directions radiales II et III. La Figure 3-7 présente les résultats expérimentaux de la norme du coefficient de Poisson complexe dans la direction II en fonction de celle dans la direction III.

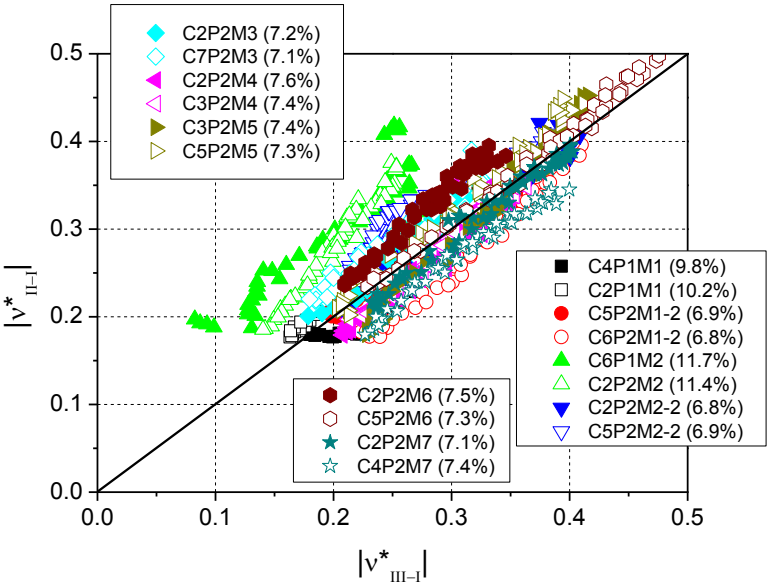


Figure 3-7. Norme des coefficients de Poisson complexe dans les directions II et III

On peut observer que la différence entre $|\nu^*_{II-I}|$ et $|\nu^*_{III-I}|$ est toujours inférieure à 0.1. Donc, on peut conclure que soit les matériaux sont isotropes transverses, soit l'anisotropie éventuelle n'affecte pas les valeurs de coefficient de Poisson. La valeur moyenne du coefficient de Poisson complexe ν^*_{av} peut alors être considérée à partir des valeurs obtenues dans les deux directions radiales II et III, en utilisant l'équation (3-6).

$$\nu^*_{av} = \frac{\nu^*_{II-I} + \nu^*_{III-I}}{2} \tag{3-6}$$

Les résultats obtenus pour les coefficients de Poisson complexes moyens (ν^*_{av}) sont présentés dans la Figure 3-8. Les courbes maîtresses de la norme et de l'angle de phase de ν^*_{av} sont tracées. On utilise les valeurs des coefficients de translation a_T, qui ont été déterminées pour le module complexe E*. La même température de référence 15°C est choisie. Une évolution similaire de ν^*_{av} avec une fréquence équivalente peut être observée pour tous les matériaux. Certaines différences apparaissent seulement pour les valeurs asymptotiques (à haute ou basse fréquence équivalente).

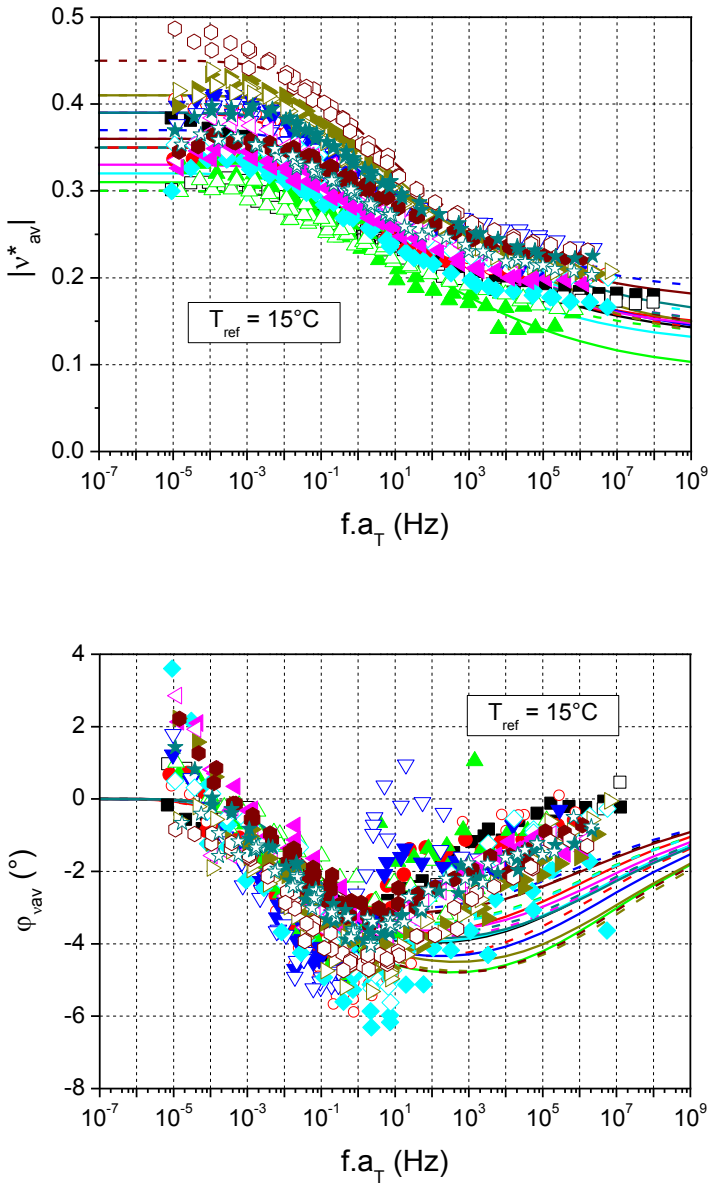


Figure 3-8. Courbes maîtresses du coefficient de Poisson complexe moyen (norme et angle de phase). La simulation utilise le modèle 2S2P1D (Tableau 3-1)

Les coefficients de translation a_T obtenus à partir de la construction des courbes maîtresses (de E*, de ν^*_{II-I}, de ν^*_{III-I} et de ν^*_{av}) de tous les matériaux testés sont présentés sur la Figure 3-9 en fonction de la température. Cette figure montre que les valeurs de a_T sont proches pour toutes les matériaux. Les coefficients C_1 et C_2, de l'équation WLF, sont donnés dans le Tableau 3-1.

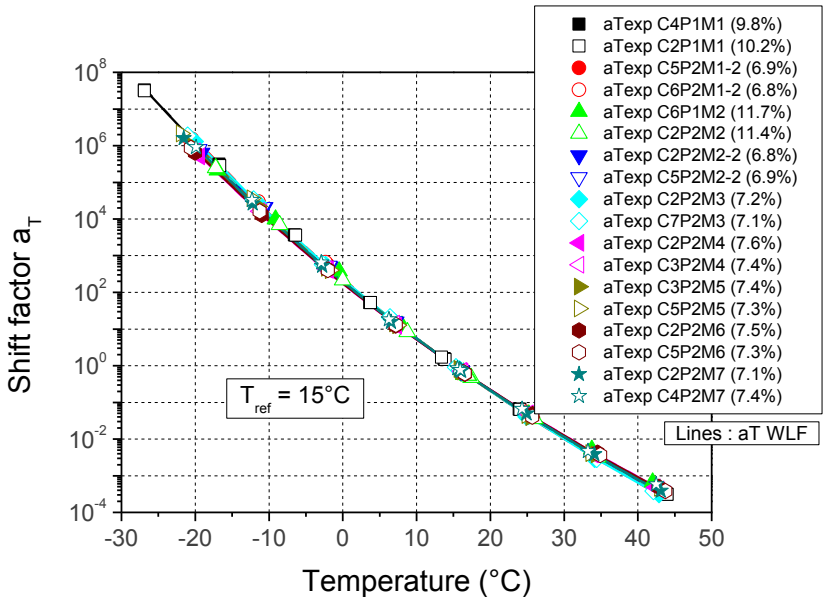


Figure 3-9. Coefficients de translation a_T expérimentaux des matériaux testés et calculés avec l'équation WLF (équation (2-15), Tableau 3-1).

Afin de donner une meilleure vue de la qualité des simulations effectuées avec le modèle 2S2P1D, la différence entre les données expérimentales et les valeurs calculées est présentée aux Figures 3-10 et 3-11. Sur la Figure 3-10, en ce qui concerne le module complexe, on observe que, pour les fréquences équivalentes supérieures à 10^{-4}, la différence entre les données expérimentales et les valeurs calculées est faible (inférieure à 5% pour la différence des logarithmes de la norme et inférieure à ±5° pour les angles de phase). La différence devient grande aux fréquences équivalentes inférieures, ce qui s'explique par la difficulté à obtenir des données fiables à haute température (> 45°C), et à calibrer correctement le modèle dans ce domaine. Concernant le coefficient de Poisson, les données tracées sur la Figure 3-11 sont plus dispersées. Ceci est expliqué par la haute précision requise pour les mesures du coefficient de Poisson complexe.

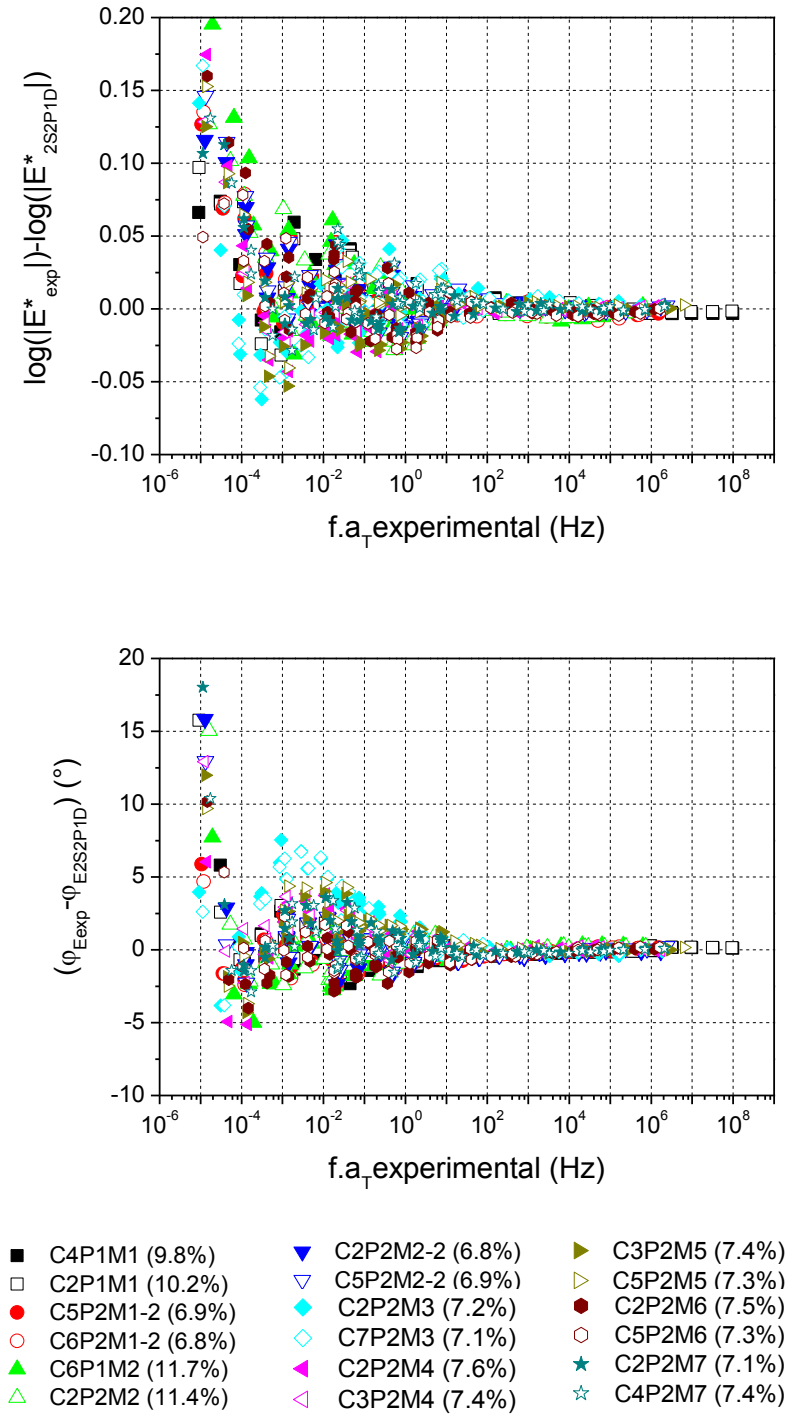


Figure 3-10. Différence entre les valeurs expérimentales et la simulation du modèle 2S2P1D pour les courbes maîtresses de la norme du module complexe (au-dessus) et pour les courbes maîtresses de l'angle de phase du module complexe (au-dessous)

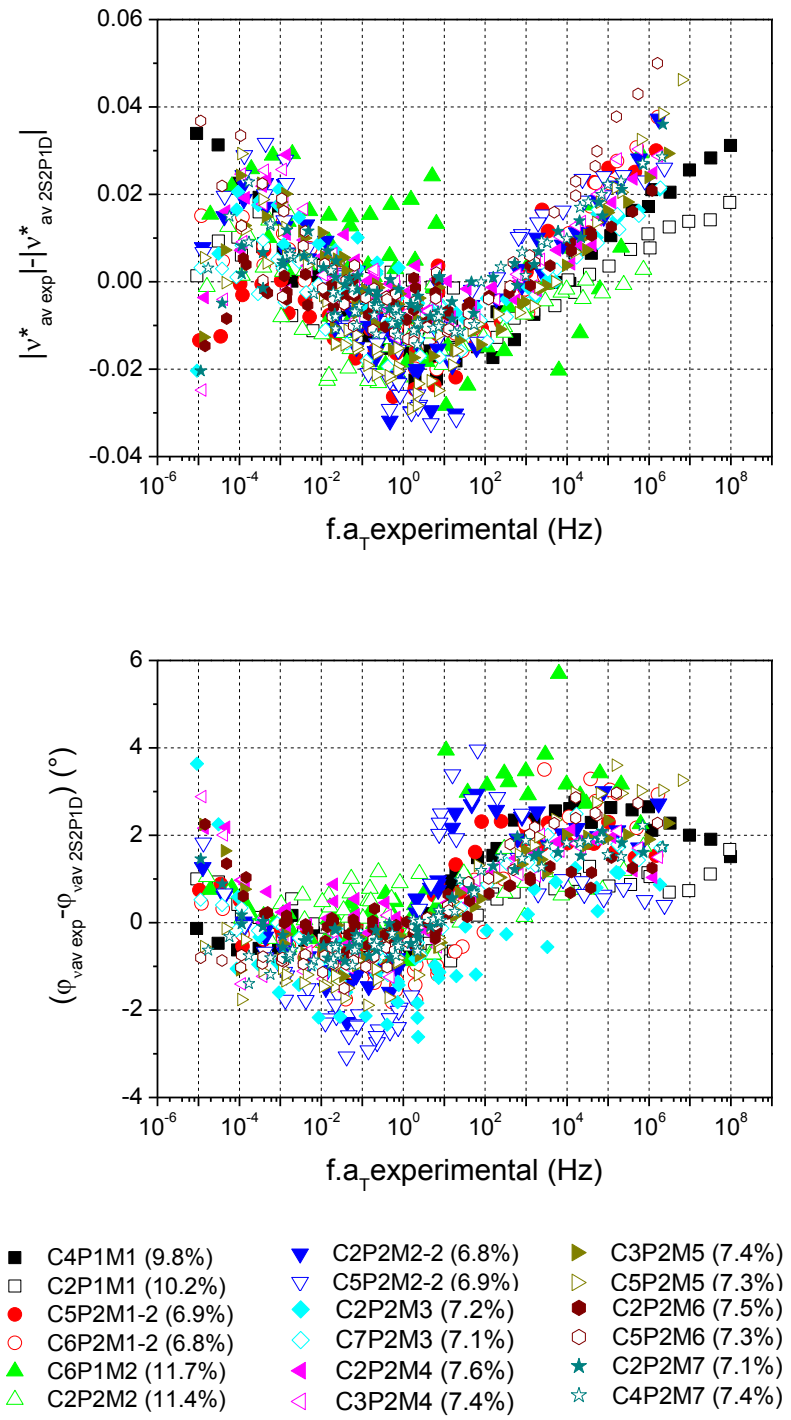


Figure 3-11. Différence entre les valeurs expérimentales et la simulation du modèle 2S2P1D pour les courbes maîtresses de la norme du coefficient de Poisson complexe moyen (au-dessus) et pour les courbes maîtresses de l'angle de phase du coefficient de Poisson complexe moyen (au-dessous)

3.2. Influence du pourcentage de vides

3.2.1. Sur les valeurs de E_0

E_0 est la valeur du module complexe lorsque $\omega \rightarrow \infty$. Deux éprouvettes ont été testées pour chaque matériau. Pour chaque essai, on obtient une valeur de E_0 et ces résultats sont présentés à la Figure 3-12. Les matériaux HM comprennent M1 (deux éprouvettes : 9.8% et 10.2% de vides) et M1-2 (deux éprouvettes : 6.9% et 6.8% de vides). Les matériaux HM30 comprennent M2 (deux éprouvettes : 11.7% et 11.4% de vides) et M2-2 (deux éprouvettes : 6.8% et 6.9% de vides) Ces deux types de matériaux permettent d'étudier l'influence du pourcentage de vides. La droite de régression du matériau HM et celle du matériau HM30 sont presque parallèles. Nous pouvons déduire que E_0 est influencée par le pourcentage de vides (environ -1515 MPa et -1608 MPa /1% de vides du matériau HM et HM30 respectivement).

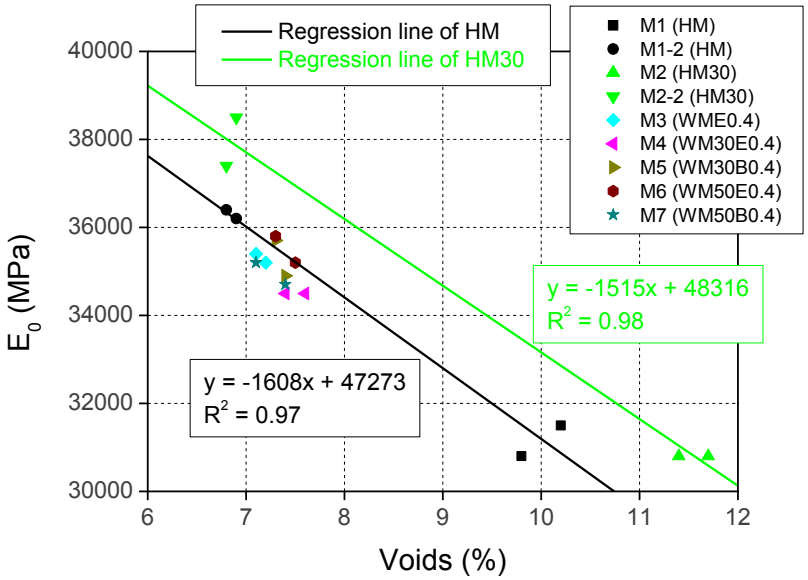


Figure 3-12. E_0 des éprouvettes au pourcentage de vides mesuré

Afin d'éliminer l'influence du pourcentage de vides, une valeur de E_0 corrigée est utilisée pour les comparaisons. On calcule la valeur E_0 des matériaux étudiés à 7.2% de vides qui est le pourcentage de vides moyen des éprouvettes testées des matériaux M1-2, M2-2, M3, M4, M5, M6 et M7. La correction appliquée est déterminée à l'aide de la droite de régression obtenue pour le matériau HM30 (Figure 3-13). Les valeurs obtenues sont présentées sur la Figure 3-14.

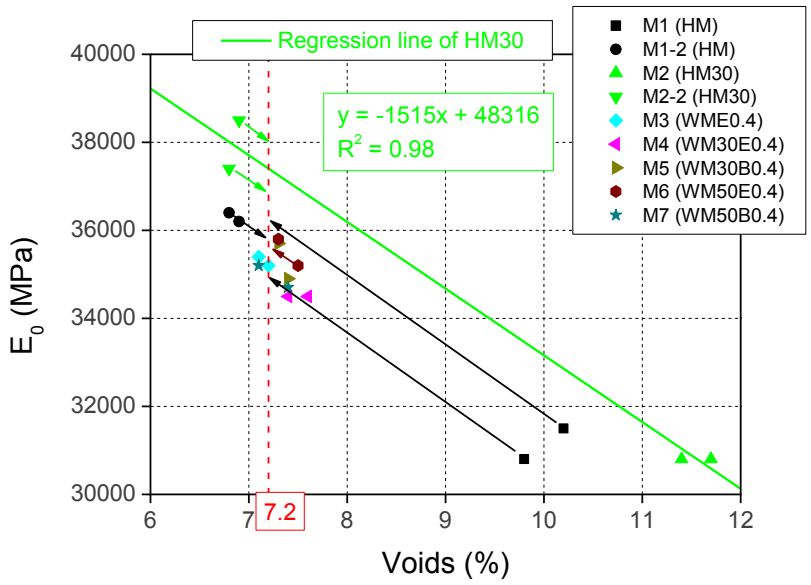


Figure 3-13. Correction des valeurs de E_0 des éprouvettes pour un pourcentage de vides égal à 7.2%

Sur la Figure 3-14, on présente les valeurs de E_0 corrigée à 7.2% de vides suivant l'ordre croissant de gauche à droite. Les valeurs moyennes ainsi que les valeurs maximum et minimum, correspondant à 2 ou 4 éprouvettes testées, sont présentées. Nous pouvons voir que le matériau HM30 (matériau à chaud avec 30% de RAP) est le plus performant. Les E_0 des autres matériaux sont comparables.

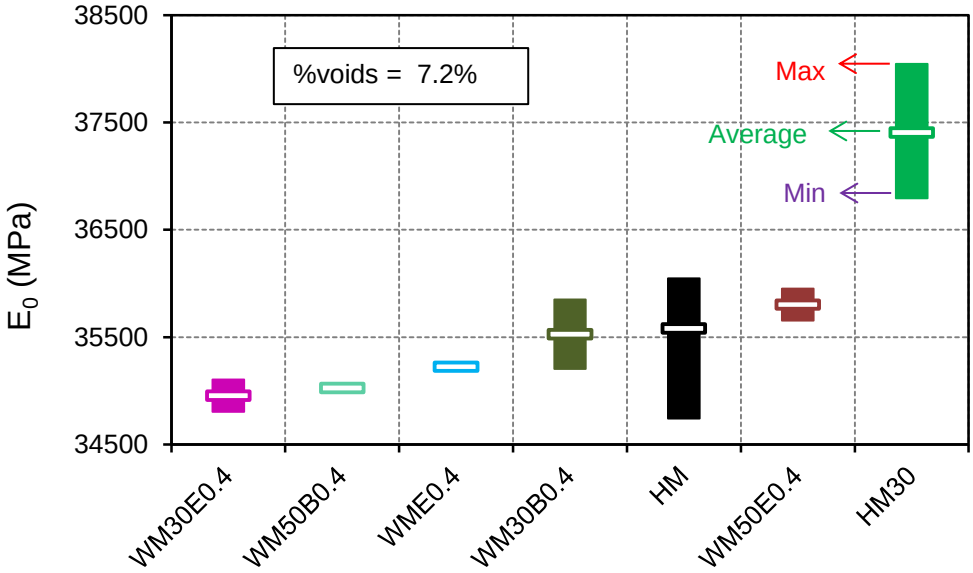


Figure 3-14. Valeurs moyenne, maximum et minimum de E_0 corrigé à 7.2% de vides

3.2.2. *Sur les valeurs de E_{00}*

E_{00} est la valeur du module complexe lorsque $\omega \rightarrow 0$. Deux éprouvettes ont été testées pour chaque matériau. Une valeur de E_{00} est obtenue pour chaque essai. Ces résultats sont présentés à la Figure 3-15. Il semble que E_{00} ne soit pas influencé par le pourcentage de vides. On pourra donc considérer que la valeur de E_{00} ne dépend pas du pourcentage de vides.

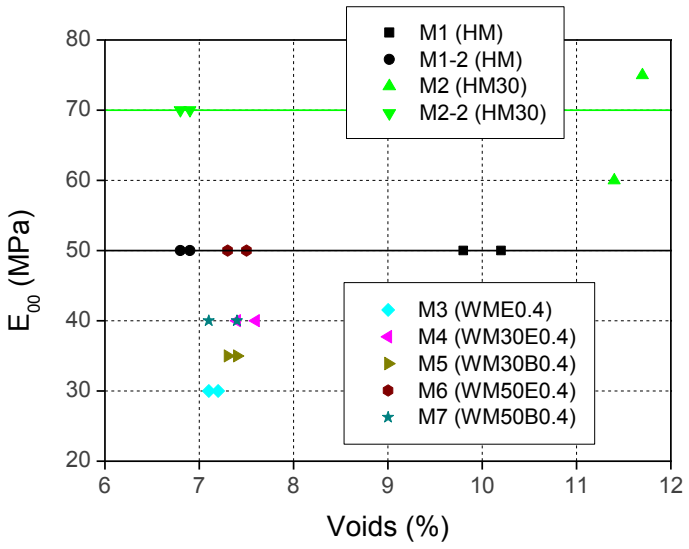


Figure 3-15. E_{00} en fonction du pourcentage de vides

3.2.3. *Sur les valeurs de ν_{av0}*

ν_{av0} est la valeur du coefficient de Poisson complexe moyen quand $\omega \rightarrow \infty$. Les résultats présentés ne montrent pas nettement d'influence du pourcentage de vides sur ν_{av0} (Figure 3-16).

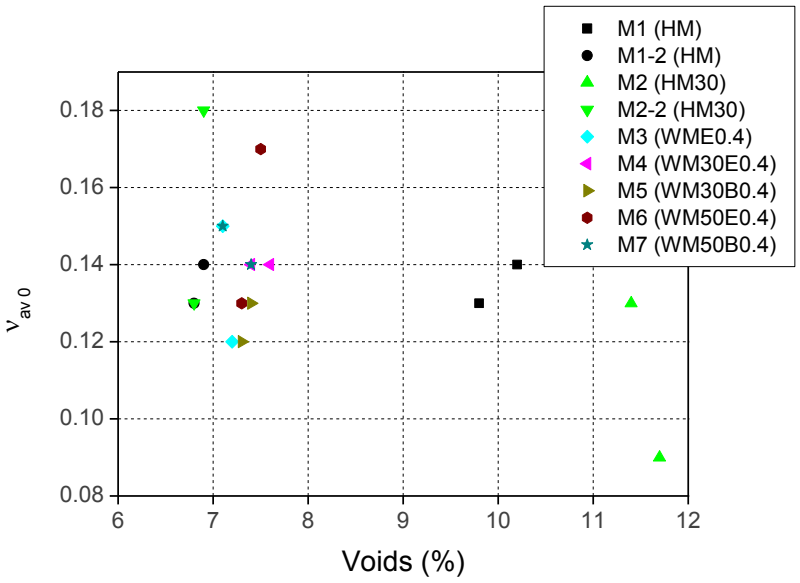


Figure 3-16. ν_{av0} en fonction du pourcentage de vides

3.2.4. *Sur les valeurs de ν_{av00}*

ν_{av00} est la valeur du coefficient de Poisson complexe quand $\omega \rightarrow 0$. En observant les résultats des matériaux HM et HM30, ν_{av00} semble influencé par le pourcentage de vides suivant une pente de -0,016 / 1% de vides (Figure 3-17). Cependant, cela reste à confirmer par d'autres mesures, compte tenu de la relative imprécision sur ce paramètre.

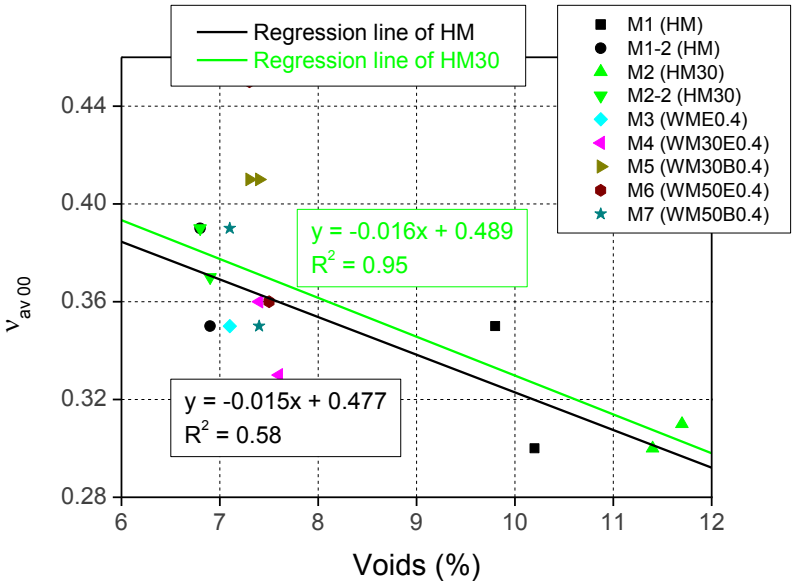


Figure 3-17. ν_{av00} en fonction du pourcentage de vides

3.3. Influence du pourcentage de RAP

On a sélectionné trois paramètres (E_0, E_{00}, |E*| à 15°C et 10Hz) pour analyser l'influence du pourcentage de RAP en fonction des matériaux étudiés. Le paramètre |E*| à 15°C et 10Hz a été obtenu par le modèle 2S2P1D. On distingue deux groupes d'enrobés pour la comparaison : à chaud (matériaux M1-2(HM) et M2-2(HM30)) et tièdes (matériaux M3(WME0.4), M4(WM30E0.4), M5(WM30B0.4), M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)).

Avec les enrobés à chaud, E_0 augmente quand le pourcentage de RAP augmente (Figure 3-18). Mais, cela n'est pas clair avec les enrobés tièdes. Les valeurs de E_0 des enrobés avec 30% RAP et 50% RAP sont dispersées, et on peut considérer que E_0 n'est pas trop influencé par le pourcentage de RAP pour ces enrobés tièdes (Figure 3-19).

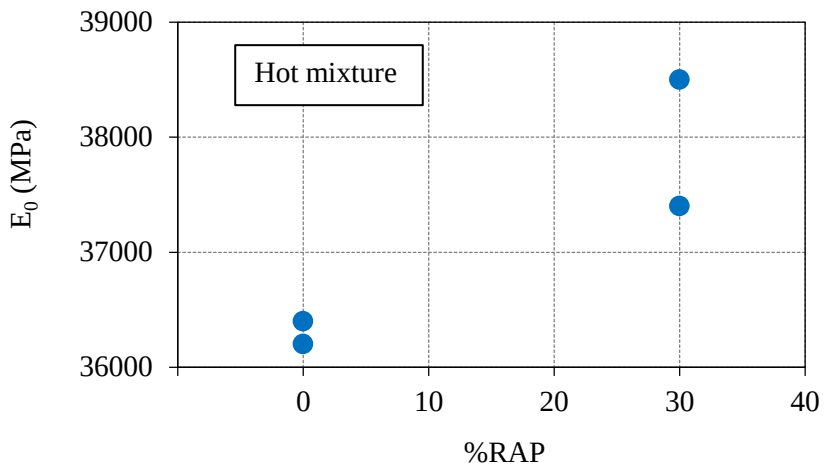


Figure 3-18. Valeur de E_0 en fonction du pourcentage de RAP pour les enrobés à chaud

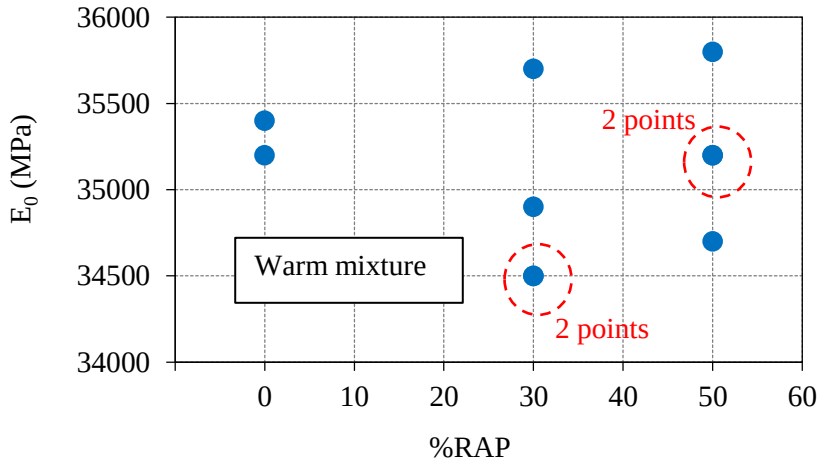


Figure 3-19. Valeur de E_0 en fonction du pourcentage de RAP pour les enrobés tièdes (les points entourés représentent les résultats de 2 essais qui se superposent)

Les Figures 3-20 et 3-21 montrent nettement une augmentation du module statique E_{00} en fonction du pourcentage de RAP. Ceci est valable pour les enrobés à chaud et également pour les enrobés tièdes.

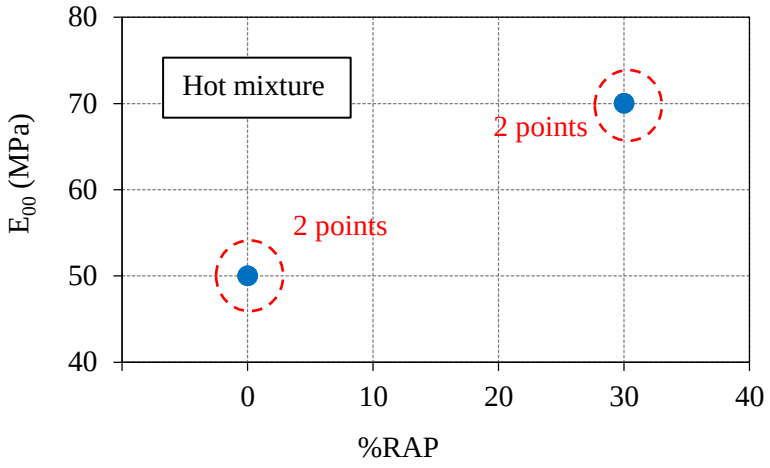


Figure 3-20. Valeur E00 en fonction du pourcentage de RAP pour les enrobés à chaud (les points entourés représentent les résultats de 2 essais qui se superposent)

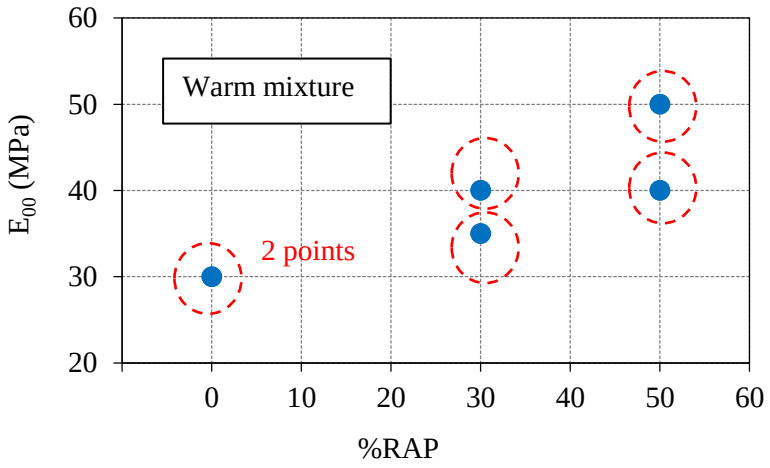


Figure 3-21. Valeur E00 en fonction du pourcentage de RAP pour les enrobés tièdes (les points entourés représentent les résultats de 2 essais qui se superposent)

- Norme du module complexe |E*| à 15°C et 10Hz :

Cette valeur est utilisée dans le dimensionnement des chaussées en France. Ces résultats sont également présentés par González-León de Arkéma [González-León et al. 2014].

On observe que |E*| à 15°C et 10Hz diminue légèrement (moins de 5%) quand le pourcentage de RAP augmente avec les enrobés à chauds (Figure 3-39). Par contre, avec les enrobés tièdes, |E*| n'est pas corrélé avec le pourcentage de RAP (Figure 3-40). Les valeurs |E*| à 15°C et 10Hz de tous les enrobés étudiés (à chaud et tièdes) sont plus grandes que 9000 MPa. La norme est donc satisfaite du point de vue de la rigidité pour des enrobés grave bitume 3.

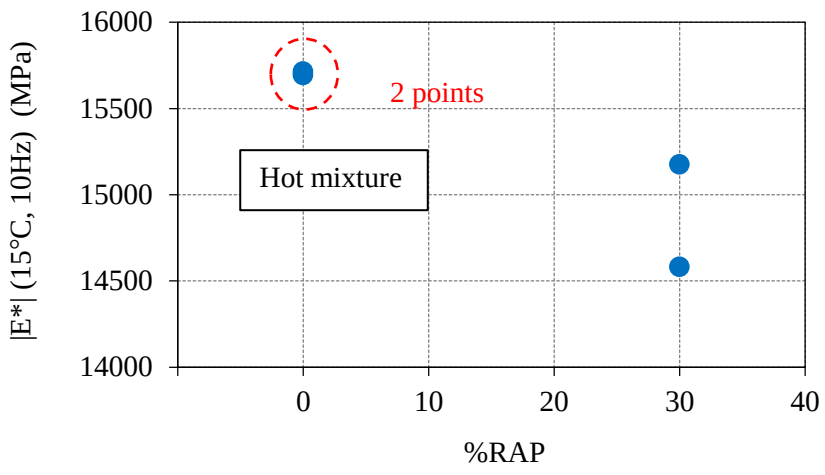


Figure 3-22. Valeur |E| à 15°C, 10Hz en fonction du pourcentage de RAP pour les enrobés à chaud (le point entouré représente les résultats de 2 essais qui se superposent)*

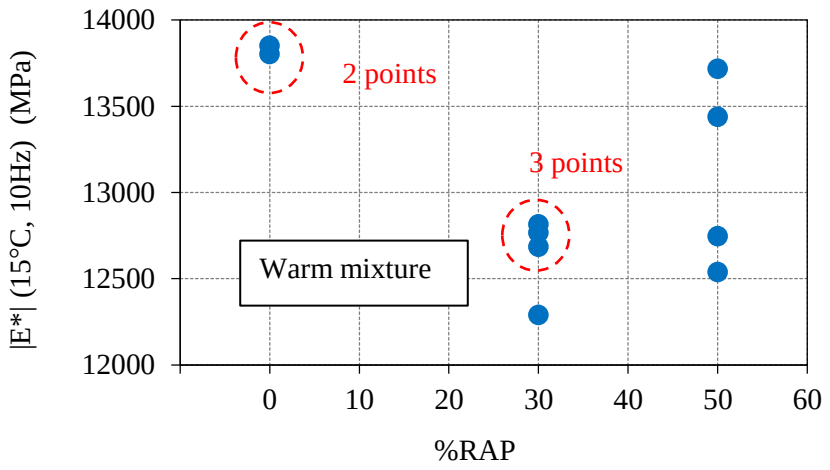


Figure 3-23. Valeur |E| à 15°C, 10Hz en fonction du pourcentage de RAP pour les enrobés tièdes*

3.4. Influence du type d'additif

Dans cette partie, on compare l'influence de deux types d'additifs (ETIMA et ETIMA-BIO) sur la rigidité des matériaux. Pour la comparaison, on sélectionne deux groupes de matériaux : les matériaux tièdes avec 30% de RAP (M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)) et ceux tièdes avec 50% de RAP (M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)). On utilise trois paramètres (E_0, E_{00}, |E*| à 15°C et 10Hz) pour la comparaison.

- Valeur du module complexe instantané E_0 :

Les valeurs E_0 sont proches quand on utilise ces deux additifs (Figures 3-24 et 3-25) pour tous les enrobés tièdes avec RAP (30% et 50%). La différence est de moins de 3%. D'autre part, on observe qu'avec une augmentation du pourcentage de RAP (de 30% à 50%), les valeurs de E_0 des

enrobés utilisant l'additif ETIMA augmente un peu (34500 MPa contre 35200 MPa et 35800 MPa). Cela n'est pas clair avec l'additif ETIMA-BIO (34900 MPa et 35700 MPa contre 35200 MPa et 34700 MPa).

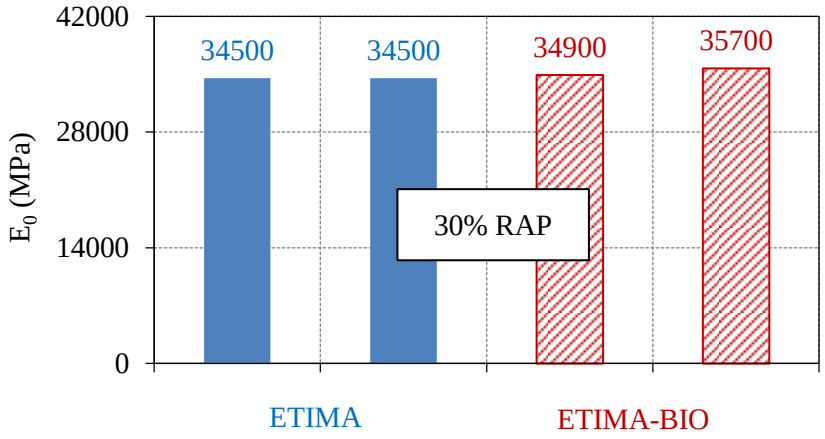


Figure 3-24. Valeur E_0 des enrobés tièdes avec 30% de RAP et additifs différents (ETIMA et ETIMA-BIO)

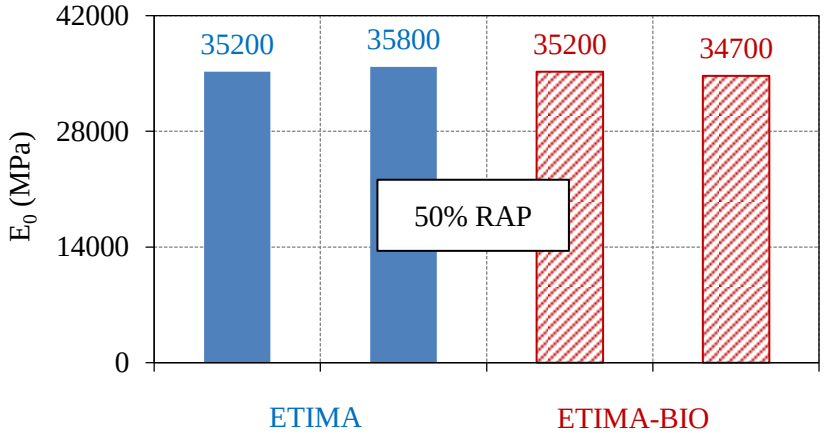


Figure 3-25. Valeur E_0 des enrobés tièdes avec 50% de RAP et deux additifs différents (ETIMA et ETIMA-BIO)

- Valeur du module statique E_{00} :

Les Figures 3-26 et 3-27 montrent que la différence entre les valeurs de E_{00} des enrobés avec ETIMA et celles avec ETIMA-BIO est de 15% (respectivement 25%) pour les enrobés avec 30% de RAP (respectivement 50% de RAP). L'additif ETIMA semble plus performant que l'additif ETIMA-BIO dans ce cas.

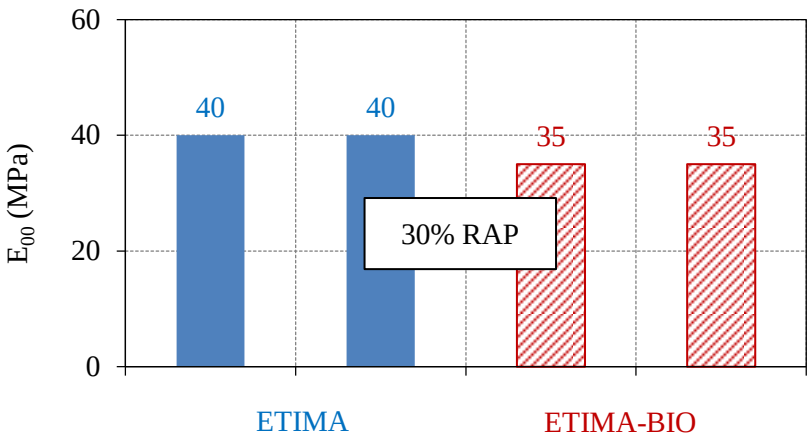


Figure 3-26. Valeur E_{00} des enrobés tièdes avec 30% de RAP et deux additifs différents (ETIMA et ETIMA-BIO)

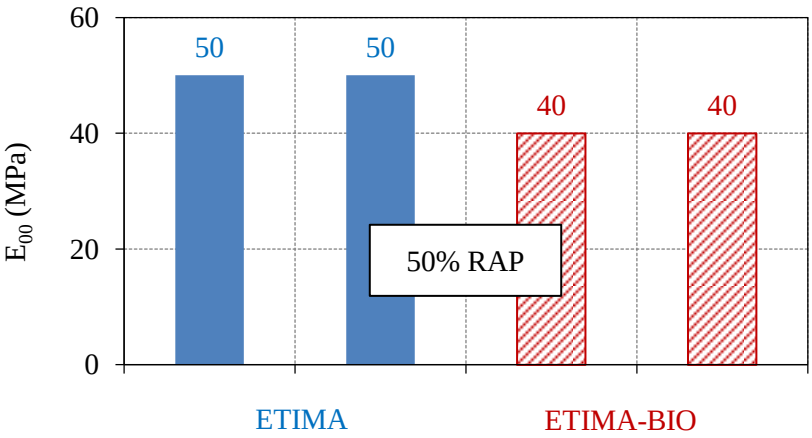


Figure 3-27. Valeur E_{00} des enrobés tièdes avec 50% de RAP et deux additifs différents (ETIMA et ETIMA-BIO)

- Norme du module complexe |E*| à 15°C et 10Hz :

Pour les enrobés avec 30% de RAP, les valeurs de |E*| à 15°C et 10Hz semblent identiques avec ces deux additifs. La différence est inférieure à 3% (Figure 3-28). Pour les enrobés avec 50% de RAP, l'utilisation d'additif ETIMA est plus efficace que celle d'additif ETIMA-BIO. La différence observée est de plus de 7%.

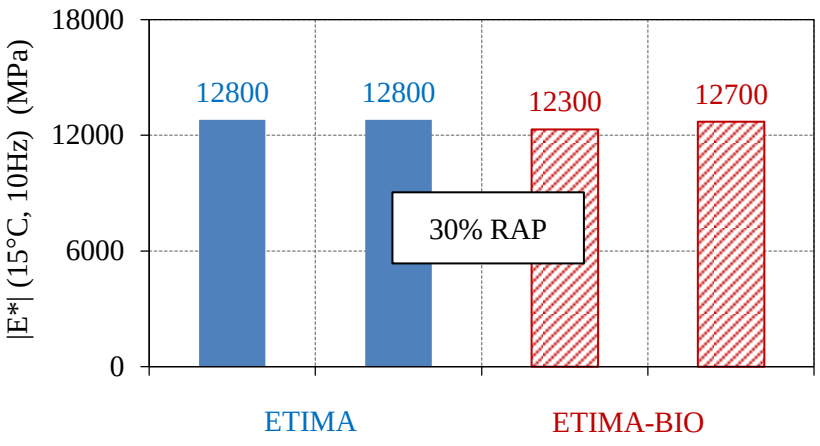


Figure 3-28. Valeur |E| à 15°C, 10 Hz des enrobés tièdes avec 30% de RAP et deux additifs différents (ETIMA et ETIMA-BIO)*

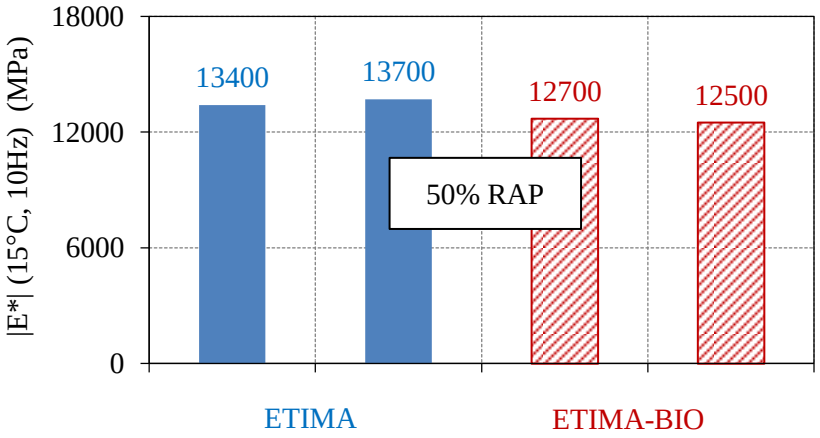


Figure 3-29. Valeur |E| à 15°C, 10 Hz des enrobés tièdes avec 50% de RAP et deux additifs différents (ETIMA et ETIMA-BIO)*

3.5. Influence du procédé de fabrication des enrobés

Dans cette partie, on évalue les deux procédés de fabrication chaude et tiède. Deux groupes distincts de matériaux sont comparés : sans RAP (matériaux M1-2(HM) et M3(WME0.4)) et avec 30% de RAP (matériaux M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)). Trois paramètres (E_0, E_{00}, |E*| à 15°C et 10Hz) sont choisis pour la comparaison.

- Valeur du module complexe instantané E_0 :

Pour les matériaux sans RAP, les valeurs de E_0 des enrobés tièdes sont comparables à celles des enrobés à chaud (la différence ~2.5%) (Figure 3-30). Dans ce cas, on peut dire que le procédé de fabrication à chaud peut être remplacé par la méthode tiède pour les enrobés sans RAP. Cependant, avec 30% de RAP, les enrobés à chaud sont plus rigides de 8.5% que ceux tièdes (Figure 3-31).

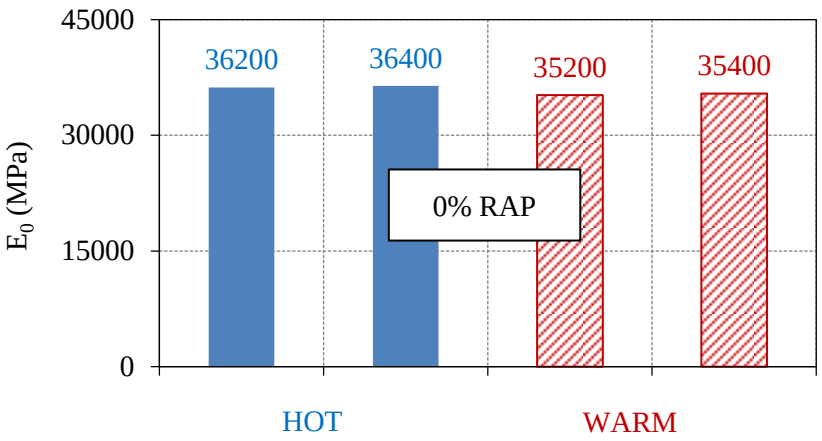


Figure 3-30. Valeur E_0 des enrobés sans RAP et deux procédés de fabrication différents (chaud et tiède)

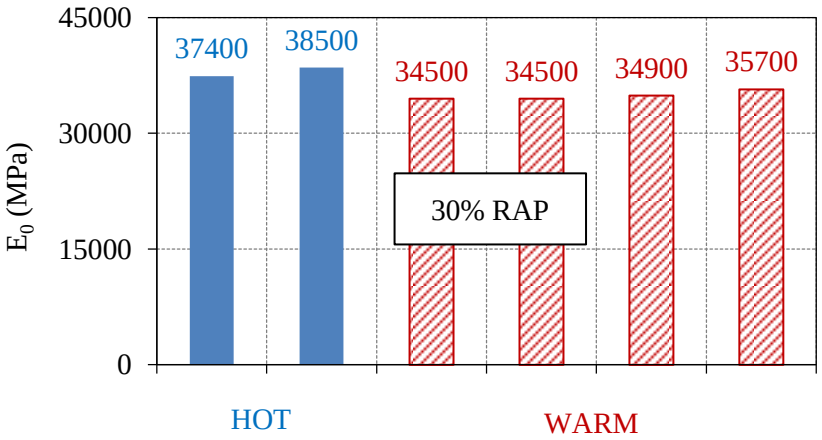


Figure 3-31. Valeur E_0 des enrobés avec 30% de RAP et deux procédés de fabrication différents (chaud et tiède)

- Valeur du module statique E_{00} :

Les Figures 3-32 et 3-33 montrent que les modules à très basse fréquence et très haute température des enrobés à chaud sont plus élevés que ceux des enrobés tièdes, ce qui induit un meilleur comportement de ces matériaux dans ce domaine.

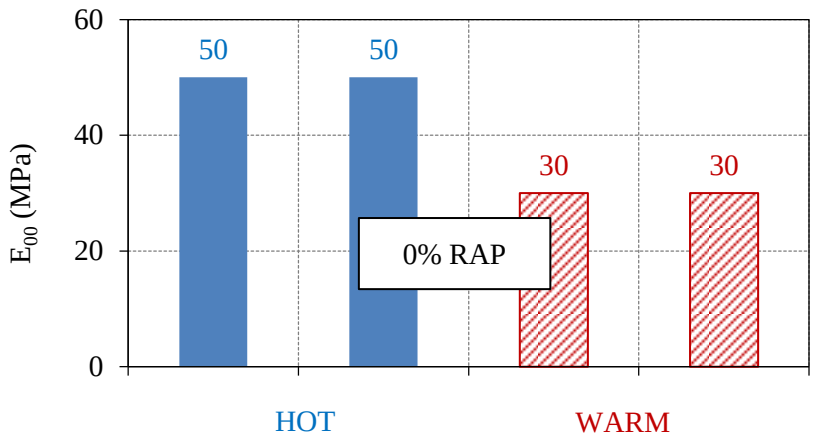


Figure 3-32. Valeur E_{00} des enrobés sans RAP et deux procédés de fabrication différents (chaud et tiède)

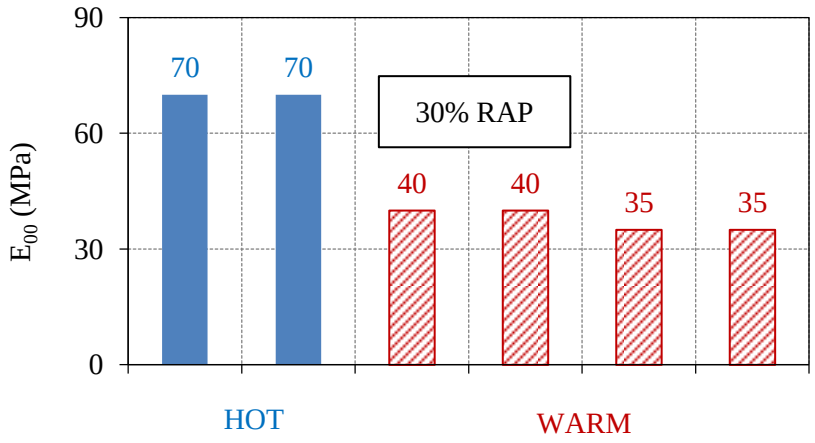


Figure 3-33. Valeur E_{00} des enrobés avec 30% de RAP et deux procédés de fabrication différents (chaud et tiède)

- Norme du module complexe |E*| à 15°C et 10Hz :

Les valeurs sont plus élevées pour les enrobés à chaud que pour les enrobés tièdes. La différence est d'environ 14% (respectivement 18%) pour les enrobés sans RAP (respectivement avec 30% de RAP).

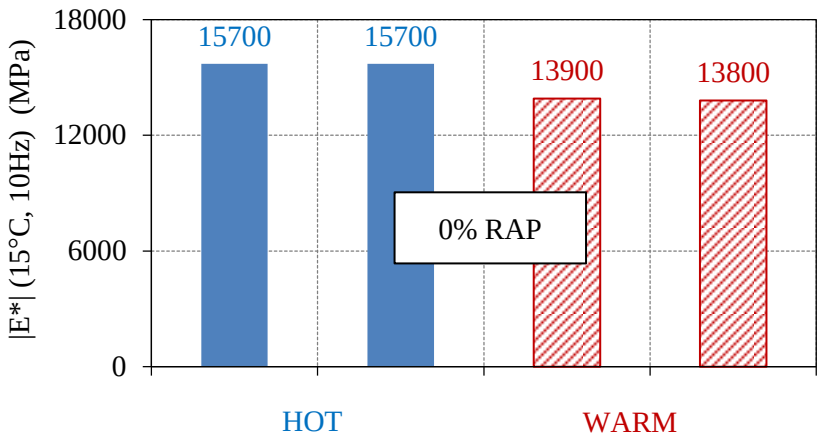


Figure 3-34. Valeur |E| à 15°C, 10 Hz des enrobés sans RAP et deux procédés de fabrication différents (chaud et tiède)*

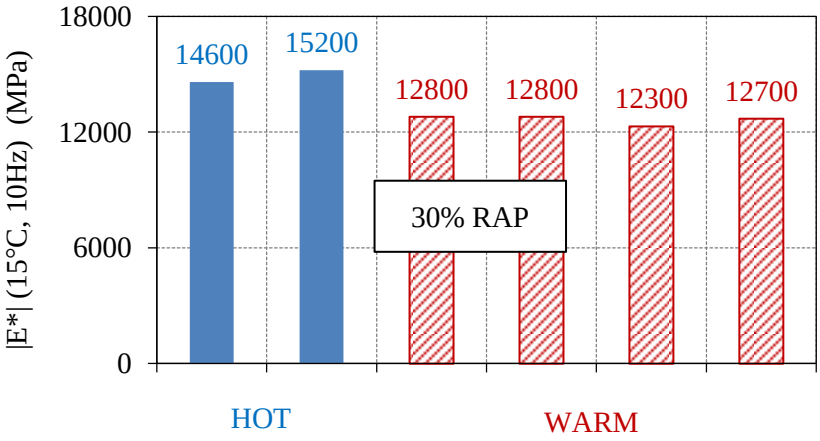


Figure 3-35. Valeur |E| à 15°C, 10 Hz des enrobés avec 30% de RAP et deux procédés de fabrication différents (chaud et tiède)*

3.6. Valeurs normalisées

Afin de comparer les matériaux, un module complexe normalisé peut être calculé dont l'expression est :

$$E^*_{nor} = \frac{E^* - E_{00}}{E_0 - E_{00}} \qquad (3\text{-}7)$$

Le comportement viscoélastique de chaque matériau peut être observé, sans l'influence des valeurs asymptotiques E_0 et E_{00}, qui sont fonction des caractéristiques du squelette granulaire, et surtout du pourcentage de vides.

Les mêmes représentations que E * peuvent être utilisées pour E^*_{nor}, à savoir le plan de Cole-Cole, l'espace de Black (Figure 3-36) et les courbes maîtresses (Figure 3-37). La Figure 3-36 montre qu'aucune différence n'est visible entre tous les matériaux. L'influence du bitume sur le comportement des différents matériaux est la même si la température ou la fréquence n'est pas prise en compte. Sur les courbes maîtresses quelques petites différences peuvent être remarquées. Mais en choisissant une température de référence différente pour chaque matériau, il est possible de superposer toutes les courbes, comme le montre la Figure 3-37. Sur cette figure, la courbe choisie comme référence est calculée avec le modèle 2S2P1D. Elle correspond à la courbe obtenue avec une valeur τ=0.2 et des valeurs de k, h, δ, β identiques pour tous les matériaux (Tableau 3-1).

Le coefficient de Poisson complexe moyen normalisé peut également être calculé, avec l'expression :

$$\nu^*_{nor} = \frac{\nu^*_{av} - \nu_{00}}{\nu_0 - \nu_{00}} \tag{3-8}$$

Sur la Figure 3-38, la courbe maîtresse du coefficient de Poisson complexe moyen normalisé est également tracée avec la courbe maîtresse du module complexe normalisé. Pour chaque matériau, la même température de référence a été choisie comme celle dans la Figure 3-37. Une très bonne superposition est obtenue pour le module complexe normalisé. On observe un peu plus de dispersion sur la courbe du coefficient de Poisson complexe normalisé. Les résultats montrent que les paramètres k, h, δ, β, qui ne dépendent que des caractéristiques du bitume, permettent de modéliser les propriétés des enrobés, en s'affranchissant de E_0, E_{00}, ν_0 et ν_{00}.

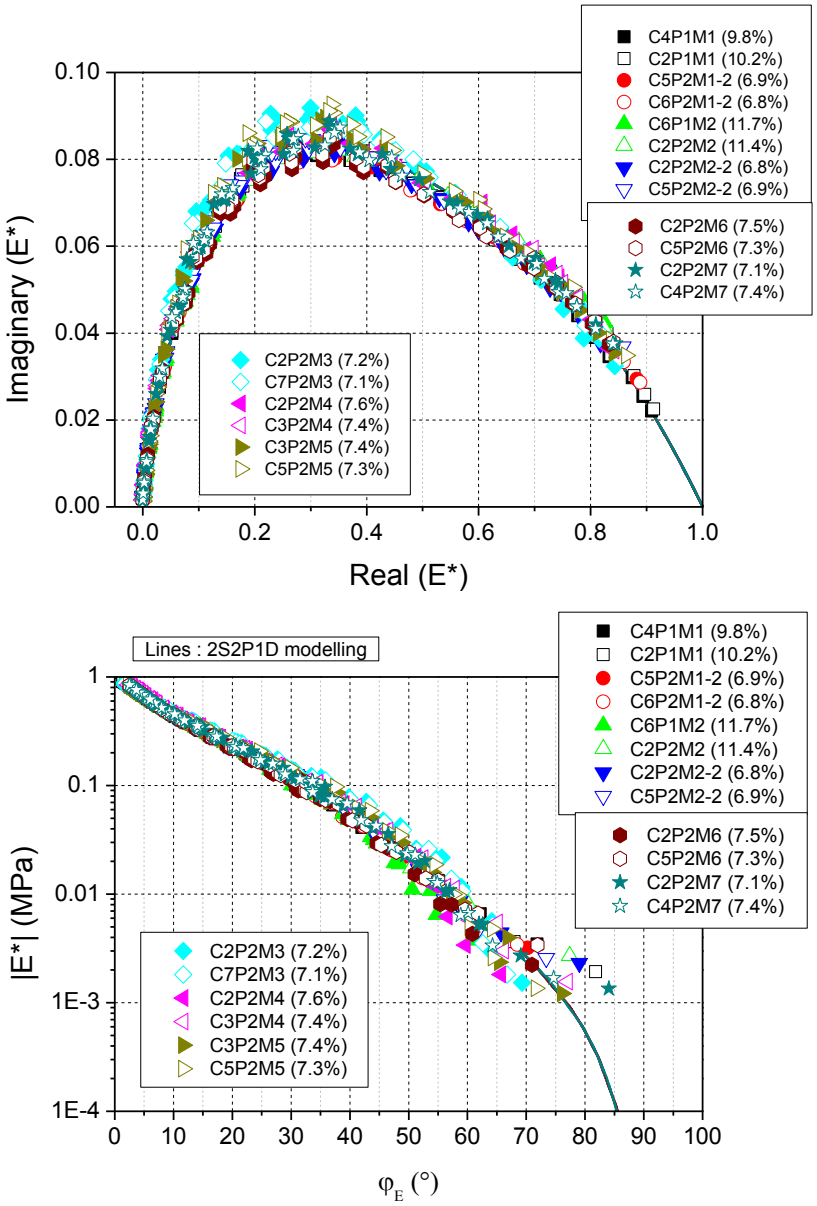


Figure 3-36. Courbes normalisées du module complexe dans le plan de Cole-Cole et l'espace de Black

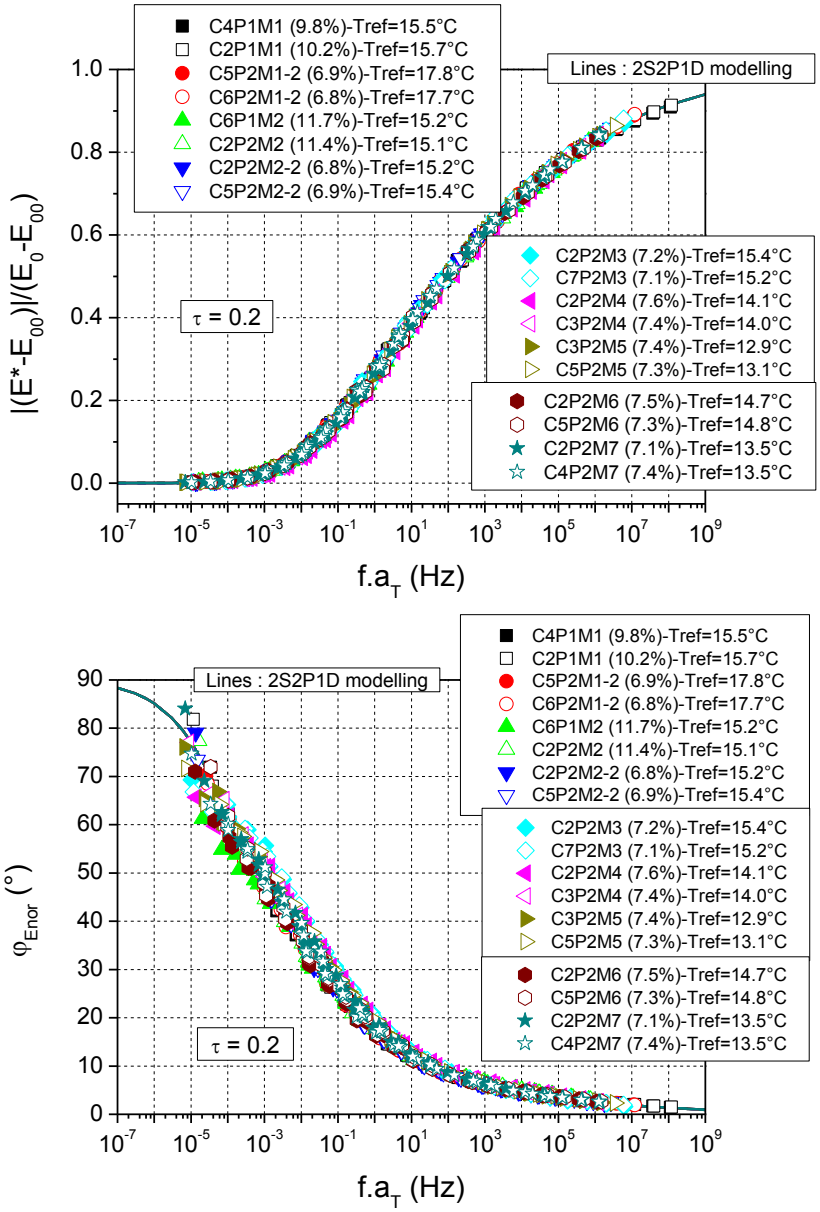


Figure 3-37. Courbes maîtresses du module complexe normalisée E^*_{nor} (norme et angle de phase)

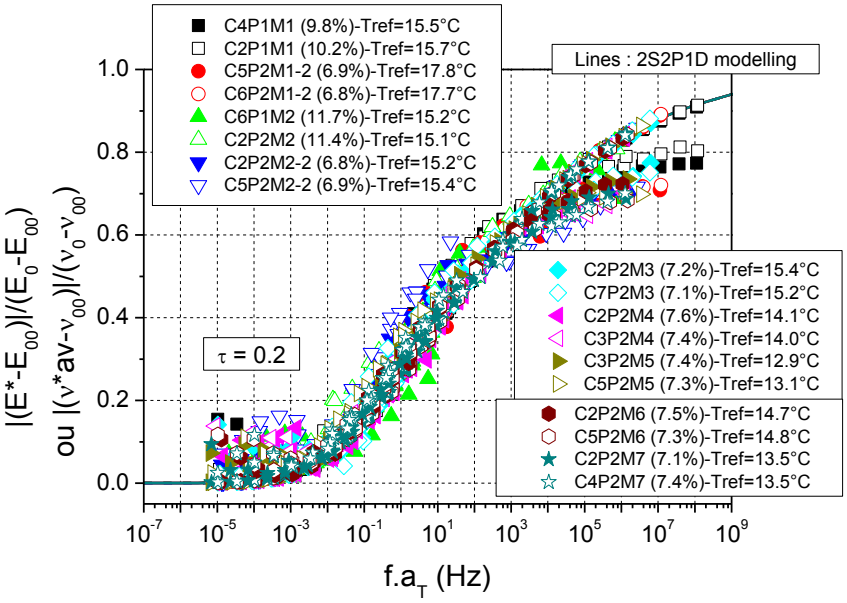


Figure 3-38. Courbes normalisées de la norme du module complexe et du coefficient de Poisson complexe moyen

Comme expliqué précédemment, il est possible de superposer les modules complexes normalisés (et les coefficients de Poisson complexes moyens normalisés), en choisissant une température de référence différente pour chaque matériau. Compte tenu du modèle 2S2P1D, la translation de l'axe des fréquences équivalentes peut être obtenue en changeant la valeur τ_0 à une température de référence de 15° C. La variation de ce paramètre τ_0 ou la variation correspondante de la température de référence choisie (pour τ_0 = 0.2) peut être étudiée en fonction des matériaux. Ces paramètres sont représentés graphiquement en fonction du pourcentage de vides des matériaux testés dans la Figure 3-39.

Aucune différence significative n'apparaît entre tous les matériaux (sauf matériau M1-2) compte tenu de ces paramètres. En outre, les deux matériaux M2 et M2-2, qui ne diffèrent que par leurs pourcentages de vides, ont la même valeur τ_0. Ceci indique que valeur de τ_0 (ou de la température de référence correspondante) peut être considérée comme indépendante du pourcentage de vides pour les matériaux étudiés (ayant la même granulométrie des granulats et un bitume avec la même pénétration). Après enquête pour expliquer le résultat différent du matériau M1-2, il semble que le bitume vierge utilisé pour la fabrication du matériau M1-2 était plus rigide que prévu (mesurées par les entreprises Arkema et Malet). Un vieillissement du bitume s'est produit en raison du retard de fabrication du matériau M1-2.

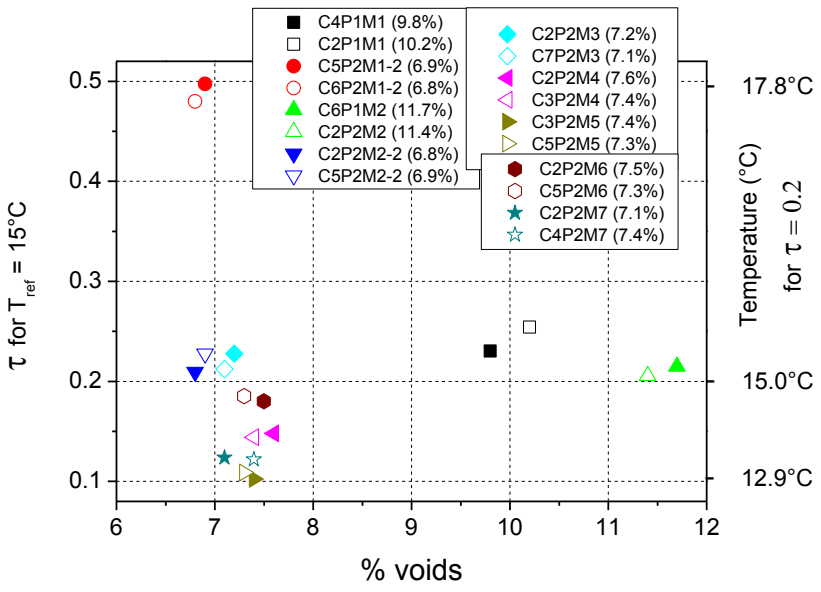


Figure 3-39. τ et température de référence en fonction du pourcentage de vides

3.7. Répétabilité

On a réalisé deux essais pour chaque matériau afin de vérifier la répétabilité. Les différences entre les deux essais sur chaque matériau ont été calculées pour les valeurs expérimentales de la norme et de l'angle de phase du module complexe. On a comparé également les résultats de la norme et de l'angle de phase du coefficient de complexe de Poisson dans la direction radiale II, III ainsi que sa moyenne. Pour comparer les résultats expérimentaux de deux essais, il faut tout d'abord vérifier que les températures d'essai sont suffisamment proches. On calcule donc l'écart de température ($\Delta T = T_2 - T_1$) entre 2 essais pour chaque module mesuré (chaque température et chaque fréquence). Les résultats sont présentés à la Figure 3-40. Ici, T_1 et T_2 sont respectivement la température dans le premier essai et le deuxième essai de chaque matériau. Les coefficients de translation a_T utilisés pour présenter la courbe ΔT en fonction de la fréquence équivalente sont les coefficients a_T obtenus dans le deuxième test. Sur la Figure 3-40, on se rend compte que l'écart de température entre deux essais peut dépasser ±0.5°C pour certain isothermes. Dans ce cas il n'est pas possible de comparer directement les paramètres mesurés sans envisager de corriger les effets de la température.

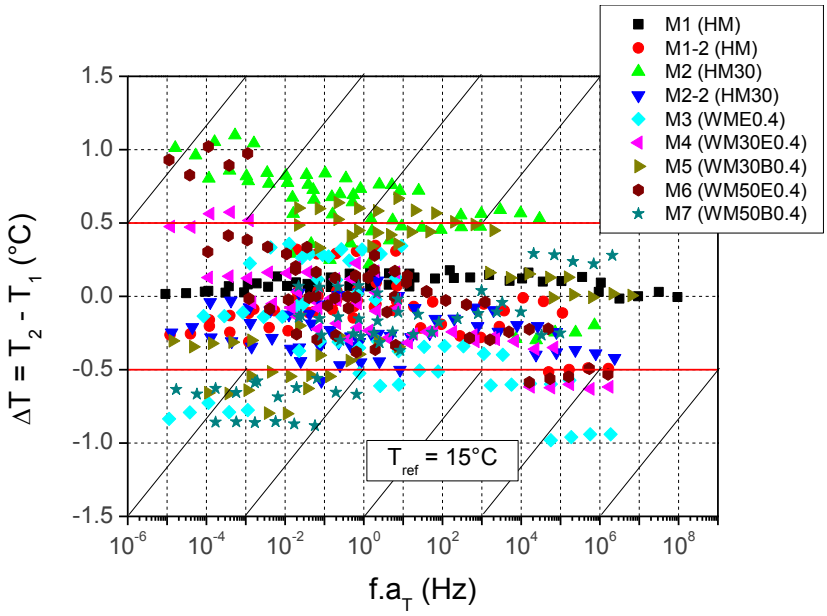


Figure 3-40. Ecart de température entre les deux essais de module complexe (pour chaque température et chaque fréquence) pour chaque matériau

Pour la suite, les données expérimentales entre 2 essais ne sont comparées directement que si elles n'ont été obtenues pour des températures qui ne diffèrent pas de plus de 0.5°C (comme indiqué sur la Figure 3-40). Pour comparer les normes du module complexe, on a calculé le paramètre (2 ($|E^*_{exp2}|$ - $|E^*_{exp1}|$) / ($|E^*_{exp1}|$ + $|E^*_{exp2}|$)). $|E^*_{exp1}|$ et $|E^*_{exp2}|$ sont respectivement la norme du module complexe dans le premier essai et le deuxième essai de chaque matériau. Pour la comparaison de l'angle de phase, nous utilisons le paramètre (φ_{E2}- φ_{E1}). Ici, φ_{E1} et φ_{E2} sont respectivement l'angle de phase du module complexe dans le premier essai et le deuxième essai. Les résultats sont présentés dans la Figure 3-41. On observe que la plupart des valeurs (2($|E^*_{exp2}|$ - $|E^*_{exp1}|$) / ($|E^*_{exp1}|$ + $|E^*_{exp2}|$)) sont dans l'intervalle [-0.1; 0.1]. Pour la différence (φ_{Eexp2}-φ_{Eexp1}), tous les points sont dans l'intervalle [-1.5 °; 1.5 °]. Si l'on considère les écarts de température suffisamment faibles pour être négligés (intérieurs à 0.5°C), les résultats montrent une bonne répétabilité des essais pour le module complexe.

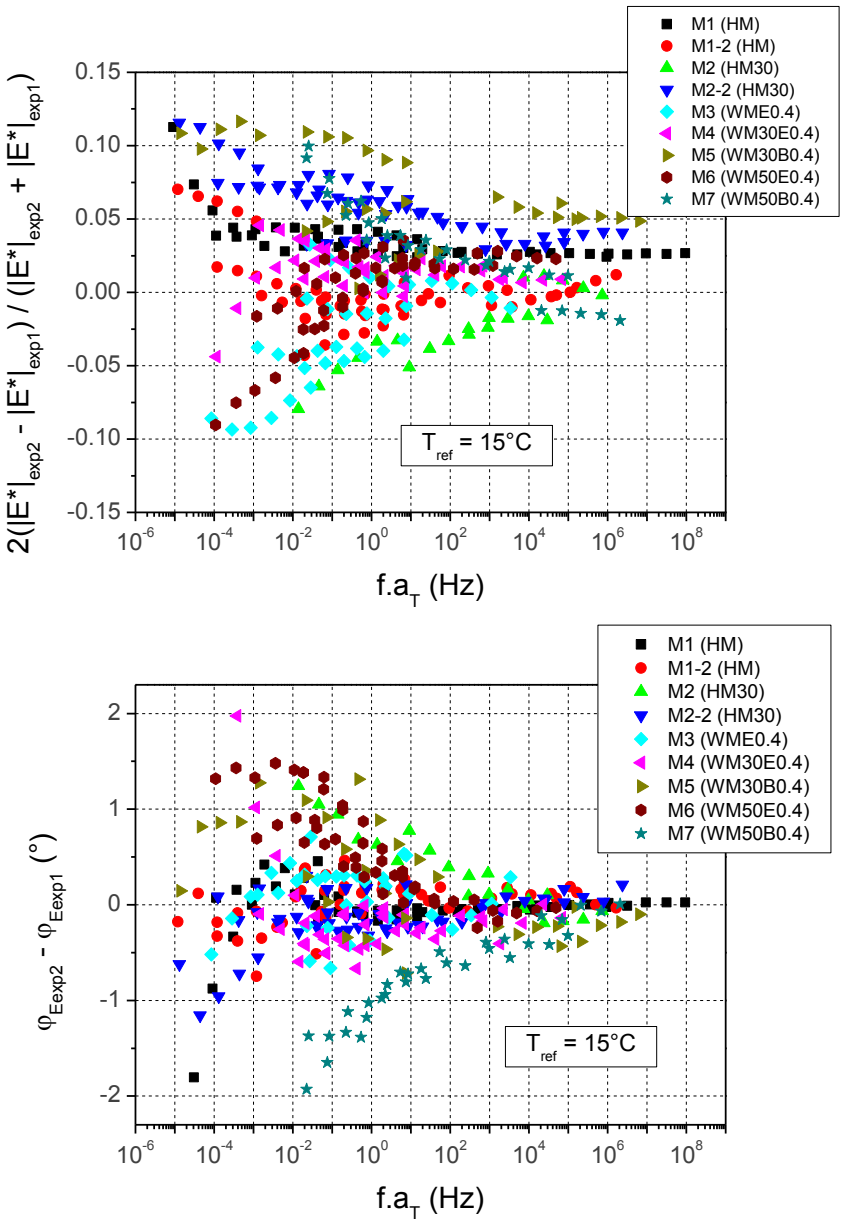


Figure 3-41. Différence entre les valeurs expérimentales de deux essais en double (norme et angle de phase du module complexe)

Pour la comparaison du coefficient de Poisson complexe, on utilise le coefficient de Poisson complexe moyen (sans distinguer la direction II ou III). Nous utilisons le paramètre ($|\nu^*_{av2}|$ - $|\nu^*_{av1}|$) pour la comparaison de la norme du coefficient de Poisson complexe dans le premier essai et le deuxième essai, et (φ_{vav2} - φ_{vav1}) pour la comparaison des angles de phase du coefficient de Poisson complexe. Toutes les valeurs ($|\nu^*_{av2}|$ - $|\nu^*_{av1}|$) sont dans l'intervalle [-0.08; 0.12], et la plupart des points de paramètre (φ_{vav2} - φ_{vav1}) sont dans l'intervalle [-2°; 2°]. Les résultats sont présentés dans la Figure 3-42. Compte tenu de la précision demandée pour la mesure des coefficients de Poisson, la répétabilité est satisfaisante dans l'ensemble et même très bonne pour les plus hautes fréquences (les plus basses températures).

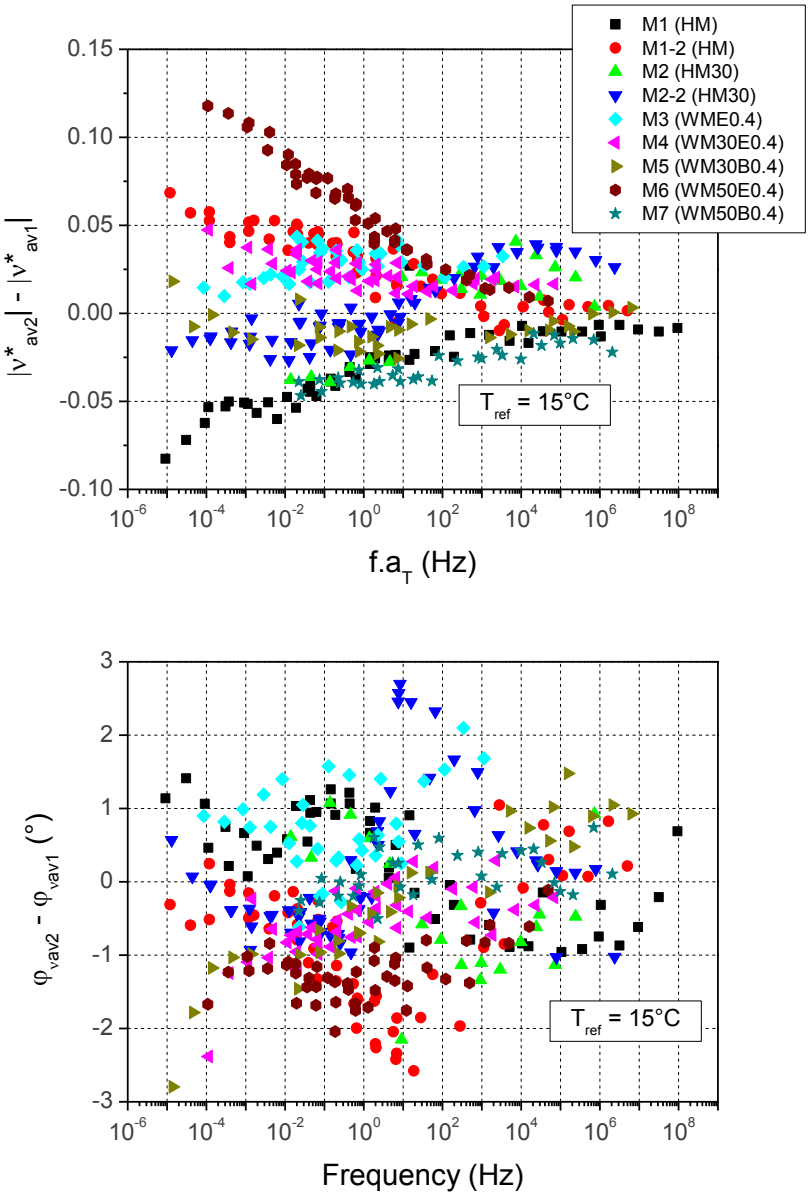


Figure 3-42. Différence entre les valeurs expérimentales de deux essais en double (norme et angle du coefficient de Poisson complexe moyen)

3.8. Evaluation du dommage pendant l'essai

Au cours de chaque essai, des mesures sont effectuées pour des températures de -25°C à 45°C selon la chronologie suivante : 15°C(1), -25°C, -15°C, -5°C, 5°C, 15°C(2), 25°C, 35°C, 45°C, 15°C(3)) (Figure 2-12). Rappelons également que les températures réellement appliquées au matériau sont légèrement différentes de celles qui sont visées et qu'elles peuvent différer d'un essai à l'autre. La comparaison entre les résultats obtenus pour chacune des trois étapes à 15°C (15°C(1) au début de l'essai, 15°C(2) au milieu de l'essai et 15°C(3) à la fin de l'essai) permet d'estimer l'endommagement de l'éprouvette pendant l'essai.

La température réelle testée de l'éprouvette est mesurée avec une sonde de température (Figure 2-7) Comme la régulation thermique de l'enceinte n'est pas parfaite, pour chacune des trois étapes 15°C(1), 15°C(2) et 15°C(3), la température mesurée de l'éprouvette est donc proche mais non exactement de 15°C.

La norme et l'angle de phase du module complexe ($|E^*|$ et φ_E) et la norme du coefficient de Poisson complexe ($|\nu^*_{av}|$) sont considérés pour l'analyse.

D'abord, l'analyse de l'endommagement pendant l'essai est présentée grâce aux résultats expérimentaux sans correction de température. La norme du module complexe pour la première étape à 15°C (15°C(1)) est comparée avec celle mesurée pour les deuxième et troisième étapes à 15°C (15°C(2) et 15°C(3)). La différence relative de la norme du module complexe, qui présente l'endommagement mesuré, est déterminée par $(|E^*|_2 - |E^*|_1) / |E^*|_1$ et $(|E^*|_3 - |E^*|_1) / |E^*|_1$. Ici, $|E^*|_1$, $|E^*|_2$ et $|E^*|_3$ sont respectivement la norme du module complexe pour les 1ère, 2ème et 3ème étapes à la température visée de 15°C (15°C (15°C(2) et 15°C(3)).

Une comparaison est également réalisée pour la valeur de l'angle de phase entre la 1ère et 2ème étape à 15°C (15°C(1) et 15°C(2)), 1ère et 3ème étape à 15°C (15°C(1) et 15°C(3)) à l'aide des paramètres (φ_{E2} - φ_{E1}) et (φ_{E3} - φ_{E1}) respectivement. Ici, φ_{E1}, φ_{E2} et φ_{E3} sont les angles de phase du module complexe pour les 1ère, 2ème et 3ème étapes à 15°C (15°C(1), 15°C(2) et 15°C(3)).

Les résultats pour tous les matériaux M1, M1-2, M2, M2-2, M3, M4, M5, M6, M7 (2 éprouvettes par matériau) sont présentés dans les Figures 3-43 à 3-46.

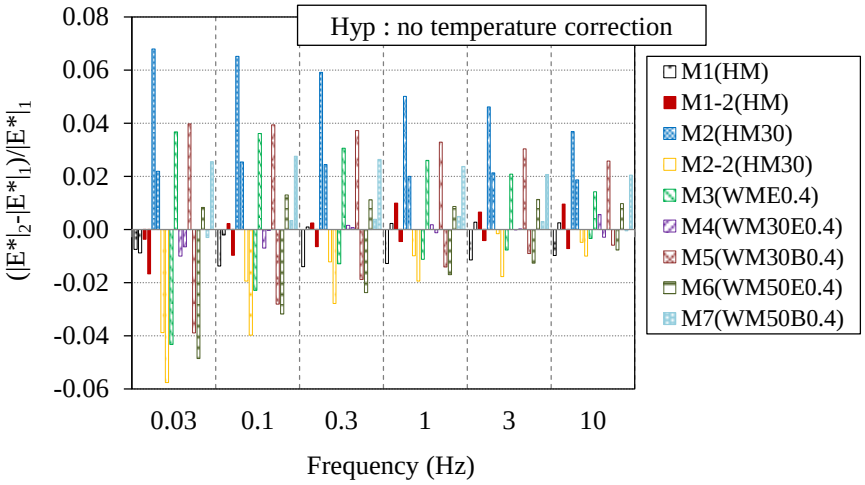


Figure 3-43. Différence relative de la norme du module complexe entre l'étape 1 (15°C (1)) et l'étape 2 (15°C (2)) (La petite différence entre 15°C et la température mesurée de l'éprouvette n'est pas considérée)

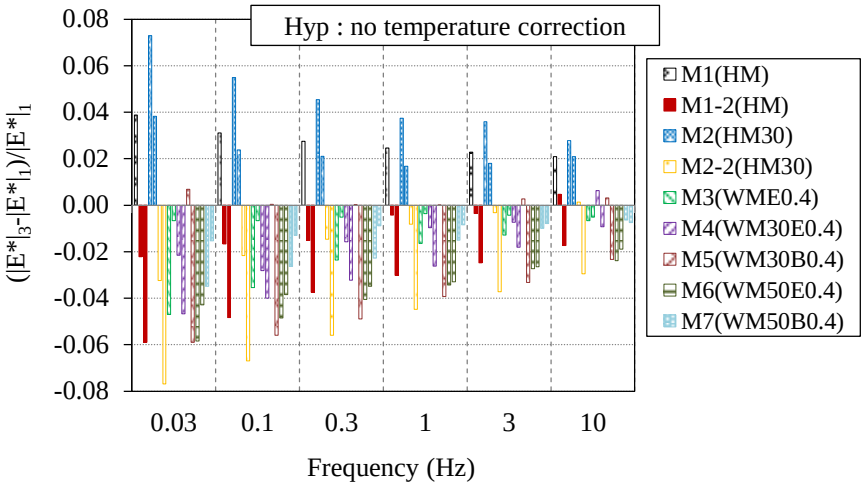


Figure 3-44. Différence relative de la norme du module complexe entre l'étape 1 (15°C (1)) et l'étape 3 (15°C (3)) (La petite différence entre 15°C et la température mesurée de l'éprouvette n'est pas considérée)

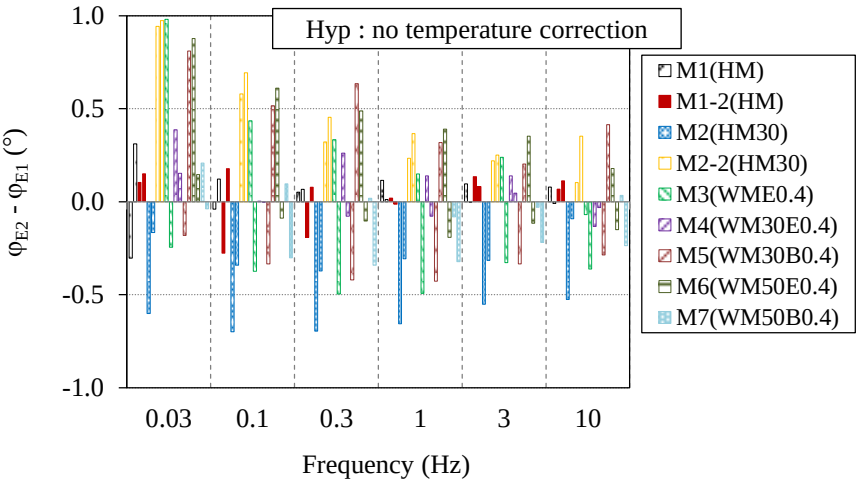


Figure 3-45. Différence d'angle de phase du module complexe entre l'étape 1 (15°C (1)) et l'étape 2 (15°C (2) (La petite différence entre 15°C et la température mesurée de l'éprouvette n'est pas considérée)

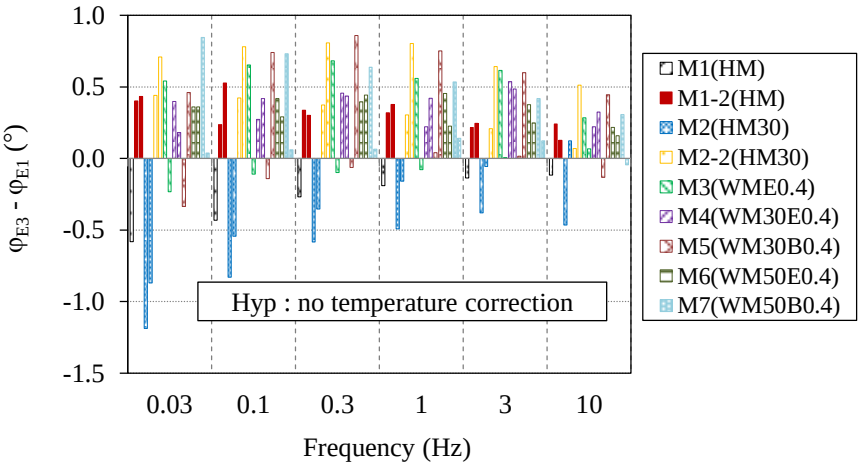


Figure 3-46. Différence d'angle de phase du module complexe entre l'étape 1 (15°C (1)) et l'étape 3 (15°C (3)) (La petite différence entre 15°C et la température mesurée de l'éprouvette n'est pas considérée)

Comme la température de l'éprouvette à chacune des étapes à 15°C n'est pas précisément de 15°C, les petites différences de température ont été prises en compte et corrigées dans la seconde analyse. Pour cela, les valeurs des paramètres $\Delta|E^*|/|E^*|$, $\Delta\varphi_E$ et $\Delta|\nu^*_{av}|$ sont calculées (équations (3-9), (3-10) et (3-11)) pour un écart de température ΔT.

$$\frac{\Delta|E^*|}{|E^*|} = \frac{d|E^*|}{|E^*|\,dT}\Delta T \tag{3-9}$$

$$\Delta\varphi_E = \frac{d\varphi_E}{dT}\Delta T \tag{3-10}$$

$$\Delta|\nu^*_{av}| = \frac{d|\nu^*_{av}|}{dT}\Delta T \tag{3-11}$$

Ici, $\frac{d|E^*|}{dT}$, $\frac{d\varphi_E}{dT}$ et $\frac{d|\nu^*_{av}|}{dT}$ sont les dérivés par rapport à la température qui sont calculés à l'aide du modèle 2S2P1D et ΔT est un incrément de température. Les Figures 3-47 à 3-49 présentent les valeurs calculées pour un changement de température ΔT = 1°C (de 15°C à 16°C) en fonction de la fréquence pour l'éprouvette C5P2M1-2.

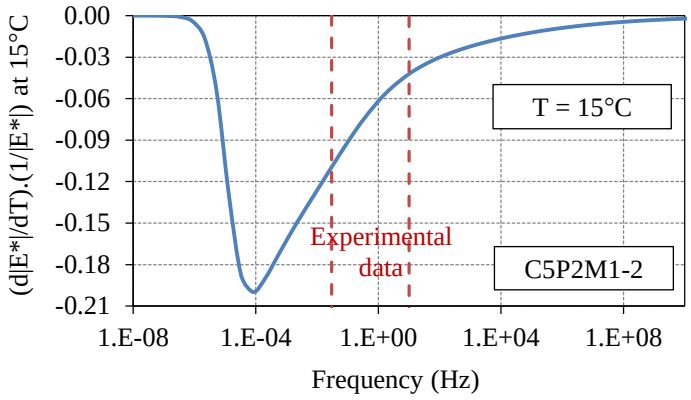


Figure 3-47. Différence relative de la norme du module complexe pour un changement de température de 1°C à 15°C en fonction de la fréquence (modèle 2S2P1D calibré pour l'éprouvette C5P2M1-2)

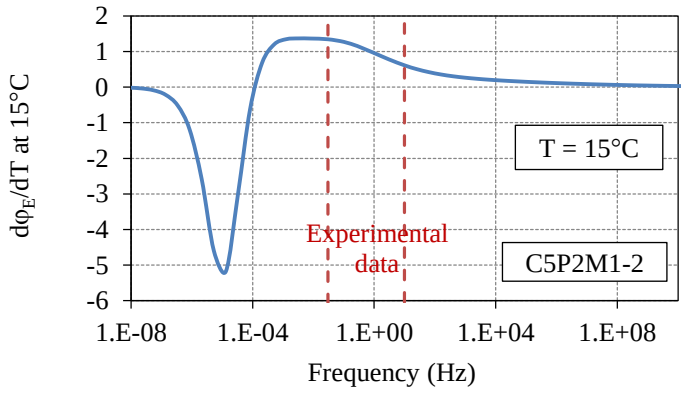


Figure 3-48. Variation d'angle de phase du module complexe pour une variation de température de 1°C à 15°C en fonction de la fréquence (modèle 2S2P1D calibré pour l'éprouvette C5P2M1-2)

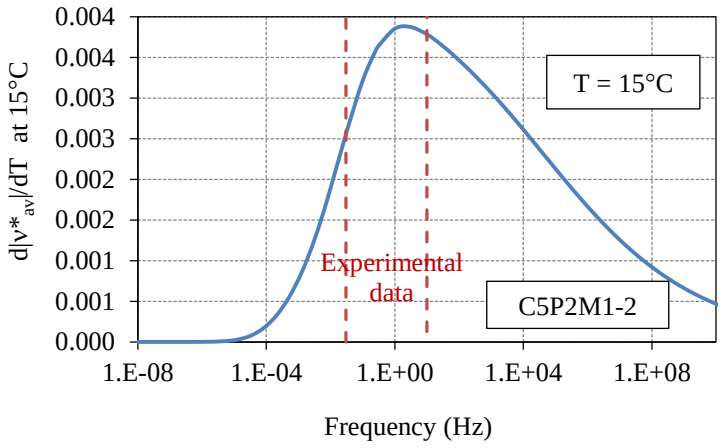


Figure 3-49. Variation de la norme du coefficient de Poisson complexe pour une variation de température de 1°C à 15°C en fonction de la fréquence (modèle 2S2P1D calibré pour l'éprouvette C5P2M1-2)

Les courbes présentées dans les Figures 3-47 à 3-49 montrent que l'effet de la température ne peut pas être négligé pour une analyse précise. Dans l'analyse suivante, les équations (3-9) à (3-11) et la température mesurée pendant chaque essai ont été utilisées pour obtenir des données corrigées à une température de 15°C. Ces données sont notées avec l'indice "co". Les Figures 3-50, 3-51, 3-52 et 3-53 présentent les valeurs corrigées des paramètres tracés respectivement dans les Figures 3-43, 3-44, 3-45 et 3-46. Les paramètres considérés sont $(|E^*|_{co2}-|E^*|_{co1})/\ |E^*\ |_{co1}$, $(|E^*|_{co3}-|E^*|_{co1})/\ |E^*|_{co1}$, $(\varphi_{Eco2}-\varphi_{Eco1})$ and $(\varphi_{Eco3}-\varphi_{Eco1})$. La valeur moyenne des deux essais réalisés par matériau est considérée dans le schéma inférieur des Figures 3-50 à 3-53. Par exemple, l'endommagement mesuré de la norme du module complexe entre l'étape 1 (début de l'essai) et de l'étape 3 (fin de l'essai) varie d'environ 3% à 0.03Hz jusqu'à environ 1% à 10 Hz (Figure 3-51).

En outre, les écarts de température ΔTeq qui expliqueraient totalement les écarts observés des paramètres corrigés ont été calculés avec les mêmes équations ((3-9 à (3-11). Ces écarts de température sont également présentés dans chacune des Figures 3-50 à 3-53. Par exemple, les Figures 3-51 à 3-53 montrent qu'une différence d'environ 0.24°C pourrait expliquer les endommagements mesurés entre le début du test (étape 1, à 15°C (15°C(1)) et la fin de l'essai (étape 3 à 15°C (15°C(3)). Il est important de souligner que la même variation ΔTeq est obtenue pour le module et l'angle de phase pour toutes les fréquences (de 0.03 à 10 Hz). Cela indique l'endommagement mesuré à 15°C est un phénomène qui pourrait être modélisé par une variation de température identique pour toutes les fréquences. La très faible valeur de ΔTeq (0.24°C) ainsi que les petites valeurs mesurées d'endommagements (moins de 3%) au cours de l'essai, confirment que les endommagements lors de l'essai de module complexe peut être négligés dans l'analyse classique.

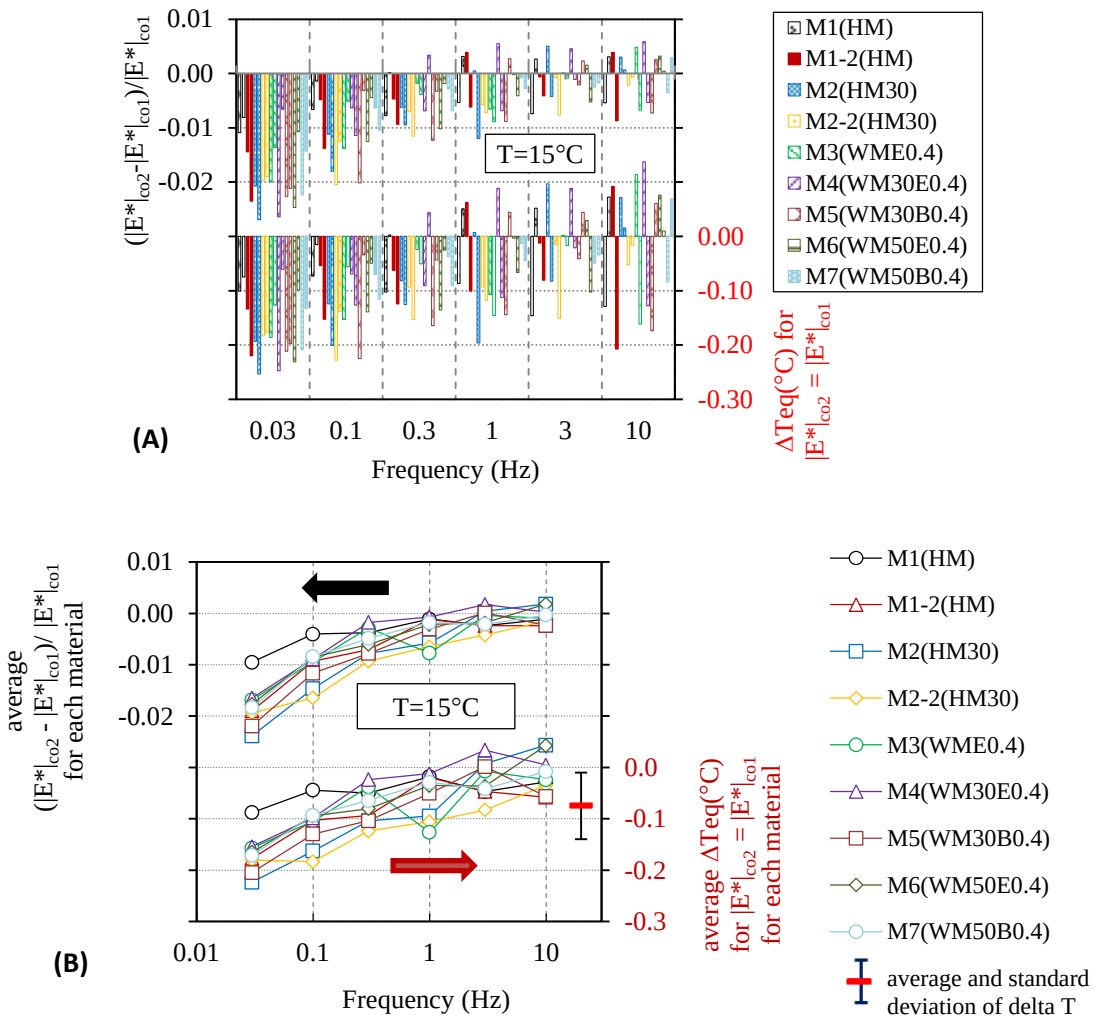


Figure 3-50. Différence relative entre les valeurs obtenues de la norme corrigée du module complexe à 15°C au cours des étapes 1 et 2 (à 15°C (1) et 15°C (2)) et les variations de température équivalente (ΔTeq) expliquant ces différences. (A) : résultats pour chaque essai et (B) : moyenne des résultats obtenus lors des 2 essais réalisés par matériau

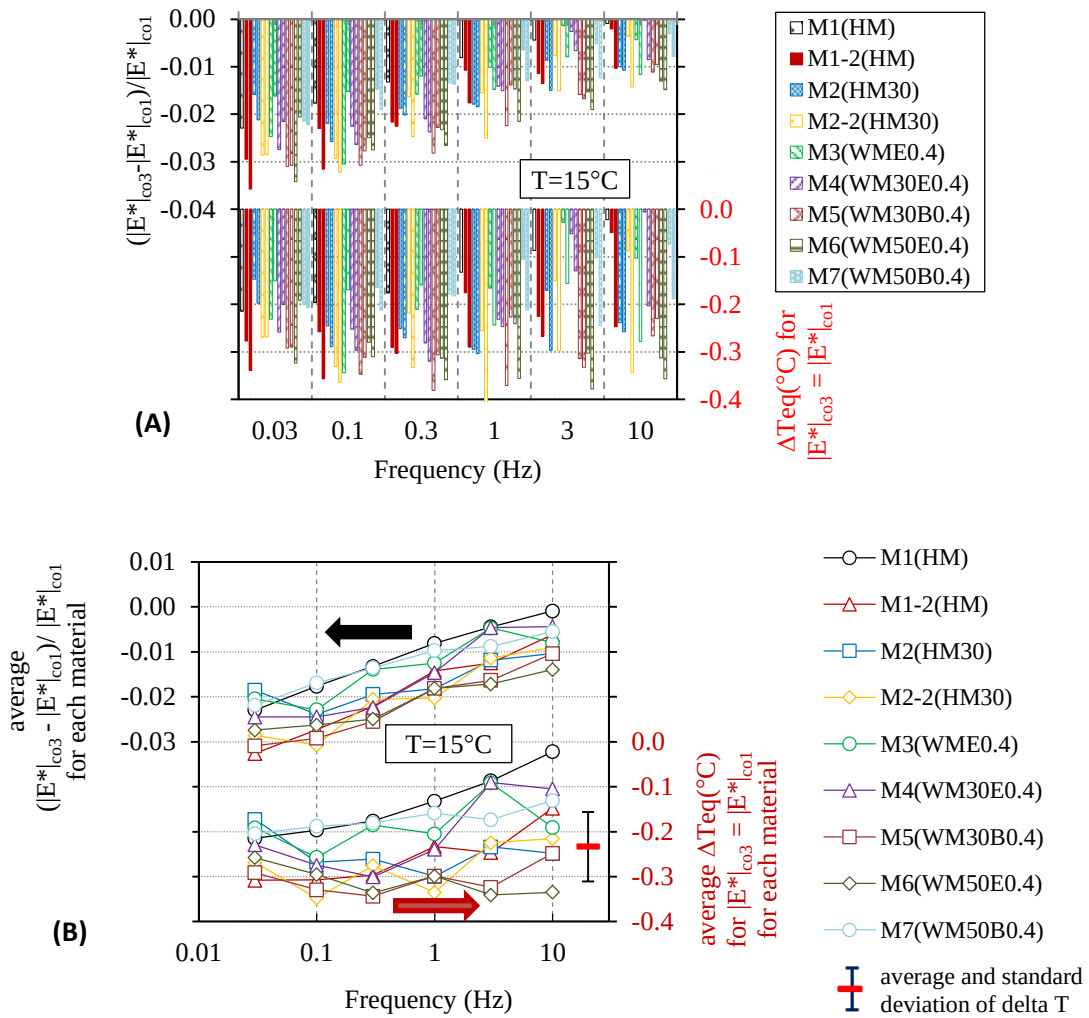


Figure 3-51. Différence relative entre les valeurs obtenues de la norme corrigée du module complexe à 15°C au cours des étapes 1 et 3 (à 15°C (1) et 15°C (3)) et les variations de température équivalente (ΔTeq) expliquant ces différences. (A) : résultats pour chaque essai et (B) : moyenne des résultats obtenus lors des 2 essais réalisés par matériau

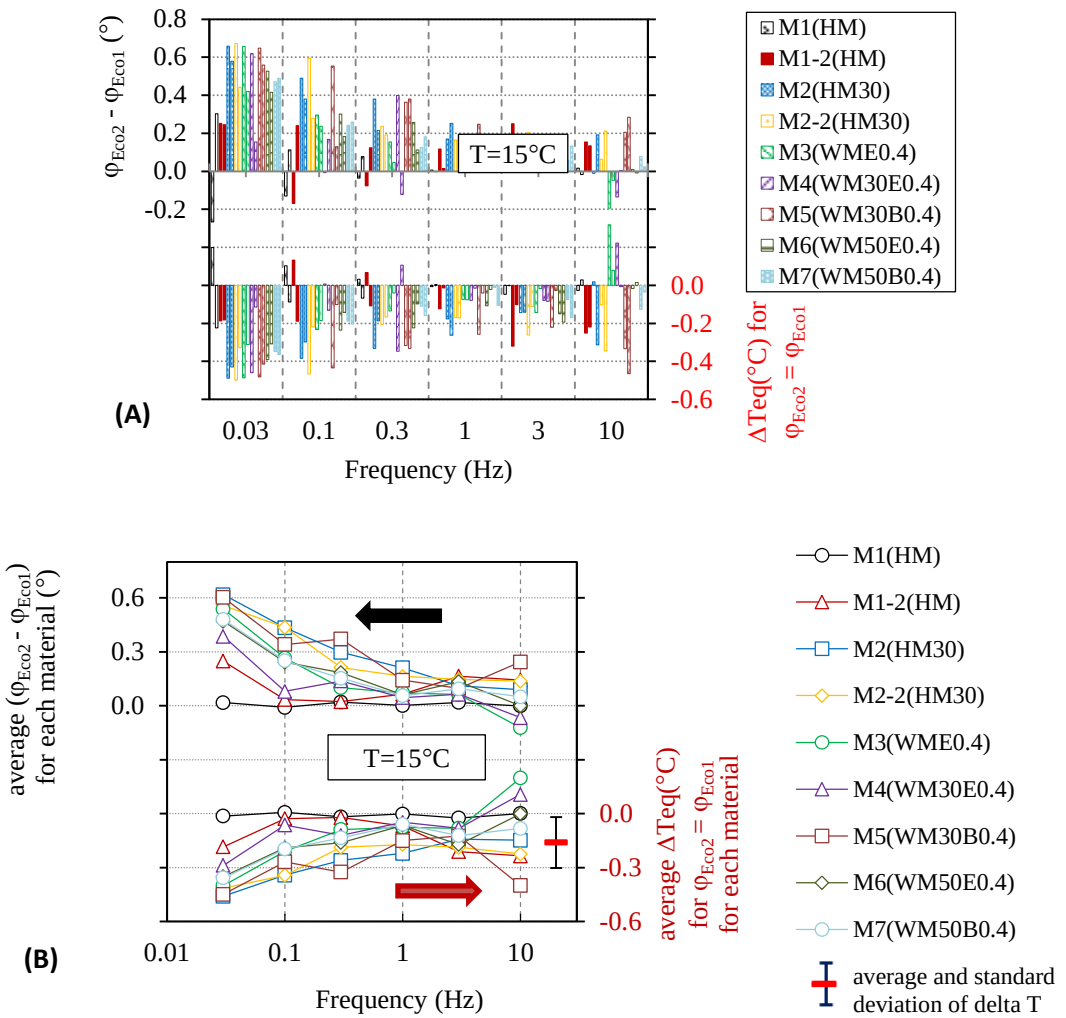


Figure 3-52. Différence entre les valeurs obtenues de l'angle de phase corrigée du module complexe à 15°C au cours des étapes 1 et 2 (à 15°C (1) et 15°C (2)) et les variations de température équivalente (ΔTeq) expliquant ces différences. (A) : résultats pour chaque essai et (B) : moyenne des résultats obtenus lors des 2 essais réalisés par matériau

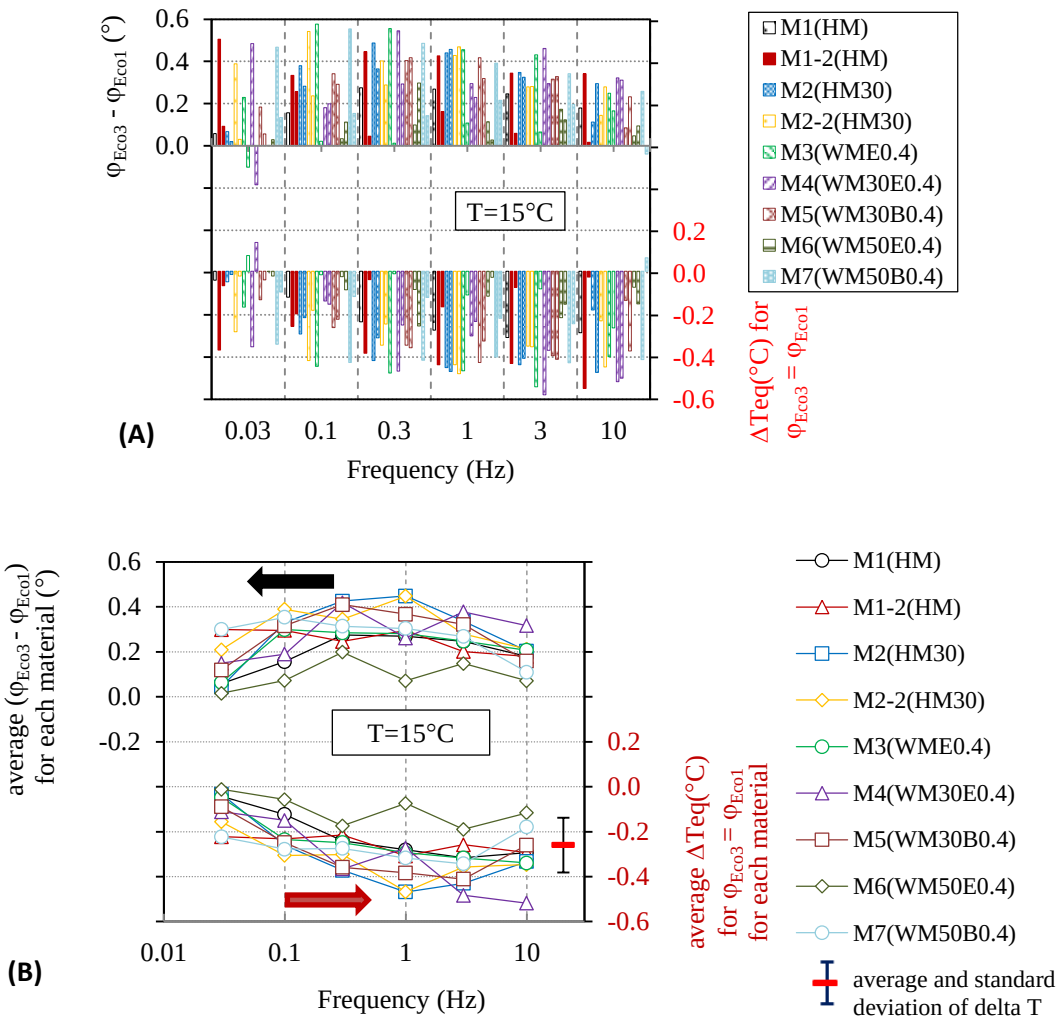


Figure 3-53. Différence entre les valeurs obtenues de l'angle de phase corrigée du module complexe à 15°C au cours des étapes 1 et 3 (à 15°C (1) et 15°C (3)) et les variations de température équivalente (ΔTeq) expliquant ces différences. (A) : résultats pour chaque essai et (B) : moyenne des résultats obtenus lors des 2 essais réalisés par matériau

Concernant le coefficient de Poisson complexe, les paramètres ($|\nu^*_{avco2}|$-$|\nu^*_{avco1}|$) et ($|\nu^*_{avco3}|$-$|\nu^*_{avco1}|$) sont tracés dans les Figures 3-54 et 3-55, en fonction de la fréquence. Les variations de ces paramètres pendant l'essai de module complexe sont très faibles (moins de 0.01 en valeur absolue), soit dans la gamme de dispersion de mesure. Ainsi, le coefficient de Poisson peut être considéré comme constant pendant l'essai. Signalons qu'une différence de coefficient de Poisson de 0.04 correspond à un changement du diamètre de l'éprouvette d'environ 0.15 µm (Figures 3-54 et 3-55).

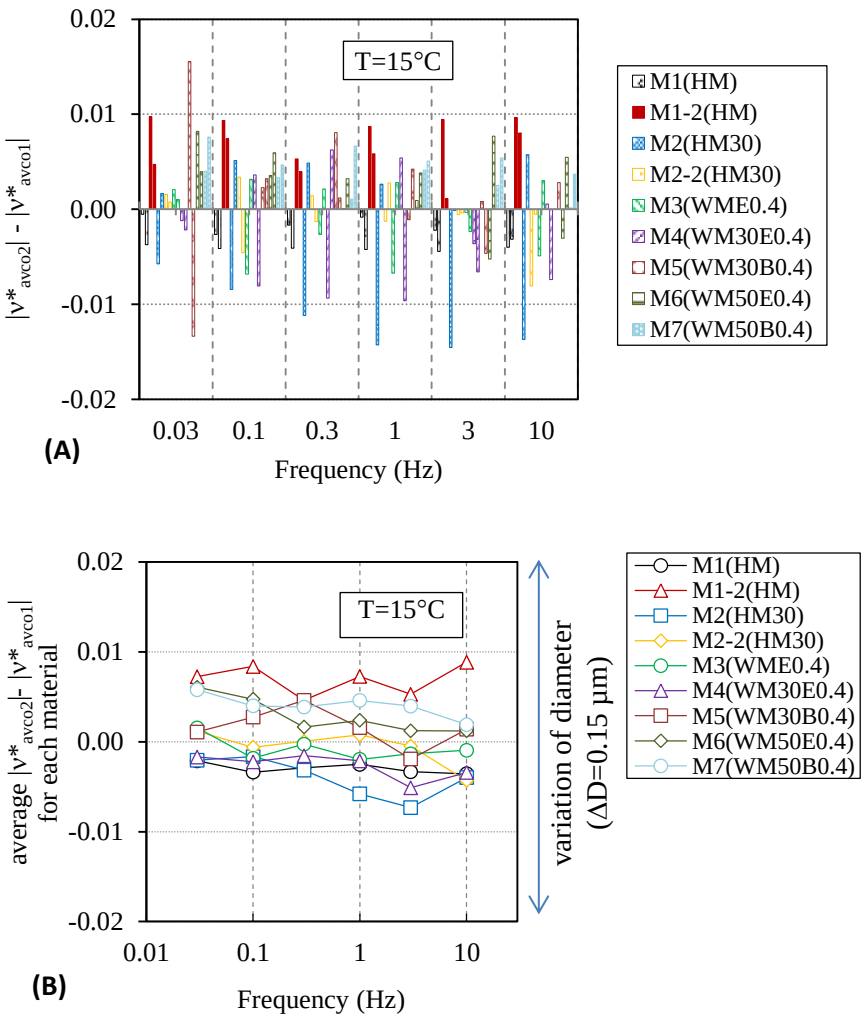


Figure 3-54. Différence entre les valeurs obtenues de la norme corrigée du coefficient de Poisson complexe à 15°C au cours des étapes 1 et 2 (à 15°C (1) et 15°C (2). (A) : résultats pour chaque essai et (B) : moyenne des résultats obtenus lors des 2 essais réalisés par matériau

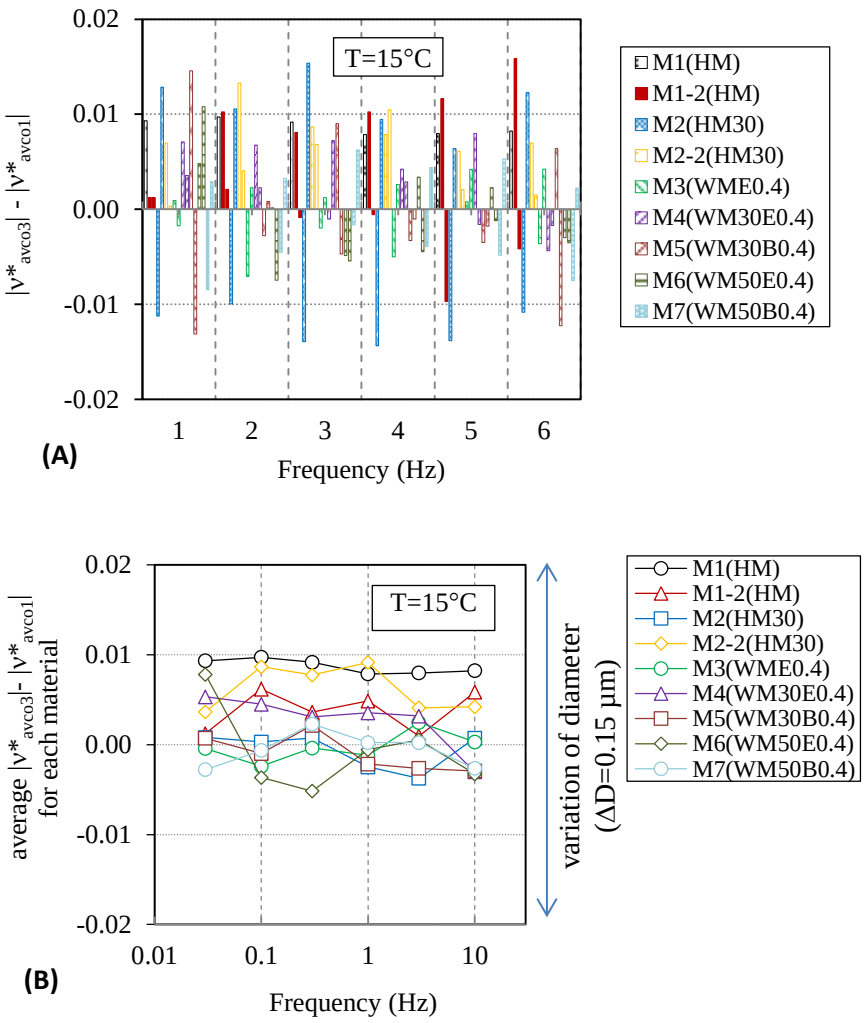


Figure 3-55. Différence entre les valeurs obtenues de la norme corrigée du coefficient de Poisson complexe à 15°C au cours des étapes 1 et 3 (à 15°C (1) et 15°C (3). (A) : résultats pour chaque essai et (B) : moyenne des résultats obtenus lors des 2 essais réalisés par matériau

3.9. Conclusion

Grâce aux résultats présentés, on peut tirer quelques conclusions.

La campagne expérimentale de détermination des propriétés viscoélastiques linéaires à l'aide de l'essai de module complexe, est réalisée sur une large gamme de températures (de -25°C à 45°C) et de fréquences (de 0.03Hz à 10Hz). Ces résultats ont permis de constater que :

- Les coefficients de Poisson complexes ν^*_{II-I} , ν^*_{III-I} et ν^*_{av} varient en fonction de la température et de la fréquence au même titre que le module complexe E^*

- Le principe de superposition temps - température (PSTT) dans le domaine des petites déformations est vérifié avec les mesures de module complexe et de coefficient de Poisson complexe

- Les coefficients de translation a_T utilisés pour la construction de la courbe maîtresse de E^*, ν^*_{II-I} , ν^*_{III-I} et ν^*_{av} sont identiques en norme et en angle de phase.

Le comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux a été modélisé à l'aide du modèle analogique 2S2P1D qui est développé au laboratoire LGCB de l'ENTPE. Ce modèle permet de modéliser correctement le comportement viscoélastique linéaire des enrobés sur une large gamme de températures et de fréquences. Ce modèle approche précisément les modules complexes mesurés, il est un peu moins fidèle pour les coefficients de Poisson complexes.

Le pourcentage de vides influence la rigidité du matériau, le matériau devenant plus rigide quand le pourcentage de vides diminue et inversement.

Il semble que l'augmentation de RAP introduit une augmentation de la rigidité du matériau.

L'utilisation de deux types d'additifs ETIMA et BIO-ETIMA donne des résultats proches.

Pour les enrobés avec RAP, le procédé de fabrication à chaud donne une rigidité plus grande que le procédé tiède. Avec les enrobés sans RAP, les résultats des deux procédés sont identiques.

L'analyse des essais a montré une répétabilité satisfaisante (10% d'écart pour la norme du module, 1.5° d'écart pour l'angle de phase). De plus, après correction des résultats obtenus en prenant en compte les écarts de température lors des essais, il est possible de montrer que l'endommagement subi par le matériau durant l'essai est très faible et peut être négligé.

4

ESSAIS DE FATIGUE

4.1. Analyse des résultats des essais de fatigue 171

4.1.1. Comparaison des essais pour le matériau WM30B0.4 171

4.1.2. Evaluation des durées de vie : courbes de Wöhler 175

4.1.3. Analyse des endommagements 179

4.2. Influence du pourcentage des vides 184

4.3. Influence de la teneur en RAP 185

4.4. Influence du type d'additif 189

4.5. Influence du procédé de fabrication des enrobés 192

4.6. Conclusion 195

Le comportement en fatigue des matériaux a été caractérisé à l'aide de l'essai de fatigue. Pour chaque matériau, quatre ou cinq éprouvettes ont été testées. L'analyse des résultats pour un matériau est présentée dans une première partie. Ensuite, la comparaison entre les différents matériaux est réalisée.

4.1. Analyse des résultats des essais de fatigue

Dans cette partie, on se concentre sur l'analyse des résultats des essais de fatigue pour le matériau M5 (WM30B0.4), à titre d'exemple.

4.1.1. Comparaison des essais pour le matériau WM30B0.4

Les résultats des essais de fatigue réalisés sur le matériau M5 (WM30B0.4) à différents niveaux de déformation sont analysés pour déterminer l'influence du niveau de déformation sur la fatigue. Cette influence est analysée en traçant l'évolution de la norme du module complexe E* en fonction du nombre de cycles (Figure 4-1), l'évolution du rapport $|E^*/E_0|$ en fonction du nombre de cycles (Figure 4-2). La valeur du module initial E_0 est calculée pour chaque essai, par extrapolation linéaire au cycle 1 des valeurs du module mesuré lors des cycles 50 à 250. On détermine de la même façon la valeur du coefficient de Poisson initial ν_0 dans les deux directions radiales II et III. Les valeurs E_0 et ν_0 sont présentées dans le Tableau 4-1.

Matériau	Eprouvette	Pourcentage des vides (%)	Amplitude de déformation moyenne (µdef)	Module initial E_0 (MPa)	Coefficient de Poisson complexe initial (ν_0) - dir II	Coefficient de Poisson complexe initial (ν_0) - dir III
M5(WM30B0.4)	C6P1M5	7.2	97	13435	0.312	0.248
	C7P2M5	7.1	84	15096	0.331	0.326
	C8P2M5	7.6	78	15804	0.284	0.267
	C1P2M5	8.3	72	14237	0.268	0.265
	C6P2M5	7.0	66	16148	0.322	0.301
Moyenne				14944	0.304	0.281
Ecart type				1117	0.026	0.031

Tableau 4-1. Paramètres des essais de fatigue sur le matériau M5 (WM30B0.4)

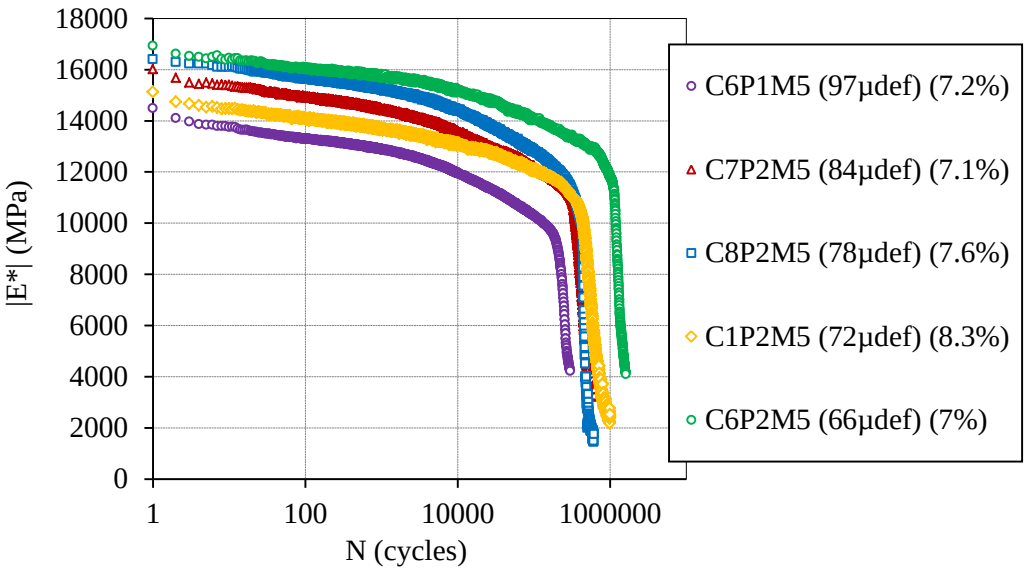


Figure 4-1. Evolution de la norme du module complexe E en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M5 (WM30B0.4)*

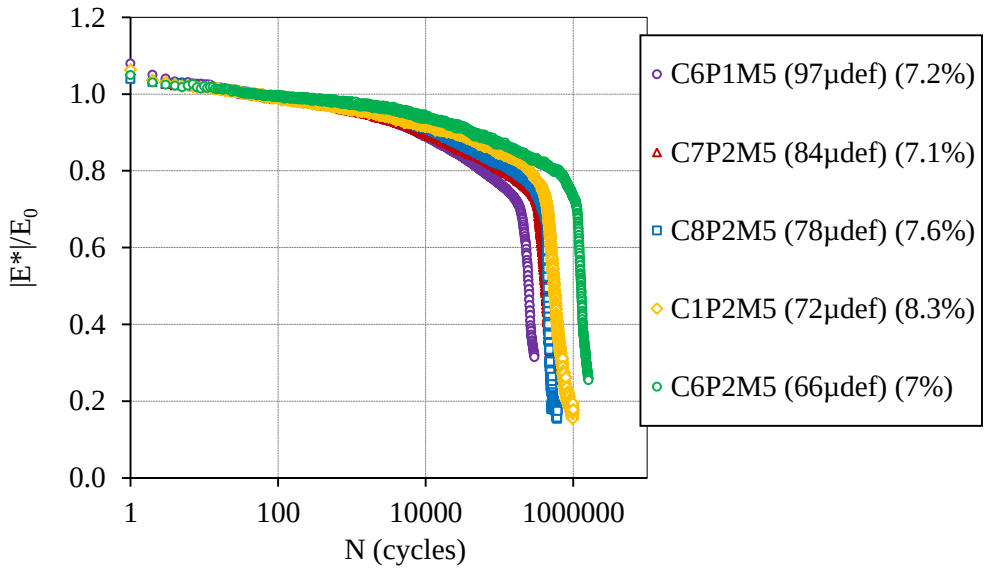


Figure 4-2. Evolution du rapport |E/E0| en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M5 (WM30B0.4)*

Comme attendu, les courbes des essais se distinguent pour chaque niveau de déformation. La diminution de module (interprétée comme l'endommagement par fatigue) est d'autant plus rapide que l'amplitude de déformation est grande.

Les évolutions de l'angle de phase du module complexe sont également tracées sur les Figures 4-3 et 4-4. φ_{E0} est calculée pour chaque éprouvette par extrapolation linéaire au cycle 1 des valeurs mesurées lors des cycles 50 à 250. Les angles de phase ont tendance à augmenter plus vite lorsque l'amplitude de déformation augmente.

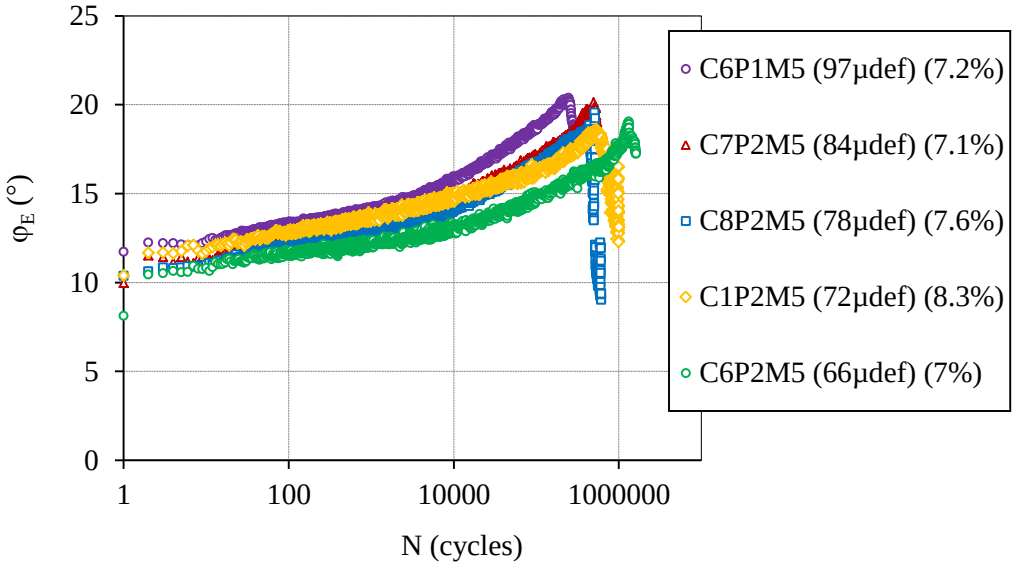


Figure 4-3. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M5 (WM30B0.4)

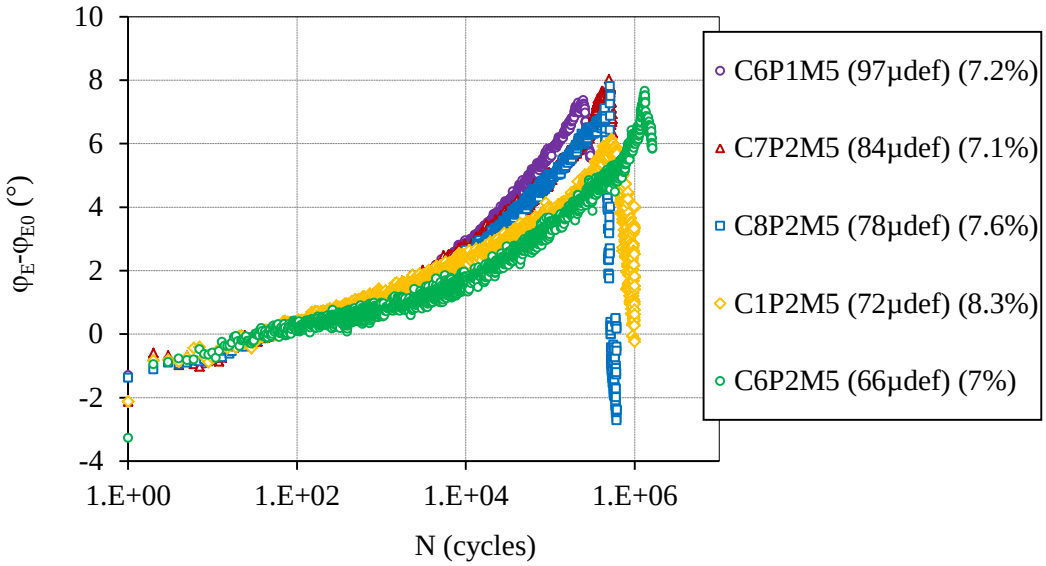


Figure 4-4. Evolution de l'angle de phase (φ_E-φ_{E0}) en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M5 (WM30B0.4)

La même comparaison est effectuée pour les coefficients de Poisson complexes dans les directions radiales II et III. Les valeurs de la norme des coefficients de Poisson complexes (Figure 4-5 et Figure 4-6) restent constantes ou diminuent très lentement dans les deux premières phases de l'essai (phase I et phase II). Toutes ces valeurs varient entre 0.25 et 0.35. Dans la dernière phase, elles se dispersent (phase III).

Pour les angles de phase des coefficients de Poisson complexes (Figure 4-7), la même tendance est observée. Ils ne changent pas au cours des deux premières phases (phase I et phase II).

Leurs valeurs se concentrent dans l'intervalle [-7°;0°], puis elles se dispersent à la fin de l'essai (phase III).

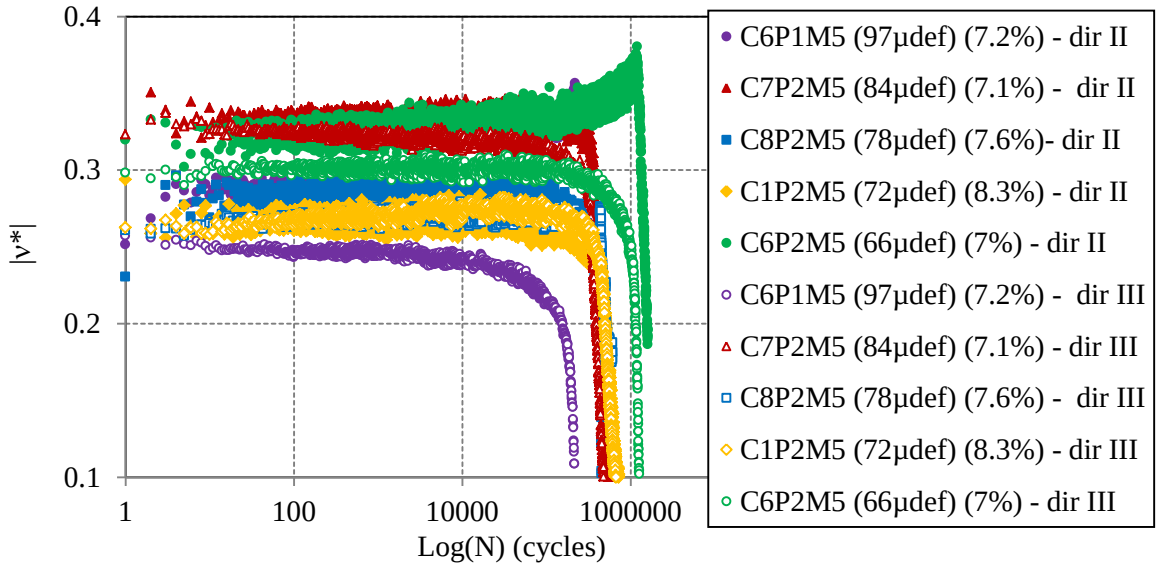


Figure 4-5. Evolution de la norme des coefficients de Poisson complexes ν (direction II et direction III) en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 5 (WM30B0.4)*

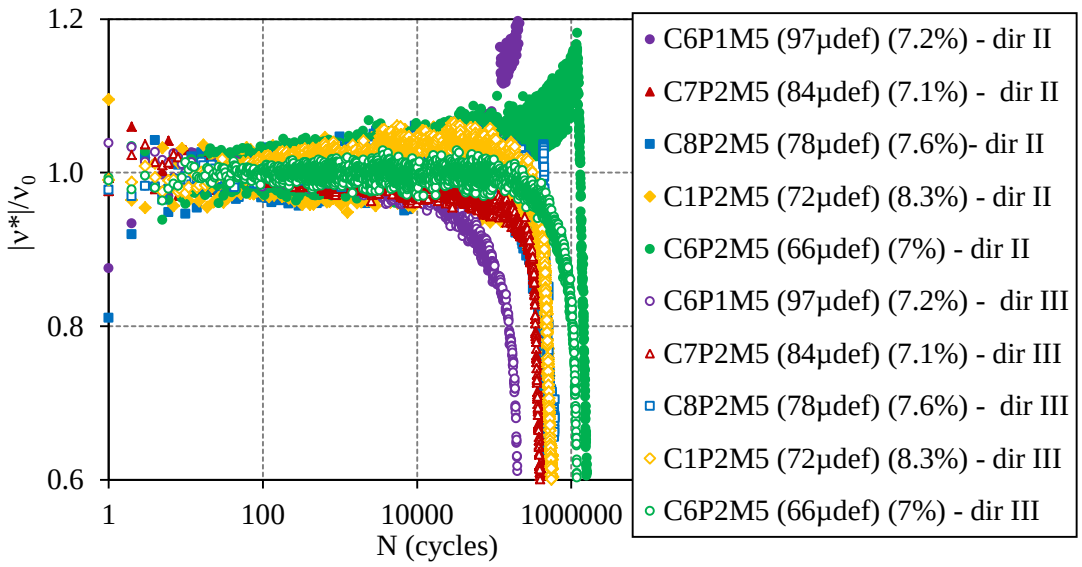


Figure 4-6. Evolution du rapport $|\nu^*|/\nu_0$ (pour la direction II et direction III) en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 5 (WM30B0.4)

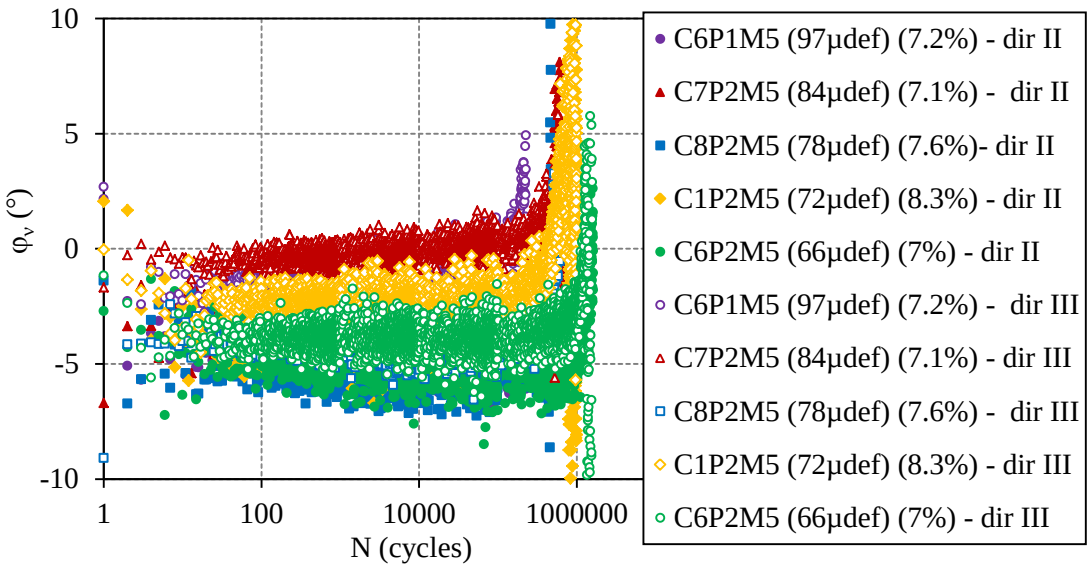


Figure 4-7. Evolution de l'angle de phase des coefficients de Poisson complexes ν (direction II et direction III) en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 5 (WM30B0.4)*

4.1.2. Evaluation des durées de vie : courbes de Wöhler

Quatre critères ont été utilisés pour déterminer la durée de vie de chaque éprouvette :

- Critère classique (Critère $N_{f\ 50\%}$) : on détermine $N_{f50\%}$ comme le nombre de cycles correspondant soit à la diminution du module de 50% (Figure 4-8), soit à la rupture brutale de l'éprouvette [NF EN 12697-24].

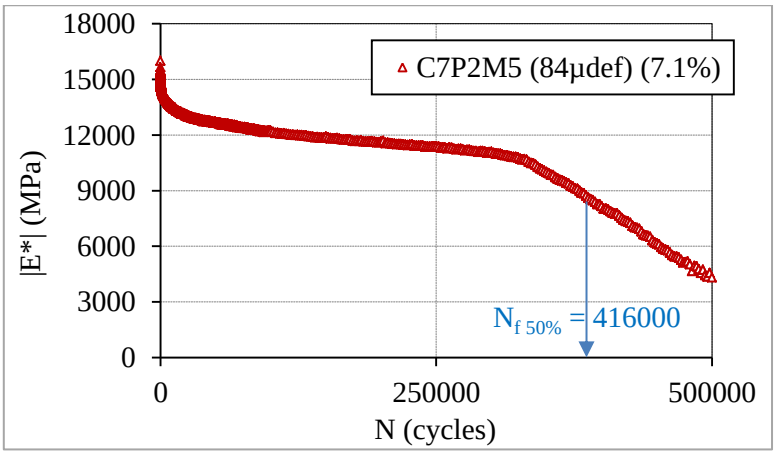


Figure 4-8. Evolution de la norme du module complexe en fonction du nombre de cycle

- Critère de l'angle de phase maximal ($N_{f\ \varphi max}$) : On considère que la rupture apparait lorsque la valeur maximale de l'angle de phase est atteinte (φ max) (Figure 4-9). $N_{f\ \varphi max}$ est le nombre de cycles correspondant à la valeur maximale de l'angle de phase.

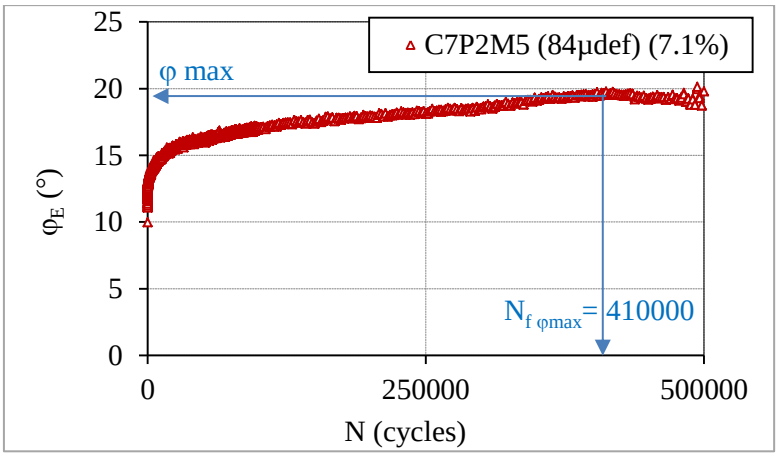


Figure 4-9. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycle

- Critère de variation des angles de phases : La rupture est atteinte dès que la variation d'angle de phase $|\Delta\varphi_i| = |\varphi_{axi} - \varphi_{moy}|$ dépasse 5°, où φ_{axi} est l'angle de phase mesuré par l'extensomètre i $(i \in \{1,2,3\})$ et φ_{moy} est égal à la moyenne des angles de phases mesurés par les 3 extensomètres. $N_{f\ \Delta\varphi}$ est alors égale au nombre de cycles correspondant (Figure 4-10) [Tapsoba 2012].

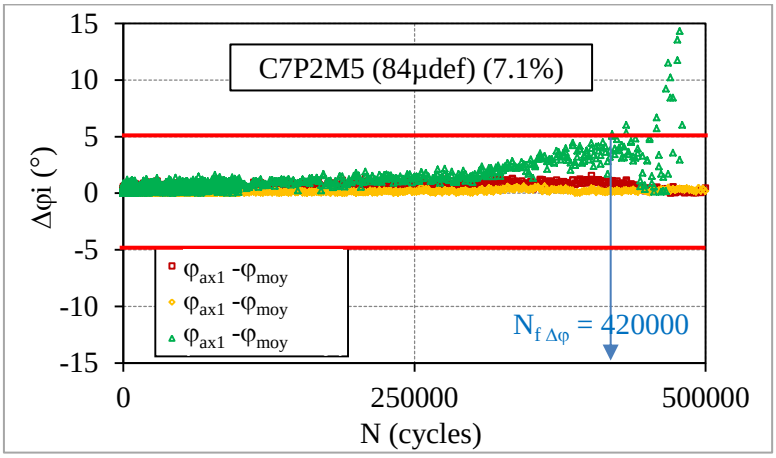


Figure 4-10. Evolution de l'angle de phase fonction du nombre de cycle

- Critère de dissipation d'énergie ($N_{f\ Wn}$) : Ce critère est atteint lorsqu'on observe un changement rapide dans l'évolution du rapport de l'énergie dissipée cumulée sur l'énergie dissipée au cycle n $\left(\sum_{i=1}^{n} \frac{W_i}{W_n}\right)$ en fonction du nombre de cycles (Figure 4-11). W_i est l'énergie dissipée au cycle i [Pronk 1995].

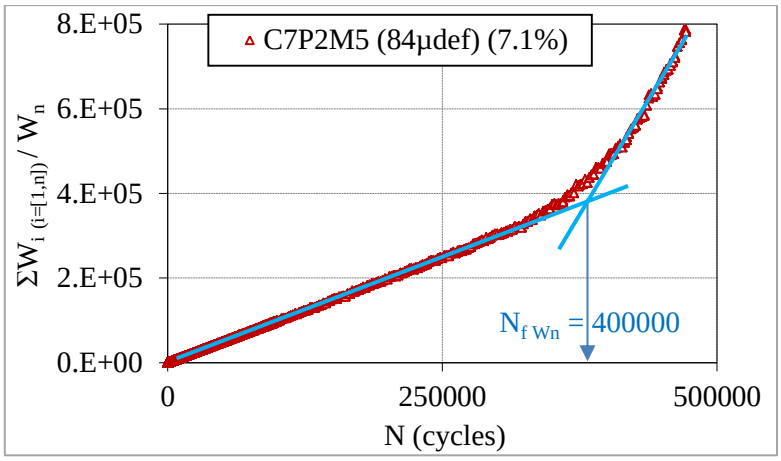


Figure 4-11. Ratio d'énergie dissipé en fonction du nombre de cycle

Les quatre critères ont été utilisés pour analyser les durées de vie des essais réalisés. A partir des valeurs obtenues pour chaque éprouvette (ε : amplitude de déformation et N : nombre de cycles à la rupture), nous avons tracé les courbes de Wöhler pour chaque matériau suivant la relation :

$$\log\left(\frac{N}{10^6}\right) = -\frac{1}{b}\log\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_6}\right) \qquad (4\text{-}1)$$

Où :

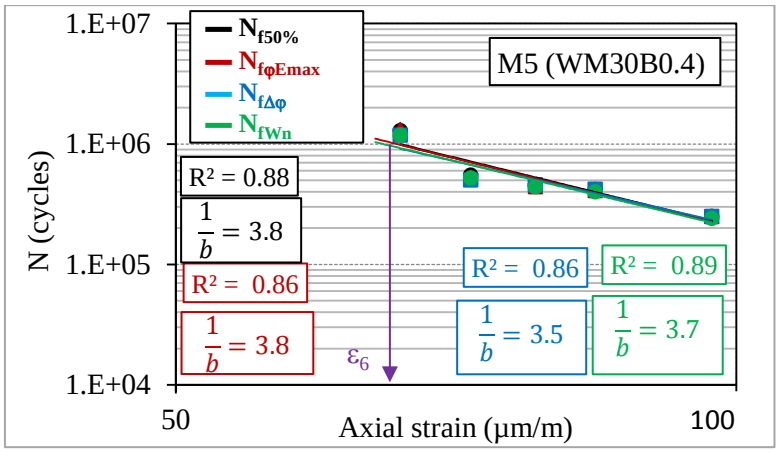
N est le nombre de cycles appliqué,

$\frac{1}{b}$ est la pente de la courbe de Wöhler,

ε est l'amplitude de déformation axiale appliquée,

ε_6 est la valeur de la déformation pour laquelle la durée de vie de l'enrobé est de 1 million de cycles. Cette valeur est utilisée dans la méthode française de dimensionnement des chaussées [LCPC and SETRA 1994].

La Figure 4-12 présente les valeurs des 4 critères utilisés pour déterminer la durée de vie du matériau M5 lors de l'essai de fatigue. Les courbes montrent que les résultats donnés par les quatre critères sont superposés. Ainsi, les valeurs de ε_6 et de $\frac{1}{b}$ des 4 critères sont proches.



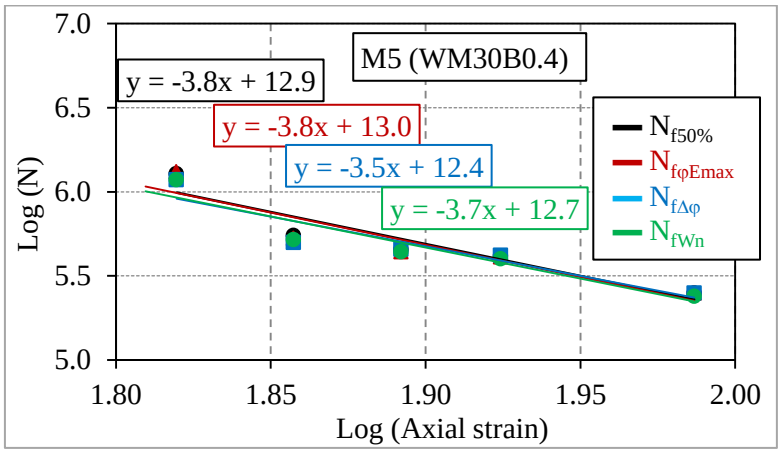


Figure 4-12. Durées de vie déterminées avec les différents critères et courbes de Wöhler correspondantes – matériaux M5 (WM30B0.4)

4.1.3. Analyse des endommagements

Le traitement des résultats des essais de fatigue est basé sur la méthodologie développée au LGCB et proposée par Di Benedetto, Soltani, Cheverot et Baaj [Di Benedetto et al. 1996; Ashayer Soltani 1998; Baaj 2002]. Cette méthodologie propose une procédure pour le calcul du taux d'endommagement par cycle de chargement. Ce calcul tient compte de la non-linéarité de l'endommagement avec le nombre de cycles et corrige l'influence des phénomènes parasites qui apparaissent lors des essais de fatigue.

L'analyse est effectuée sur les intervalles présentées dans le Tableau 4-2.

Intervalle i	N_{1i} (cycle)	N_{2i} (cycle)
0	40000	80000
1	50000	150000
2	150000	3000000

Tableau 4-2. Nombre de cycles au début et à la fin de chaque intervalle

Pour chacun de ces trois intervalles et à partir des résultats expérimentaux, nous calculons les paramètres (E_{00i}, a_{Ti}, W_{00i}, a_{Wi}) afin de déterminer le taux d'endommagement par cycle de chargement de cet intervalle. Les Figures 4-13 et 4-14 présentent ces paramètres pour l'intervalle i (i = 0, 1 ou 2), où N_{1i} et N_{2i} représentent le nombre de cycles au début et à la fin de l'intervalle i (cf. Tableau 4-2).

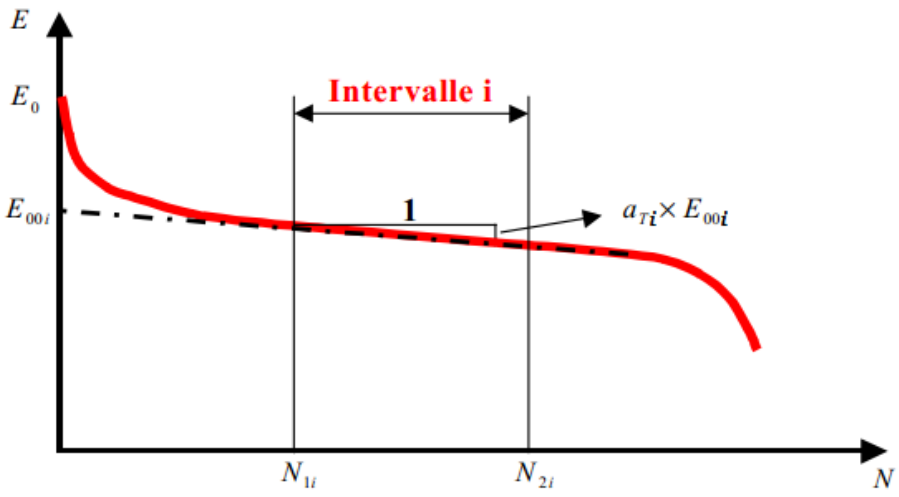


Figure 4-13. Définition des paramètres obtenus à partir de la courbe d'évolution du module en fonction du nombre de cycles.

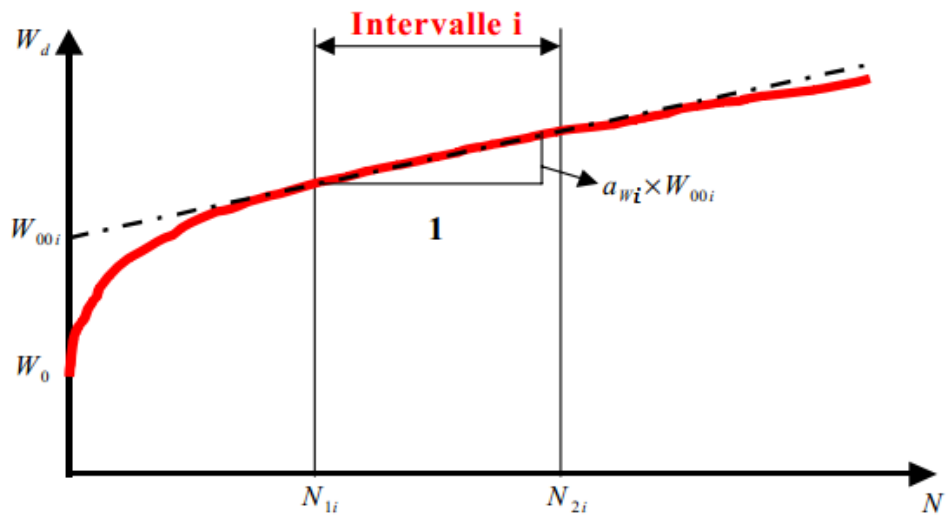


Figure 4-14. Définition des paramètres obtenus à partir de la courbe d'évolution de l'énergie dissipée en fonction du nombre de cycles.

(E_0) Module initial de l'éprouvette : il est calculé à partir des valeurs du module des cycles 50 à 250 à l'aide d'une extrapolation linéaire.

(E_{00i}) Module initial de l'intervalle i (i = 0, 1 ou 2) extrapolé au premier cycle : c'est l'ordonnée à l'origine de la droite des moindres carrées des valeurs expérimentales du module dans l'intervalle des cycles choisi.

(a_{Ti}) Pente normalisée du module de l'essai : c'est la pente de la droite des moindres carrées du module dans l'intervalle choisi (i = 0, 1 ou 2) et dans les axes (N, E/E_{00i}).

(W_{00i}) Energie dissipée initiale de l'intervalle i (i = 0, 1 ou 2) extrapolée au premier cycle : c'est l'ordonnée à l'origine de la droite des moindres carrées des valeurs expérimentales de l'énergie dissipée par cycle de chargement dans l'intervalle choisi.

(a_{Wi}) Pente normalisée de l'énergie dissipée : c'est la pente de la droite des moindres carrées approchée de l'énergie dissipée par cycle dans l'intervalle choisi (i = 0, 1 ou 2) et dans les axes (N, W/W_{00i}).

(a_{Fi}) Pente de fatigue ou taux d'endommagement : c'est la pente obtenue après la correction de la non-linéarité de l'endommagement. Elle est calculée par l'équation suivante :

$$a_{Fi} = a_{Ti} + a_{Wi} \frac{C_i . \Delta E_i}{E_{00i}} \qquad (4\text{-}2)$$

Où : $\Delta E_i = E_0 - E_{00i}$

C_i est un coefficient de correction de la non-linéarité de l'endommagement. La valeur du coefficient de correction C_i ne dépend pas de l'essai mais de l'intervalle choisi. Les valeurs de C_i sont présentées dans le Tableau 4-3.

Intervalle i	C_i
0	4/5
1	3/4
2	2/3

Tableau 4-3. Valeurs des coefficients de correction en fonction de l'intervalle i

Les valeurs des pentes de fatigue (a_{Fi}) sont présentées en fonction de la déformation et de chaque intervalle. Cette méthode élimine l'influence des effets parasites dans le calcul des pentes de fatigue. Les valeurs des pentes obtenues représentent uniquement les taux d'endommagement par fatigue en excluant les autres phénomènes non liés à la fatigue qui peuvent mener à surestimer ou parfois à sous-estimer le dommage. La Figure 4-15 présente les pentes de fatigue obtenues pour les essais du matériau 5 (WM30B0.4) pour les trois intervalles considérés. Les paramètres de l'analyse de la pente de fatigue sont également présentés dans le Tableau 4-4 pour tous les essais sur le matériau M5 (WM30B0.4).

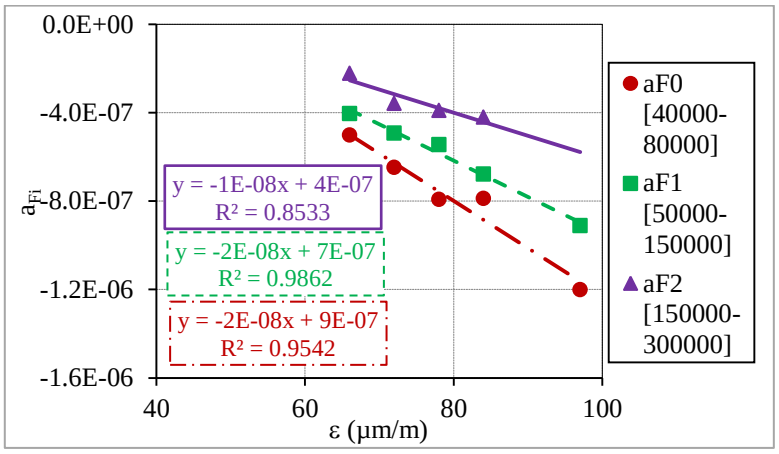


Figure 4-15. Valeurs des pentes de fatigue dans les trois intervalles considérés en fonction de la déformation pour le matériau M5(WM30B0.4)

Eprouvette	Déformation axiale (µdef)	Intervalle 0 (40000-80000)		
		aT0 [40000-80000]	aW0 [40000-80000]	aF0 [40000-80000]
C6P1M5 (97µdef) (7.2%)	97	-1.21E-06	8.09E-08	-1.20E-06
C7P2M5 (84µdef) (7.1%)	84	-8.22E-07	2.96E-07	-7.88E-07
C8P2M5 (78µdef) (7.6%)	78	-8.23E-07	2.99E-07	-7.93E-07
C1P2M5 (72µdef) (8.3%)	72	-6.28E-07	-2.34E-07	-6.49E-07
C6P2M5 (66µdef) (7%)	66	-5.29E-07	3.91E-07	-5.01E-07
Eprouvette	Déformation axiale (µdef)	Intervalle 1 (50000-150000)		
		aT1 [50000-150000]	aW1 [50000-150000]	aF1 [50000-150000]
C6P1M5 (97µdef) (7.2%)	97	-9.11392E-07	-1.12763E-09	-9.11549E-07
C7P2M5 (84µdef) (7.1%)	84	-6.93853E-07	1.37407E-07	-6.78202E-07
C8P2M5 (78µdef) (7.6%)	78	-5.59545E-07	1.25577E-07	-5.45363E-07
C1P2M5 (72µdef) (8.3%)	72	-5.04432E-07	1.28248E-07	-4.93085E-07
C6P2M5 (66µdef) (7%)	66	-4.25599E-07	2.76717E-07	-4.05291E-07
Eprouvette	Déformation axiale (µdef)	Intervalle 1 (150000-300000)		
		aT2 [150000-300000]	aW2 [150000-300000]	aF2 [150000-300000]
C6P1M5 (97µdef) (7.2%)	97			
C7P2M5 (84µdef) (7.1%)	84	-4.10133E-07	-7.58584E-08	-4.19916E-07
C8P2M5 (78µdef) (7.6%)	78	-3.70808E-07	-1.68912E-07	-3.90841E-07
C1P2M5 (72µdef) (8.3%)	72	-3.82455E-07	2.83453E-07	-3.58205E-07
C6P2M5 (66µdef) (7%)	66	-2.22546E-07	7.27681E-09	-2.21915E-07

Tableau 4-4. Valeurs des pentes du module (a_T), de l'énergie dissipée (a_W) et de fatigue (a_F) en fonction de la déformation axiale et de l'intervalle considéré

Pour chaque intervalle, une droite de régression est calculée à partir des pentes de fatigue obtenues. Nous constatons que le taux d'endommagement par cycle dépend de l'amplitude de la sollicitation et de l'endommagement déjà subi par le matériau. Il décroît d'une manière linéaire avec le nombre de cycles. Les résultats obtenus montrent que le taux d'endommagement augmente avec le niveau de sollicitation et diminue avec l'avancement de l'essai. Les pentes de fatigue obtenues pour l'intervalle 0 [40000 – 80000 cycles] sont les plus élevés. L'intervalle 2 [150000 – 300000 cycles] possède les valeurs de taux d'endommagement les plus faibles parmi les trois intervalles. Cela est valable pour tous les matériaux testés comme le montre la Figure 4-16.

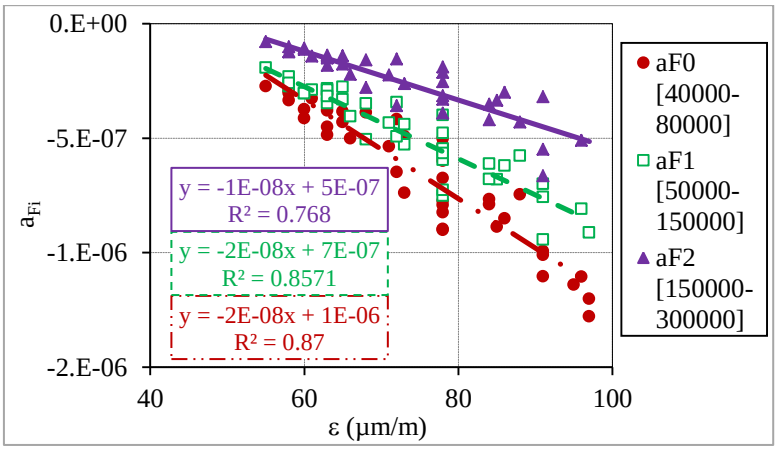


Figure 4-16. Pentes de fatigue pour les trois intervalles considérés en fonction de la déformation pour l'ensemble des matériaux testés

Les courbes de Wöhler de l'ensemble des matériaux obtenues avec le critère classique $N_{f\ 50\%}$ sont présentées dans la Figure 4-17. Les courbes calculées à partir des 3 autres critères sont consultables en annexe A. Le Tableau 4-5 regroupe l'ensemble des valeurs des paramètres ε_6, $\frac{1}{b}$ et R^2 obtenus avec les 4 critères pour tous les matériaux. Ces résultats permettent alors d'analyser l'influence du pourcentage de vides, du pourcentage de RAP, du type d'additif et du procédé de fabrication des enrobés.

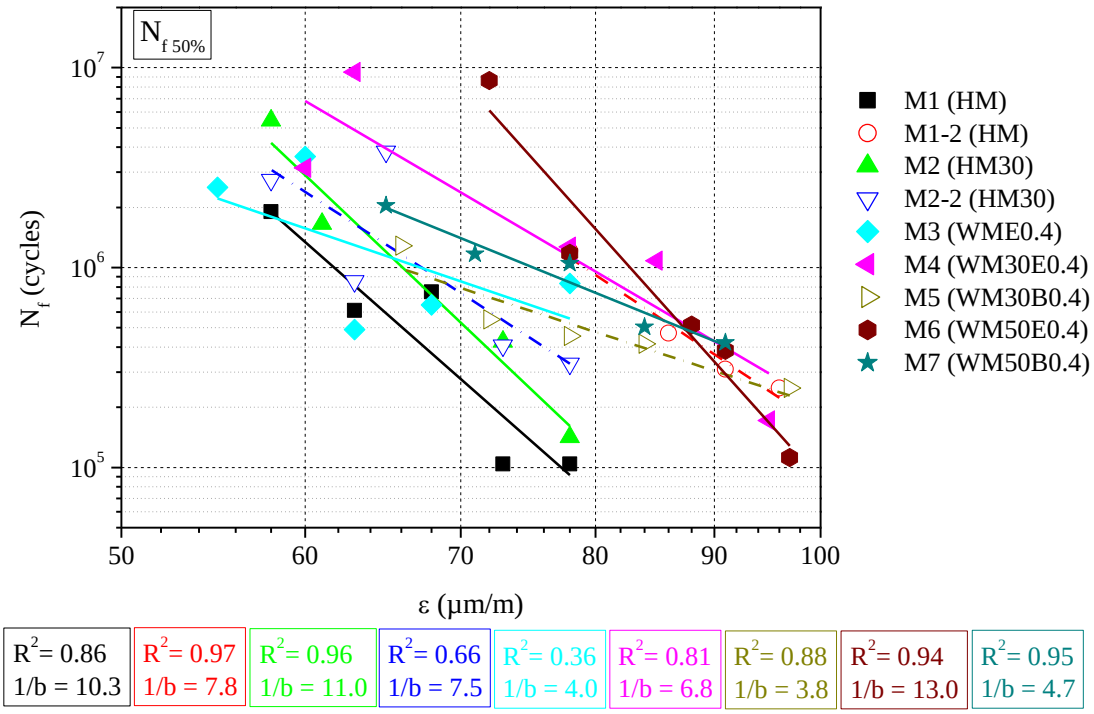


Figure 4-17. Courbes de Wöhler pour des ruptures déterminées avec le critère $N_{f50\%}$ pour tous les matériaux

Matériau	$N_{f\ 50\%}$			$N_{f\ \varphi max}$			$N_{f\ \Delta\varphi}$			$N_{f\ Wn}$		
	ε_6	1/b	R^2	ε_6	1/b	R^2	ε_6	1/b	R^2	ε_6	1/b	R^2
M1(HM)	62	10.2	0.86	62	10.2	0.86	62	10.1	0.87	62	9.9	0.85
M1-2(HM)	77	7.8	0.97	77	6.9	0.97	77	7.3	0.89	77	7.5	0.98
M2(HM30)	66	11.0	0.96	66	11.0	0.96	66	11.0	0.96	66	10.4	0.97
M2-2(HM30)	67	7.5	0.66	67	7.7	0.66	68	7.5	0.47	67	7.7	0.65
M3(WME0.4)	67	4.0	0.36	67	3.0	0.15	67	4.0	0.35	67	4.0	0.35
M4(WM30E0.4)	79	6.8	0.81	78	7.4	0.82	80	6.6	0.80	78	7.1	0.80
M5(WM30B0.4)	66	3.8	0.88	66	3.8	0.86	65	3.5	0.86	65	3.7	0.89
M6(WM50E0.4)	82	13.0	0.94	82	13.0	0.94	82	12.9	0.93	82	12.8	0.94
M7(WM50B0.4)	76	4.7	0.95	75	4.7	0.95	75	4.5	0.98	75	4.9	0.92

Tableau 4-5. Valeurs de ε_6, 1/b et R^2 (paramètres de la courbe de Wöhler définis dans l'équation (4-1))

4.2. Influence du pourcentage des vides

Pour étudier l'influence du pourcentage des vides, on étudie les résultats des matériaux de type HM (fabriqué à chaud) correspondant à M1 et M1-2 et HM30 correspondant à M2 et M2-2. M1 et M1-2 (respectivement M2 et M2-2) (fabriqués à chaud avec 30% de RAP). Pour cl'analyse, on utilise les valeurs initiales du module complexe ($|E_0|$) et du coefficient de Poisson complexe ($|\nu_{0av}|$), les valeurs ε_6 et les pentes 1/b déterminées à partir des quatre différents critères présentés précédemment.

- Pour chaque matériau, 4 ou 5 éprouvettes ont été testées. Dans cette partie, on considère la valeur moyenne des normes du module complexe initial ($|E_0|$), et la valeur moyenne des normes du coefficient de Poisson complexe initial ($|\nu_{0av}|$). Les résultats sont présentés dans la Figure 4-18. Ici, le pourcentage des vides de chaque matériau est pris égal à la moyenne du pourcentage de vides des 4 ou 5 éprouvettes testées de ce matériau. Cette figure montre que la valeur de $|E_0|$ diminue quand le pourcentage des vides augmente de 17166 MPa avec 8% de vides à 13369 MPa avec 12.3% de vides. De plus, la valeur de $|\nu_{0av}|$ semble constante quand le pourcentage de vides du matériau change, et est approximativement de 0.27. On peut donc conclure que le pourcentage des vides des matériaux influence la valeur du module complexe initial (elle diminue quand le pourcentage de vides augmente), mais elle est sans effet sur le coefficient de Poisson complexe initial.

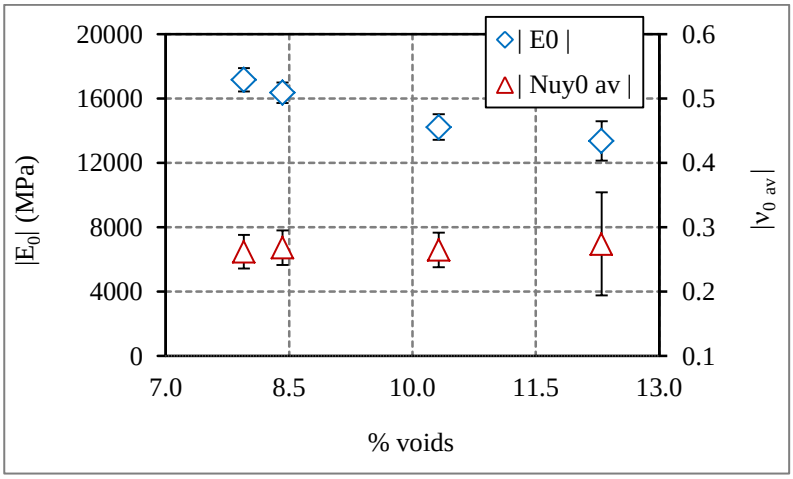


Figure 4-18. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux M1(HM), M2(HM30), M1-2(HM) et M2-2(HM30)

- Grâce à la courbe de Wöhler et la formule (4-1), on détermine la valeur de ε_6 et la pente 1/b. ε_6 et 1/b sont deux constantes qui dépendent du matériau et du critère choisi. Les valeurs de ε_6 et 1/b calculées à partir des quatre critères sont présentés dans la Figure 4-19. On observe qu'il n'y a pas de grande différence entre les critères pour chaque matériau. Le matériau M1 (respectivement M2) a un pourcentage des vides supérieur au matériau M1-2 (M2-2). Sa déformation ε_6 est inférieure à celle de l'autre matériau : 62 µdef contre 77 µdef (respectivement 66 µdef contre 67 µdef). Pour la pente de courbes Wöhler 1/b, la Figure 4-19 montre les différences entre les deux groupes matériaux. Les

valeurs de 1/b des matériaux ayant des pourcentages des vides plus faibles (M1-2 et M2-2) sont plus petites que celles des matériaux M1 et M2. On en conclut donc que l'augmentation du pourcentage de vides entraine une diminution de la déformation ε_6 et une augmentation de la pente 1/b.

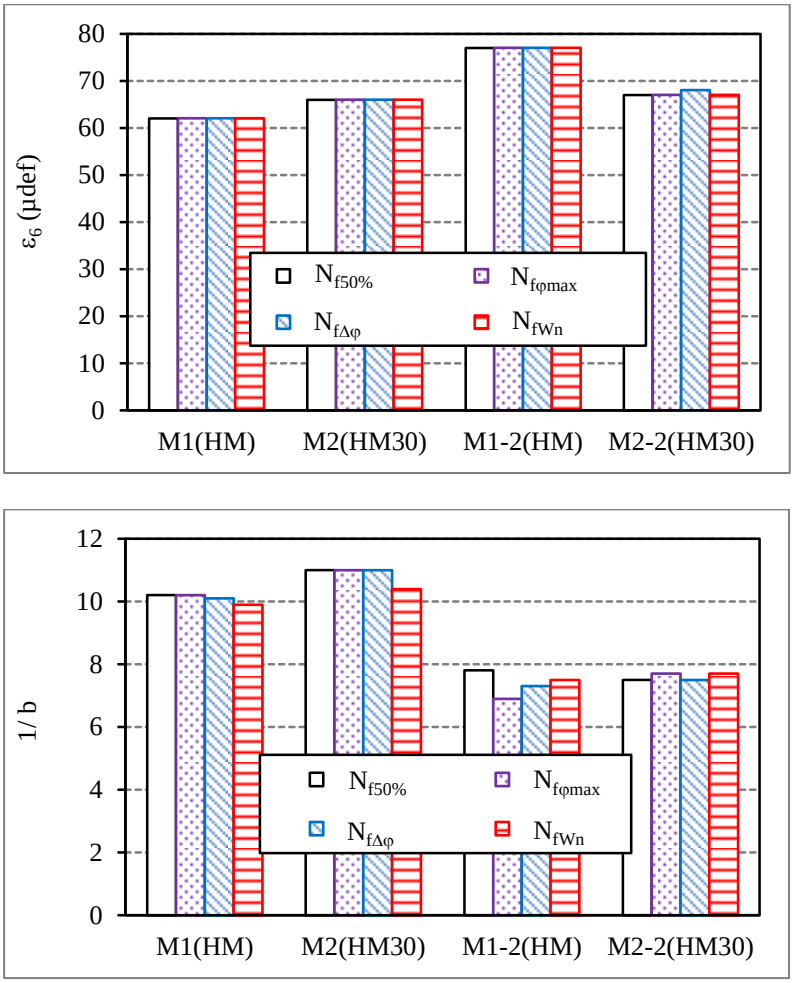


Figure 4-19. Valeur de ε_6 et 1/b pour les 4 critères pour les matériaux M1(HM), M2(HM30), M1-2(HM) et M2-2(HM30)

4.3. Influence de la teneur en RAP

Pour étudier l'influence de la teneur en RAP, on distingue deux groupes de matériau : les enrobés à chaud (matériaux M1-2(HM) et M2-2(HM30)) et les enrobés tièdes (matériaux M3(WME0.4), M4(WM30E0.4), M5(WM30B0.4), M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)). On utilise les valeurs du module complexe initial ($|E_0|$) et du coefficient de Poisson complexe initial ($|\nu_{0av}|$), les valeurs ε_6 et les pentes 1/b pour l'analyse.

- Les valeurs des normes du module complexe initial ($|E_0|$) et du coefficient de Poisson complexe initial ($|\nu_{0av}|$) :

Les enrobés à chaud M1-2 et M2-2 contiennent respectivement 0% et 30% de RAP. Leurs résultats sont présentés dans la Figure 4-20. Il semble que le pourcentage de RAP n'influence pas ces matériaux. La différence entre les normes du module initial de ces deux matériaux est de moins de 5% et les valeurs des normes du coefficient de Poisson complexe initial sont identiques (0.27).

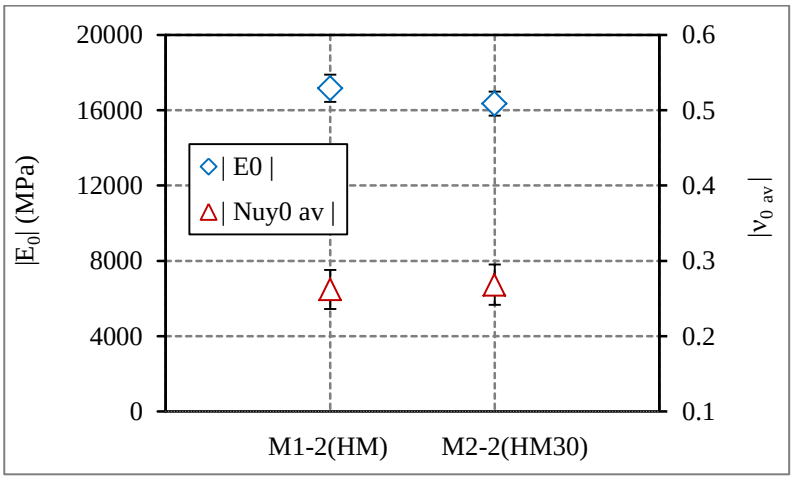


Figure 4-20. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux à chaud M1-2(HM) et M2-2(HM30)

Pour les enrobés tièdes, la valeur de $|E_0|$ diminue quand le pourcentage de RAP augmente entre 0% et 30%. Ensuite, cette valeur augmente lorsque le pourcentage de RAP évolue de 30% à 50%. Ces résultats sont montrés dans la Figure 4-21. En outre, les valeurs de $|\nu_{0av}|$ ne changent pas beaucoup, elles varient dans l'intervalle 0.27 à 0.29. Elles ne dépendent donc pas du pourcentage de RAP ajouté dans le matériau.

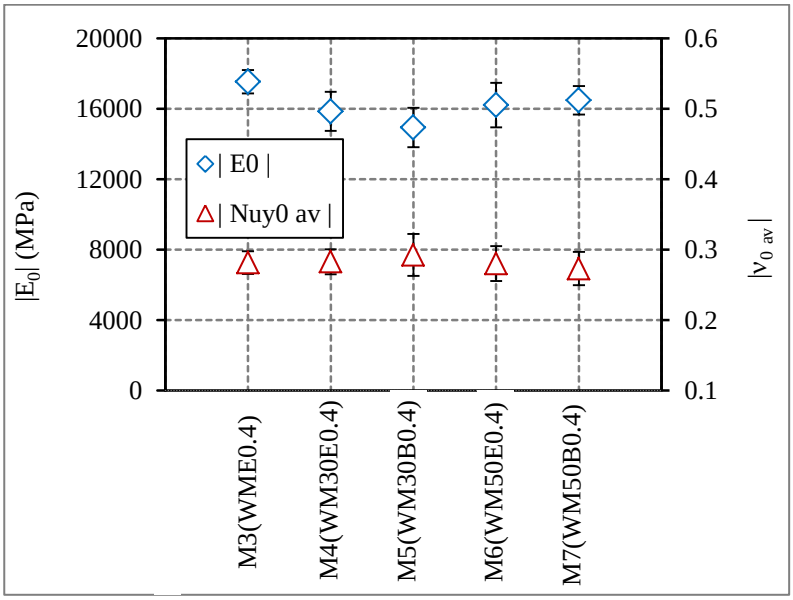


Figure 4-21. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux tièdes M3(WME0.4), M4(WM30E0.4), M5(WM30B0.4), M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)

- Les valeurs de ε_6 et de 1/b :

Pour les enrobés à chaud, les résultats sont présentés dans la Figure 4-22. La valeur ε_6 du matériau M1-2(HM) sans RAP est plus grande que celle du matériau M2-2(HM30) avec 30% de RAP. La performance en fatigue du matériau à chaud diminue donc quand on ajoute des RAP. D'autre part, il semble que ces deux matériaux aient les mêmes pentes de fatigue 1/b.

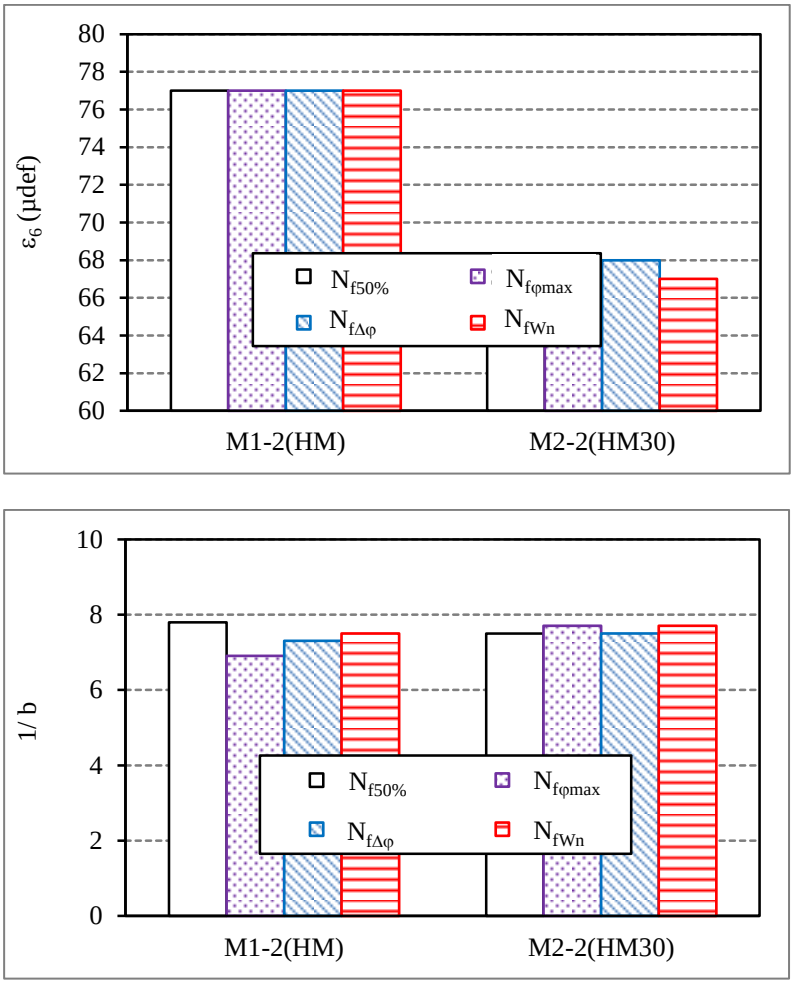


Figure 4-22. Valeur de ε_6 et 1/b les 4 critères critères pour les matériaux à chaud M1-2(HM) et M2-2(HM30)

Pour les matériaux tièdes M3(WME0.4), M4(WM30E0.4), M5(WM30B0.4), M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4), les valeurs de ε_6 et de 1/b sont présentées dans la Figure 4-23. Il semble que les valeurs de déformation ε_6 ne soient pas corrélées avec le pourcentage de RAP. Dans cette partie, on considère le matériau M3(WME0.4) (qui n'a pas de RAP) comme un matériau de référence pour effectuer les comparaisons. La valeur de ε_6 du matériau M3(WME0.4) est nettement plus petite que celle des matériaux M4(WM30E0.4) et M6(WM50E0.4). Cependant elle est environ égale à celle du matériau M5(WM30B0.4) et un peu plus petite que celle du matériau M7(WM50B0.4). Il faut noter que les matériaux M3, M4 et M6 utilisent l'additif ETIMA, alors que l'additif ajouté dans les matériaux M5 et M7 est ETIMA-BIO. En tenant compte du type d'additif utilisé, il apparait qu'avec

les matériaux utilisant l'additif ETIMA, la valeur de ε_6 augmente quand on ajoute des RAP. Pour les matériaux utilisant l'additif ETIMA-BIO, la conclusion semble identique, même si il manque une vrai référence (matériau sans RAP avec ETIMA-BIO). Concernant les valeurs de la pente de fatigue 1/b, celle des matériaux utilisant l'additif ETIMA augmente quand le pourcentage de RAP augmente. Il n'y a pas de changement clair pour les matériaux qui utilisent l'additif ETIMA-BIO.

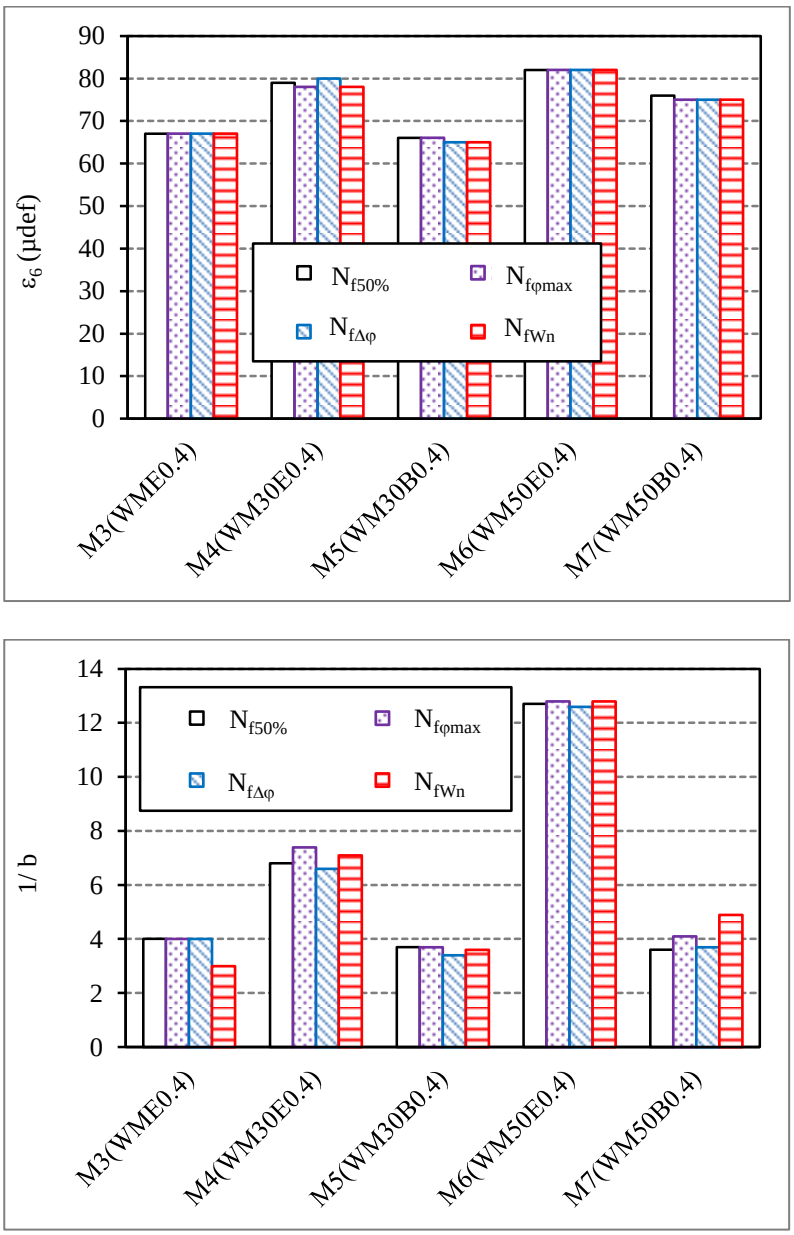


Figure 4-23. Valeur de ε_6 et de 1/b les 4 critères critères pour les matériaux tièdes M3(WME0.4), M4(WM30E0.4), M5(WM30B0.4), M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)

4.4. Influence du type d'additif

Dans cette partie, on compare l'influence de deux types d'additifs (ETIMA et ETIMA-BIO) sur le comportement en fatigue des matériaux. On distingue également deux groupes de matériaux : les matériaux tièdes avec 30% de RAP (M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)) et les matériaux tièdes avec 50% de RAP (M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)). Les valeurs de la norme du module complexe initial ($|E_0|$) et du coefficient de Poisson complexe initial ($|\nu_{0av}|$), les valeurs de déformation ε_6 et de pente 1/b sont utilisées pour l'analyse.

- Les valeurs de $|E_0|$ et de $|\nu_{0av}|$:

Concernant les matériaux avec 30% de RAP (M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)). La valeur de $|E_0|$ du matériau utilisant l'additif ETIMA est plus grande que celle du matériau avec ETIMA-BIO, mais la différence n'est que de 6%. D'autre part, les valeurs de $|\nu_{0av}|$ sont constantes à 0.29. Ces résultats sont présentés dans la Figure 4-24.

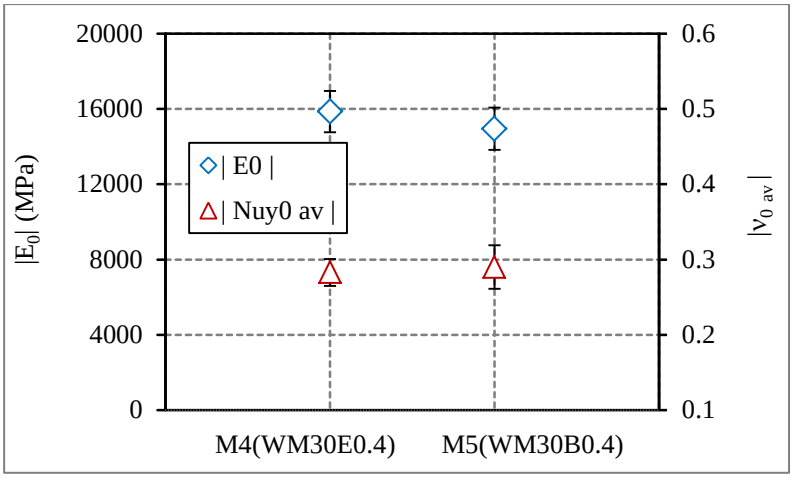


Figure 4-24. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux avec 30% de RAP utilisant l'additif M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)

Pour les matériaux fabriqués avec 50% de RAP (M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)), il semble que les valeurs de $|E_0|$ (et de $|\nu_{0av}|$) soient identiques pour les 2 types d'additifs. On peut donc dire que l'influence des deux additifs ETIMA et ETIMA-BIO sur les valeurs initiales des matériaux avec 50% de RAP est la même. Ces résultats sont présentés dans la Figure 4-25.

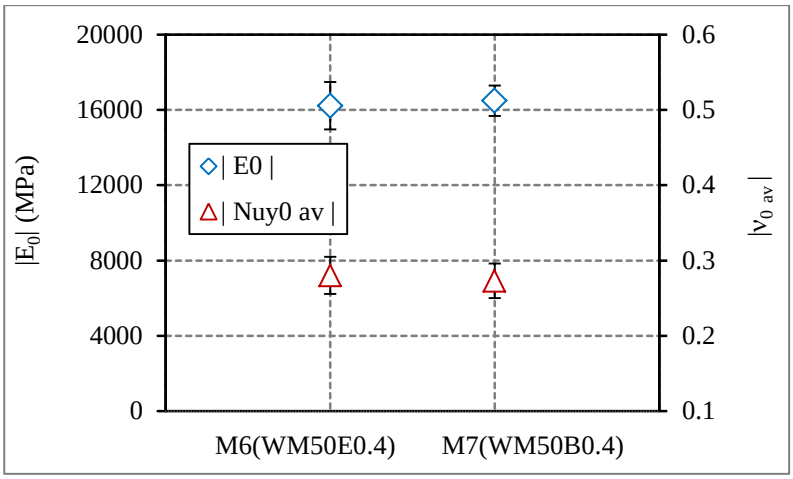


Figure 4-25. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux avec 50% de RAP utilisant l'additif M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)

- Les valeurs de ε_6 et de 1/b :

Les résultats des matériaux avec 30% de RAP (M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)) sont présentés dans la Figure 4-26. On constate qu'il y a une différence entre les valeurs de ε_6 et les valeurs de la pente 1/b des deux matériaux considérés. Plus précisément, le matériau M4 (utilisant l'additif ETIMA) donne une valeur de ε_6 d'environ de 80 µdef, contre 65µdef pour le matériau M5 (utilisant ETIMA-BIO). Cela indique que l'additif ETIMA dans les matériaux avec 30% de RAP est plus performant en fatigue que l'additif ETIMA-BIO. On observe la même tendance pour la pente 1/b, sa valeur pour le matériau M4 est plus grande que celle du matériau M5, ce qui indique une sensibilité plus importante à l'amplitude de déformation pour les performances en fatigue.

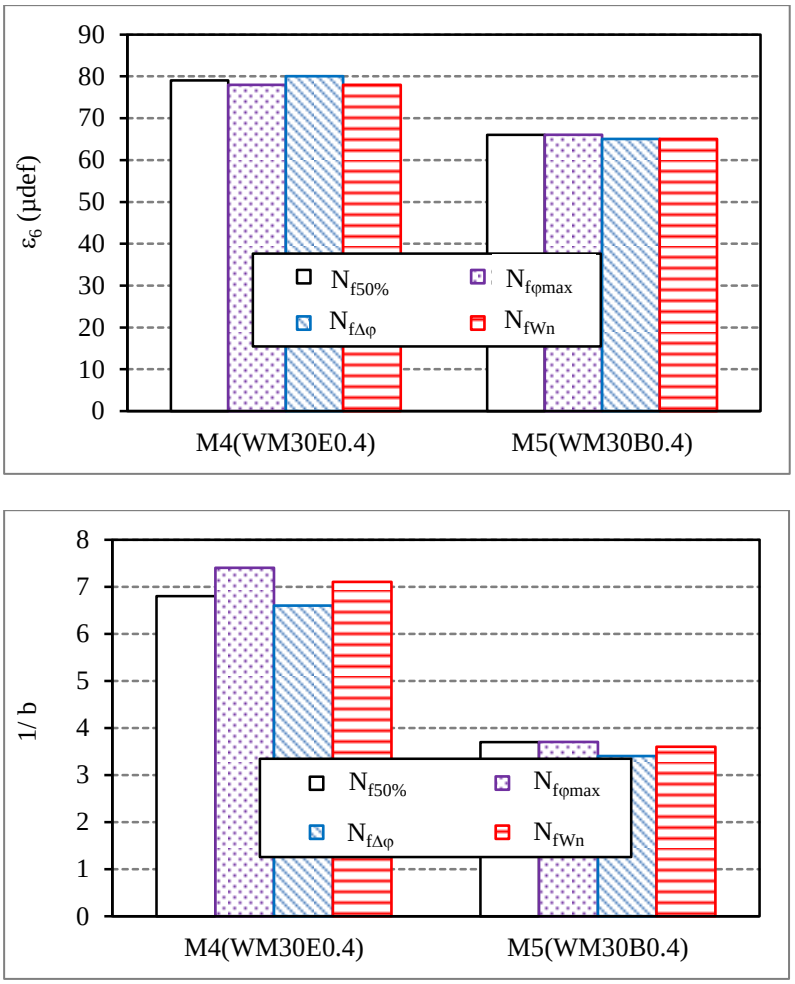


Figure 4-26. Valeur de ε_6 et de 1/b pour les 4 critères pour les matériaux avec 30% de RAP utilisant l'additif ETIMA (M4(WM30E0.4)) et ETIMA-BIO (M5(WM30B0.4))

Pour les matériaux avec 50% de RAP (M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)), les conclusions sont identiques à celles obtenues pour les matériaux avec 30% de RAP. La Figure 4-27 montre que la valeur de ε_6 et de 1/b du matériau M6 (additif ETIMA) est plus grande que celle du matériau M7 (additif ETIAM-BIO).

Grâce aux résultats des deux groupes de matériaux (groupe 30% de RAP et groupe 50% de RAP), on peut conclure que l'utilisation d'additif ETIMA dans les matériaux avec RAP donne des valeurs de ε_6 et de 1/b plus grandes que celles des matériaux avec l'additif ETIMA-BIO.

Les performances en fatigue sont donc meilleures avec l'additif ETIMA, si on ne considère que le paramètre ε_6, comme c'est le cas dans la méthode française de dimensionnement.

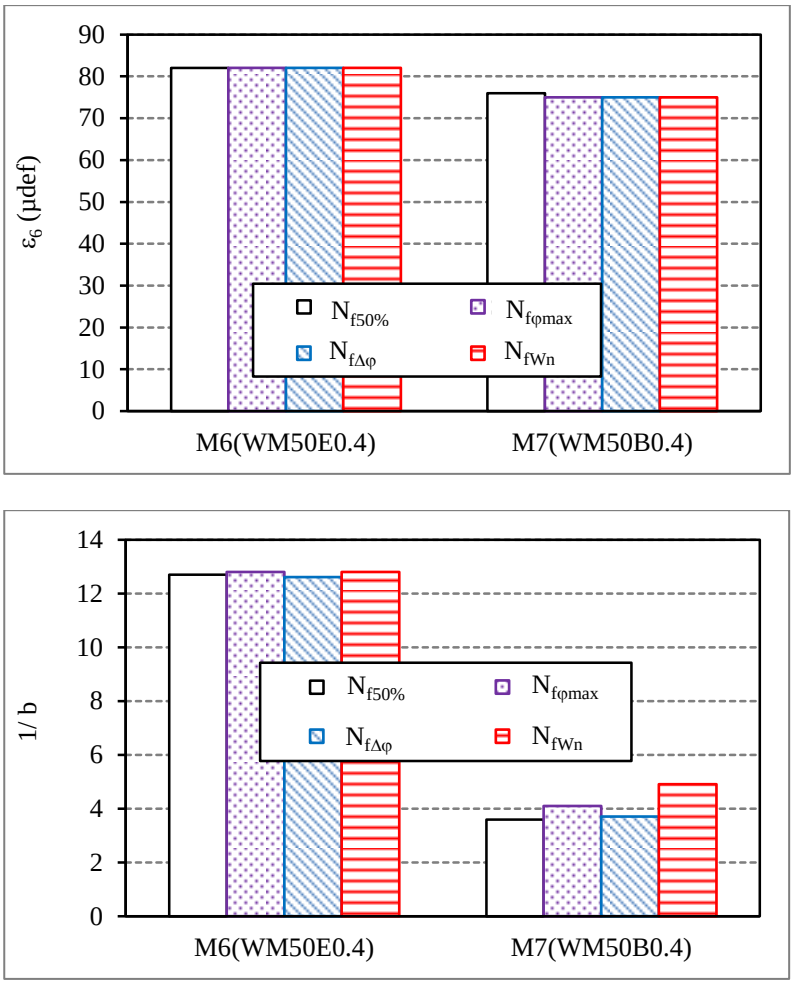


Figure 4-27. Valeur de ε_6 et de 1/b pour les 4 critères pour les matériaux 50% de RAP utilisant l'additif ETIMA (M6(WM50E0.4)) et ETIMA-BIO (M7(WM50B0.4))

4.5. Influence du procédé de fabrication des enrobés

Dans cette partie, on étudie l'influence des deux procédés de fabrication : fabrication à chaud et fabrication tiède. Deux groupes distincts de matériaux sont comparés : les enrobés sans RAP (M1-2(HM) et M3(WME0.4)) et les enrobés avec 30% de RAP (M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)). On utilise les valeurs moyennes des normes du module complexe initial ($|E_0|$) et de coefficient de Poisson complexe initial ($|\nu_{0av}|$), les déformations ε_6 et les pentes de fatigue 1/b pour l'analyse.

- Les valeurs de $|E_0|$ et de $|\nu_{0av}|$:

Pour les matériaux sans RAP (M1-2(HM) et M3(WME0.4)), il semble que les valeurs de $|E_0|$ soient identiques. De plus, les valeurs de $|\nu_{0av}|$ des matériaux varient dans un petit intervalle : 0.26 (pour M1-2) à 0.28 (pour M3). Ces résultats sont présentés dans la Figure 4-28.

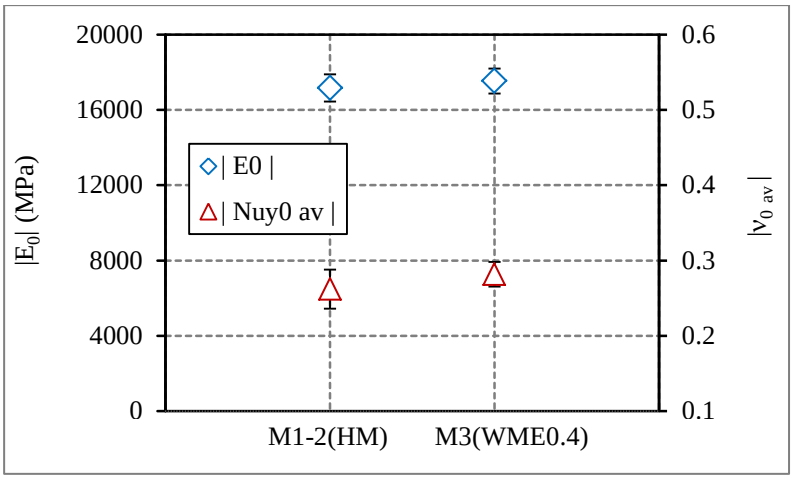


Figure 4-28. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux sans RAP : M1-2(HM) et M3(WME0.4)

Pour les matériaux avec 30% de RAP (M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)), les résultats sont présentés dans la Figure 4-29. On observe que les valeurs de $|E_0|$ diminuent et celles de $|\nu_{0av}|$ augmentent. Mais les variations sont faibles. Cela montre que la rigidité initiale du matériau à chaud est un peu plus grande que celle des matériaux tièdes.

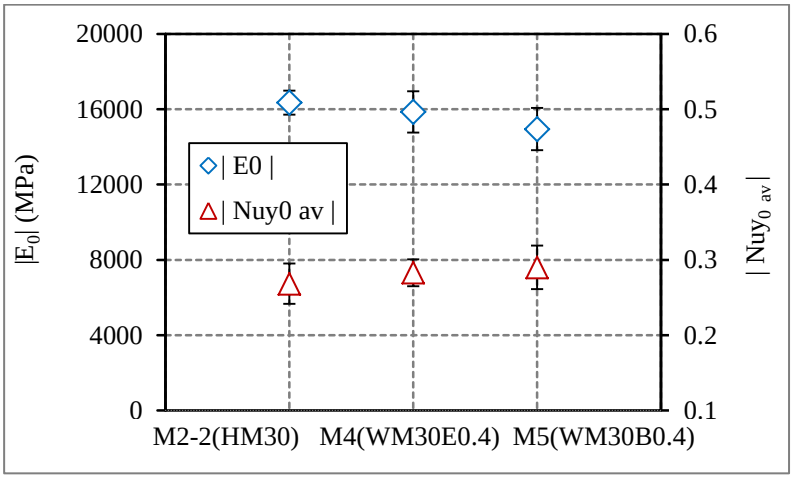


Figure 4-29. Moyenne des valeurs des normes du module complexe initial et du coefficient de Poisson complexe initial des matériaux avec 30% de RAP : M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)

- Les valeurs de ε_6 et de 1/b :

La Figure 4-30 montre les résultats des matériaux sans RAP (M1-2(HM) et M3(WME0.4)). La valeur de ε_6 du matériau à chaud (M1-2) est plus grande que celle du matériau tiède (M3). C'est-à-dire, pour les matériaux sans RAP, la performance en fatigue du matériau à chaud est meilleure que celle du matériau tiède. On observe la même tendance pour la pente de fatigue 1/b.

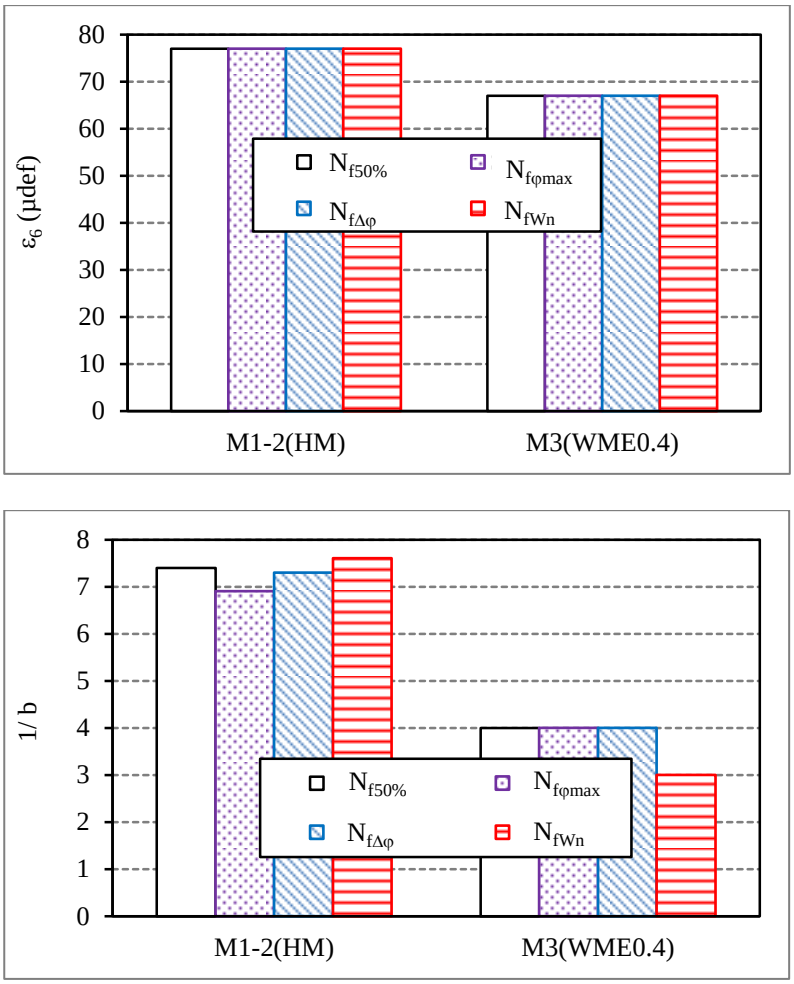


Figure 4-30. Valeur de ε_6 et de 1/b les 4 critères critères pour les matériaux sans RAP : M1-2(HM) et M3(WME0.4)

Pour les matériaux avec 30% de RAP (M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)), les résultats sont présentés dans la Figure 4-31. Aucune tendance évidente ne se dégage. Les déformations ε_6 du matériau M2-2 (à chaud) sont plus petites que celles du matériau M4 (tiède utilisant l'additif ETIMA) et sont égales à celles du matériau M5 (tiède utilisant ETIMA-BIO). En outre, quand on considère la pente de fatigue 1/b, celles du matériau à chaud sont plus élevées que celles des deux matériaux tièdes.

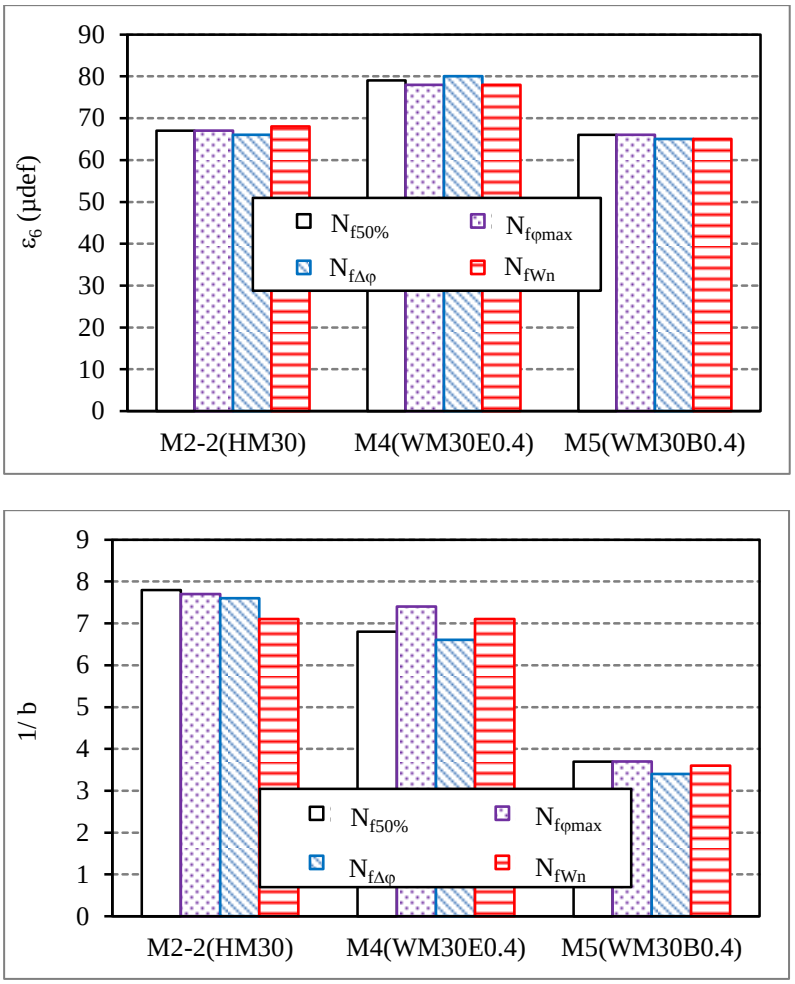


Figure 4-31. Valeur de ε_6 et de 1/b les 4 critères critères pour les matériaux sans RAP : M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)

4.6. Conclusion

Ce chapitre présente les comportements en fatigue des matériaux. Neuf matériaux sont testés dont deux paires de matériaux avec les mêmes constituants mais des pourcentages de vides différents : les matériaux M1, M1-2 (respectivement M2, M2-2) sont des matériaux à chaud sans RAP (respectivement avec 30% de RAP). Grâce aux résultats obtenus, on peut tirer quelques conclusions :

- Pour chaque essai de fatigue, les évolutions de la norme et de l'angle de phase du module complexe et des coefficients de Poisson complexes (dans les deux directions radiales II et III) sont analysées. Au cours de l'essai, la norme du module complexe diminue et l'angle de phase du module complexe augmente, elle atteint sa valeur maximale à la fin de la phase II. D'autre part, la norme du coefficient de Poisson complexe est constante ou diminue faiblement dans la phase I et II. L'angle de phase du coefficient de Poisson complexe est négatif et sa valeur est très petite en comparaison de celle du module complexe.

- Quatre critères permettant de déterminer la durée de vie des matériaux sont présentés : critère classique (critère $N_{f\ 50\%}$), critère de l'angle de phase maximal ($N_{f\ \varphi max}$), critère de variation des angles de phases ($N_{f\ \Delta\varphi}$) et critère de dissipation d'énergie ($N_{f\ Wn}$). L'analyse montre que l'on peut considérer ces critères comme équivalents.

- Les pentes de fatigue (a_F), les taux d'endommagement critique au point de rupture (D_{III}) et ceux corrigés (D_{IIIc}) des matériaux sont calculées. Ces paramètres permettent de quantifier la perte du module des matériaux due à la fatigue, en fonction du nombre de cycles, et définir quand la rupture est atteinte à l'aide d'un paramètre (dommage critique).

- Les performances des matériaux sont comparées en analysant leur composition selon différents paramètres : le pourcentage des vides, le pourcentage de RAP, le type d'additifs et le procédé de fabrication utilisés. Quand le pourcentage de vides augmente, il semble que la performance en fatigue des matériaux diminue. Lorsqu'on augmente le pourcentage de RAP pour les matériaux à chaud, la valeur de déformation ε_6 diminue. En revanche, cela n'est pas valable avec les matériaux tièdes. Les résultats ont montré que l'utilisation de l'additif ETIMA est plus efficace que l'additif ETIMA-BIO dans le domaine de fatigue. Enfin, avec les matériaux sans RAP, il semble que la performance à la fatigue des matériaux à chaud soit meilleure que les matériaux tièdes. Pour les matériaux avec RAP, la performance en fatigue dépend du type d'additif utilisé. La déformation ε_6 du matériau M4 (tiède utilisant l'additif ETIMA) est plus haute que celle du matériau M2-2 (à chaud avec RAP). Par contre, celle du matériau M5 (tiède utilisant l'additif ETIMA-BIO) est plus basse que celle du matériau M2-2.

5

ESSAIS DE RETRAIT THERMIQUE EMPECHE « TSRST »

5.1. Résultats des essais de retrait thermique empêché pour un matériau 199

5.1.1. Courbes de contrainte - température 199

5.1.2. Courbes de déformations radiales – température 200

5.2. Détermination du coefficient de Poisson 202

5.3. Influence du pourcentage de vides 206

5.4. Influence du pourcentage de RAP 207

5.5. Influence du type d'additif 209

5.6. Influence du procédé de fabrication des enrobés 211

5.7. Conclusion 214

Le comportement à basse température des matériaux a été caractérisé à l'aide de l'essai de retrait thermique empêché. Pour chaque matériau, trois éprouvettes ont été testées. La répétabilité de l'essai TSRST dans un matériau a pu être vérifiée dans une première partie. Ensuite, la comparaison entre les différents matériaux est réalisée.

5.1. Résultats des essais de retrait thermique empêché pour un matériau

5.1.1. Courbes de contrainte - température

La Figure 5-1 montre la variation de la contrainte en fonction de la température pour les trois essais réalisés sur le matériau M5 (WM30B0.4). On observe les mêmes évolutions des contraintes en fonction de la température pour ces trois éprouvettes (croissance et concavité). Deux courbes se superposent bien pour ce matériau et on observe un léger décalage pour la troisième éprouvette. La température de rupture et la contrainte de rupture des éprouvettes sont présentées dans le Tableau 5-1. L'écart type de la température de rupture des éprouvettes du matériau M5 est de 0.4°C et l'écart type de contrainte de rupture est de 4.9%. Pour les autres matériaux, les écarts types de la température de rupture sont inférieurs à 2.1°C et ceux de la contrainte de rupture sont inférieurs à 10.6%. Au vu de résultats, on peut conclure que l'essai de retrait thermique empêché (TSRST) est répétable.

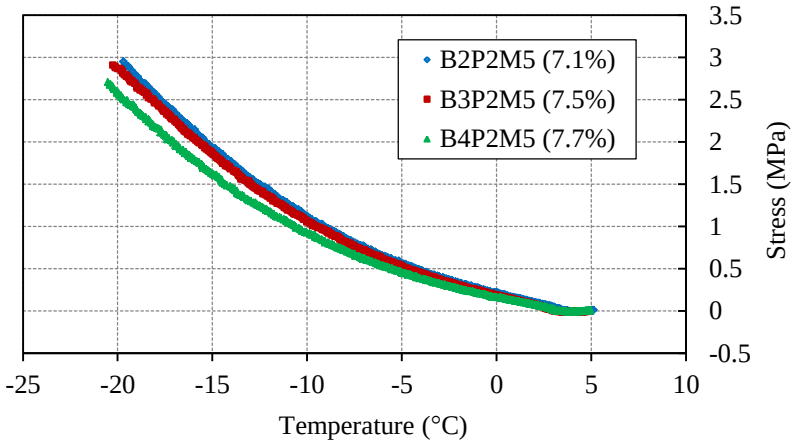


Figure 5-1. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M5 (WM30B0.4)

Matériau	Eprouvette	%vide	Température de rupture (°C)			Contrainte de rupture (Mpa)		
				Moyenne	Ecart type		Moyenne	Ecart type
M1(HM)	B1P1	11.7	-18.4	-16.8	2.1	2.43	2.33	0.24 (10.1%)
	B2P1	11.2	-14.4			2.06		
	B5P1	10.1	-17.6			2.50		
M2(HM30)	B1P2	12.9	-15.7	-17.5	1.8	2.07	2.35	0.25 (10.6%)
	B2P2	13.0	-17.6			2.43		
	B5P2	13.0	-19.2			2.55		
M1-2(HM)	B1P2	7.2	-19.6	-19.4	0.3	3.48	3.47	0.01 (0.2%)
	B4P2	7.0	-19.5			3.47		
	B5P2	7.3	-19.1			3.47		
M2-2(HM30)	B2P2	6.4	-19.6	-19.6	0.6	3.58	3.42	0.14 (4.2%)
	B3P2	6.9	-19.0			3.30		
	B4P2	7.2	-20.1			3.38		
M3(WME0.4)	B2P2	7.2	-18.7	-18.6	0.3	2.78	2.80	0.04 (1.4%)
	B3P2	7.1	-18.9			2.84		
	B4P2	7.6	-18.3			2.77		
M4(WM30E0.4)	B2P2	7.3	-21.7	-19.9	1.6	3.14	2.94	0.22 (7.4%)
	B3P2	7.5	-19.1			2.96		
	B4P2	7.6	-18.8			2.71		
M5(WM30B0.4)	B2P2	7.1	-19.7	-20.1	0.4	2.95	2.85	0.14 (4.9%)
	B3P3	7.5	-20.3			2.91		
	B4P3	7.7	-20.4			2.69		
M6(WM50E0.4)	B3P2	6.9	-21.5	-21.0	0.7	2.92	3.24	0.29 (9.0%)
	B4P2	7.0	-21.3			3.49		
	B5P2	7.2	-20.2			3.32		
M7(WM50B0.4)	B1P2	7.4	-20.9	-21.1	0.3	3.54	3.51	0.03 (0.9%)
	B3P2	7.0	-21.4			3.52		
	B4P2	7.3	-21.0			3.48		

Tableau 5-1. Température et contrainte de rupture des éprouvettes des matériaux testés

5.1.2. Courbes de déformations radiales – température

Les déformations dans deux directions radiales sont mesurées par deux paires de capteurs sans contact (décrit au paragraphe 2.2.1). La Figure 5-2 montre l'évolution de la déformation radiale dans les deux directions radiales II et III des trois éprouvettes du matériau M5. Les résultats des déformations à la rupture sont présentés dans le Tableau 5-2. Pour le matériau M5, l'écart type de la déformation radiale II des trois éprouvettes est de 4% et celui de la déformation radiale III est de 2%. La répétabilité de l'essai TSRST est bien vérifiée. Tous les écarts types des autres déformations radiales pour les autres matériaux sont inférieurs à 10%.

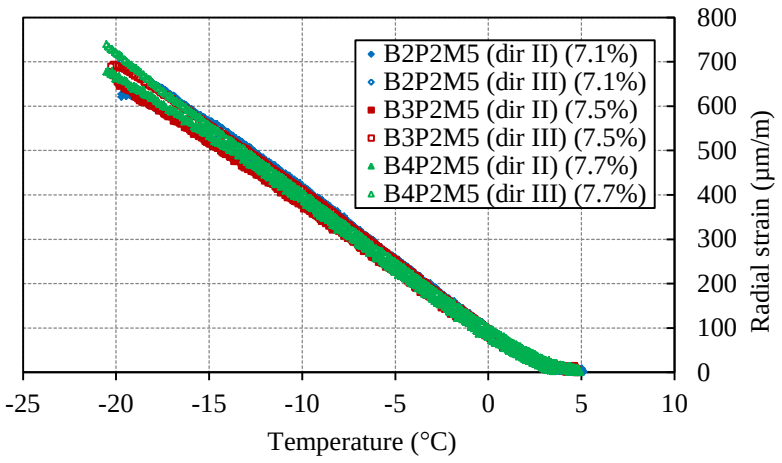


Figure 5-2. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M5 (WM30B0.4)

Matériau	Eprouvette	%vide	Déformation radiale II à la rupture (µdef)			Déformation radiale III à la rupture (µdef)		
				Moyenne	Ecart type		Moyenne	Ecart type
M1(HM)	B1P1	11.7	600	637	35 (5.5%)	-	-	-
	B2P1	11.2	670			-		
	B5P1	10.1	640			-		
M2(HM30)	B1P2	12.9	570	603	35 (5.8%)	-	-	-
	B2P2	13.0	600			-		
	B5P2	13.0	640			-		
M1-2(HM)	B1P2	7.2	590	597	6 (1.0%)	700	700	10 (1.4%)
	B4P2	7.0	600			690		
	B5P2	7.3	600			710		
M2-2(HM30)	B2P2	6.4	710	703	6 (0.8%)	-	795	7 (0.9%)
	B3P2	6.9	700			790		
	B4P2	7.2	700			800		
M3(WME0.4)	B2P2	7.2	580	603	21 (3.5%)	660	730	66 (9.0%)
	B3P2	7.1	620			740		
	B4P2	7.6	610			790		
M4(WM30E0.4)	B2P2	7.3	730	693	35 (5.1%)	700	663	32 (4.8%)
	B3P2	7.5	660			650		
	B4P2	7.6	690			640		
M5(WM30B0.4)	B2P2	7.1	630	663	29 (4.4%)	700	710	17 (2.4%)
	B3P3	7.5	680			700		
	B4P3	7.7	680			730		
M6(WM50E0.4)	B3P2	6.9	660	657	6 (0.9%)	700	713	23 (3.2%)
	B4P2	7.0	660			740		
	B5P2	7.2	650			700		
M7(WM50B0.4)	B1P2	7.4	760	740	35 (4.7%)	850	760	85 (10.4%)
	B3P2	7.0	760			730		
	B4P2	7.3	700			700		

Tableau 5-2. Température et contrainte de rupture des éprouvettes des matériaux testés lors des essais TSRST

5.2. Détermination du coefficient de Poisson

Dans l'essai de retrait thermique empêché, la déformation totale ε^{totale} peut se décomposer en la somme d'une déformation mécanique et d'une déformation thermique, respectivement notées $\varepsilon^{mécanique}$ et $\varepsilon^{thermique}$. Il devient :

$$\varepsilon^{totale} = \varepsilon^{mécanique} + \varepsilon^{thermique} \tag{5-1}$$

La déformation thermique est de :

$$\varepsilon^{thermique} = \alpha.\Delta T \tag{5-2}$$

Ici, α : coefficient de dilatation/contraction thermique moyen de l'enrobé

ΔT : incrément de température

La déformation axiale (ε_z^{totale}) et la déformation radiale (ε_r^{totale}) sont présentées dans les formules suivantes :

$$\varepsilon_z^{totale} = \varepsilon_z^{mécanique} + \varepsilon_z^{thermique} \tag{5-3}$$

$$\varepsilon_r^{totale} = \varepsilon_r^{mécanique} + \varepsilon_r^{thermique} \tag{5-4}$$

La déformation axiale est empêchée dans ces essais TSRST, on a alors $\varepsilon_z^{totale} = 0$. On obtient :

$$\varepsilon_z^{mécanique} = - \varepsilon_z^{thermique} = - \alpha.\Delta T \tag{5-5}$$

Le coefficient de Poisson se calcule comme suit :

$$\nu = - \frac{\varepsilon_r^{mécanique}}{\varepsilon_z^{mécanique}} = \frac{\varepsilon_r^{mécanique}}{\alpha.\Delta T} \tag{5-6}$$

Donc,

$$\varepsilon_r^{mécanique} = \nu.\alpha.\Delta T \tag{5-7}$$

D'après les équations (5-2), (5-4) et (5-7), on a :

$$\varepsilon_r^{totale} = \nu.\alpha.\Delta T + \alpha.\Delta T = (1+\nu).\alpha.\Delta T \tag{5-8}$$

On peut calculer le coefficient de Poisson ν grâce à la déformation radiale (ε_r^{totale}) :

$$\nu = \frac{\varepsilon_r^{totale}}{\alpha.\Delta T} - 1 \tag{5-9}$$

D'après [Anderson et al. 1999], le coefficient de dilatation/contraction thermique de l'enrobé varie en fonction de la température. Entre 0 et -25°C, les coefficients varient entre 2.1 x10^{-5} et 2.6x10^{-5}/°C, à -35°C, entre 1.5 x10^{-5} et 2.7x10^{-5}/°C et enfin à -45°C, entre 0.8x10^{-5} et 2.7x10^{-5}/°C. Dans cette

thèse, on utilise un coefficient de dilatation/contraction thermique de $2.3x10^{-5}$/°C pour calculer le coefficient de Poisson.

On considère la déformation radiale dans un intervalle de température [0°C ; -10°C] donc ΔT=10°C pour calculer en utilisant la formule (5-9). La Figure 5-3 montre le schéma de calcul du coefficient de Poisson dans la direction radiale II de l'éprouvette B2P2M5. Dans cette figure, la déformation radiale (ε_r^{totale}) comprend deux parties: la déformation radiale thermique ($\varepsilon_r^{thermique} = \alpha.\Delta T$) et la déformation radiale mécanique ($\varepsilon_r^{mécanique} = \nu.\alpha.\Delta T$). Le coefficient de Poisson calculé est alors de 0.31.

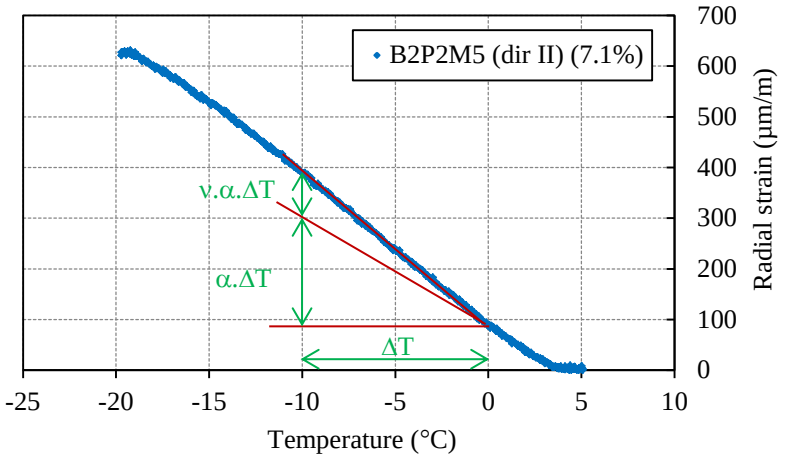


Figure 5-3. Evolution de la déformation radiale dans la direction radiale II de l'éprouvette B2P2M5 et représentation des deux parties de la déformation radiale (déformation radiale thermique $\alpha.\Delta T$ et déformation radiale mécanique $\nu.\alpha.\Delta T$)

De la même manière, les coefficients de Poisson dans les directions radiales II et III des toutes éprouvettes sont calculés grâce aux déformations radiales de l'essai de retrait thermique empêché. Les résultats sont présentés dans le Tableau 5-3.

Matériau	Eprouvette	%vide	$\lvert\nu^*_{II-I}\rvert$			$\lvert\nu^*_{III-I}\rvert$		
				Moyenne	Ecartype		Moyenne	Ecartype
M1(HM)	B1P1	11.7	0.36	0.32	0.04	-	-	-
	B2P1	11.2	0.28			-		
	B5P1	10.1	0.31			-		
M2(HM30)	B1P2	12.9	0.26	0.26	0.02	-	-	-
	B2P2	13.0	0.25			-		
	B5P2	13.0	0.28			-		
M1-2(HM)	B1P2	7.2	0.19	0.20	0.01	0.35	0.37	0.06
	B4P2	7.0	0.19			0.32		
	B5P2	7.3	0.21			0.44		
M2-2(HM30)	B2P2	6.4	0.35	0.30	0.05	-	0.41	0.01
	B3P2	6.9	0.28			0.40		
	B4P2	7.2	0.26			0.41		
M3(WME0.4)	B2P2	7.2	0.19	0.23	0.04	0.37	0.42	0.06
	B3P2	7.1	0.24			0.48		
	B4P2	7.6	0.26			0.42		
M4(WM30E0.4)	B2P2	7.3	0.31	0.34	0.04	0.31	0.32	0.03
	B3P2	7.5	0.33			0.35		
	B4P2	7.6	0.39			0.29		
M5(WM30B0.4)	B2P2	7.1	0.31	0.30	0.04	0.39	0.37	0.03
	B3P3	7.5	0.25			0.39		
	B4P3	7.7	0.33			0.33		
M6(WM50E0.4)	B3P2	6.9	0.22	0.25	0.04	0.37	0.36	0.01
	B4P2	7.0	0.23			0.35		
	B5P2	7.2	0.29			0.35		
M7(WM50B0.4)	B1P2	7.4	0.48	0.40	0.08	0.51	0.42	0.08
	B3P2	7.0	0.40			0.39		
	B4P2	7.3	0.32			0.37		

Tableau 5-3. Coefficient de Poisson dans les directions radiales II et III des éprouvettes des matériaux testés

Les Figures 5-4 et 5-5 présentent respectivement les températures et les contraintes de rupture. On observe que le matériau M1 a la température de rupture la plus élevée et la contrainte de rupture la plus faible. A contrario, le matériau M7 a la température de rupture la plus basse et la contrainte de rupture la plus élevée.

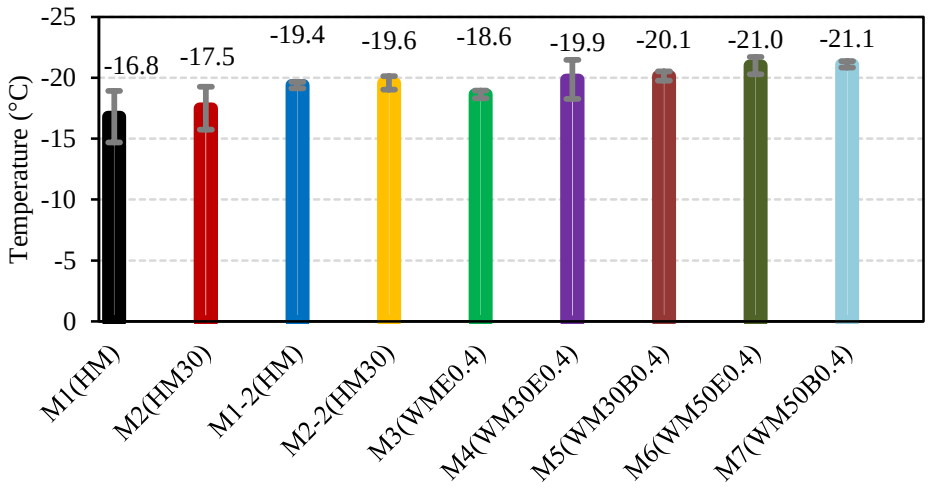


Figure 5-4. Température de rupture moyenne des matériaux testés

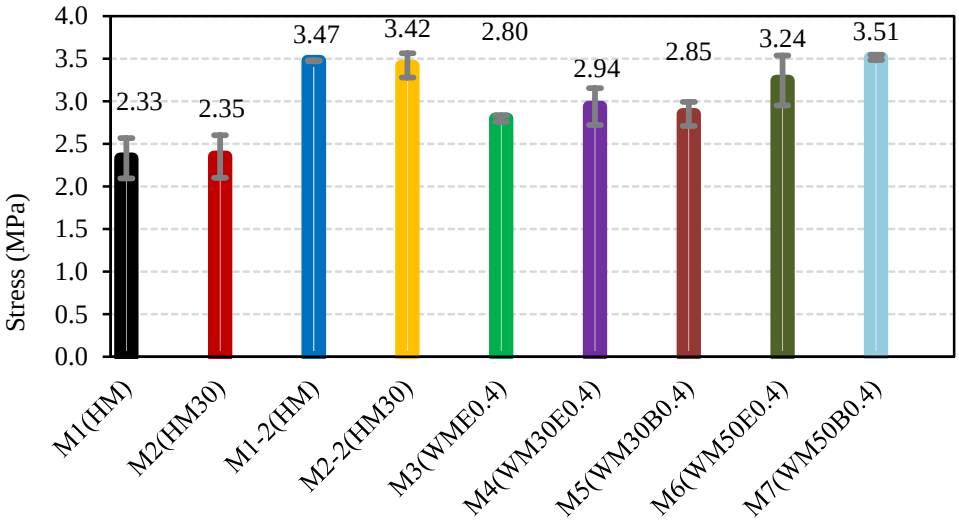


Figure 5-5. Contrainte de rupture moyenne des matériaux testés

5.3. Influence du pourcentage de vides

On utilise la paire de matériaux avec différents pourcentages de vides pour étudier l'influence du pourcentage de vides dans les matériaux : matériau HM qui comprend M1 et M1-2; matériau HM30 qui comprend M2 et M2-2. Les valeurs de température de rupture moyennes sont utilisées pour comparer. Les résultats sont montrés dans la Figure 5-6. Avec les matériaux qui ont des pourcentages de vides plus grands (matériaux M1 et M2), les températures de rupture sont respectivement de -16.8°C et -17.5°C. Elles sont plus grandes que celles des matériaux plus denses (matériaux M1-2 et M2-2) qui ont les températures de rupture plus basses et respectivement de -19.4°C et -19.6°C.

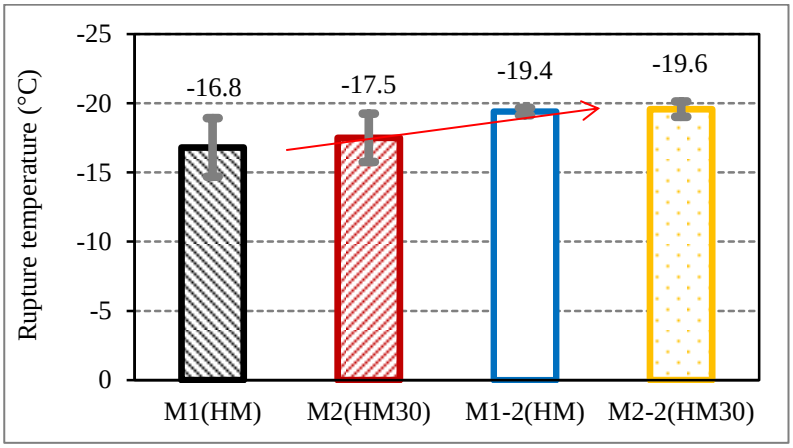


Figure 5-6. Température de rupture moyenne des matériaux M1 (HM), M2 (HM30), M1-2 (HM) et M2-2 (HM30)

En considérant les valeurs de contrainte de rupture moyennes des matériaux, on étudie également l'influence du pourcentage de vides. Les résultats sont présentés dans la Figure 5-7. Une grande différence des valeurs de la contrainte de rupture entre deux groupes de matériaux est observée. Le groupe de matériaux avec le plus vides (matériaux M1 et M2) a des valeurs de contrainte de rupture moyennes de 2.33 MPa et 2.35 MPa. Les valeurs de l'autre groupe (matériaux M1-2 et M2-2) sont respectivement de 3.47 MPa et 3.42 MPa.

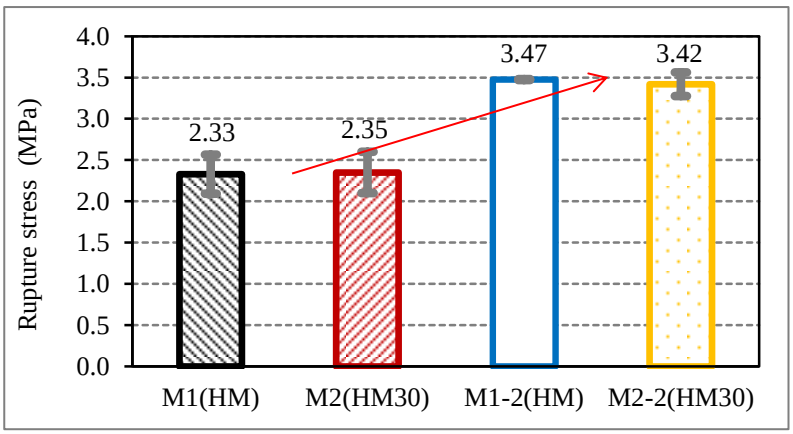


Figure 5-7. Contrainte de rupture moyenne des matériaux M1 (HM), M2 (HM30), M1-2 (HM) et M2-2 (HM30)

On peut dire que le pourcentage de vides à une influence sur le comportement à basse température des matériaux. Pour les matériaux plus denses, il semble qu'ils aient une température de rupture plus basse et une contrainte de rupture plus grande, autrement dit ces matériaux sont plus performants que les matériaux avec plus de vides.

5.4. Influence du pourcentage de RAP

Deux groupes d'enrobés ont été distingués pour comparer les enrobés et étudier l'influence du pourcentage de RAP : enrobés à chaud (matériaux M1-2(HM) et M2-2(HM30)) et enrobés tièdes (matériaux M3(WME0.4), M4(WM30E0.4), M5(WM30B0.4), M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)). On utilise les valeurs de la température de rupture moyenne et de la contrainte de rupture moyenne pour évaluer les comparaisons.

- Température de rupture :

Les enrobés à chaud comprennent le matériau M1-2 avec 0% de RAP et M2-2 avec 30% de RAP. Les valeurs de température de rupture sont approximativement les mêmes (-19.4°C et -19.6°C) (Figure 5-8). Avec ces résultats, on peut dire que le comportement à basse température des enrobés à chaud ne change pas quand le pourcentage de RAP augmente de 0% à 30%.

Pour les enrobés tièdes, dont les pourcentages de RAP sont de 0%, 30% et 50%, on observe une légère diminution des valeurs de température de rupture (-18.6°C pour 0% de RAP, -19.9°C et -20.1°C pour 30% de RAP et -21.0°C et -21.1°C pour 50% de RAP) avec l'augmentation du pourcentage de RAP. Les résultats sont présentés dans la Figure 5-9. Cela montre que les enrobés tièdes sont plus performants quand le pourcentage de RAP augmente de 0% à 50%.

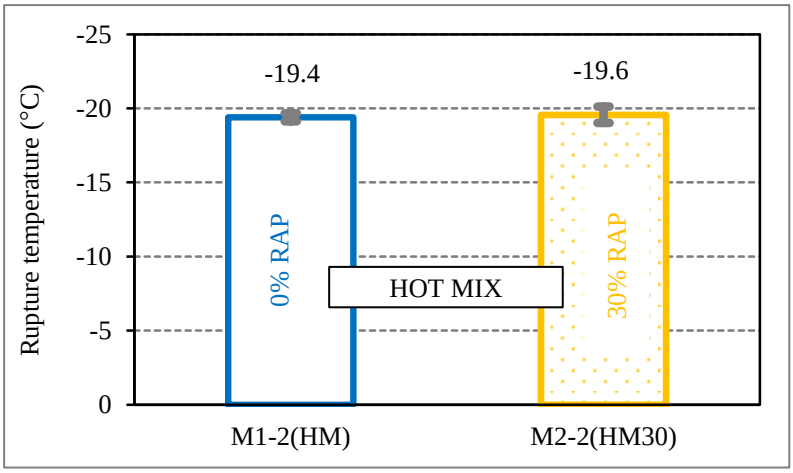


Figure 5-8. Température de rupture moyenne des matériaux M1-2 (HM) et M2-2 (HM30)

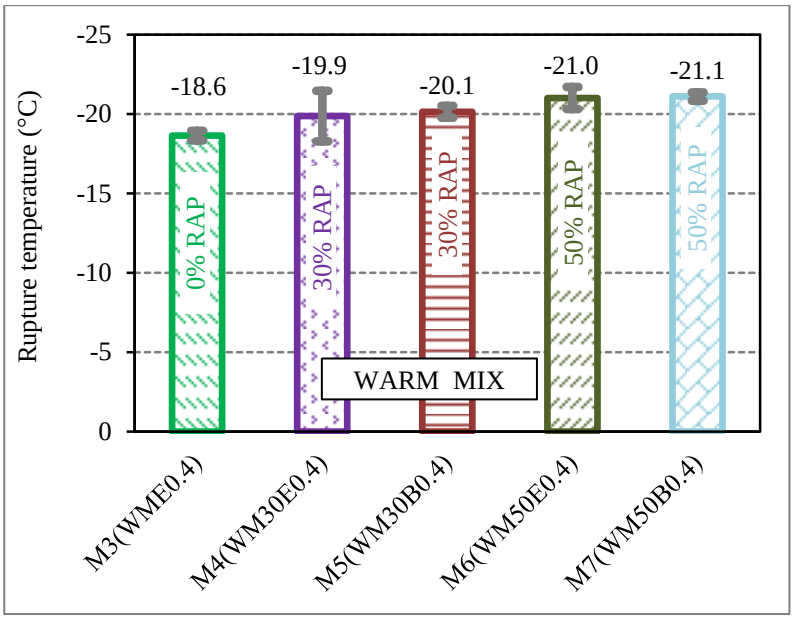


Figure 5-9. Température de rupture moyenne des matériaux M3 (WME0.4), M4 (WM30E0.4), M5 (WM30B0.4), M6 (WM50E0.4) et M7 (WM50B0.4)

- Contrainte de rupture :

De la même façon que pour la température de rupture, les valeurs de la contrainte de rupture des deux enrobés à chaud avec les pourcentages de RAP différents, (0% de RAP - matériau M1-2 et 30% de RAP – matériau M2-2), sont presque égales (3.47 MPa et 3.42 MPa, respectivement) (Figure 5-10).

Avec les enrobés tièdes, la valeur de la contrainte de rupture augmente quand le pourcentage de RAP augmente (2.80 MPa pour 0% de RAP, 2.94 MPa et 2.85MPa pour 30%de RAP, et 3.24 MPa et 3.51 MPa pour 50%). Les résultats sont indiqués dans la Figure 5-11.

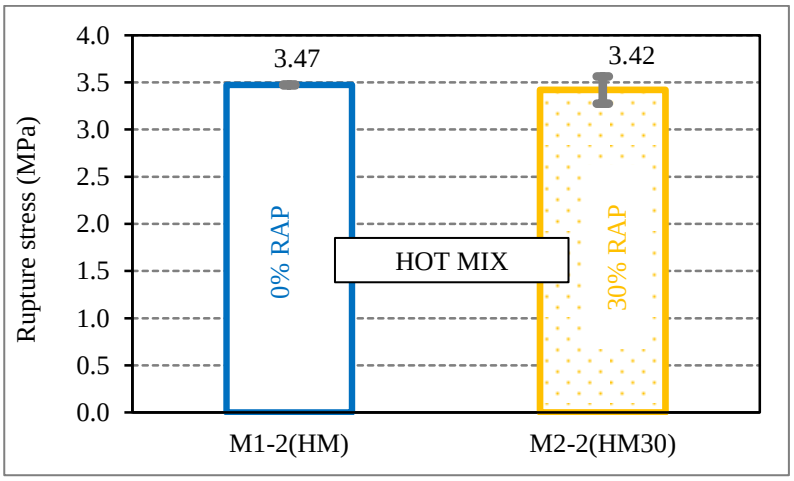


Figure 5-10. Contrainte de rupture moyenne des matériaux M1-2 (HM) et M2-2 (HM30)

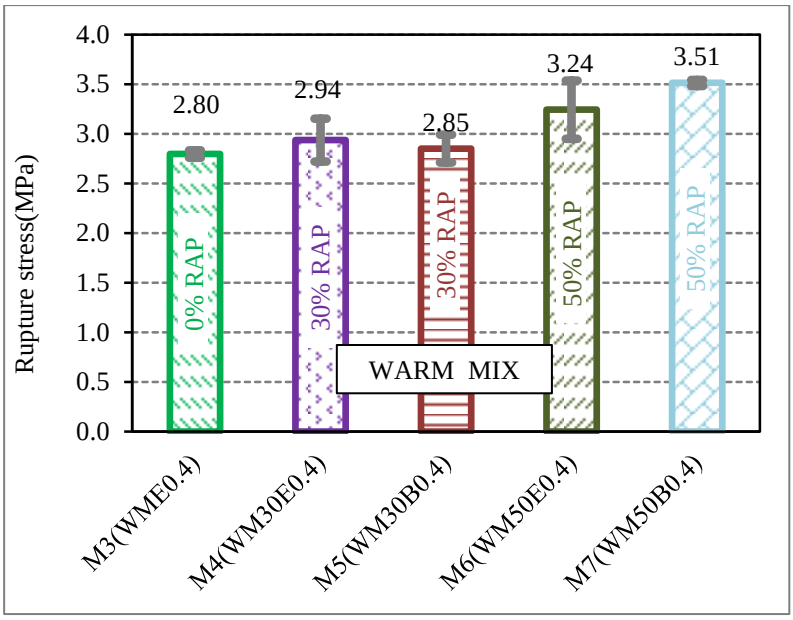


Figure 5-11. Contrainte de rupture moyenne des matériaux M3 (WME0.4), M4 (WM30E0.4), M5 (WM30B0.4), M6 (WM50E0.4) et M7 (WM50B0.4)

5.5. Influence du type d'additif

Dans cette partie, on compare l'influence de deux types d'additifs (ETIMA et ETIMA-BIO) sur le comportement à basse température des matériaux testés. Pour la comparaison, on sélectionne deux groupes de matériaux : les matériaux tièdes avec 30% de RAP (M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)) et les matériaux tièdes avec 50% de RAP (M6(WM50E0.4) et M7(WM50B0.4)). La température de rupture moyenne et la contrainte de rupture moyenne des trois éprouvettes de chaque matériau sont utilisées pour évaluer.

- Température de rupture :

Pour les enrobés tièdes avec 30% de RAP mais avec différents additifs, les valeurs de la température de rupture moyenne sont proches (-19.9°C quand on utilise l'additif ETIMA et -20.1°C quand on utilise l'additif ETIMA-BIO). Les résultats sont indiqués dans la Figure 5-12.

De la même manière pour les enrobés tièdes avec 50% de RAP, on utilise deux types d'additifs différents. Les valeurs de la température de rupture sont respectivement de -21.0°C et -21.1°C pour l'additif ETIMA et l'additif ETIMA-BIO. Les résultats sont présentés dans la Figure 5-13. Cela montre que les effets de deux types d'additif (ETIMA et ETIMA-BIO) sur la température de rupture des matériaux tièdes sont identiques. Les résultats sont identiques pour des pourcentages de RAP différents (30% et 50% de RAP).

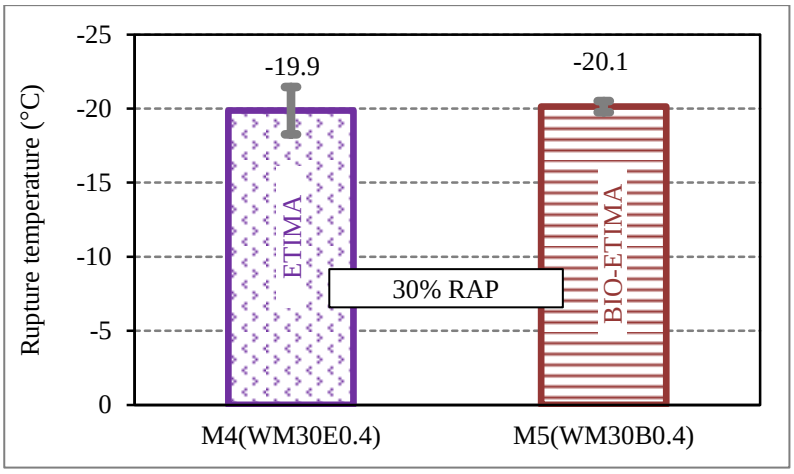


Figure 5-12. Température de rupture moyenne des matériaux tièdes avec 30% de RAP (M4 (WM30E0.4) et M5 (WM30B0.4))

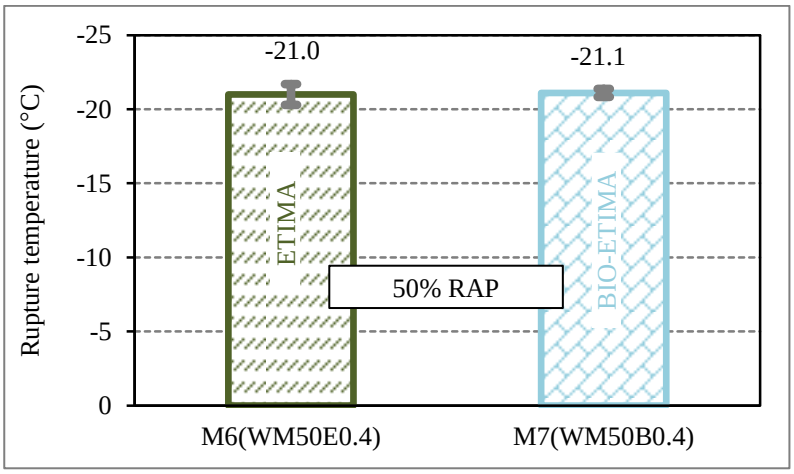


Figure 5-13. Température de rupture moyenne des matériaux tièdes avec 50% de RAP (M6 (WM50E0.4) et M7 (WM50B0.4))

- Contrainte de rupture :

La Figure 5-14 montre les résultats de la contrainte de rupture moyenne des matériaux tièdes avec 30% de RAP pour les deux types d'additifs : l'additif ETIMA (M4(WM30E0.4)) et l'additif ETIMA-BIO (M5(WM30B0.4)). Quand on utilise ETIMA pour des matériaux tièdes, la contrainte de rupture moyenne est un peu plus grande que celle des matériaux avec l'additif ETIMA-BIO.

Pour les enrobés avec 50% de RAP, les résultats de la contrainte de rupture moyenne sont présentés dans la Figure 5-15. Dans ce cas les résultats ont une tendance inverse par rapport aux enrobés avec 30% de RAP. Quand on utilise l'additif ETIMA, la contrainte de rupture moyenne est un peu plus faible.

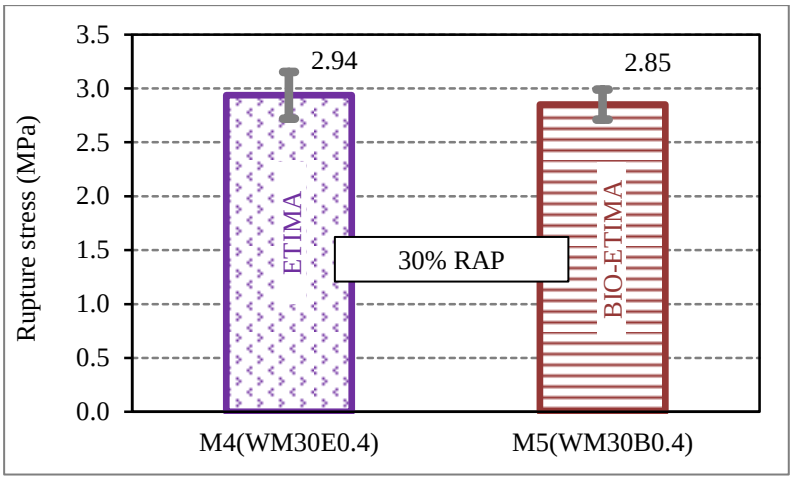


Figure 5-14. Contrainte de rupture moyenne des matériaux tièdes avec 30% de RAP (M4 (WM30E0.4) et M5 (WM30B0.4))

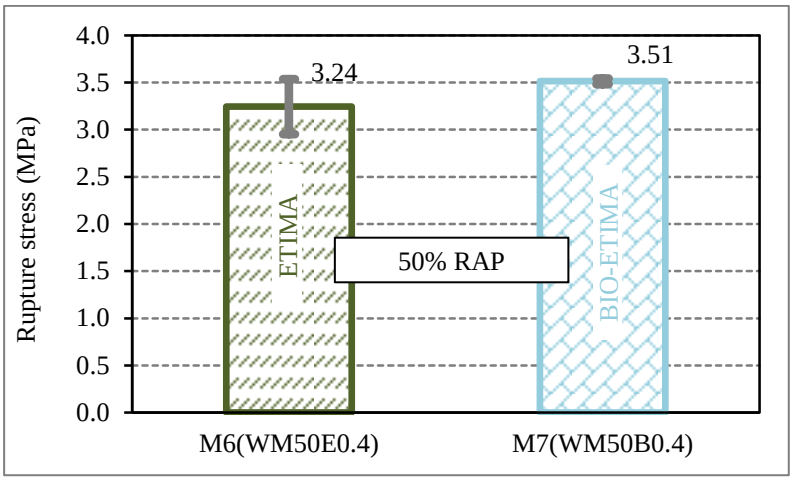


Figure 5-15. Contrainte de rupture moyenne des matériaux tièdes avec 50% de RAP (M6 (WM50E0.4) et M7 (WM50B0.4))

Malgré, les différences entre les enrobés testés (l'additifs ETIMA ou ETIMA-BIO puis pourcentage de RAP : 30% ou 50%), on peut dire que les effets de deux types d'additifs et du pourcentage de RAP sur la contrainte de rupture des matériaux ne sont pas clairs.

5.6. Influence du procédé de fabrication des enrobés

Dans cette partie, on évalue deux manières de fabrication des enrobés : fabrication à chaud et fabrication tiède. Deux groupes distincts de matériaux sont comparés : les enrobés sans RAP (matériaux M1-2(HM) et M3(WME0.4)) et les enrobés avec 30% de RAP (matériaux M2-2(HM30), M4(WM30E0.4) et M5(WM30B0.4)). Pour chaque matériau, trois éprouvettes sont testées. On utilise les valeurs de la température de rupture moyenne et de la contrainte de rupture moyenne pour évaluer les résultats.

- Température de rupture :

Avec les matériaux sans RAP (fabrication à chaud : M1-2 (HM) et fabrication tiède : M3 (WME0.4)), les résultats de la température de rupture moyenne sont présentés dans la Figure 5-16. Les résultats montrent que la température de rupture du matériau utilisant la fabrication à chaud est plus basse que celle utilisant la fabrication tiède, mais la différence n'est pas très importante (-19.4°C contre -18.6°C).

Les valeurs de température de rupture moyenne des matériaux avec 30% de RAP sont présentées dans la Figure 5-17. Les valeurs de température de rupture sont respectivement de -19.6°C, -19.9°C et -20.1°C pour les matériaux M2-2 (HM30) (fabrication à chaud), M4 (WM30E0.4) (fabrication tiède) et M5 (WM30B0.4) (fabrication tiède). Les trois valeurs sont très proches. On peut donc dire que la température de rupture des matériaux ne change pas quand on change le procédé de fabrication (chaud ou tiède) pour les enrobés sans RAP ou 30% de RAP.

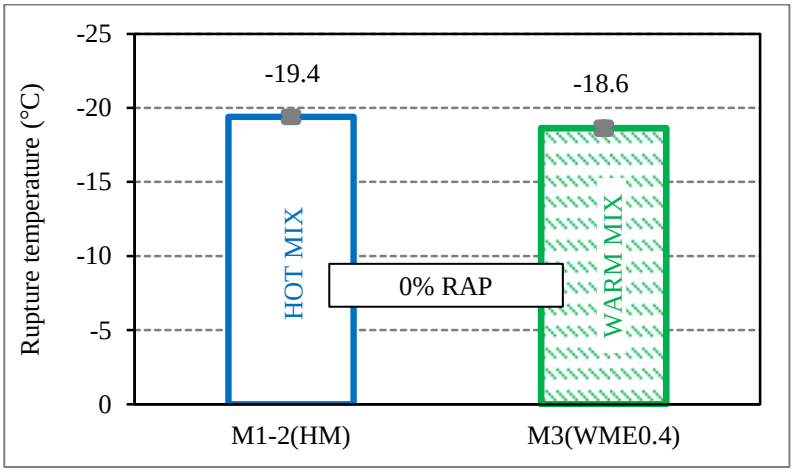


Figure 5-16. Température de rupture moyenne des matériaux sans RAP (M1-2 (HM) et M3 (WME0.4))

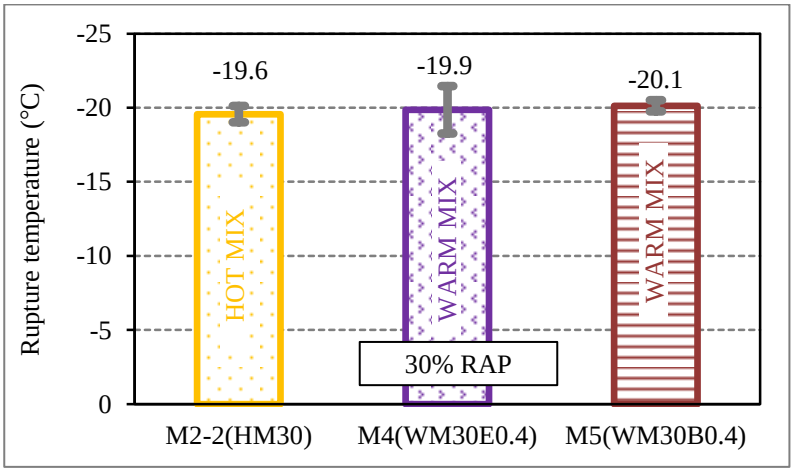


Figure 5-17. Température de rupture moyenne des matériaux avec 30% de RAP (M2-2 (HM30), M4 (WM30E0.4) et M5 (WM30B0.4))

-Contrainte de rupture :

Les résultats pour les matériaux sans RAP (M1-2 (HM) et M3 (WME0.4)) sont présentés dans la Figure 5-18. Avec les deux types de fabrication différents, les résultats obtenus sont proches. La contrainte de rupture moyenne du matériau avec la fabrication à chaud est de 3.47 MPa et celle avec la fabrication tiède est de 3.42 MPa.

On observe une différence au niveau des résultats de la contrainte de rupture des matériaux avec 30% de RAP en fonction du procédé de fabrication utilisé (3.42 MPa pour le matériau fabriqué à chaud et 2.94 MPa, 2.85 MPa pour les matériaux fabriqués tièdes) (Figure 5-19).

On peut dire que les enrobés fabriqués à basse température sont comparables avec les enrobés à chaud si l'on n'utilise pas de RAP. Quand le pourcentage de RAP augmente (30% de RAP), il semble qu'il y ait des différences entre deux procédés de fabrication des enrobés.

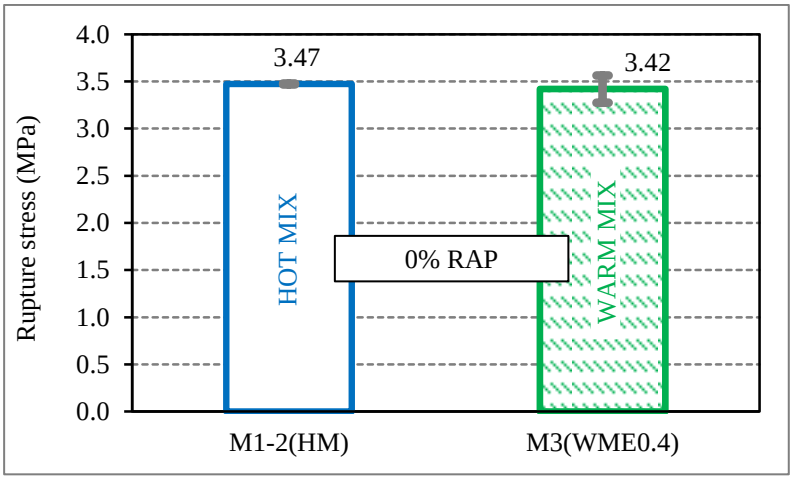


Figure 5-18. Contrainte de rupture moyenne des matériaux sans RAP (M1-2 (HM) et M3 (WME0.4))

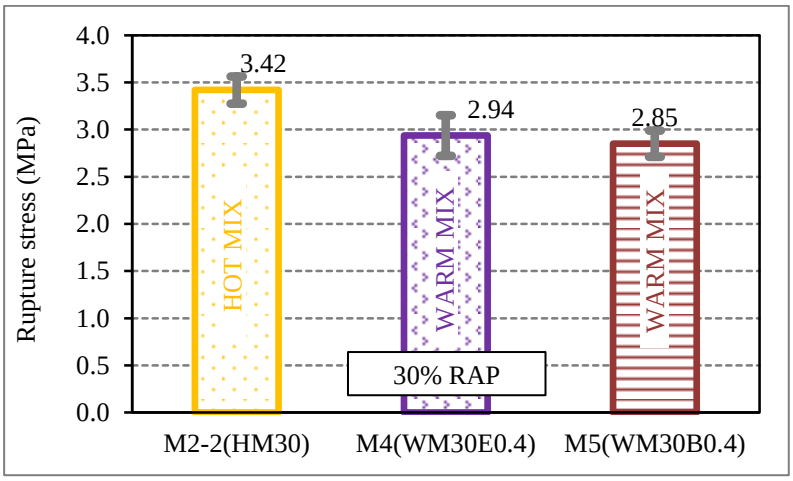


Figure 5-19. Contrainte de rupture moyenne des matériaux avec 30% de RAP (M2-2 (HM30), M4 (WM30E0.4) et M5 (WM30B0.4))

5.7. Conclusion

Les essais de retrait thermique empêché (TSRST) caractérisent le couplage thermo-mécanique et le comportement à basse température. D'après les résultats, on peut donner quelques conclusions :

- Les températures de ruptures, les contraintes de ruptures et les déformations radiales au sein du même matériau sont proches pour les trois essais répétés d'où la bonne répétabilité de l'essai.

- Grâce aux déformations radiales, on peut calculer les coefficients de Poisson des matériaux.

- Le pourcentage de vides influence la température de rupture et la contrainte de rupture. Dans un intervalle de 7 à 13% de vides, la température de rupture est plus basse quand le pourcentage de vides est plus petit. La contrainte de rupture est plus grande pour les matériaux plus denses.

- Il semble qu'il n'y ait pas d'effets sur les enrobés à chaud si on change le pourcentage de RAP. Mais pour les enrobés tièdes, quand on augmente le pourcentage de RAP, la température de rupture diminue légèrement et la contrainte de rupture a tendance à augmenter.

- Les températures et contraintes de rupture sont très proches lorsqu'on utilise les deux types d'additifs : ETIMA et ETIMA-BIO.

- Lorsqu'on on change le procédé de fabrication des enrobés (de chaud à tiède), on observe que la température de rupture est identique mais la contrainte de rupture diminue pour les matériaux avec 30% de RAP.

6

RESULTATS DE L'ESSAI DE PROPAGATION DES ONDES

6.1. Essai de propagation d'ondes P 217

6.1.1. Vitesse des ondes 217

6.1.2. Détermination du module complexe des enrobés bitumineux 219

6.1.3. Incertitude de mesure 222

6.1.4. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et obtenues par la méthode dynamique (ondes P) 225

6.2. Essai d'impact résonance 228

6.2.1. Détermination des fréquences de résonance 228

6.2.2. Détermination des facteurs correcteurs 229

6.2.3. Calcul du module complexe et de l'angle de phase 232

6.2.4. Calcul d'incertitude sur la valeur du module complexe 234

6.2.5. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et ceux obtenus avec la méthode Impact Résonance 238

6.2.6. Comparaison graphique des deux méthodes : propagation d'ondes P et Impact Résonance avec les simulations du modèle 2S2P1D 241

6.3. Détermination du coefficient de Poisson des éprouvettes d'enrobé bitumineux 243

6.3.1. Résultats.....244

6.3.2. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et obtenues par la méthode dynamique (ondes S).....246

6.4. Conclusion 251

Dans ce chapitre, nous présentons les résultats de la campagne expérimentale. Dans un premier temps, il sera abordé la méthode de détermination du temps de vol des ondes par des essais d'ondes P et d'ondes S, et nous analyserons ensuite les résultats de la méthode Impact Résonance. Cette partie expose les résultats obtenus.

Rappelons que 2 éprouvettes par matériau sont testées pour les essais d'ondes. Chacune des éprouvettes a été testée à quatre températures différentes, -20˚C, -0˚C, 20˚C, et 40˚C (sauf les éprouvettes des matériaux M1, M2, M2-2, M3 et M4). Pour chaque température le test est réalisé 2 fois. Ensuite, nous comparons les résultats aux valeurs théoriques du modèle 2S2P1D dont la calibration a été obtenue avec les essais de module complexe présentés dans la partie 3. D'autre part, on compare les résultats des deux méthodes déterminant le module du matériau (méthode de temps de vol P et Impact Résonance).

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 pour 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 était négligeable.

6.1. Essai de propagation d'ondes P

6.1.1. Vitesse des ondes

La méthode de détermination du temps de propagation des ondes de compression est celle décrite à la partie 2.6. Pour chaque essai, on détermine l'abscisse de la première déviation. A ce temps de propagation déterminé à partir des courbes expérimentales, on soustrait le temps de réaction de la chaine d'acquisition, à savoir 1µs. Connaissant la longueur des éprouvettes, il est aisé de connaître la vitesse des ondes de compression.

Les résultats sont montrés dans le Tableau 6-1.

	Eprouvette	L (cm)	-20			0 °C		
			Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)	Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)
1ère mesure	C2P2M1	143.73	35.5	34.5	4166	36.2	35.2	4083
	C3P2M1	142.47	35.8	34.8	4094	36.8	35.8	3980
	C7P1M1-2	139.53	33.5	32.5	4293	34.5	33.5	4165
	C8P1M1-2	139.73	33.0	32.0	4367	34.5	33.5	4171
	C1P2M2	141.13	35.2	34.2	4127	36.0	35.0	4032
	C5P2M2	143.23	35.5	34.5	4152	36.8	35.8	4001
	C7P1M2-2	141.61	34.4	33.4	4240	36.0	35.0	4046
	C8P1M2-2	140.84	33.8	32.8	4294	35.1	34.1	4130
	C7P1M3	140.44	35.2	34.2	4106	35.7	34.7	4047
	C8P1M3	141.05	35.0	34.0	4148	36.3	35.3	3996
	C7P1M4	140.29	34.7	33.7	4163	36.5	35.5	3952
	C8P1M4	140.85	35.3	34.3	4106	36.3	35.3	3990
	C7P1M5	140.42	35.1	34.1	4118	37.6	36.6	3837
	C8P1M5	140.90	35.0	34.0	4144	36.6	35.6	3958
	C7P1M6	139.39	33.0	32.0	4356	35.0	34.0	4100
	C8P1M6	140.20	33.5	32.5	4314	35.0	34.0	4124
	C3P1M7	140.34	33.5	32.5	4318	34.8	33.8	4152
	C4P1M7	140.62	34.0	33.0	4261	35.5	34.5	4076

	Eprouvette	L (cm)	-20			0 °C		
			Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)	Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)
2ème mesure	C2P2M1	143.73	36.2	35.2	4083	36.4	35.4	4060
	C3P2M1	142.47	36.5	35.5	4013	36.7	35.7	3991
	C7P1M1-2	139.53	33.0	32.0	4360	34.0	33.0	4228
	C8P1M1-2	139.73	33.5	32.5	4299	34.0	33.0	4234
	C1P2M2	141.13	35.0	34.0	4151	36.2	35.2	4009
	C5P2M2	143.23	35.8	34.8	4116	37.0	36.0	3979
	C7P1M2-2	141.61	34.0	33.0	4291	35.6	34.6	4093
	C8P1M2-2	140.84	34.0	33.0	4268	35.5	34.5	4082
	C7P1M3	140.44	35.0	34.0	4131	36.2	35.2	3990
	C8P1M3	141.05	35.3	34.3	4112	37.0	36.0	3918
	C7P1M4	140.29	34.5	33.5	4188	36.0	35.0	4008
	C8P1M4	140.85	35.0	34.0	4143	37.0	36.0	3912
	C7P1M5	140.42	35.9	34.9	4023	36.7	35.7	3933
	C8P1M5	140.90	35.2	34.2	4120	36.9	35.9	3925
	C7P1M6	139.39	34.0	33.0	4224	35.5	34.5	4040
	C8P1M6	140.20	34.0	33.0	4248	34.5	33.5	4185
	C3P1M7	140.34	34.0	33.0	4253	35.0	34.0	4128
	C4P1M7	140.62	34.5	33.5	4198	35.7	34.7	4052

	Eprouvette	L (cm)	20 °C			40 °C		
			Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)	Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)
1ère mesure	C2P2M1	143.73	37.6	36.6	3927	-	-	-
	C3P2M1	142.47	37.6	36.6	3893	-	-	-
	C7P1M1-2	139.53	35.0	34.0	4104	36.5	35.5	3931
	C8P1M1-2	139.73	36.0	35.0	3992	37.0	36.0	3881
	C1P2M2	141.13	38.0	37.0	3814	-	-	-
	C5P2M2	143.23	39.1	38.1	3759	-	-	-
	C7P1M2-2	141.61	37.6	36.6	3869	-	-	-
	C8P1M2-2	140.84	37.5	36.5	3859	-	-	-
	C7P1M3	140.44	37.7	36.7	3827	-	-	-
	C8P1M3	141.05	37.5	36.5	3864	-	-	-
	C7P1M4	140.29	38.8	37.8	3711	-	-	-
	C8P1M4	140.85	39.1	38.1	3697	-	-	-
	C7P1M5	140.42	38.0	37.0	3795	38.7	37.7	3725
	C8P1M5	140.90	37.8	36.8	3829	37.2	36.2	3892
	C7P1M6	139.39	36.0	35.0	3983	37.0	36.0	3872
	C8P1M6	140.20	36.0	35.0	4006	37.0	36.0	3894
	C3P1M7	140.34	37.0	36.0	3898	38.0	37.0	3793
	C4P1M7	140.62	36.8	35.8	3928	37.5	36.5	3853

	Eprouvette	L (cm)	20 °C			40 °C		
			Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)	Tp mesuré (µs)	Tp réel (µs)	Cp (m/s)
mesure	C2P2M1	143.73	38.2	37.2	3864	-	-	-

	C3P2M1	142.47	38.5	37.5	3799	-	-	-
	C7P1M1-2	139.53	34.5	33.5	4165	36.7	35.7	3908
	C8P1M1-2	139.73	35.5	34.5	4050	36.8	35.8	3903
	C1P2M2	141.13	38.3	37.3	3784	-	-	-
	C5P2M2	143.23	39.0	38.0	3769	-	-	-
	C7P1M2-2	141.61	37.8	36.8	3848	-	-	-
	C8P1M2-2	140.84	37.0	36.0	3912	-	-	-
	C7P1M3	140.44	37.6	36.6	3837	-	-	-
	C8P1M3	141.05	37.9	36.9	3822	-	-	-
	C7P1M4	140.29	38.0	37.0	3792	-	-	-
	C8P1M4	140.85	39.0	38.0	3706	-	-	-
	C7P1M5	140.42	36.9	35.9	3911	38.2	37.2	3775
	C8P1M5	140.90	37.2	36.2	3892	37.5	36.5	3860
	C7P1M6	139.39	36.0	35.0	3983	37.5	36.5	3819
	C8P1M6	140.20	35.5	34.5	4064	37.0	36.0	3894
	C3P1M7	140.34	37.2	36.2	3877	38.0	37.0	3793
	C4P1M7	140.62	37.0	36.0	3906	37.0	36.0	3906

Tableau 6-1. Temps et vitesses de propagation dans les éprouvettes à différentes températures

6.1.2. Détermination du module complexe des enrobés bitumineux

6.1.2.1. Paramètres nécessaires

En utilisant 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 grâce à la relation suivante :

$$Cp = \frac{1}{\cos(\frac{\varphi}{2})}\sqrt{\frac{(1-\nu)|E^*|}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \tag{6-1}$$

Nous utilisons plutôt la relation inversée :

$$|E^*| = \frac{C_P^2\cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)(1+\nu)(1-2\nu)\rho}{(1-\nu)} \tag{6-2}$$

Avec :

$|E^*|$: norme du module

Cp : vitesse des ondes de compression.

φ : angle de phase

ν : coefficient de Poisson

ρ : masse volumique du matériau

Cependant, l'angle de phase φ et le coefficient de Poisson ν ne sont pas directement déterminés grâce à cette méthode. Nous utilisons donc les valeurs calibrées avec le modèle 2S2P1D sur les éprouvettes d'enrobé originales dans les essais de module complexe (partie 3).

Rappelons que les paramètres du modèle 2S2P1D sont les suivants :

Matériau	Specimen	E*							ν^*_{II-I}		ν^*_{III-I}		WLF	
		E_{00}	E_0	k	h	δ	τ	β	ν_{00}	ν_0	ν_{00}	ν_0	C_1	C_2
M1 (HM)	C4P1M1	50	30800				0.230		0.36	0.10	0.33	0.17	27.2	193.2
M1-2 (HM)	C5P2M1-2	50	36200				0.497		0.34	0.15	0.35	0.15	27.6	192.8
M2 (30)	C6P1M2	75	30800				0.215		0.34	0.16	0.26	0.06	27	191.2
M2-2 (HM30)	C2P2M2-2	70	37400				0.209		0.39	0.14	0.39	0.13	26.9	191.5
M3 (WME0.4)	C2P2M3	30	35200	0.165	0.51	2.1	0.227	100	0.35	0.12	0.32	0.11	28.3	196.4
M4 (WM30E0.4)	C2P2M4	40	34500				0.148		0.32	0.12	0.33	0.16	26.9	196.2
M5 (WM30B0.4)	C3P2M5	35	34900				0.102		0.41	0.11	0.41	0.15	26.7	193.4
M6 (WM50E0.4)	C2P2M6	50	35200				0.180		0.38	0.18	0.33	0.17	27	196.1
M7 (WM50B0.4)	C2P2M7	40	35200				0.123		0.38	0.15	0.4	0.16	27.4	195.9

Tableau 6-2. Paramètres de la calibration 2S2P1D des matériaux à la température de référence de 15°C

Les valeurs du modèle 2S2P1D permettent d'obtenir les valeurs de φ et ν à une fréquence choisie (en utilisant les courbes maîtresses). Nous avons donc besoin de déterminer la fréquence équivalente à laquelle l'éprouvette est sollicitée pour chacune des températures testées. En effet, nous avons vu plus haut que la sollicitation d'une fonction sinusoïdale de fréquence 100 kHz et de répétitivité 10ms donne une fréquence de résonance de 137 kHz, qui est considérée comme la fréquence de sollicitation. Pour obtenir la fréquence équivalente (à la température T_{ref}) à cette fréquence (à la température T), il suffit de la multiplier par le coefficient de translation a_T, défini par la formule de Williams, Landel et Ferry (appelée loi WLF) :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1^{ref}(T-T_{ref})}{C_2^{ref}+T-T_{ref}} \qquad (6\text{-}3)$$

6.1.2.2. Calcul du module complexe

Les valeurs de φ et ν déterminées à ces fréquences équivalentes sont présentées dans le Tableau 6-3. Dans la dernière colonne, pour chaque température, sont exprimés les modules complexes expérimentaux obtenus grâce à l'équation (6-2).

	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)	φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)
1ère mesure	C2P2M1	0.36	0.16	36647	1.25	0.17	34917
	C3P2M1	0.36	0.16	35421	1.25	0.17	33197
	C7P1M1-2	0.37	0.15	40896	1.37	0.17	38053
	C8P1M1-2	0.37	0.15	42035	1.37	0.17	37918
	C1P2M2	0.49	0.14	35756	1.69	0.16	33643
	C5P2M2	0.49	0.14	36191	1.69	0.16	33121
	C7P1M2-2	0.48	0.15	40248	1.66	0.17	35992
	C8P1M2-2	0.48	0.15	41270	1.66	0.17	37495
	C7P1M3	0.37	0.13	38191	1.47	0.14	36639
	C8P1M3	0.37	0.13	38853	1.47	0.14	35598
	C7P1M4	0.47	0.13	39055	1.77	0.14	34766
	C8P1M4	0.47	0.13	37882	1.77	0.14	35330
	C7P1M5	0.49	0.12	38342	1.81	0.15	32674
	C8P1M5	0.49	0.12	38607	1.81	0.15	34571
	C7P1M6	0.45	0.19	40776	1.67	0.20	35418
	C8P1M6	0.45	0.19	39906	1.67	0.20	35754
	C3P1M7	0.47	0.16	40865	1.74	0.18	37089
	C4P1M7	0.47	0.16	39721	1.74	0.18	35676

	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)	φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)
2ème mesure	C2P2M1	0.36	0.16	35204	1.25	0.17	34524
	C3P2M1	0.36	0.16	34038	1.25	0.17	33383
	C7P1M1-2	0.37	0.15	42184	1.37	0.17	39215
	C8P1M1-2	0.37	0.15	40751	1.37	0.17	39076
	C1P2M2	0.49	0.14	36178	1.69	0.16	33262
	C5P2M2	0.49	0.14	35569	1.69	0.16	32754
	C7P1M2-2	0.48	0.15	41230	1.66	0.17	36829
	C8P1M2-2	0.48	0.15	40771	1.66	0.17	36630
	C7P1M3	0.37	0.13	38641	1.47	0.14	35606
	C8P1M3	0.37	0.13	38176	1.47	0.14	34227
	C7P1M4	0.47	0.13	39523	1.77	0.14	35767
	C8P1M4	0.47	0.13	38553	1.77	0.14	33969
	C7P1M5	0.49	0.12	36604	1.81	0.15	34342
	C8P1M5	0.49	0.12	38157	1.81	0.15	33995
	C7P1M6	0.45	0.19	38343	1.67	0.20	34399
	C8P1M6	0.45	0.19	38706	1.67	0.20	36830
	C3P1M7	0.47	0.16	39636	1.74	0.18	36654
	C4P1M7	0.47	0.16	38544	1.74	0.18	35266

	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)	φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)
1ère mesure	C2P2M1	3.90	0.20	31327	-	-	-
	C3P2M1	3.90	0.20	30807	-	-	-
	C7P1M1-2	3.71	0.20	35764	7.73	0.24	30768
	C8P1M1-2	3.71	0.20	33630	7.73	0.24	29813
	C1P2M2	4.15	0.19	28965	-	-	-
	C5P2M2	4.15	0.19	28136	-	-	-
	C7P1M2-2	4.16	0.21	31297	-	-	-
	C8P1M2-2	4.16	0.21	31118	-	-	-
	C7P1M3	4.00	0.18	31546	-	-	-
	C8P1M3	4.00	0.18	32067	-	-	-
	C7P1M4	4.41	0.18	29697	-	-	-
	C8P1M4	4.41	0.18	29371	-	-	-
	C7P1M5	4.52	0.20	30296	9.47	0.27	25722
	C8P1M5	4.52	0.20	30657	9.47	0.27	27926
	C7P1M6	4.19	0.23	31832	8.71	0.28	27299
	C8P1M6	4.19	0.23	32134	8.71	0.28	27558
	C3P1M7	4.43	0.22	31093	9.29	0.27	26525
	C4P1M7	4.43	0.22	31509	9.29	0.27	27315
	Eprouvette	20 °C			40 °C		

		φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)	φ(°) 2S2P1D	|ν*| 2S2P1D	|E*| (MPa)
2ème mesure	C2P2M1	3.90	0.20	30324	-	-	-
	C3P2M1	3.90	0.20	29346	-	-	-
	C7P1M1-2	3.71	0.20	36840	7.73	0.24	30424
	C8P1M1-2	3.71	0.20	34612	7.73	0.24	30147
	C1P2M2	4.15	0.19	28501	-	-	-
	C5P2M2	4.15	0.19	28284	-	-	-
	C7P1M2-2	4.16	0.21	30957	-	-	-
	C8P1M2-2	4.16	0.21	31989	-	-	-
	C7P1M3	4.00	0.18	31718	-	-	-
	C8P1M3	4.00	0.18	31376	-	-	-
	C7P1M4	4.41	0.18	30995	-	-	-
	C8P1M4	4.41	0.18	29526	-	-	-
	C7P1M5	4.52	0.20	32181	9.47	0.27	26418
	C8P1M5	4.52	0.20	31682	9.47	0.27	27469
	C7P1M6	4.19	0.23	31832	8.71	0.28	26556
	C8P1M6	4.19	0.23	33072	8.71	0.28	27558
	C3P1M7	4.43	0.22	30750	9.29	0.27	26525
	C4P1M7	4.43	0.22	31160	9.29	0.27	28079

Tableau 6-3. Valeurs des angles de phase (φ2S2P1D), des normes du coefficient de Poisson complexe (|ν| 2S2P1D) du modèle 2S2P1D et des normes du module complexe (|E*|) calculées par la méthode de propagation d'ondes de compression pour une fréquence de calcul de 137 kHz*

Notons que les valeurs de module pour chaque couple d'éprouvettes et à chaque température donne deux mesures relativement proches. Ceci confirme que les disparités entre éprouvettes sont faibles. Par exemple, la répartition différente des granulats entre deux éprouvettes du matériau n'a qu'une faible influence sur les résultats donnés par cette méthode. Une comparaison des résultats de modules complexes sera effectuée avec ceux de la méthode « Impact Résonance » d'une part, et avec les modules complexes donnés par le modèle 2S2P1D d'autre part.

6.1.3. Incertitude de mesure

6.1.3.1. Valeur théorique

Pour évaluer les incertitudes de mesure, on utilise l'équation du module complexe :

$$|E^*| = \frac{C_P^2 \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right)(1+\nu)(1-2\nu)\rho}{(1-\nu)} \tag{6-4}$$

Dans cette formule, nous considérons que les incertitudes de mesure concernant les dimensions de l'éprouvette et sa masse sont négligeables dans ces calculs. Ainsi la masse volumique est considérée comme constante. Nous calculons l'incertitude de chacun des termes de l'équation (6-4). Nous obtenons l'expression d'incertitude suivante [Di Benedetto et al. 2009] :

$$\frac{\Delta|E^*|}{|E^*|} = \frac{2\Delta t}{t} + \tan\left(\frac{\varphi}{2}\right)\Delta\varphi + \frac{2\nu(\nu-2)}{(\nu-1)(2\nu-1)(\nu+1)}\Delta\nu \tag{6-5}$$

6.1.3.2. Incertitude expérimentale

- $\frac{2\Delta t}{t}$ est l'incertitude due à la mesure du temps de propagation, Δt est estimé à 1µs.
- $\tan\left(\frac{\varphi}{2}\right)\Delta\varphi$ est l'incertitude liée à φ et donc à la fréquence et à la température.
- De même, $\frac{2\nu(\nu-2)}{(\nu-1)(2\nu-1)(\nu+1)}\Delta\nu$ est l'incertitude lié à ν et donc à la fréquence et à la température.

Δφ et Δν sont déterminés grâce au modèle 2S2P1D en considérant que la variation de température (ΔT) est de 1°C ([-1°C ; +1°C]). On choisit les valeurs extrêmes de Δφ et Δν de manière à ce que a_T.f soit le plus grand. Ces résultats sont présentés dans le Tableau 6-4.

	Eprouvttte	Température (°C)	Incertitude sur t (%)	Incertitude sur φ due à T et f (%)	Incertitude sur ν due à T et f (%)	Incertitude sur E* (%)
1ère mesure	C2P2M1	-20	5.88	0.03	0.09	6.01
		0	5.68	0.14	0.12	5.94
		20	5.46	1.32	0.44	7.22
		40	-	-	-	-
	C3P2M1	-20	5.75	0.03	0.09	5.88
		0	5.59	0.14	0.12	5.84
		20	5.46	1.32	0.44	7.22
		40	-	-	-	-
	C7P1M1-2	-20	6.15	0.00	0.03	6.18
		0	5.97	0.20	0.20	6.37
		20	5.88	1.11	0.50	7.49
		40	5.63	3.36	0.71	9.71
	C8P1M1-2	-20	6.25	0.00	0.03	6.28
		0	5.97	0.20	0.20	6.37
		20	5.71	1.11	0.50	7.32
		40	6.06	3.36	0.71	10.13
	C1P2M2	-20	6.06	0.02	0.03	6.11
		0	5.88	0.28	0.25	6.42
		20	5.56	1.24	0.58	7.38
		40	-	-	-	-
	C5P2M2	-20	6.35	0.02	0.03	6.40
		0	5.59	0.28	0.25	6.12
		20	5.25	1.24	0.58	7.07
		40	-	-	-	-
	C7P1M2-2	-20	5.99	0.01	0.04	6.04
		0	5.71	0.27	0.32	6.30
		20	5.46	1.28	0.78	7.52
		40	-	-	-	-
	C8P1M2-2	-20	6.10	0.01	0.04	6.15
		0	5.87	0.27	0.32	6.45
		20	5.48	1.28	0.78	7.53
		40	-	-	-	-

	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur t (%)	Incertitude sur j due à T et f (%)	Incertitude sur n due à T et f (%)	Incertitude sur E* (%)
1ère mesure	C7P1M3	-20	5.85	0.02	0.02	5.88
		0	5.76	0.24	0.23	6.24
		20	5.45	1.29	0.60	7.35
		40	-	-	-	-
	C8P1M3	-20	6.25	0.02	0.02	6.29
		0	5.67	0.24	0.23	6.14
		20	5.57	1.29	0.60	7.47
		40	-	-	-	-
	C7P1M4	-20	5.93	0.04	0.01	5.99

		0	5.63	0.33	0.22	6.19
		20	5.29	1.41	0.47	7.17
		40	-	-	-	-
	C8P1M4	-20	5.83	0.04	0.01	5.88
		0	5.67	0.33	0.22	6.22
		20	5.25	1.41	0.47	7.13
		40	-	-	-	-
	C7P1M5	-20	5.87	0.04	0.02	5.92
		0	5.46	0.35	0.35	6.16
		20	5.41	1.50	0.85	7.76
		40	5.31	4.11	1.25	10.66
	C8P1M5	-20	5.88	0.04	0.02	5.94
		0	5.62	0.35	0.35	6.31
		20	5.43	1.50	0.85	7.79
		40	5.57	4.11	1.25	10.93
	C7P1M6	-20	6.25	0.04	0.02	6.31
		0	5.88	0.30	0.35	6.54
		20	5.71	1.29	0.72	7.72
		40	5.56	3.29	0.86	9.70
	C8P1M6	-20	6.15	0.04	0.02	6.21
		0	5.88	0.30	0.35	6.54
		20	5.71	1.29	0.72	7.72
		40	5.97	3.29	0.86	10.11
	C3P1M7	-20	6.15	0.03	0.03	6.21
		0	5.92	0.32	0.33	6.57
		20	5.56	1.49	0.77	7.81
		40	5.41	4.52	1.07	11.00
	C4P1M7	-20	6.06	0.03	0.03	6.12
		0	5.80	0.32	0.33	6.45
		20	5.59	1.49	0.77	7.84
		40	5.76	4.52	1.07	11.36

	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur t (%)	Incertitude sur j due à T et f (%)	Incertitude sur n due à T et f (%)	Incertitude sur E* (%)
2ème mesure	C2P2M1	-20	5.68	0.03	0.09	5.81
		0	5.65	0.14	0.12	5.91
		20	5.38	1.32	0.44	7.13
		40	-	-	-	-
	C3P2M1	-20	5.63	0.03	0.09	5.76
		0	5.60	0.14	0.12	5.86
		20	5.33	1.32	0.44	7.09
		40	-	-	-	-
	C7P1M1-2	-20	6.25	0.00	0.03	6.28
		0	6.06	0.20	0.20	6.46
		20	5.97	1.11	0.50	7.58
		40	5.60	3.36	0.71	9.67
	C8P1M1-2	-20	6.15	0.00	0.03	6.18
		0	6.06	0.20	0.20	6.46
		20	5.80	1.11	0.50	7.40
		40	5.59	3.36	0.71	9.66
	C1P2M2	-20	6.02	0.02	0.03	6.07
		0	5.81	0.28	0.25	6.35
		20	5.46	1.24	0.58	7.28
		40	-	-	-	-
	C5P2M2	-20	6.25	0.02	0.03	6.30
		0	5.56	0.28	0.25	6.09
		20	5.26	1.24	0.58	7.08
		40	-	-	-	-
	C7P1M2-2	-20	6.06	0.01	0.04	6.11
		0	5.78	0.27	0.32	6.37
		20	5.43	1.28	0.78	7.49
		40	-	-	-	-
	C8P1M2-2	-20	6.06	0.01	0.04	6.11
		0	5.63	0.27	0.32	6.22
		20	5.41	1.28	0.78	7.46

		40	-	-	-	-
	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur t (%)	Incertitude sur j due à T et f (%)	Incertitude sur n due à T et f (%)	Incertitude sur E* (%)
2ème mesure	C7P1M3	-20	5.88	0.02	0.02	5.92
		0	5.68	0.24	0.23	6.16
		20	5.46	1.29	0.60	7.36
		40	-	-	-	-
	C8P1M3	-20	6.15	0.02	0.02	6.19
		0	5.41	0.24	0.23	5.88
		20	5.26	1.29	0.60	7.16
		40	-	-	-	-
	C7P1M4	-20	5.97	0.04	0.01	6.02
		0	5.71	0.33	0.22	6.27
		20	5.41	1.41	0.47	7.29
		40	-	-	-	-
	C8P1M4	-20	5.88	0.04	0.01	5.93
		0	5.56	0.33	0.22	6.11
		20	5.26	1.41	0.47	7.14
		40	-	-	-	-
	C7P1M5	-20	5.73	0.04	0.02	5.79
		0	5.60	0.35	0.35	6.30
		20	5.57	1.50	0.85	7.93
		40	5.38	4.11	1.25	10.74
	C8P1M5	-20	5.85	0.04	0.02	5.91
		0	5.57	0.35	0.35	6.27
		20	5.52	1.50	0.85	7.88
		40	5.48	4.11	1.25	10.84
	C7P1M6	-20	6.06	0.04	0.02	6.12
		0	5.80	0.30	0.35	6.45
		20	5.71	1.29	0.72	7.72
		40	5.48	3.29	0.86	9.62
	C8P1M6	-20	6.06	0.04	0.02	6.12
		0	5.97	0.30	0.35	6.62
		20	5.80	1.29	0.72	7.80
		40	5.56	3.29	0.86	9.70
	C3P1M7	-20	6.06	0.03	0.03	6.12
		0	5.88	0.32	0.33	6.53
		20	5.52	1.49	0.77	7.78
		40	5.41	4.52	1.07	11.00
	C4P1M7	-20	5.97	0.03	0.03	6.02
		0	5.76	0.32	0.33	6.41
		20	5.56	1.49	0.77	7.81
		40	5.56	4.52	1.07	11.15

Tableau 6-4. Incertitudes de mesures pour la méthode de détermination de temps de vol des ondes P

Notons que la plus grande source d'erreur est due à l'incertitude sur le temps. En effet, l'incertitude sur le temps de propagation est toujours du même ordre de grandeur, de 6% environ. L'incertitude totale est dans l'immense majorité des cas inférieure à 10%, ce qui reste acceptable.

6.1.4. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et obtenues par la méthode dynamique (ondes P)

Les valeurs des modules complexes du modèle 2S2P1D, celles obtenues par la méthode de temps de vols et les erreurs relatives sont données dans le Tableau 6-5.

Eprouvette	-20 °C	0 °C

		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)
1ère mesure	C2P2M1	30911	36647	18.6	28969	34917	20.5
	C3P2M1	30911	35421	14.6	28969	33197	14.6
	C7P1M1-2	35122	40896	16.4	32750	38053	16.2
	C8P1M1-2	35122	42035	19.7	32750	37918	15.8
	C1P2M2	30725	35756	16.4	28095	33643	19.7
	C5P2M2	30725	36191	17.8	28095	33121	17.9
	C7P1M2-2	36250	40248	11.0	33208	35992	8.4
	C8P1M2-2	36250	41270	13.8	33208	37495	12.9
	C7P1M3	33984	38191	12.4	31569	36639	16.1
	C8P1M3	33984	38853	14.3	31569	35598	12.8
	C7P1M4	33430	39055	16.8	30506	34766	14.0
	C8P1M4	33430	37882	13.3	30506	35330	15.8
	C7P1M5	33775	38342	13.5	30740	32674	6.3
	C8P1M5	33775	38607	14.3	30740	34571	12.5
	C7P1M6	34160	40776	19.4	31317	35418	13.1
	C8P1M6	34160	39906	16.8	31317	35754	14.2
	C3P1M7	34106	40865	19.8	31176	37089	19.0
	C4P1M7	34106	39721	16.5	31176	35676	14.4
	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)
2ème mesure	C2P2M1	30911	35204	13.9	28969	34524	19.2
	C3P2M1	30911	34038	10.1	28969	33383	15.2
	C7P1M1-2	35122	42184	20.1	32750	39215	19.7
	C8P1M1-2	35122	40751	16.0	32750	39076	19.3
	C1P2M2	30725	36178	17.7	28095	33262	18.4
	C5P2M2	30725	35569	15.8	28095	32754	16.6
	C7P1M2-2	36250	41230	13.7	33208	36829	10.9
	C8P1M2-2	36250	40771	12.5	33208	36630	10.3
	C7P1M3	33984	38641	13.7	31569	35606	12.8
	C8P1M3	33984	38176	12.3	31569	34227	8.4
	C7P1M4	33430	39523	18.2	30506	35767	17.2
	C8P1M4	33430	38553	15.3	30506	33969	11.4
	C7P1M5	33775	36604	8.4	30740	34342	11.7
	C8P1M5	33775	38157	13.0	30740	33995	10.6
	C7P1M6	34160	38343	12.2	31317	34399	9.8
	C8P1M6	34160	38706	13.3	31317	36830	17.6
	C3P1M7	34106	39636	16.2	31176	36654	17.6
	C4P1M7	34106	38544	13.0	31176	35266	13.1
	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)
1ère mesure	C2P2M1	23275	31327	34.6	-	-	-
	C3P2M1	23275	30807	32.4	-	-	-
	C7P1M1-2	27299	35764	31.0	19436	30768	58.3
	C8P1M1-2	27299	33630	23.2	19436	29813	53.4
	C1P2M2	22825	28965	26.9	-	-	-
	C5P2M2	22825	28136	23.3	-	-	-
	C7P1M2-2	26926	31297	16.2	-	-	-
	C8P1M2-2	26926	31118	15.6	-	-	-
	C7P1M3	26141	31546	20.7	-	-	-
	C8P1M3	26141	32067	22.7	-	-	-
	C7P1M4	24679	29697	20.3	-	-	-
	C8P1M4	24679	29371	19.0	-	-	-
	C7P1M5	24740	30296	22.5	17369	25722	48.1
	C8P1M5	24740	30657	23.9	17369	27926	60.8
	C7P1M6	25655	31832	24.1	18488	27299	47.7
	C8P1M6	25655	32134	25.3	18488	27558	49.1
	C3P1M7	25143	31093	23.7	17725	26525	49.6
	C4P1M7	25143	31509	25.3	17725	27315	54.1
	Eprouvette	20 °C			40 °C		

		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Erreur relative (%)
2ème mesure	C2P2M1	23275	30324	30.3	-	-	-
	C3P2M1	23275	29346	26.1	-	-	-
	C7P1M1-2	27299	36840	35.0	19436	30424	56.5
	C8P1M1-2	27299	34612	26.8	19436	30147	55.1
	C1P2M2	22825	28501	24.9	-	-	-
	C5P2M2	22825	28284	23.9	-	-	-
	C7P1M2-2	26926	30957	15.0	-	-	-
	C8P1M2-2	26926	31989	18.8	-	-	-
	C7P1M3	26141	31718	21.3	-	-	-
	C8P1M3	26141	31376	20.0	-	-	-
	C7P1M4	24679	30995	25.6	-	-	-
	C8P1M4	24679	29526	19.6	-	-	-
	C7P1M5	24740	32181	30.1	17369	26418	52.1
	C8P1M5	24740	31682	28.1	17369	27469	58.2
	C7P1M6	25655	31832	24.1	18488	26556	43.6
	C8P1M6	25655	33072	28.9	18488	27558	49.1
	C3P1M7	25143	30750	22.3	17725	26525	49.6
	C4P1M7	25143	31160	23.9	17725	28079	58.4

Tableau 6-5. Valeurs des modules complexes et erreurs relatives entre les valeurs du modèle 2S2P1D et celles de la méthode de détermination de temps de vol P

Nous constatons à la vue de ces résultats que cette méthode permet de déterminer un module complexe toujours plus élevé que le modèle 2S2P1D. Les taux d'erreurs s'étendent de 6.3% à 60.8%. Pour expliquer cela, nous pouvons penser qu'une erreur doit être commise dans la détermination du temps de propagation des ondes. En effet, le temps mesuré est celui de l'onde la plus rapide qu'il puisse exister, alors qu'il serait nécessaire de connaître le temps de propagation de l'onde à 137kHz.

La Figure 6-1 ci-dessous présente la répartition du taux d'erreur relative du module calculé par la méthode de mesure du temps de vol P par rapport à celui du modèle 2S2P1D :

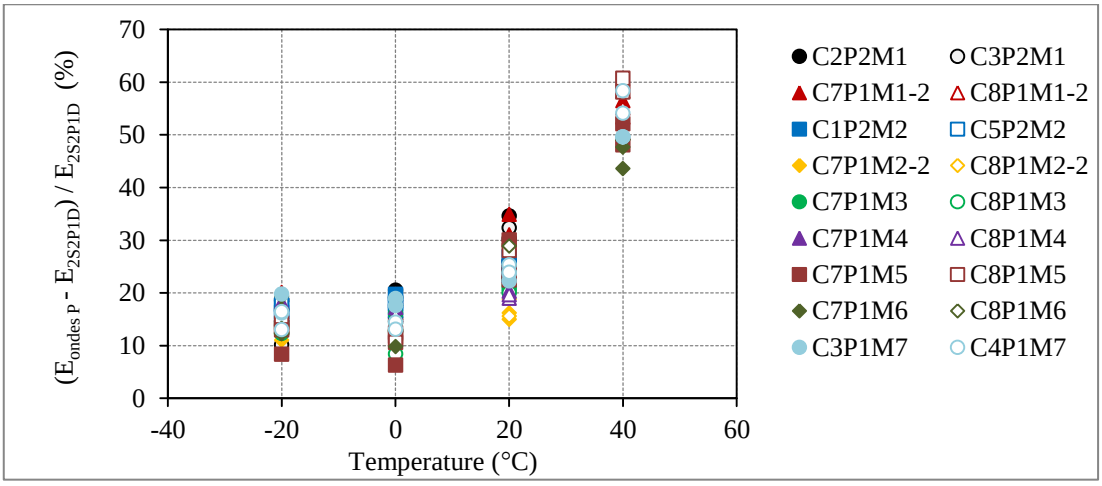


Figure 6-1. Evolution du taux d'erreur relative du module calculé par la méthode de mesure du temps de vol P par rapport à celui du modèle 2S2P1D en fonction de la température pour la méthode temps de vol

On peut remarquer que les pourcentages d'erreurs sont plus élevés à haute température, c'est-à-dire lorsque le caractère visqueux des matériaux, où l'éprouvette filtre certaines harmoniques. Ils sont les plus faibles à 0˚C et -20˚C, quelles que soient les éprouvettes.

Les essais permettent de manière générale d'obtenir un bon ordre de grandeur du module complexe avec une erreur inférieure à 20 % pour les températures inférieures à 0˚C. Ces chiffres restent relativement acceptables. Mais pour les températures plus élevées, la méthode s'avère finalement peu fiable.

6.2. Essai d'impact résonance

La deuxième méthode permettant d'évaluer le module complexe d'un enrobé bitumineux a été mise en application. Nous présentons les résultats dans cette partie en rappelant que les éprouvettes sont testées aux mêmes températures que précédemment, c'est-à-dire -20°C, 0°C, 20°C et 40°C. Chacune des éprouvettes a été testée deux fois pour vérifier la répétabilité de l'expérience. En utilisant cette méthode expérimentale, les valeurs obtenues pour un matériau et une température sont relativement homogènes.

6.2.1. Détermination des fréquences de résonance

Une analyse de Fourrier réalisée dans l'Excel permet de déterminer la fréquence de résonance du signal reçu.

Ces valeurs sont mesurées pour chaque température et chaque éprouvette. Elles sont répertoriées dans le Tableau 6-6.

Eprouvette	Fréquences de résonance (Hz)			
	-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C
C2P2M1	12695	11719	10742	9766
C3P2M1	12695	11719	10742	9766
C7P1M1-2	12695	12695	11719	9766
C8P1M1-2	12695	12695	11719	9766
C1P2M2	12695	11719	10742	9766
C5P2M2	12695	11719	10742	9766
C7P1M2-2	12695	11719	10742	9766
C8P1M2-2	12695	11719	10742	9766
C7P1M3	12695	11719	10742	9766
C8P1M3	12695	11719	10742	9766
C7P1M4	12695	11719	10742	9766
C8P1M4	12695	11719	10742	9766
C7P1M5	12695	11719	10742	9766
C8P1M5	12695	11719	10742	9766
C7P1M6	12695	11719	10742	9766
C8P1M6	12695	11719	10742	9766
C3P1M7	12695	11719	10742	9766
C4P1M7	12695	11719	10742	9766

Tableau 6-6. Fréquences de résonance mesurées pour la méthode Impact Résonance

6.2.2. Détermination des facteurs correcteurs

6.2.2.1. Détermination de α_λ

Ce coefficient, qui prend en compte les effets dispersifs des ondes, est déterminé à partir des dimensions géométriques de l'éprouvette. Pour le déterminer, nous utiliserons la courbe de dispersion ci-dessous (Figure 6-2), ainsi que le rapport $\frac{rayon}{longueur} = \frac{2a}{\lambda}$ de l'éprouvette.

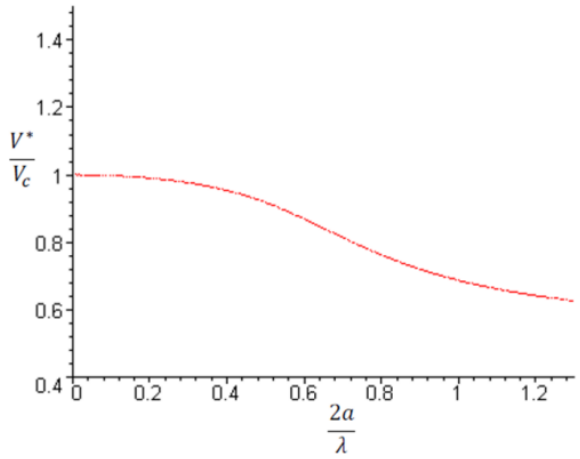


Figure 6-2. Courbe de dispersion pour $\nu = 0.3$

Pour évaluer le facteur correcteur, on calcule donc le rapport $\frac{a}{L} = \frac{R}{L}$ de l'éprouvette $\left(= \frac{2a}{\lambda}\right)$, puis on détermine graphiquement la valeur du rapport $k_C = \frac{V^*}{V_C}$ (rapport entre la vitesse de l'onde mesurée dans le matériau et la vitesse dans le cas d'un cylindre infini). Le coefficient correcteur α_λ vaut alors :

$$\alpha_\lambda = \frac{1}{k_c} \tag{6-6}$$

Le Tableau 6-7 montre les valeurs de longueur des éprouvettes, et donne les valeurs de $\frac{R}{L} = \frac{2a}{\lambda}$:

Eprouvette	L = H (mm)	R/L
C2P2M1	143.73	0.26
C3P2M1	142.47	0.26
C7P1M1-2	139.53	0.27
C8P1M1-2	139.73	0.27
C1P2M2	141.13	0.26
C5P2M2	143.23	0.26
C7P1M2-2	141.61	0.26
C8P1M2-2	140.84	0.26
C7P1M3	140.44	0.26
C8P1M3	141.05	0.26
C7P1M4	140.29	0.26
C8P1M4	140.85	0.26
C7P1M5	140.42	0.27
C8P1M5	140.90	0.27
C7P1M6	139.39	0.27
C8P1M6	140.20	0.27
C3P1M7	140.34	0.27
C4P1M7	140.62	0.27

Tableau 6-7. Longueur des éprouvettes et rapport R/L pour chacune d'elle

Les rapports $\frac{a}{L}$ sont très proches les uns des autres, et compte tenu de la tangente quasiment horizontale de la courbe de dispersion en 0.26 ou 0.27, nous pouvons dire que le rapport $\frac{V^*}{V_C}$ est constant et vaut :

$$k_C = \frac{V^*}{V_C} = 0.97 \tag{6-7}$$

Donc, pour tous les matériaux, on a :

$$\alpha_\lambda = \frac{1}{k_c} = 1.03 \tag{6-8}$$

6.2.2.2. Détermination de α_ξ

Le calcul du coefficient α_ξ dépend la valeur du coefficient d'amortissement qui dépend de la valeur du décrément. Les résultats, pour chaque essai, de la valeur du décrément, de l'amortissement, et de α_ξ sont présentés dans le Tableau 6-8.

	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		δ	ξ	α_ξ	δ	ξ	α_ξ
1ère mesure	C2P2M1	0.15	0.025	1.001	0.21	0.033	1.001
	C3P2M1	0.13	0.021	1.000	0.25	0.039	1.002
	C7P1M1-2	0.24	0.038	1.001	0.35	0.056	1.003
	C8P1M1-2	0.27	0.043	1.002	0.30	0.048	1.002
	C1P2M2	0.11	0.018	1.000	0.23	0.036	1.001
	C5P2M2	0.14	0.022	1.000	0.20	0.032	1.001
	C7P1M2-2	0.19	0.030	1.001	0.24	0.038	1.001
	C8P1M2-2	0.20	0.032	1.001	0.26	0.041	1.002
	C7P1M3	0.15	0.023	1.001	0.18	0.028	1.001
	C8P1M3	0.09	0.015	1.000	0.20	0.031	1.001
	C7P1M4	0.13	0.021	1.000	0.21	0.033	1.001
	C8P1M4	0.12	0.019	1.000	0.22	0.035	1.001
	C7P1M5	0.14	0.022	1.000	0.21	0.033	1.001
	C8P1M5	0.17	0.027	1.001	0.23	0.037	1.001
	C7P1M6	0.24	0.038	1.001	0.23	0.037	1.001
	C8P1M6	0.15	0.024	1.001	0.31	0.049	1.002
	C3P1M7	0.24	0.038	1.001	0.34	0.054	1.003
	C4P1M7	0.12	0.019	1.000	0.24	0.038	1.001

	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		δ	ξ	α_ξ	δ	ξ	α_ξ
2ème mesure	C2P2M1	0.12	0.018	1.000	0.28	0.044	1.002
	C3P2M1	0.15	0.024	1.001	0.17	0.027	1.001
	C7P1M1-2	0.25	0.040	1.002	0.37	0.059	1.003
	C8P1M1-2	0.25	0.040	1.002	0.31	0.049	1.002
	C1P2M2	0.12	0.018	1.000	0.28	0.044	1.002
	C5P2M2	0.15	0.024	1.001	0.17	0.027	1.001
	C7P1M2-2	0.22	0.035	1.001	0.25	0.039	1.002
	C8P1M2-2	0.20	0.032	1.001	0.25	0.040	1.002
	C7P1M3	0.16	0.026	1.001	0.17	0.027	1.001
	C8P1M3	0.08	0.012	1.000	0.20	0.032	1.001
	C7P1M4	0.11	0.018	1.000	0.22	0.034	1.001
	C8P1M4	0.14	0.022	1.000	0.22	0.035	1.001
	C7P1M5	0.16	0.025	1.001	0.23	0.037	1.001
	C8P1M5	0.18	0.029	1.001	0.20	0.032	1.001
	C7P1M6	0.22	0.035	1.001	0.21	0.033	1.001
	C8P1M6	0.20	0.032	1.001	0.22	0.035	1.001
	C3P1M7	0.29	0.046	1.002	0.30	0.048	1.002
	C4P1M7	0.13	0.021	1.000	0.27	0.043	1.002

	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		δ	ξ	α_ξ	δ	ξ	α_ξ
1ère mesure	C2P2M1	0.45	0.072	1.005	-	-	-
	C3P2M1	0.35	0.056	1.003	-	-	-
	C7P1M1-2	0.36	0.057	1.003	0.40	0.064	1.004
	C8P1M1-2	0.49	0.078	1.006	0.56	0.089	1.008
	C1P2M2	0.43	0.068	1.005	-	-	-
	C5P2M2	0.40	0.064	1.004	-	-	-
	C7P1M2-2	0.37	0.059	1.003	-	-	-
	C8P1M2-2	0.36	0.057	1.003	-	-	-
	C7P1M3	0.38	0.060	1.004	-	-	-
	C8P1M3	0.39	0.061	1.004	-	-	-
	C7P1M4	0.36	0.057	1.003	-	-	-
	C8P1M4	0.34	0.054	1.003	-	-	-
	C7P1M5	0.37	0.059	1.003	0.44	0.070	1.005
	C8P1M5	0.33	0.052	1.003	0.47	0.075	1.006
	C7P1M6	0.32	0.051	1.003	0.59	0.093	1.009
	C8P1M6	0.40	0.064	1.004	0.40	0.064	1.004
	C3P1M7	0.45	0.071	1.005	0.72	0.114	1.013
	C4P1M7	0.60	0.095	1.009	0.57	0.090	1.008

	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		δ	ξ	α_ξ	δ	ξ	α_ξ
mesure	C2P2M1	0.40	0.063	1.004	-	-	-

	C3P2M1	0.37	0.059	1.003	-	-	-
	C7P1M1-2	0.35	0.056	1.003	0.45	0.071	1.005
	C8P1M1-2	0.36	0.057	1.003	0.60	0.095	1.009
	C1P2M2	0.40	0.063	1.004	-	-	-
	C5P2M2	0.37	0.059	1.003	-	-	-
	C7P1M2-2	0.41	0.065	1.004	-	-	-
	C8P1M2-2	0.35	0.056	1.003	-	-	-
	C7P1M3	0.40	0.063	1.004	-	-	-
	C8P1M3	0.41	0.065	1.004	-	-	-
	C7P1M4	0.38	0.060	1.004	-	-	-
	C8P1M4	0.37	0.059	1.003	-	-	-
	C7P1M5	0.35	0.056	1.003	0.52	0.082	1.007
	C8P1M5	0.32	0.051	1.003	0.48	0.076	1.006
	C7P1M6	0.31	0.049	1.002	0.58	0.092	1.009
	C8P1M6	0.42	0.067	1.004	0.43	0.068	1.005
	C3P1M7	0.41	0.065	1.004	0.65	0.103	1.011
	C4P1M7	0.37	0.059	1.003	0.63	0.100	1.010

Tableau 6-8. Valeurs des coefficients de correction

Nous remarquons que le coefficient d'amortissement augmente avec la température. Cette augmentation induit une augmentation du coefficient correcteur α_ξ avec la température. En effet, ce coefficient a pour but d'éliminer l'influence de la composante visqueuse du matériau, caractéristique de plus en plus présente avec l'augmentation de température.

6.2.3. Calcul du module complexe et de l'angle de phase

Nous avons besoin de déterminer dans un premier temps l'angle de phase grâce à la relation suivante :

$$\varphi = 2.\tan^{-1}\left(\frac{\delta}{2\pi}\right) \tag{6-9}$$

La valeur du module complexe est ensuite calculée grâce à l'équation :

$$|E^*| = \frac{\rho\left[\alpha_\lambda \alpha_\xi f_r (2L)\right]^2}{\cos\varphi} \tag{6-10}$$

Nous rappelons que les modules complexes et les angles de phases sont calculés pour une fréquence de sollicitation égale à la fréquence de résonance, liée à la longueur de l'éprouvette.

Les résultats de la norme et de l'angle du module complexe sont répertoriées dans le Tableau 6-9 ci-dessous, en ayant pris soin de préciser la fréquence mesurée. Remarquons là aussi que les valeurs de module sont relativement proches par couple d'éprouvette.

	Eprouvette	-20			0 °C		
		f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)	f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)
1ère mesure	C2P2M1	12695	2.81	31994	11719	3.79	27318
	C3P2M1	12695	2.37	31442	11719	4.47	26910
	C7P1M1-2	12695	4.37	31555	12695	6.38	31763
	C8P1M1-2	12695	4.92	31492	12695	5.47	31546
	C1P2M2	12695	2.02	30005	11719	4.17	25673
	C5P2M2	12695	2.53	30927	11719	3.68	26411
	C7P1M2-2	12695	3.46	32559	11719	4.34	27803
	C8P1M2-2	12695	3.65	32210	11719	4.65	27517
	C7P1M3	12695	2.64	31824	11719	3.26	27149
	C8P1M3	12695	1.68	31958	11719	3.56	27315
	C7P1M4	12695	2.37	31594	11719	3.81	26996
	C8P1M4	12695	2.19	31738	11719	4.01	27138
	C7P1M5	12695	2.55	31638	11719	3.83	27028
	C8P1M5	12695	3.10	31701	11719	4.19	27079
	C7P1M6	12695	4.37	31447	11719	4.19	26785
	C8P1M6	12695	2.74	31633	11719	5.65	27157
	C3P1M7	12695	4.37	31599	11719	6.19	27086
	C4P1M7	12695	2.19	31529	11719	4.37	26985

	Eprouvette	-20			0 °C		
		f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)	f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)
2ème mesure	C2P2M1	12695	2.10	31960	11719	5.05	27410
	C3P2M1	12695	2.74	31990	11719	3.10	27278
	C7P1M1-2	12695	4.56	31571	12695	6.74	31809
	C8P1M1-2	12695	4.56	31571	12695	5.65	31678
	C1P2M2	12695	2.10	30008	11719	5.05	25736
	C5P2M2	12695	2.74	30036	11719	3.10	25612
	C7P1M2-2	12695	4.01	32600	11719	4.47	27812
	C8P1M2-2	12695	3.65	32572	11719	4.59	27822
	C7P1M3	12695	2.97	31842	11719	3.14	27143
	C8P1M3	12695	1.40	31776	11719	3.63	27170
	C7P1M4	12695	2.01	31579	11719	3.94	27004
	C8P1M4	12695	2.55	31603	11719	4.05	27011
	C7P1M5	12695	2.92	31658	11719	4.19	27052
	C8P1M5	12695	3.28	31679	11719	3.65	27016
	C7P1M6	12695	4.01	31418	11719	3.83	26761
	C8P1M6	12695	3.65	31391	11719	4.01	26773
	C3P1M7	12695	5.29	31684	11719	5.47	27015
	C4P1M7	12695	2.37	31469	11719	4.92	26969

	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)	f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)
1ère mesure	C2P2M1	10742	8.23	23330	-	-	-
	C3P2M1	10700	6.38	22576	-	-	-
	C7P1M1-2	11719	6.56	27086	9766	7.29	18868
	C8P1M1-2	11719	8.92	27293	9766	10.19	19096
	C1P2M2	10742	7.78	21856	-	-	-
	C5P2M2	10700	7.29	22285	-	-	-
	C7P1M2-2	10742	6.74	23551	-	-	-
	C8P1M2-2	10700	6.56	23090	-	-	-
	C7P1M3	10742	6.90	23070	-	-	-
	C8P1M3	10700	7.03	23028	-	-	-
	C7P1M4	10742	6.56	22880	-	-	-
	C8P1M4	10700	6.19	22779	-	-	-
	C7P1M5	10742	6.74	22923	9766	8.01	19056
	C8P1M5	10700	6.01	22703	9766	8.56	19128
	C7P1M6	10742	5.83	22618	9766	10.73	19164
	C8P1M6	10700	7.29	22787	9766	7.29	18982
	C3P1M7	10742	8.19	22958	9766	13.07	19590
	C4P1M7	10700	10.91	23194	9766	10.37	19253

	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)	f_r (Hz)	φ_E (°)	|E*| (Mpa)
mesure	C2P2M1	10742	7.25	23222	-	-	-

	C3P2M1	10742	6.74	23171	-	-	-
	C7P1M1-2	11719	6.38	27067	9766	7.29	18868
	C8P1M1-2	11719	6.56	27086	9766	10.19	19096
	C1P2M2	10742	7.25	21803	-	-	-
	C5P2M2	10742	6.74	21756	-	-	-
	C7P1M2-2	10742	7.47	23625	-	-	-
	C8P1M2-2	10742	6.38	23517	-	-	-
	C7P1M3	10742	7.19	23099	-	-	-
	C8P1M3	10742	7.50	23131	-	-	-
	C7P1M4	10742	6.92	22915	-	-	-
	C8P1M4	10742	6.74	22897	-	-	-
	C7P1M5	10742	6.38	22890	9766	8.01	19056
	C8P1M5	10742	5.83	22843	9766	8.56	19128
	C7P1M6	10742	5.65	22603	9766	10.73	19164
	C8P1M6	10742	7.65	22788	9766	7.29	18982
	C3P1M7	10742	7.47	22879	9766	13.07	19590
	C4P1M7	10742	6.74	22807	9766	10.37	19253

Tableau 6-9. Valeurs de l'angle de phase et de la norme du module complexe pour la méthode Impact Résonance

6.2.4. *Calcul d'incertitude sur la valeur du module complexe*

Afin de prendre en compte les erreurs dues aux mesures réalisées, Damien Mounier [Mounier 2010] a conduit un calcul d'incertitude. Elle porte sur trois paramètres : la fréquence de résonance f_r, le coefficient α_λ et le décrément logarithmique δ.

Pour effectuer ce calcul, nous utiliserons la formule (6-10) donnant la valeur du module complexe ainsi que les relations suivantes :

$$\alpha_\xi = \frac{1}{1-\xi^2} \tag{6-11}$$

et

$$\xi = \frac{\delta}{\sqrt{4\pi^2+\delta^2}} \tag{6-12}$$

Ecrivons le module complexe en fonction des paramètres f_r, α_λ et δ.

$$|E^*| = \frac{\rho}{\cos\left(\tan^{-1}(2\xi)\right)}\left(\frac{\alpha_\lambda}{\sqrt{1-\xi^2}}.2L.f_r\right)^2 \tag{6-13}$$

Puis, grâce aux expressions précédentes :

$$|E^*| = \frac{\rho}{\cos\left(\tan^{-1}\left(2\frac{\delta}{\sqrt{4\pi^2+\delta^2}}\right)\right)}\left(\frac{\alpha_\lambda.L.f_r}{\pi}.\sqrt{4\pi^2+\delta^2}\right)^2 \tag{6-14}$$

En utilisant la relation $\cos\left(\tan^{-1}(x)\right) = \frac{1}{\sqrt{1+x^2}}$, alors :

$$|E^*| = \frac{\rho L^2}{\pi^2}\sqrt{\left(4\pi^2+\delta^2\right)\left(4\pi^2+5\delta^2\right)}\left(\alpha_\lambda f_r\right)^2 \qquad (6\text{-}15)$$

La masse volumique des éprouvettes ainsi que leur longueur étant considérées constantes, nous avons donc, en différenciant :

$$\frac{\Delta|E^*|}{|E^*|} = \delta\left[\frac{1}{4\pi^2+\delta^2}+\frac{5}{4\pi^2+5\delta^2}\right]\Delta\delta + \frac{2\Delta\alpha_\lambda}{\alpha_\lambda} + \frac{2\Delta f_r}{f_r} \qquad (6\text{-}16)$$

- $\delta\left[\frac{1}{4\pi^2+\delta^2}+\frac{5}{4\pi^2+5\delta^2}\right]\Delta\delta$ représente l'incertitude liée à la mesure du décrément logarithmique unique. Etant données les variations d'une mesure à une autre pour un essai, nous considérons la plage d'incertitude de $\Delta\delta$ égale à [-0.1 ; +0.1].
- $\frac{2\Delta\alpha_\lambda}{\alpha_\lambda}$ correspond à l'incertitude due à la mesure du coefficient de correction α_λ. En effet, nous avons retenu une valeur fixe pour ce coefficient. Mais la tangente à la courbe en cette valeur n'est pas parfaitement horizontale. Il semble raisonnable de choisir une plage d'incertitude de [-0.01 ; +00.1] pour $\Delta\alpha_\lambda$.
- $\frac{2\Delta f_r}{f_r}$ est l'incertitude due à la mesure de la fréquence de résonnance par analyse de Fourier. Il semble raisonnable de considérer une plage d'incertitude pour f_r égale à [-100Hz; +100Hz].

Les résultats de ce calcul d'incertitude sont présentés dans le Tableau 6-10.

	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur δ (%)	Incertitude sur α_λ (%)	Incertitude sur f_r (%)	Incertitude total (%)
1ère mesure	C2P2M1	-20	0.47	3.88	3.15	7.50
		0	0.63	3.88	3.41	7.92
		20	1.34	3.88	3.72	8.95
		40	-	-	-	-
	C3P2M1	-20	0.39	3.88	3.15	7.43
		0	0.74	3.88	3.41	8.03
		20	1.05	3.88	3.74	8.67
		40	-	-	-	-
	C7P1M1-2	-20	0.72	3.88	3.15	7.76
		0	1.05	3.88	3.41	8.34
		20	1.08	3.88	3.72	8.68
		40	1.19	3.88	4.10	9.17
	C8P1M1-2	-20	0.81	3.88	3.15	7.85
		0	0.90	3.88	3.41	8.20
		20	1.45	3.88	3.74	9.07
		40	1.65	3.88	4.10	9.62
	C1P2M2	-20	0.34	3.88	3.15	7.37
		0	0.69	3.88	3.41	7.99
		20	1.27	3.88	3.72	8.88
		40	-	-	-	-
	C5P2M2	-20	0.42	3.88	3.15	7.45
		0	0.61	3.88	3.41	7.90
		20	1.19	3.88	3.74	8.81
		40	-	-	-	-
	C7P1M2-2	-20	0.58	3.88	3.15	7.61
		0	0.72	3.88	3.41	8.01
		20	1.11	3.88	3.72	8.71
		40	-	-	-	-
	C8P1M2-2	-20	0.61	3.88	3.15	7.64
		0	0.77	3.88	3.41	8.06
		20	1.08	3.88	3.74	8.70
		40	-	-	-	-

	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur δ (%)	Incertitude sur α_λ (%)	Incertitude sur f_r (%)	Incertitude total (%)
1ère mesure	C7P1M3	-20	0.44	3.88	3.15	7.47
		0	0.54	3.88	3.41	7.84
		20	1.13	3.88	3.72	8.74
		40	-	-	-	-
	C8P1M3	-20	0.28	3.88	3.15	7.31
		0	0.59	3.88	3.41	7.88
		20	1.15	3.88	3.74	8.77
		40	-	-	-	-
	C7P1M4	-20	0.39	3.88	3.15	7.43
		0	0.63	3.88	3.41	7.93
		20	1.08	3.88	3.72	8.68
		40	-	-	-	-
	C8P1M4	-20	0.36	3.88	3.15	7.40
		0	0.67	3.88	3.41	7.96
		20	1.02	3.88	3.74	8.64
		40	-	-	-	-
	C7P1M5	-20	0.42	3.88	3.15	7.46
		0	0.64	3.88	3.41	7.93
		20	1.11	3.88	3.72	8.71
		40	1.31	3.88	4.10	9.29
	C8P1M5	-20	0.52	3.88	3.15	7.55
		0	0.70	3.88	3.41	7.99
		20	0.99	3.88	3.74	8.61
		40	1.39	3.88	4.10	9.37
	C7P1M6	-20	0.72	3.88	3.15	7.76
		0	0.70	3.88	3.41	7.99
		20	0.96	3.88	3.72	8.57
		40	1.73	3.88	4.10	9.70

	C8P1M6	-20	0.45	3.88	3.15	7.49
		0	0.93	3.88	3.41	8.23
		20	1.19	3.88	3.74	8.81
		40	1.19	3.88	4.10	9.17
	C3P1M7	-20	0.72	3.88	3.15	7.76
		0	1.02	3.88	3.41	8.31
		20	1.34	3.88	3.72	8.94
		40	2.07	3.88	4.10	10.05
	C4P1M7	-20	0.36	3.88	3.15	7.40
		0	0.72	3.88	3.41	8.02
		20	1.75	3.88	3.74	9.37
		40	1.67	3.88	4.10	9.65

	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur δ (%)	Incertitude sur α_λ (%)	Incertitude sur f_r (%)	Incertitude total (%)
2ème mesure	C2P2M1	-20	0.35	3.88	3.15	7.38
		0	0.83	3.88	3.41	8.13
		20	1.19	3.88	3.72	8.79
		40	-	-	-	-
	C3P2M1	-20	0.45	3.88	3.15	7.49
		0	0.52	3.88	3.41	7.81
		20	1.11	3.88	3.72	8.71
		40	-	-	-	-
	C7P1M1-2	-20	0.75	3.88	3.15	7.79
		0	1.11	3.88	3.41	8.40
		20	1.05	3.88	3.72	8.65
		40	1.34	3.88	4.10	9.31
	C8P1M1-2	-20	0.75	3.88	3.15	7.79
		0	0.93	3.88	3.41	8.23
		20	1.08	3.88	3.72	8.68
		40	1.75	3.88	4.10	9.73
	C1P2M2	-20	0.35	3.88	3.15	7.38
		0	0.83	3.88	3.41	8.13
		20	1.19	3.88	3.72	8.79
		40	-	-	-	-
	C5P2M2	-20	0.45	3.88	3.15	7.49
		0	0.52	3.88	3.41	7.81
		20	1.11	3.88	3.72	8.71
		40	-	-	-	-
	C7P1M2-2	-20	0.67	3.88	3.15	7.70
		0	0.74	3.88	3.41	8.03
		20	1.22	3.88	3.72	8.83
		40	-	-	-	-
	C8P1M2-2	-20	0.61	3.88	3.15	7.64
		0	0.76	3.88	3.41	8.05
		20	1.05	3.88	3.72	8.65
		40	-	-	-	-

	Eprouvette	T (°C)	Incertitude sur δ (%)	Incertitude sur α_λ (%)	Incertitude sur f_r (%)	Incertitude total (%)
2ème mesure	C7P1M3	-20	0.49	3.88	3.15	7.52
		0	0.52	3.88	3.41	7.81
		20	1.18	3.88	3.72	8.78
		40	-	-	-	-
	C8P1M3	-20	0.23	3.88	3.15	7.26
		0	0.60	3.88	3.41	7.90
		20	1.23	3.88	3.72	8.83
		40	-	-	-	-
	C7P1M4	-20	0.33	3.88	3.15	7.36
		0	0.65	3.88	3.41	7.95
		20	1.14	3.88	3.72	8.74
		40	-	-	-	-
	C8P1M4	-20	0.42	3.88	3.15	7.46
		0	0.67	3.88	3.41	7.96
		20	1.11	3.88	3.72	8.71
		40	-	-	-	-

	C7P1M5	-20	0.48	3.88	3.15	7.52
		0	0.70	3.88	3.41	7.99
		20	1.05	3.88	3.72	8.65
		40	1.54	3.88	4.10	9.51
	C8P1M5	-20	0.55	3.88	3.15	7.58
		0	0.61	3.88	3.41	7.90
		20	0.96	3.88	3.72	8.57
		40	1.42	3.88	4.10	9.40
	C7P1M6	-20	0.67	3.88	3.15	7.70
		0	0.64	3.88	3.41	7.93
		20	0.93	3.88	3.72	8.54
		40	1.70	3.88	4.10	9.68
	C8P1M6	-20	0.61	3.88	3.15	7.64
		0	0.67	3.88	3.41	7.96
		20	1.25	3.88	3.72	8.86
		40	1.28	3.88	4.10	9.26
	C3P1M7	-20	0.87	3.88	3.15	7.90
		0	0.90	3.88	3.41	8.20
		20	1.22	3.88	3.72	8.83
		40	1.89	3.88	4.10	9.86
	C4P1M7	-20	0.39	3.88	3.15	7.43
		0	0.81	3.88	3.41	8.11
		20	1.11	3.88	3.72	8.71
		40	1.84	3.88	4.10	9.81

Tableau 6-10. Incertitude de mesures pour la méthode Impact Résonance

Remarquons qu'ici aussi les incertitudes totales sont inférieures à 10%, ce qui reste très acceptable. Les incertitudes liées à la mesure de décrément δ sont assez faibles devant les autres, et augmentent avec la température. Ceci s'explique par le fait que les valeurs de pics de résonnance diminuent avec la température. L'incertitude sur α_λ est constante pour toutes les éprouvettes, puisque nous avons choisi une valeur unique.

6.2.5. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et ceux obtenus avec la méthode Impact Résonance

Pour cette méthode, les valeurs des modules complexes et des erreurs relatives sont données dans le Tableau 6-11.

	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)
1ère mesure	C2P2M1	31994	30555	4.7	27318	27651	-1.2
	C3P2M1	31442	30555	2.9	26910	27651	-2.7
	C7P1M1-2	31555	34724	-9.1	31763	31348	1.3
	C8P1M1-2	31492	34724	-9.3	31546	31348	0.6
	C1P2M2	30005	30270	-0.9	25673	26569	-3.4
	C5P2M2	30927	30270	2.2	26411	26569	-0.6
	C7P1M2-2	32559	35719	-8.8	27803	31422	-11.5
	C8P1M2-2	32210	35719	-9.8	27517	31422	-12.4
	C7P1M3	31824	33597	-5.3	27149	30051	-9.7
	C8P1M3	31958	33597	-4.9	27315	30051	-9.1
	C7P1M4	31594	32950	-4.1	26996	28783	-6.2
	C8P1M4	31738	32950	-3.7	27138	28783	-5.7
	C7P1M5	31638	33273	-4.9	27028	28964	-6.7
	C8P1M5	31701	33273	-4.7	27079	28964	-6.5
	C7P1M6	31447	33695	-6.7	26785	29642	-9.6
	C8P1M6	31633	33695	-6.1	27157	29642	-8.4
	C3P1M7	31599	33617	-6.0	27086	29432	-8.0
	C4P1M7	31529	33617	-6.2	26985	29432	-8.3

	Eprouvette	-20 °C			0 °C		
		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)
2ème mesure	C2P2M1	31960	30555	4.6	27410	27651	-0.9
	C3P2M1	31990	30555	4.7	27278	27651	-1.4
	C7P1M1-2	31571	34724	-9.1	31809	31348	1.5
	C8P1M1-2	31571	34724	-9.1	31678	31348	1.1
	C1P2M2	30008	30270	-0.9	25736	26569	-3.1
	C5P2M2	30036	30270	-0.8	25612	26569	-3.6
	C7P1M2-2	32600	35719	-8.7	27812	31422	-11.5
	C8P1M2-2	32572	35719	-8.8	27822	31422	-11.5
	C7P1M3	31842	33597	-5.2	27143	30051	-9.7
	C8P1M3	31776	33597	-5.4	27170	30051	-9.6
	C7P1M4	31579	32950	-4.2	27004	28783	-6.2
	C8P1M4	31603	32950	-4.1	27011	28783	-6.2
	C7P1M5	31658	33273	-4.9	27052	28964	-6.6
	C8P1M5	31679	33273	-4.8	27016	28964	-6.7
	C7P1M6	31418	33695	-6.8	26761	29642	-9.7
	C8P1M6	31391	33695	-6.8	26773	29642	-9.7
	C3P1M7	31684	33617	-5.7	27015	29432	-8.2
	C4P1M7	31469	33617	-6.4	26969	29432	-8.4

	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)
1ère mesure	C2P2M1	23330	20435	14.2	-	-	-
	C3P2M1	22576	20430	10.5	-	-	-
	C7P1M1-2	27086	24165	12.1	18868	14825	27.3
	C8P1M1-2	27293	24165	12.9	19096	14825	28.8
	C1P2M2	21856	19807	10.3	-	-	-
	C5P2M2	22285	19801	12.5	-	-	-
	C7P1M2-2	23551	23369	0.8	-	-	-
	C8P1M2-2	23090	23362	-1.2	-	-	-
	C7P1M3	23070	22733	1.5	-	-	-
	C8P1M3	23028	22726	1.3	-	-	-
	C7P1M4	22880	21185	8.0	-	-	-
	C8P1M4	22779	21178	7.6	-	-	-
	C7P1M5	22923	21147	8.4	19056	11945	59.5
	C8P1M5	22703	21140	7.4	19128	11945	60.1
	C7P1M6	22618	22174	2.0	19164	13139	45.9
	C8P1M6	22787	22167	2.8	18982	13139	44.5

	C3P1M7	22958	21571	6.4	19590	12194	60.7
	C4P1M7	23194	21564	7.6	19253	12194	57.9
	Eprouvette	20 °C			40 °C		
		|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)	|E*| 2S2P1D (MPa)	|E*| mesuré (MPa)	Eurreur relative (%)
2ème mesure	C2P2M1	23222	20435	13.6	-	-	-
	C3P2M1	23171	20435	13.4	-	-	-
	C7P1M1-2	27067	24165	12.0	18950	14825	27.8
	C8P1M1-2	27086	24165	12.1	19253	14825	29.9
	C1P2M2	21803	19807	10.1	-	-	-
	C5P2M2	21756	19807	9.8	-	-	-
	C7P1M2-2	23625	23369	1.1	-	-	-
	C8P1M2-2	23517	23369	0.6	-	-	-
	C7P1M3	23099	22733	1.6	-	-	-
	C8P1M3	23131	22733	1.8	-	-	-
	C7P1M4	22915	21185	8.2	-	-	-
	C8P1M4	22897	21185	8.1	-	-	-
	C7P1M5	22890	21147	8.2	19204	11945	60.8
	C8P1M5	22843	21147	8.0	19127	11945	60.1
	C7P1M6	22603	22174	1.9	19142	13139	45.7
	C8P1M6	22788	22174	2.8	18851	13139	43.5
	C3P1M7	22879	21571	6.1	19402	12194	59.1
	C4P1M7	22807	21571	6	19352	12194	58.7

Tableau 6-11. Valeurs des modules complexes et erreurs relatives pour la méthode Impact Résonance

Nous remarquons cette fois-ci que le module complexe mesuré n'est pas forcément plus élevé que le modèle, certaines sont plus faibles et d'autres plus élevées. Les taux d'erreur semblent toutefois inférieurs en valeur absolue à la méthode précédente. La variation de ce taux reste difficile à expliquer, si ce n'est que les résultats de cette méthode dépendent fortement de l'état de surface de la section sur laquelle la bille est projetée : si la bille impacte systématiquement un gros granulat, les résultats seront différents d'une situation ou la bille impacte une zone de faible densité en granulats.

La Figure 6-3 ci-après présente la répartition du taux d'erreur relative du module calculé par la méthode Impact Résonance par rapport à celui du modèle 2S2P1D.

Il apparait que cette méthode est bien plus précise que la détermination du temps de vol P, puisque la plage d'erreur relative est quasiment petite. Cette plage est d'environ 70% pour la méthode du temps de vol, et est de 50% pour cette méthode. Et pour les températures inférieures ou égales à 20˚C, le taux dépasse rarement les 10%.

De manière générale, nous pouvons considérer pour la plupart des essais que la méthode Impact Résonance permet d'avoir une très bonne évaluation du module complexe.

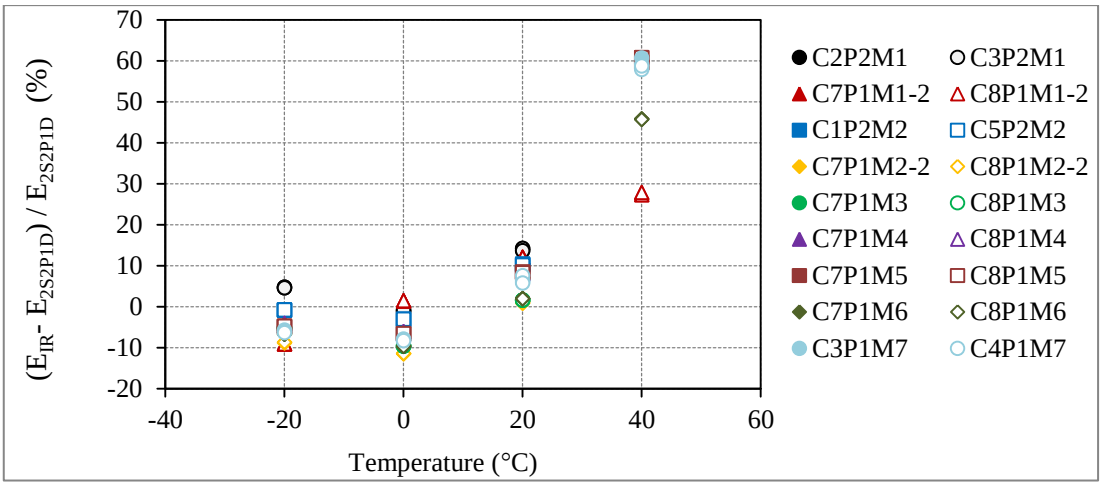


Figure 6-3. Evolution du taux d'erreur relative du module calculé par la méthode Impact Résonance par rapport à celui du modèle 2S2P1D en fonction de la température pour la méthode Impact Résonance

6.2.6. Comparaison graphique des deux méthodes : propagation d'ondes P et Impact Résonance avec les simulations du modèle 2S2P1D

Nous allons comparer les valeurs de module complexe mesurées expérimentalement à celles obtenues par les essais de module complexe et les paramètres de la calibration du modèle 2S2P1D que nous avons réalisé. Les éprouvettes que nous avons testées sont les doubles pour chaque matériau que nous avons utilisé une des deux pour cette campagne expérimentale. Nous considérons ici que les différences (de disposition des granulats par exemple) qui existe entre toutes les éprouvettes d'un même matériau sont négligeables.

Nous comparerons indépendamment les méthodes de propagation d'ondes de compression et Impact résonance avec le modèle 2S2P1D, puisque ces essais sont réalisés à différentes fréquences.

6.2.6.1. Courbes maîtresses

Grâce à la représentation sous forme de courbes maitresses, il est possible de représenter les mesures réalisées avec les deux méthodes malgré le fait que les fréquences de sollicitation des enrobés soient différentes.

Nous représentons sur ces courbes maitresses plusieurs données. Tout d'abord les résultats d'essais de module complexe, ainsi que la calibration 2S2P1D correspondante. Nous ajoutons ensuite les valeurs expérimentales de modules obtenues par la méthode de détermination de temps de propagation (notée P), puis celle de la méthode Impact Résonance, notée IR.

La température de référence des courbes maitresses est de 15°C. Les résultats des quatre matériaux (deux éprouvettes par matériau) sont représentés ci-dessous.

Les valeurs des coefficients de translation utilisés sont présentées dans le Tableau 4.12.

Matériau	-20 °C	0 °C	20°C	40 °C
M1	4.73E+06	3.53E+02	1.72E-01	-
M1-2	1.32E+06	2.13E+02	2.01E-01	6.80E-04
M2	1.02E+06	1.96E+02	2.05E-01	-
M2-2	1.20E+06	2.08E+02	2.01E-01	-
M3	9.24E+05	1.89E+02	2.07E-01	-
M4	7.71E+05	1.76E+02	2.12E-01	-
M5	8.04E+05	1.77E+02	2.12E-01	8.73E-04
M6	7.22E+05	1.71E+02	2.14E-01	8.93E-04
M7	9.34E+05	1.89E+02	2.07E-01	7.83E-04

Tableau 6-12. Valeurs des coefficients de translation a_T

Dans cette partie, nous présentons les valeurs du module du matériau M5. Les résultats des autres matériaux sont présentés dans l'annexe.

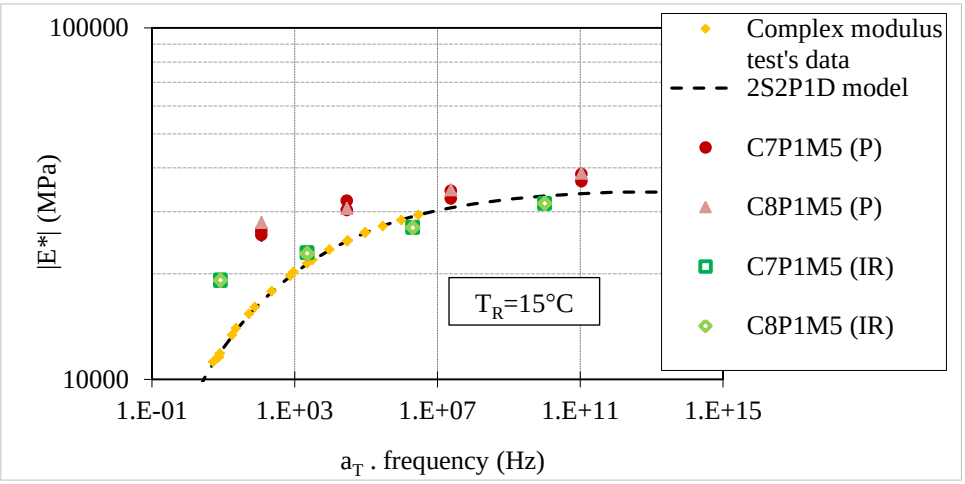


Figure 6-4. Module complexe pour M5(WM30B0.4) à T_{ref} = 15°C

Ces courbes permettent de juger de la validité des données récoltées. Nous pouvons voir que les valeurs de module expérimentales sont rarement sur les courbes 2S2P1D, mais on ne note toutefois pas de valeur complètement aberrante.

Notons que les valeurs récoltées à l'aide de la méthode temps de vol sont quasiment systématiquement au-dessus de la courbe, tandis que les valeurs Impact Résonance sont en autour des courbes.

6.2.6.2. Espace de Black

Il est alors possible de représenter le diagramme de Black pour chaque éprouvette du matériau M5, avec les valeurs obtenues expérimentalement. Nous les comparons graphiquement au modèle 2S2P1D.

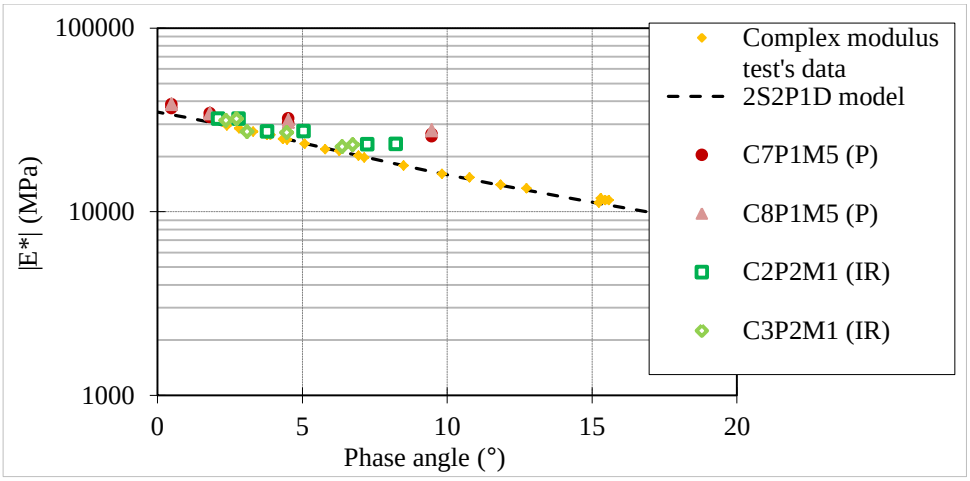


Figure 6-5. Diagramme de Black pour le matériau M5(WM30B0.4)

Les valeurs expérimentales semblent plutôt correctes. Les écarts avec la courbe théorique semblent faibles, mais l'effet d'échelle de ces courbes tend à diminuer l'erreur.

6.2.6.3. Plan de Cole - Cole

Il est également possible de tracer ces données dans le plan Cole-Cole, qui représente la partie imaginaire du module en fonction de la partie réelle.

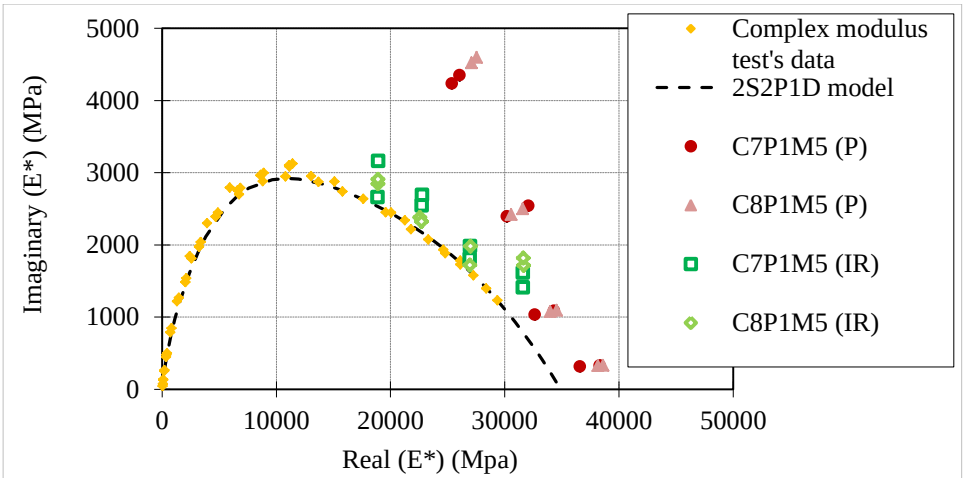


Figure 6-6. Diagramme dans le plan de Cole-Cole pour le matériau M5(WM30B0.4)

6.3. Détermination du coefficient de Poisson des éprouvettes d'enrobé bitumineux

Cette troisième phase expérimentale a pour but d'évaluer une deuxième caractéristique des enrobés bitumineux qu'est le coefficient de Poisson. Nous utilisons pour cela la propagation d'ondes de cisaillement. Ces ondes sont créées grâce à des cellules piézoélectriques spécifiques aux ondes S.

Les essais ont été réalisés à toutes les températures précédentes, et dans les deux directions radiales de l'éprouvette. Ces données permettront d'ailleurs de vérifier l'hypothèse d'isotropie du

matériau. Rappelons que dans le protocole utilisé, la fréquence de sollicitation est de 11.7 kHz. D'autre part, nous avons besoin pour la détermination du coefficient de Poisson, du temps de propagation des ondes de compression T_p. Nous utilisons la formule suivante (6-17) :

$$\frac{T_S}{T_P} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{(1-2\nu)}} \qquad (6\text{-}17)$$

Cependant, les mesures de temps de propagation d'ondes de compression ont été réalisées pour une fréquence de 137 kHz. Nous ne pouvons donc pas utiliser la valeur expérimentale ici. Le modèle 2S2P1D nous permet d'avoir la valeur de ce temps de propagation pour la fréquence de 11.7 kHz.

Ce temps de propagation théorique à la fréquence 11.7 kHz est déterminé par l'équation (6-18) :

$$\frac{1}{T_P} = \frac{1}{L}.\frac{1}{\cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)}\sqrt{\left|\frac{(1-\nu^*)}{(1+\nu^*)(1-2\nu^*)\rho}\right|.\left|E^*\right|} \qquad (6\text{-}18)$$

où L est la longueur de l'éprouvette. Et ν* le coefficient de Poisson donné par le modèle 2S2P1D.

6.3.1. Résultats

Le Tableau 6-13 ci-après présente les résultats de temps de propagation obtenus grâce au dispositif de génération d'ondes de cisaillement. Rappelons que ces valeurs sont corrigées de 1.5 µs, soit le temps de traitement de l'information par le système d'émission d'ondes. Pour chaque échantillon et chaque température, les essais ont été réalisés deux fois.

Eprouvette	Direction	Temps de propagation Ts (µs)			
		-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C
C2P2M1	dir II	66.5	67.5	74.5	-
		67.0	67.0	75.0	-
	dir III	67.5	68.5	75.5	-
		66.5	68.0	75.5	-
C3P2M1	dir II	66.5	67.0	74.5	-
		65.5	66.5	75.0	-
	dir III	67.0	67.5	75.5	-
		67.5	68.5	74.5	-
C7P1M1-2	dir II	60.0	62.5	67.5	75.0
		60.5	62.5	68.0	73.0
	dir III	62.0	63.0	67.5	73.0
		62.5	63.5	68.5	73.5
C8P1M1-2	dir II	61.5	64.0	68.5	73.5
		63.5	62.5	67.5	73.5
	dir III	61.0	64.0	70.0	76.5
		62.5	64.5	71.0	75.0
C1P2M2	dir II	63.5	65.5	70.5	-
		64.0	64.5	70.5	-
	dir III	64.5	67.5	71.0	-
		66.0	67.0	71.0	-
C5P2M2	dir II	61.5	63.5	70.0	-
		61.5	64.0	70.0	-

	dir III	62.5	64.5	72.0	-
		61.5	65.5	71.5	-
C7P1M2-2	dir II	62.0	65.6	70.3	-
		61.5	65.0	71.0	-
	dir III	62.2	65.3	70.8	-
		62.5	65.5	71.5	-
C8P1M2-2	dir II	62.2	64.6	71.3	-
		61.5	64.0	70.5	-
	dir III	62.2	65.8	69.3	-
		62.5	66.5	71.5	-
Eprouvette	Direction	Temps de propagation Ts (µs)			
		-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C
C7P1M3	dir II	61.5	65.5	70.5	-
		61.0	64.5	71.0	-
	dir III	61.8	66.6	71.8	-
		62.0	65.5	72.0	-
C8P1M3	dir II	62.5	65.8	72.0	-
		61.5	65.0	71.0	-
	dir III	61.3	65.8	71.5	-
		61.5	66.5	72.0	-
C7P1M4	dir II	63.8	65.6	72.8	-
		62.5	66.5	71.5	-
	dir III	64.5	67.8	73.3	-
		62.0	66.5	72.0	-
C8P1M4	dir II	64.5	66.1	71.3	-
		63.5	65.5	72.5	-
	dir III	66.5	66.6	73.6	-
		65.0	67.5	72.0	-
C7P1M5	dir II	66.5	68.5	70.5	78.5
		67.5	68.5	71.5	79.0
	dir III	64.5	67.5	-	82.5
		64.0	68.0	-	83.5
C8P1M5	dir II	66.5	67.0	70.5	78.5
		66.0	67.5	71.5	78.5
	dir III	66.5	67.0	-	79.5
		66.5	67.5	-	80.5
C7P1M6	dir II	63.5	64.5	70.0	76.5
		64.0	64.5	70.0	77.0
	dir III	66.0	67.5	70.5	77.5
		64.5	68.5	71.5	78.5
C8P1M6	dir II	63.0	66.5	69.5	75.5
		61.5	66.0	69.5	75.0
	dir III	64.5	67.5	69.5	75.5
		66.0	68.5	69.5	75.5
C3P1M7	dir II	62.0	68.5	72.0	78.5
		63.0	68.5	71.5	79.0
	dir III	63.5	69.5	71.5	79.0
		64.5	69.5	71.5	78.5
C4P1M7	dir II	63.0	67.5	73.5	78.5
		63.5	68.5	73.5	79.5
	dir III	67.0	68.5	74.5	78.5
		67.5	69.5	73.5	79.0

Tableau 6-13. Valeurs des temps de propagation T_s des ondes de cisaillement selon deux directions

6.3.2. Comparaison des modules simulés avec 2S2P1D et obtenues par la méthode dynamique (ondes S)

6.3.2.1. Comparaison avec les valeurs théoriques

Le Tableau 6-14 donne les valeurs de coefficient de Poisson théoriques obtenus grâce au modèle 2S2P1D, les valeurs expérimentales obtenues, ainsi que l'écart relatif entre ces valeurs.

Eprouvette	Direction	Mesure		-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C
C2P2M1	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	-
			|ν*|exp	0.26	0.24	0.22	-
			Ecart (%)	58.95	35.57	2.60	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	-
			|ν*|exp	0.27	0.24	0.22	-
			Ecart (%)	62.09	32.23	5.37	-
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	-
			|ν*|exp	0.28	0.26	0.24	-
			Ecart (%)	68.44	45.32	11.29	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	-
			|ν*|exp	0.27	0.25	0.24	-
			Ecart (%)	62.46	42.32	11.29	-
C3P2M1	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.14	0.16	0.19	-
			|ν*|exp	0.26	0.24	0.22	-
			Ecart (%)	80.90	48.99	13.31	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	-
			|ν*|exp	0.25	0.23	0.22	-
			Ecart (%)	52.29	28.76	5.37	-
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.14	0.16	0.19	-
			|ν*|exp	0.27	0.25	0.24	-
			Ecart (%)	88.36	56.86	22.91	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	-
			|ν*|exp	0.28	0.26	0.22	-
			Ecart (%)	68.44	45.32	6.05	-
C7P1M1-2	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	0.26
			|ν*|exp	0.24	0.23	0.21	0.12
			Ecart (%)	50.94	33.80	-1.55	-55.28
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	0.26
			|ν*|exp	0.24	0.23	0.22	0.08
			Ecart (%)	55.13	33.80	1.57	-70.23
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	0.26
			|ν*|exp	0.26	0.24	0.21	0.08
			Ecart (%)	67.49	38.23	-0.79	-69.18
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	0.26
			|ν*|exp	0.27	0.25	0.22	0.09
			Ecart (%)	71.02	41.70	5.28	-65.24
C8P1M1-2	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	0.26
			|ν*|exp	0.26	0.25	0.22	0.09
			Ecart (%)	99.30	67.91	13.35	-65.43
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	0.26
			|ν*|exp	0.28	0.23	0.21	0.09
			Ecart (%)	76.96	33.80	-1.55	-66.25
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	0.26
			|ν*|exp	0.25	0.25	0.24	0.14
			Ecart (%)	95.63	68.78	23.11	-43.39
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.18	0.21	0.26
			|ν*|exp	0.27	0.26	0.25	0.12
			Ecart (%)	71.02	48.25	18.62	-54.37

Eprouvette	Direction	Mesure		-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C

C1P2M2	Dir II	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.21	-
			|v*|exp	0.24	0.22	0.18	-
			Ecart (%)	70.79	32.76	-15.02	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.21	-
			|v*|exp	0.25	0.21	0.18	-
			Ecart (%)	75.12	24.46	-15.02	-
	Dir III	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.21	-
			|v*|exp	0.24	0.23	0.17	-
			Ecart (%)	71.26	40.49	-18.86	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.21	-
			|v*|exp	0.26	0.23	0.17	-
			Ecart (%)	83.54	36.80	-18.86	-
C5P2M2	Dir II	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.12	0.13	0.16	-
			|v*|exp	0.21	0.19	0.17	-
			Ecart (%)	83.34	46.15	9.12	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.21	-
			|v*|exp	0.21	0.20	0.17	-
			Ecart (%)	51.58	20.05	-18.57	-
	Dir III	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.12	0.13	0.16	-
			|v*|exp	0.21	0.19	0.19	-
			Ecart (%)	84.39	46.80	17.93	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.21	-
			|v*|exp	0.20	0.21	0.18	-
			Ecart (%)	41.79	24.81	-15.36	-
C7P1M2-2	Dir II	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.15	0.18	0.23	-
			|v*|exp	0.26	0.26	0.23	-
			Ecart (%)	69.79	45.05	-0.53	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.15	0.18	0.23	-
			|v*|exp	0.25	0.26	0.24	-
			Ecart (%)	65.90	41.43	2.85	-
	Dir III	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.15	0.18	0.23	-
			|v*|exp	0.26	0.26	0.24	-
			Ecart (%)	73.88	45.44	3.78	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.15	0.18	0.23	-
			|v*|exp	0.27	0.27	0.25	-
			Ecart (%)	76.06	46.62	6.97	-
C8P1M2-2	Dir II	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.23	-
			|v*|exp	0.26	0.25	0.24	-
			Ecart (%)	82.75	45.64	7.07	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.15	0.18	0.23	-
			|v*|exp	0.25	0.24	0.24	-
			Ecart (%)	65.90	35.01	0.45	-
	Dir III	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.14	0.17	0.23	-
			|v*|exp	0.26	0.27	0.23	-
			Ecart (%)	85.50	55.51	-1.03	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.15	0.18	0.23	-
			|v*|exp	0.27	0.28	0.25	-
			Ecart (%)	76.06	52.23	6.97	-
Eprouvette	Direction	Mesure		-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C
C7P1M3	Dir II	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.13	0.15	0.21	-
			|v*|exp	0.23	0.24	0.22	-
			Ecart (%)	78.44	57.54	4.18	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.13	0.15	0.21	-
			|v*|exp	0.22	0.23	0.22	-
			Ecart (%)	73.07	49.56	7.17	-
	Dir III	1ère fois	|v*|2S2P1D	0.13	0.15	0.21	-
			|v*|exp	0.23	0.25	0.23	-
			Ecart (%)	79.81	64.34	10.65	-
		2ème fois	|v*|2S2P1D	0.13	0.15	0.21	-
			|v*|exp	0.23	0.24	0.23	-
			Ecart (%)	81.87	56.16	11.77	-

C8P1M3	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.14	0.20	-
			|ν*|exp	0.24	0.25	0.23	-
			Ecart (%)	104.42	70.86	18.57	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.21	-
			|ν*|exp	0.23	0.24	0.22	-
			Ecart (%)	78.44	53.63	7.17	-
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.14	0.20	-
			|ν*|exp	0.22	0.24	0.23	-
			Ecart (%)	89.22	69.42	14.47	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.21	-
			|ν*|exp	0.23	0.25	0.23	-
			Ecart (%)	76.66	63.63	11.77	-
C7P1M4	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	-
			|ν*|exp	0.25	0.23	0.21	-
			Ecart (%)	96.49	49.68	6.82	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	-
			|ν*|exp	0.24	0.24	0.19	-
			Ecart (%)	84.25	56.86	-1.84	-
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	-
			|ν*|exp	0.26	0.25	0.21	-
			Ecart (%)	101.26	65.27	8.85	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	-
			|ν*|exp	0.23	0.24	0.20	-
			Ecart (%)	77.65	55.63	0.42	-
C8P1M4	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.17	0.19	0.23	-
			|ν*|exp	0.26	0.24	0.19	-
			Ecart (%)	55.90	25.25	-15.37	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	-
			|ν*|exp	0.25	0.23	0.21	-
			Ecart (%)	93.77	48.85	4.89	-
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.17	0.19	0.23	-
			|ν*|exp	0.28	0.24	0.22	-
			Ecart (%)	67.11	27.42	-3.18	-
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.13	0.15	0.20	-
			|ν*|exp	0.27	0.25	0.20	-
			Ecart (%)	105.45	63.13	0.42	-
Eprouvette	Direction	Mesure		-20 °C	0 °C	20 °C	40 °C
C7P1M5	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.16	0.23	0.31
			|ν*|exp	0.28	0.27	0.20	0.12
			Ecart (%)	128.38	65.13	-12.51	-62.28
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.16	0.23	0.31
			|ν*|exp	0.29	0.27	0.21	0.12
			Ecart (%)	135.64	65.13	-6.79	-59.53
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.16	-	0.31
			|ν*|exp	0.26	0.26	-	0.18
			Ecart (%)	111.90	58.51	-	-43.06
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.16	-	0.31
			|ν*|exp	0.26	0.26	-	0.19
			Ecart (%)	107.46	61.77	-	-38.99
C8P1M5	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.23	0.32
			|ν*|exp	0.28	0.25	0.20	0.12
			Ecart (%)	74.73	29.04	-12.73	-63.85
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.16	0.23	0.31
			|ν*|exp	0.28	0.26	0.21	0.12
			Ecart (%)	124.55	58.74	-6.99	-62.28
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	-	0.32
			|ν*|exp	0.28	0.25	-	0.13
			Ecart (%)	74.54	28.84	-	-58.88
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.12	0.16	-	0.31
			|ν*|exp	0.28	0.26	-	0.15
			Ecart (%)	128.13	58.51	-	-52.08

C7P1M6	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.19	0.21	0.25	0.31
			|ν*|exp	0.28	0.26	0.24	0.14
			Ecart (%)	47.97	20.93	-6.34	-53.70
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.19	0.21	0.25	0.31
			|ν*|exp	0.28	0.26	0.24	0.15
			Ecart (%)	50.58	20.93	-6.34	-51.12
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.19	0.21	0.25	0.31
			|ν*|exp	0.30	0.28	0.24	0.15
			Ecart (%)	58.73	33.82	-5.59	-50.44
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.19	0.21	0.25	0.31
			|ν*|exp	0.29	0.29	0.25	0.17
			Ecart (%)	51.58	38.01	-1.34	-45.63
C8P1M6	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.17	0.19	0.23	0.27
			|ν*|exp	0.27	0.28	0.23	0.12
			Ecart (%)	59.20	44.86	2.68	-53.55
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.19	0.21	0.25	0.31
			|ν*|exp	0.26	0.27	0.23	0.12
			Ecart (%)	36.48	28.45	-8.63	-62.07
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.17	0.19	0.23	0.27
			|ν*|exp	0.29	0.28	0.23	0.12
			Ecart (%)	66.12	48.23	0.95	-55.88
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.19	0.21	0.25	0.31
			|ν*|exp	0.30	0.29	0.23	0.12
			Ecart (%)	58.73	38.01	-10.17	-61.22
C3P1M7	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.24	0.27
			|ν*|exp	0.25	0.28	0.24	0.23
			Ecart (%)	55.99	50.28	-0.98	-16.54
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.24	0.27
			|ν*|exp	0.26	0.28	0.23	0.23
			Ecart (%)	63.23	50.28	-3.35	-14.61
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.24	0.27
			|ν*|exp	0.27	0.29	0.23	0.23
			Ecart (%)	66.18	54.62	-3.72	-14.93
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.24	0.27
			|ν*|exp	0.28	0.29	0.23	0.23
			Ecart (%)	72.65	54.62	-3.72	-16.87
C4P1M7	Dir II	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.17	0.20	0.25	0.29
			|ν*|exp	0.26	0.27	0.25	0.23
			Ecart (%)	53.24	36.79	-0.14	-20.98
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.24	0.27
			|ν*|exp	0.27	0.28	0.25	0.24
			Ecart (%)	66.64	50.28	5.65	-12.74
	Dir III	1ère fois	|ν*|2S2P1D	0.17	0.20	0.25	0.29
			|ν*|exp	0.30	0.28	0.26	0.23
			Ecart (%)	75.48	41.18	3.40	-21.30
		2ème fois	|ν*|2S2P1D	0.16	0.19	0.24	0.27
			|ν*|exp	0.30	0.29	0.25	0.23
			Ecart (%)	89.47	54.62	5.31	-14.93

Tableau 6-14. Valeurs des coefficients de Poisson théoriques et expérimentaux, et écart relatif

Ces résultats sont surprenants, puisque seules les valeurs obtenues à 20 ˚C sont acceptables. A cette température, les écarts relatifs oscillent à moins de 15%, ce qui permet de considérer la mesure comme étant valide. Aux autres températures, les écarts sont systématiquement supérieurs à 30%, et dépassent souvent les 60%. Les valeurs obtenues à ces températures sont donc inexploitables. La Figure 6-7 ci-après présente l'évolution du taux d'erreur relative du coefficient de Poisson calculé par

la méthode de mesure du temps de vols S par rapport à celui du modèle 2S2P1D de chaque éprouvette en fonction de la température :

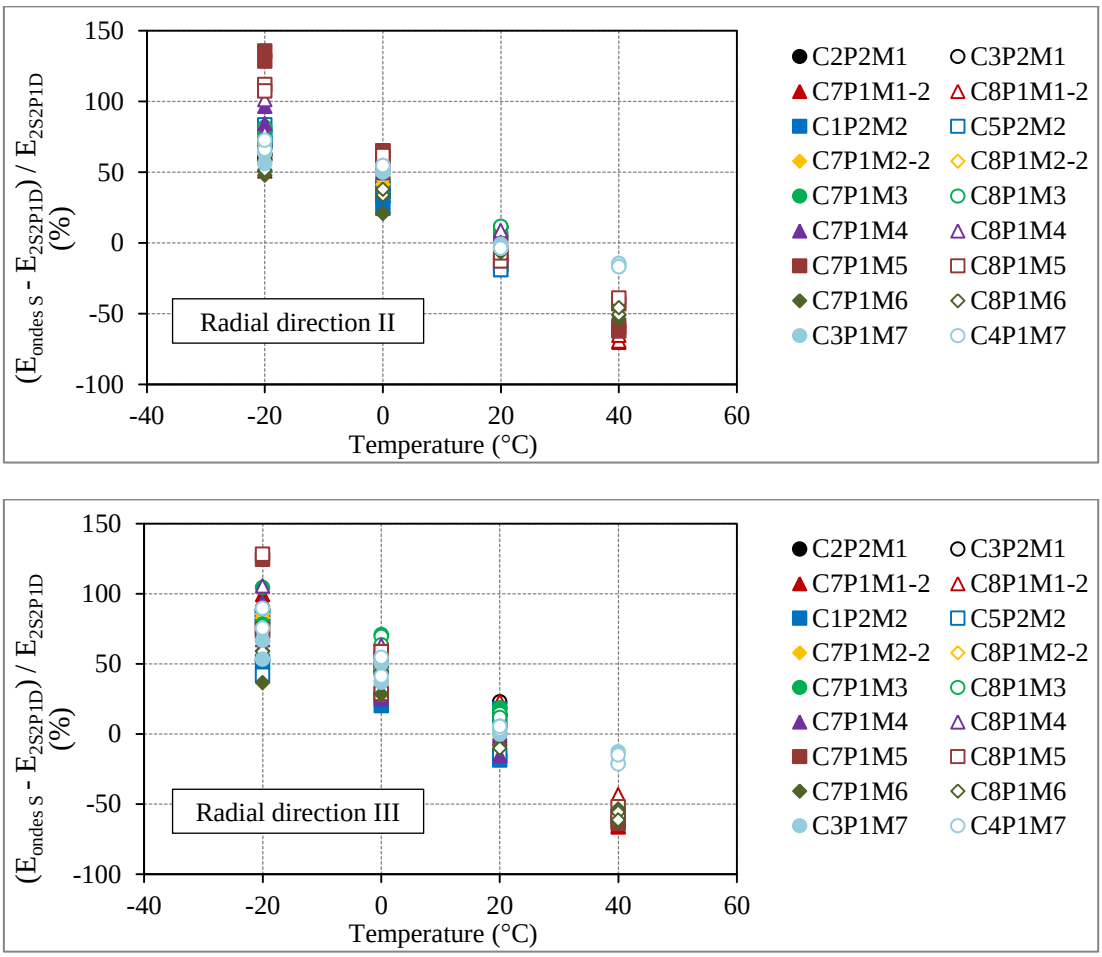


Figure 6-7. Evolution du taux d'erreur relative du coefficient de Poisson calculé par la méthode de mesure du temps de vols S par rapport à celui du modèle 2S2P1D en fonction de la température (pour direction radial II en haut et pour direction radial III en bas)

L'origine de ce taux d'erreur globalement élevé est difficile à déterminer. L'évolution de la célérité des ondes S sur cette éprouvette est représentative de l'évolution sur toutes les autres éprouvettes : la vitesse des ondes S est sensée diminuer avec la température, mais cette tendance n'est pas reproduite au niveau expérimental.

En outre, le protocole d'acquisition des données semble ne pas être à l'origine de ces erreurs. En effet chaque mesure a été réalisée deux fois, et ces deux mesures sont à chaque fois très proches. La source de ces disparités est peut-être à trouver dans le dispositif d'émission d'ondes. En effet l'émission d'ondes S est très difficile, puisqu'elle implique une très bonne adhérence entre le capteur et l'éprouvette. Il est possible qu'à des températures éloignées des conditions normales (20°C), les conditions d'adhérence ne sont plus suffisantes, ou la cellule émettrice ne peut fonctionner normalement. C'est à dire qu'à ces températures, le dispositif doit émettre trop d'ondes P qui perturbent le signal

6.3.2.2. Comparaison graphique

Les courbes maitresses de coefficient de Poisson pour les éprouvettes du matériau M6 sont présentées ci-dessous. Les autres courbes se trouvent en annexe C. Pour les valeurs expérimentales de coefficient de Poisson, la température est décroissante de gauche à droite.

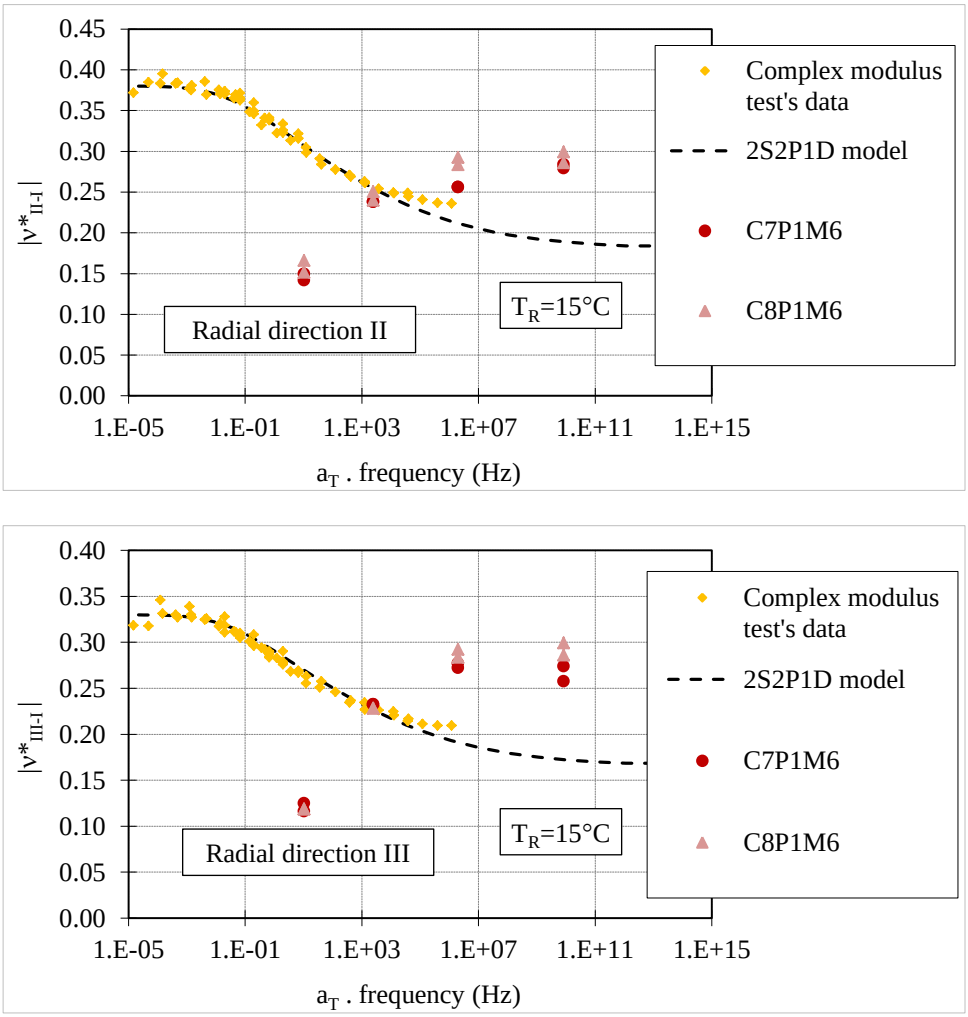


Figure 6-8. Courbe maîtresse du coefficient de Poisson et des points expérimentaux pour le matériau M6 pour direction radial II en haut et pour direction radial III en bas)

6.4. Conclusion

Les méthodes de mesure de propagation des ondes sont des méthodes de mesure non destructives et peuvent être réalisées facilement. Grâce aux résultats présentés dans ce chapitre, on peut tirer quelques conclusions :

- L'essai de temps vol P et l'essai d'Impact Résonance fournissent une valeur de la norme du module complexe. Ces résultats aux basses températures diffèrent peu de ceux obtenus avec l'essai de module complexe classique (moins de 10% pour l'essai d'Impact Résonance et moins de 20% pour

l’essai de temps vol P). En revanche, les résultats avec les deux méthodes aux hautes températures très éloignés des mesures cycliques.

- L’essai de temps vol S permet de déterminer le coefficient de Poisson. Il donne de bons résultats à 20°C, contrairement aux autres températures.

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Cette thèse a été réalisée au sein du Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat (ENTPE) avec trois partenaires : l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie (ADEME), l'entreprise Arkema et l'entreprise Malet. Les propriétés thermomécaniques de différents enrobés contenant ou non des agrégats et fabriqués avec ou sans réduction des températures sont étudiées. Des additifs mis au point par Arkema sont également incorporés.

Les résultats présentés tout au long de ce mémoire conduisent aux principales conclusions suivantes :

1. La campagne expérimentale de détermination des propriétés viscoélastiques linéaires à l'aide de l'essai de module complexe, est réalisée sur une large gamme de températures (de -25°C à 45°C) et de fréquences (de 0.03Hz à 10Hz). Ces résultats ont permis de constater que :

- Les coefficients de Poisson complexes ν^*_{II-I} , ν^*_{III-I} et ν^*_{av} varient en fonction de la température et de la fréquence au même titre que le module complexe E^*

- Le principe de superposition temps - température (PSTT) dans le domaine des petites déformations est vérifié avec les mesures de module complexe et de coefficient de Poisson complexe

- Les coefficients de translation a_T utilisés pour la construction de la courbe maîtresse de E^*, ν^*_{II-I} , ν^*_{III-I} et ν^*_{av} sont identiques en norme et en angle de phase.

Le comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux a été modélisé à l'aide du modèle analogique 2S2P1D qui est développé au laboratoire LGCB de l'ENTPE. Ce modèle permet de modéliser correctement le comportement viscoélastique linéaire des enrobés sur une large gamme de températures et de fréquences. Ce modèle approche précisément les modules complexes mesurés, il est un peu moins fidèle pour les coefficients de Poisson complexes.

Le pourcentage de vides influence la rigidité du matériau, le matériau devenant plus rigide quand le pourcentage de vides diminue et inversement.

Il semble que l'augmentation de RAP introduit une augmentation de la rigidité du matériau.

L'utilisation de deux types d'additifs ETIMA et BIO-ETIMA donne des résultats proches.

Pour les enrobés avec RAP, le procédé de fabrication à chaud donne une rigidité plus grande que le procédé tiède. Avec les enrobés sans RAP, les résultats des deux procédés sont identiques.

L'analyse des essais a montré une répétabilité satisfaisante (10% d'écart pour la norme du module, 1.5° d'écart pour l'angle de phase). De plus, après correction des résultats obtenus en prenant en compte les écarts de température lors des essais, il est possible de montrer que l'endommagement subi par le matériau durant l'essai est très faible et peut être négligé.

2. Le comportement en fatigue des neuf matériaux est étudié dont deux paires de matériaux avec les mêmes constituants mais des pourcentages de vides différents. Grâce aux résultats obtenus, on peut tirer quelques conclusions :

- Pour chaque essai de fatigue, les évolutions de la norme et de l'angle de phase du module complexe et des coefficients de Poisson complexes (dans les deux directions radiales II et III) sont analysées. Au cours de l'essai, la norme du module complexe diminue et l'angle de phase du module complexe augmente, elle atteint sa valeur maximale à la fin de la phase II. D'autre part, la norme du coefficient de Poisson complexe est constante ou diminue faiblement dans la phase I et II. L'angle de phase du coefficient de Poisson complexe est négatif et sa valeur est très petite en comparaison de celle du module complexe.

- Quatre critères permettant de déterminer la durée de vie des matériaux sont présentés : critère classique (critère $N_{f\ 50\%}$), critère de l'angle de phase maximal ($N_{f\ \varphi max}$), critère de variation des angles de phases ($N_{f\ \Delta\varphi}$) et critère de dissipation d'énergie ($N_{f\ Wn}$). L'analyse montre que l'on peut considérer ces critères comme équivalents.

- Les pentes de fatigue (a_F), les taux d'endommagement critique au point de rupture (D_{III}) et ceux corrigés (D_{IIIc}) des matériaux sont calculées. Ces paramètres permettent de quantifier la perte du module des matériaux due à la fatigue, en fonction du nombre de cycles, et définir quand la rupture est atteinte à l'aide d'un paramètre (dommage critique).

- Les performances des matériaux sont comparées en analysant leur composition selon différents paramètres : le pourcentage des vides, le pourcentage de RAP, le type d'additifs et le procédé de fabrication utilisés. Quand le pourcentage de vides augmente, il semble que la performance en fatigue des matériaux diminue. Lorsqu'on augmente le pourcentage de RAP pour les matériaux à chaud, la valeur de déformation ε_6 diminue. En revanche, cela n'est pas valable avec les matériaux tièdes. Les résultats ont montré que l'utilisation de l'additif ETIMA est plus efficace que l'additif ETIMA-BIO dans le domaine de fatigue. Enfin, avec les matériaux sans RAP, il semble que la performance à la fatigue des matériaux à chaud soit meilleure que les matériaux tièdes. Pour les

matériaux avec RAP, la performance en fatigue dépend du type d'additif utilisé. La déformation ε_6 du matériau M4 (tiède utilisant l'additif ETIMA) est plus haute que celle du matériau M2-2 (à chaud avec RAP). Par contre, celle du matériau M5 (tiède utilisant l'additif ETIMA-BIO) est plus basse que celle du matériau M2-2.

3. Les essais de retrait thermique empêché (TSRST) caractérisent le couplage thermo-mécanique et le comportement à basse température. D'après les résultats, on peut donner quelques conclusions :

- Les températures de ruptures, les contraintes de ruptures et les déformations radiales au sein du même matériau sont proches pour les trois essais répétés d'où la bonne répétabilité de l'essai.

- Grâce aux déformations radiales, on peut calculer les coefficients de Poisson des matériaux.

- Le pourcentage de vides influence la température de rupture et la contrainte de rupture. Dans un intervalle de 7 à 13% de vides, la température de rupture est plus basse quand le pourcentage de vides est plus petit. La contrainte de rupture est plus grande pour les matériaux plus denses.

- Il semble qu'il n'y ait pas d'effets sur les enrobés à chaud si on change le pourcentage de RAP. Mais pour les enrobés tièdes, quand on augmente le pourcentage de RAP, la température de rupture diminue légèrement et la contrainte de rupture a tendance à augmenter.

- Les températures et contraintes de rupture sont très proches lorsqu'on utilise les deux types d'additifs : ETIMA et ETIMA-BIO.

- Lorsqu'on on change le procédé de fabrication des enrobés (de chaud à tiède), on observe que la température de rupture est identique mais la contrainte de rupture diminue pour les matériaux avec 30% de RAP.

4. Les méthodes de mesure de propagation des ondes sont des méthodes de mesure non destructives et peuvent être réalisées facilement. Grâce aux résultats présentés dans ce chapitre, on peut tirer quelques conclusions :

- L'essai de temps vol P et l'essai d'Impact Résonance fournissent une valeur de la norme du module complexe. Ces résultats aux basses températures diffèrent peu de ceux obtenus avec l'essai de module complexe classique (moins de 10% pour l'essai d'Impact Résonance et moins de 20% pour l'essai de temps vol P). En revanche, les résultats avec les deux méthodes aux hautes températures très éloignés des mesures cycliques.

- L'essai de temps vol S permet de déterminer le coefficient de Poisson. Il donne de bons résultats à 20°C, contrairement aux autres températures.

De manière générale, les enrobés tièdes avec ou sans RAP et avec les additifs testés ont montré des performances qui sont comparables à celles des enrobés à chaud classique. En ce sens, ils apportent une solution pour répondre au développement durable et à la préservation de l'environnement.

Au regard des résultats obtenus lors de cette thèse, des perspectives peuvent être envisagées :

- Dans le cadre de cette thèse, on a utilisé les matériaux qui se distinguent par : deux groupes de teneur de vide (un groupe a un pourcentage de vides entre 7% et 8% et l'autre entre 10.4% et 12.7%), trois pourcentages de RAP : 0%, 30% et 50% et deux pourcentages d'additif : 0% et 0.4%. Afin de mieux comprendre l'influence des pourcentages de vides, de RAP et d'additif sur le comportement du matériau, il peut être envisagé d'effectuer des campagnes d'essais complémentaires comportant des pourcentages différents, en particulier des plus fortes teneurs en RAP.

- Dans ce mémoire, les résultats montrent que les paramètres k, h, δ, β du modèle 2S2P1D sont constants pour tous les matériaux, et par conséquent qu'ils ne dépendent que de l'origine des bitumes utilisés. Pour bien confirmer cela, il conviendrait de tester les mastics de ces bitumes.

- Pour les essais de retrait thermique empêché (TSRST), des essais complémentaires de dilatation/traction permettraient obtenir le coefficient de dilatation/traction thermique pour chaque matériau. Cette donnée permettrait d'effectuer le calcul couplé thermo-mécanique et fournirait en particulier le coefficient de Poisson.

- Pour les essais de propagation d'ondes, le développement d'une méthode pour fixer les capteurs au cours de l'essai est envisagé. Ceci contribuerait à augmenter le contact entre les capteurs et l'éprouvette. Les résultats obtenus devraient donc être améliorés.

Enfin, nos résultats ont montré que ces matériaux et procédés, plus économe en énergie et matière non renouvelable devaient avoir de bonnes propriétés dans la pratique. Une plus grande utilisation en technique routière est donc une perspective tout à fait souhaitable.

REFERENCES

[Al-Qadi et al. 2007] Al-Qadi I. L., Elseifi M. and Carpenter S. H. "Reclaimed asphalt pavement–a literature review", Illinois Center for Transportation, 2007.

[Anderson et al. 1999] Anderson K., Christison T. and Jhonston C., "Low temperature pavement performance : an evaluation using C-SHRP test road data". Transportation Association of Canada, Ottawa, 1999.

[Ashayer Soltani 1993] Ashayer Soltani M. A., "Comportement en fatigue des enrobés bitumineux", Rapport de fin d'études. Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat. 1993.

[Ashayer Soltani 1998] Ashayer Soltani M. A., "Comportement en fatigue des enrobés bitumineux", PhD. INSA de Lyon. 293p, 1998.

[Ashayer Soltani and Anderson 2005] Ashayer Soltani M. A. and Anderson D. A., "New Test Protocol to Measure Fatigue Damage in Asphalt Mixtures" International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol.6 (Issue 4), pp 485-514, 2005.

[Baaj 2002] Baaj H., "Comportement des matériaux granulaires traité aux liants hydrocarbonés", PhD. ENTPE-INSA Lyon. Mecanique, Energétique, Acoustique et Génie Civil, 248p, 2002.

[Baaj et al. 2005] Baaj H., Di Benedetto H. and Chaverot P., "Effect of binder characteristics on fatigue of asphalt pavement using an intrinsic damage approach" International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol.6 (Issue 2), pp 147-174, 2005.

[Baaj et al. 2013] Baaj H., Ech M., Tapsoba N., Sauzeat C. and Di Benedetto H., "Thermomechanical characterization of asphalt mixtures modified with high contents of asphalt shingle modifier (ASM®) and reclaimed asphalt pavement (RAP)" Materials and structures Vol.46(10) pp 1747-1763, 2013.

[Bahia et al. 1992] Bahia H. U., Anderson D. A. and Christensen D. W., "The bending beam rheometer: a simple device for measuring low temperature rheology of asphalt binders" Proc. AAPT Vol.61, pp 117-153, 1992.

[Barreto and Fraboulet 2005] Barreto G. and Fraboulet L. "Additifs pour produits bitumineux, produits bitumineux les contenant et leurs utilisations", Demande de brevet d'invention, FR 2 883 882 A1, 2005.

[Behnia et al. 2011] Behnia B., Dave E. V., Buttlar W. G. and Reis H., "Effects of recycled asphalt pavement amounts on low-temperature cracking performance of asphalt mixtures using acoustic emissions" Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board 2208 Vol.1, pp 64-71, 2011.

[Bergeron 2001] Bergeron G., "Recyclage à froid des enrobés" Bulletin Info Direction du Laboratoire des Chaussées Vol.6 (4), pp, 2001.

[Betbeder-Mativet 2003] Betbeder-Mativet J. "Génie parasismique", Lavoisier, 2003.

[Bitume-info 2006] Bitume-info. "Un sujet chaud, les enrobés basses calories", Groupement Professionnel des Bitumes, 2006.

[Bitume-Quebec 2010] Bitume-Quebec. "Le recyclage des enrobés bitumineux", Bulletin technique, 2010.

[Bodin 2002] Bodin D., "Modèle d'endommagement cyclique: Application à la fatigue des enrobés bitumineux", PhD. Ecole Centrale de Nantes. Mecanique Thermique et Génie Civil, 189p, 2002.

[Bodin et al. 2004] Bodin D., Soenen H. and De la Roche C., "Temperature Effetcs in Binder Fatigue and Healing Tests". 3rd Euraspahlt & Eurobitume Congress, Vienna, 2004.

[Bourhis 2011] Bourhis F., "Etude de l'anisotropie des enrobés bitumineux par essais de propagation d'ondes", Master. ENTPE. 2011.

[Brosseaud 2006] Brosseaud Y., "Ecologiques, sécuritaires, confortables, les enrobés de demain se feront autrement : Présentation des enrobés tièdes". 7ème Congers de la Route, Ouarzazate, Morocco, 2006.

[Brosseaud and Sainte-Jacques 2007] Brosseaud Y. and Sainte-Jacques M., "Will bituminous mixes be made differently tomorrow : state of the art for warm mix asphalt in France" European Roads Review (10), pp 42-53, 2007.

[Caillot and Mange 2007] Caillot T. and Mange M., "Warm Mix Asphalts and Cold Recycling for Controlled Use of Effective Road Techniques Reducing Nuisances". Choice for Sustainable Development. Pre-Proceedings of the 23rd PIARRC World Road Congress, Paris, 2007.

[Croteau and Tessier 2008] Croteau J. M. and Tessier B., "Warm mix asphalt paving technologies: a road builder's perspective". Annual Conference of the Transportation Association of Canada, Toronto, 2008.

[De Bondt 1999] De Bondt A. H., "Anti-reflective cracking design of reinforced asphaltic overlays", PhD. Faculty of Civil Engineering, Delft University of Technology. 1999.

[De la Roche 1996] De la Roche C., "Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux. Expérimentations et nouvelles perspectives d'analyse", PhD. Ecole Centrale Paris. Thèse de doctorat, 189p, 1996.

[De La Roche et al. 2013] De La Roche C., Van de Ven M., Planche J. P., Van den Bergh W., Grenfell J., Gabet T., Mouillet V., Porot L., Farcas F. and Ruot C. "Hot Recycling of Bituminous Mixtures", Springer Netherlands, 2013.

[Delaporte et al. 2009] Delaporte B., Di Benedetto H., Chaverot P. and Gauthier G., "Linear viscoelastic properties of bituminous materials including new products made with ultrafine particles" Road Materials and Pavement Design Vol.10(1) pp 7-38, 2009.

[Delaporte et al. 2007] Delaporte B., Di Benedetto H., Chaverot P. and Gauthier G., "Linear Viscoelastic Properties of Bituminous Materials: from Binders to Mastics" Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists Vol.76, pp pp 455-494, 2007.

[Delaporte et al. 2008] Delaporte B., Van Rompu J., Di Benedetto H., Chaverot P. and Gauthier G., "New procedure to evaluate fatigue of bituminous mastics using an annular shear rheometer prototype". 6th RILEM International conference on cracking in pavements, Chicago, 2008.

[Di Benedetto 1990] Di Benedetto H., "Nouvelle approche du comportement des enrobés bitumineux: résultats expérimentaux et formulation rhéologique". Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Characterization, Design and Quality Control, Proceedings of the Fourth Rilem Symposium, Budapest, 1990.

[Di Benedetto et al. 1996] Di Benedetto H., Ashayer Soltani M. A. and Chaverot P., "Fatigue damage for bituminous mixtures: a pertinent approach" Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists Vol.65, pp 142–158, 1996.

[Di Benedetto and Corté 2005] Di Benedetto H. and Corté J.-F. "Matériaux routiers bitumineux", Hermes, 2005.

[Di Benedetto et al. 2004] Di Benedetto H., De la Roche C., Baaj H., Pronk A. and Lundstrom R., "Fatigue of bituminous Mixtures" Materials and Structures Vol.37, pp 202-216, 2004.

[Di Benedetto et al. 1997] Di Benedetto H., De la Roche C. and Francken L., "Fatigue of bituminous mixtures: Different approaches and RILEM interlaboratory tests". Proceedings of the 5th int. RILEM Symposium MTBM, 1997.

[Di Benedetto et al. 2007] Di Benedetto H., Delaporte B. and Sauzéat C., "Three-dimensional linear behavior of bituminous materials: Experiments and modeling" International Journal of Geomechanics Vol.7 (2), pp 149-157, 2007.

[Di Benedetto and Neifar 1997] Di Benedetto H. and Neifar M., "Coefficients de dilatation et de contraction thermiques d'un enrobé bitumineux avec et sans chargement mécanique" Mechanical Tests for Bituminous Materials, pp 421-428, 1997.

[Di Benedetto et al. 2008] Di Benedetto H., Nguyen H. M., Pouget S. and Sauzeat C., "Time-Temperature superposition principe for bituminous mixtures: Three dimensional approach and extension in the non-linear domain". Frist International Conference on Transport Infrastructure, Beijing, 2008.

[Di Benedetto et al. 2009] Di Benedetto H., Sauzéat C. and Sohm J., "Stiffness of bituminous mixtures using ultrasonic waves propagation" International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol.4 (10), pp 789-814, 2009.

[Doubbaneh 1995] Doubbaneh E., "Comportement mécanique des enrobés bitumineux des "petites" aux "grandes" déformations", PhD. INSA Lyon. 218p, 1995.

[Eddhahak-Ouni et al. 2012] Eddhahak-Ouni A., Dony A., Colin J., Mendez S., Navaro J., Drouadaine I. and Bruneau D., "Experimental investigation of the homogeneity of the blended binder of a high rate recycled asphalt" Road Materials and Pavement Design Vol.13 pp 566–575, 2012.

[El Beze 2008] El Beze L., "Recyclage à chaud des agrégats d'enrobés bitumineux: Identification de traceurs d'homogénéité du mélange entre bitume vieilli et bitume neuf d'apport", PhD. Aix-Marseille III. 344p, 2008.

[Falchetto 2011] Falchetto A. C., "Investigation of Low Temperature Properties of Asphalt Mixture Containing Recycled Asphalt Materials", PhD. Université de Parma. 206p, 2011.

[Ferry 1980] Ferry J. D. "Viscoelastic properties of polymers", John Wiley & Sons, 1980.

[Gauthier et al. 2010] Gauthier G., Bodin D., Chailleux E. and Gallet T., "Non linearity in Bituminous Materials during Cyclic Tests" International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol.11 (Special Issue EATA), pp 379-410, 2010.

[Gayte et al. 2014] Gayte P., Di Benedetto H. and Sauzeat C., "Three dimensional behaviour of bituminous mixtures in the linear viscoelastic and viscoplastic domains: the DBN model" International Society for Asphalt Pavements (ISAP), pp 1079–1090, 2014.

[Goacolou et al. 1983] Goacolou H., Marchand J. P. and Mouraditis A. "Analysis of cracking in pavement and the computation of the time of reflection", Bulletin de liaison du laboratoire des Ponts et Chaussées, 1983.

[González-León et al. 2009] González-León J. A., Antonio J., Grampre L. and Barreto G., "Warm-mix asphalts with low-dosage chemical additives". Transportation Research Board 88th Annual Meeting, 2009.

[González-León et al. 2014] González-León J. A., Barreto G., Nicolaï A., Pham N. H. and Sauzeat C., "Properties of Warm Mix Asphalts with Reclaimed Asphalt Pavement". CTAA, Winnipeg, Canada, 2014.

[González-León et al. 2011] González-León J. A., Caujolle P., Luca V. and Jorda E., "Chemical additives for warm mix asphalts". 24th World Road Congress, 2011.

[Gudmarsson et al. 2014] Gudmarsson A., Ryden N., Di Benedetto H., Sauzeat C., Tapsoba N. and Birgisson B., "Comparing Linear Viscoelastic Properties of Asphalt Concrete Measured by Laboratory Seismic and Tension–Compression Tests" Journal of Non-Destructive Evaluation Vol.Published online 16 Juil. 2014, pp, 2014.

[Hajj et al. 2009] Hajj E., Sebaalya P. and Shrestha R., "Laboratory evaluation of mixes containing recycled asphalt pavement (RAP)" Road Materials and Pavement Design Vol.10(3), pp 495–517, 2009.

[Hoare and Heps 2000] Hoare T. R. and Heps S. A. M., "Low temperature fracture test for polymer-modified binder: effect of polymer structure, compatibility and bitumen source in styrene-butadiene systemes". 2nd European Eurobitume and Eurasphalt Congress, Barcelone, 2000.

[Hong et al. 2014] Hong F., Guo R. and Zhou F., "Impact of recycled asphalt pavement material variability on pavement performance" Road Materials and Pavement Design Vol.15(4) pp 841–855, 2014.

[Huang et al. 2004] Huang B., Zhang Z., Kingery W. and Zuo G., "Fatigue crack characteristics of HMA mixtures containing RAP". Proceeding 5th Int. Conf. on Cracking in Pavements, RILEM, Limoges, France, 2004.

[Huet 1963] Huet C., "Etude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés", Faculté des Sciences de l'Université de Paris. 69p, 1963.

[Hurley and Prowell 2006] Hurley G. C. and Prowell B. D. "Evaluation of Evotherm® for use in warm mix asphalt", NCAT, 2006.

[Instituto de Desarrollo Urbano (IDU) 2005] Instituto de Desarrollo Urbano (IDU). "Especificaciones técnicas generales de materiales y construcción para proyectos de infraestructura vial y de espacio público de Bogotá", 2005.

[Jones et al. 2011] Jones C., West R., Julian G., Taylor A., Kvasnak A., Hurley G. and Welch A. "Evaluation of warm in Walla Walla, Washington", NCAT, 2011.

[Jung and Vinson 1994] Jung D. H. and Vinson T. S. "Low temperature cracking: Test selection". Washington DC, Strategic Highway Research Program SHRP-A-400 contract A-033A, 1994

[Kim et al. 1997] Kim Y. R., Lee H. J. and Little D. N., "Fatigue Characterization of Asphalt Concrete Using Viscoelasticity and Continuum Damage Theory" Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists Vol.66, pp 520-569, 1997.

[King et al. 1993] King G. N., King H. W., Harders O., Arand W. and Planche P. P., "Influence of asphalt grade and polymer concentration on the low temperature performance of polymer modified asphalt" Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists Vol.62, pp, 1993.

[Kvasnak et al. 2010] Kvasnak A., Taylor A., Signore J. M. and Bukhari S. A., "Evaluation of Gencor Green Machine Ultrafoam GX Final Report". National Center for Asphalt Technology NCAT Report 10-03, 2010.

[Larsen and Robertus 2005] Larsen O. R. and Robertus C., "Process and system for production of a warm foam mix asphalt composition". U.S. Patent No 6,846,354, 2005.

[LCPC and SETRA 1994] LCPC and SETRA. "Conception et dimensionnement des structures de chaussées - Guide technique", 1994.

[Lu and Isacsson 2001] Lu X. and Isacsson U., "Effect of binder rheology on the low-temperature cracking of asphalt mixtures" International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol.2 (1), pp 492-499, 2001.

[Mangiafico et al. 2013] Mangiafico S., Di Benedetto H., Sauzéat C., Olard F., Pouget S. and Planque L., "Influence of reclaimed asphalt pavement content on complex modulus of asphalt binder blends and corresponding mixes: experimental results and modelling" Road Materials and Pavement Design Vol.14, pp 132-148, 2013.

[Mangiafico et al. 2014] Mangiafico S., Di Benedetto H., Sauzéat C., Olard F., Pouget S. and Planque L., "New method to obtain viscoelastic properties of bitumen blends from pure and reclaimed asphalt pavement binder constituents" Road Materials and Pavement Design Vol.15(2), pp 312-329, 2014.

[McDaniel and Shah 2003] McDaniel R. S. and Shah A., "Use of Reclaimed Asphalt Pavement (RAP) Under SuperPave Specifications" Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists Vol.72, pp 226-252, 2003.

[McDaniel et al. 2012] McDaniel R. S., Shah A., Huber G. A. and Copeland A., "Effects of reclaimed asphalt pavement content and virgin binder grade on properties of plant produced mixtures" Road Materials and Pavement Design Vol.13(Suppl. 1) pp 161–282, 2012.

[McDaniel et al. 2000] McDaniel R. S., Soleymani H., Anderson R. M., Turner P. and Peterson R., "Recommended use of reclaimed asphalt pavement in the Superpave mix design method". NCHRP Final Report (9-12), TRB, Washington, D.C., 2000.

[Mengis 1997] Mengis M., "Contribution à l'interprétation des essais de fatigue par une aprroche themo-mécanique", Master. ENTPE. 99p, 1997.

[Middleton and Forfylow 2009] Middleton B. and Forfylow R. W. B., "Evaluation of warm-mix asphalt produced with the double barrel green process" Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board Vol.2126 (1), pp 19-26, 2009.

[Mogawer et al. 2013] Mogawer W., Austerman A., Mohammad L. and Emin Kutay M., "Evaluation of high RAP-WMA asphalt rubber mixtures" Road Materials and Pavement Design Vol.14 (2), pp 129-147, 2013.

[Mogawer et al. 2012] Mogawer W., Bennert T., Daniel J. S., Bonaquist R., Austerman A. and Booshehrian A., "Performance characteristics of plant produced high RAP mixtures" Road Materials and Pavement Design Vol.13, pp 183-208, 2012.

[Mohammad et al. 2003] Mohammad L. N., Negulescu I. I., Wu Z., Daranga C., Daly W. H. and Abadie C., "Investigation of the Use of Recycled Polymer Modified Asphalt Binder in Asphalt Concrete Pavements" Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists Vol.72, pp 551-594, 2003.

[Montalant 2011] Montalant A., "Etude de l'influence du recyclage d'enrobés tièdes contenant l'additif Sasobit", PFE. INSA de Strasbourg. 71p, 2011.

[Mounier 2010] Mounier D., "Caractérisation des enrobés bitumineux par essais non destructifs de propagation d'ondes", Master. ENTPE. 173p, 2010.

[Navi 2006] Navi P. " Propriétés acoustiques des matériaux: propagation des ondes planes harmoniques", PPUR presses polytechniques, 2006.

[NF EN 1426] NF EN 1426. "Bitumes et liants bitumineux - Détermination de la pénétrabilité à l'aiguille", Norme européenne - Norme française AFNOR 2007,

[NF EN 1427] NF EN 1427. "Bitumes et liants bitumineux - Détermination du point de ramollissement - Méthode Bille et Anneau", Norme européenne - Norme française AFNOR 2007,

[NF EN 12593] NF EN 12593. "Bitumes et liants bitumineux - Détermination du point de fragilité Fraass", Norme européenne - Norme française AFNOR 2007,

[NF EN 12607-1+A1] NF EN 12607-1+A1. "Bitumes et liants bitumineux - Détermination de la résistance au durcissement sous l'effet de la chaleur et de l'air - Partie 1 : méthode RTFOT", Norme européenne - Norme française AFNOR 2007,

[NF EN 12697-24] NF EN 12697-24. "Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 33 : résistance à la fatigue", Norme européenne - Norme française AFNOR 2012,

[NF EN 12697-26] NF EN 12697-26. "Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 26: Module de rigidité", Norme européenne - Norme française AFNOR 2004,

[NF EN 12697-33+A1] NF EN 12697-33+A1. "Mélange bitumineux - Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 33 : confection d'éprouvettes au compacteur de plaque", Norme européenne - Norme française AFNOR 2007,

[NF EN 13108-1] NF EN 13108-1. "Mélange bitumineux - Spécifications des matériaux - Partie 1 : enrobés bitumineux", Norme européenne - Norme française AFNOR 2007,

[NF EN 13108-8 2006] NF EN 13108-8. "Mélanges bitumineux - Spécifications de matériaux - Partie 8 : Agrégats d'enrobés", Norme européenne - Norme française 2006.

[NF P 98-082] NF P 98-082. "Chaussées – Terrassements – Dimensionnement des chaussées routières – Détermination des trafics routiers pour le dimensionnement des structures de chaussée", French Standard (1994),

[Nguyen H. et al. 2009] Nguyen H. M., Pouget S., Di Benedetto H. and Sauzéat C., "Generalization of the Time-Temperature Superposition Principle for bituminous mixtures: experimentation and modeling" European Journal of Environmental and Civil Engineering Vol.13 (N°9), pp 1095-1107, 2009.

[Nguyen M. 2009] Nguyen M. L., "Etude de la fissuration et de la fatigue des enrobés bitumineux", PhD. ENTPE-INSA Lyon. Mecanique, Energétique, Acoustique et Génie Civil, 276p, 2009.

[Nguyen Q. 2011] Nguyen Q. T., "Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux sous sollicitations cycliques dans les domaines linéaire et non-linéaire", PhD. ENTPE / INSA Lyon. Thèse de doctorat, 237p, 2011.

[Nguyen Q. et al. 2012] Nguyen Q. T., Di Benedetto H. and Sauzéat C., "Fatigue Cracking in Bituminous Mixture using Four Points Bending Test". 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements, Delft, The Netherlands, 2012.

[Olard 2003] Olard F., "Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures", PhD. ENTPE-INSA Lyon. Mecanique, Energétique, Acoustique et Génie Civil, 221p, 2003.

[Olard and Di Benedetto 2003] Olard F. and Di Benedetto H., "General "2S2P1D" model and relation between the linear viscoelastic behaviors of bituminous binders and mixes" International Journal of Road Materials and Pavement Design Vol.4 (Issue 2), pp 185-224, 2003.

[Olard et al. 2008] Olard F., Le Noan C., Bonneau D., Dupriet S. and Alvarez C., "Very high recycling rate (>50%) in hot mix and warm mix asphalts for sustainable road construction". Proceedings of the 4th Eurasphalt & Eurobitume Congress, Copenhagen, 2008.

[Olard et al. 2007] Olard F., Le Noan C. and Romier A., "Les enrobés basse énergie EBE® et basse température EBT®, Bilan des chantiers réalisés en 2005 et 2006" Revue Générale des Routes et des Aérodromes (RGRA) (N° 854), pp, 2007.

[Oliveira et al. 2012] Oliveira J. R., Silva H. M., Abreu L. P. and Gonzalez-Leon J. A., "The role of a surfactant based additive on the production of recycled warm mix asphalts– Less is more" Construction and Building Materials Vol.35, pp 693-700, 2012.

[Perraton et al. 2003] Perraton D., Baaj H., Di Benedetto H. and Paradis M., "Évaluation de la résistance à la fatigue des enrobés bitumineux fondée sur l'évolution de l'endommagement du matériau en cours d'essai : aspects fondamentaux et application à l'enrobé à matrice de pierre" Revue Canadienne de Génie Civil Vol.30 (N°5), pp 902-913, 2003.

[Pouget et al. 2010] Pouget S., Sauzéat C., Di Benedetto H. and Olard F., "From the behavior of constituent materials to the calculation and design of orthotropic bridge structures" Road materials and pavement design Vol.11(sup1), pp 111-144, 2010.

[Pouget et al. 2012] Pouget S., Sauzéat C., Hervé D. B. and Olard F., "Modeling of viscous bituminous wearing course materials on orthotropic steel deck. " Materials and structures Vol.45, pp 1115-1125, 2012.

[Pronk 1995] Pronk A. C., "Evaluation of the dissipated energy concept for the interpretation of fatigue measurements in the crack initiation phase". Report n° P-DWW-95-501, Pays-Bas: Ministrie van Verkeer en Waterstaat, 1995.

[Sauzéat 2003] Sauzéat C., "Comportement du sable dans le domaine des petites et moyennes déformations : rotation d'axe et effets visqueux", PhD. ENTPE - INSA Lyon. Thèse de doctorat, 2003.

[Savary 2008] Savary M., "Propagation d'ondes dans les enrobés bitumineux", Master. ENTPE. 159p, 2008.

[Sayegh 1965] Sayegh G., "Variation des modules de quelques bitumes purs et enrobés bitumineux", Université de Paris. 1965.

[Sharifipour 2006] Sharifipour M., "Caractérisation des sols par propagation d'ondes : analyse critique de la technique des bender extender elements", PhD. Ecole centrale de Nantes. Thèse de doctorat, 192p, 2006.

[Simon 2012] Simon M., "Caractérisation des enrobés bitumineux par propagation d'ondes", TFE. ENTPE. 110p, 2012.

[Sohm 2007] Sohm J., "Etude de la propagation des ondes dans les enrobés bitumineux", TFE. ENTPE. 90p, 2007.

[St-Laurent and Bergeron 2000] St-Laurent D. and Bergeron G., "Interventions pour réduire la fissuration des chaussées". 4th International RILEM Conference on Reflective Cracking in Pavements Research in Practice, Ottawa, 2000.

[Tapsoba 2012] Tapsoba N., "Comportement des enrobés bitumineux à base de matériaux recyclés et/ou fabriqués à température réduite", PhD. ENTPE / INSA Lyon. Thèse de doctorat, 266p, 2012.

[Tapsoba et al. 2014] Tapsoba N., Sauzéat C., Di Benedetto H., Baaj H. and Ech M., "Behavior of asphalt mixtures containing RAP and Asphalt Shingle Modifier" Road Materials and Pavement Design Vol.14, pp, 2014.

[Tapsoba et al. 2012] Tapsoba N., Sauzéat C., Di Benedetto H., Baaj H. and Ech M., "Low-temperature cracking of recycled asphalt mixtures". 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements, Springer Netherlands, 2012.

[Thébeau 1997] Thébeau D., "Recyclage à froid de résidus de planage" Bulletin Info Direction du Laboratoire des Chaussées Vol.2 (3), pp, 1997.

[Tiouajni et al. 2011] Tiouajni S., Di Benedetto H., Sauzéat C. and Pouget S., "Approximation of Linear Viscoelastic Model in the 3 Dimensional Case with Mechanical Analogues of Finite Size: Application to Bituminous Materials" Road Materials and Pavement Design Vol.12 (4), pp, 2011.

[Vergne et al. 1989] Vergne A., Petit C., Zhang X., Caperaa S. and Faure B., "Simulation numérique de la remontée d'une fissure dans une structure routière". 1st RILEM conference on the reflective cracking in pavement, Liège, 1989.

ANNEXES

Annexe A : Représentation graphique des essais de fatigue des matériaux

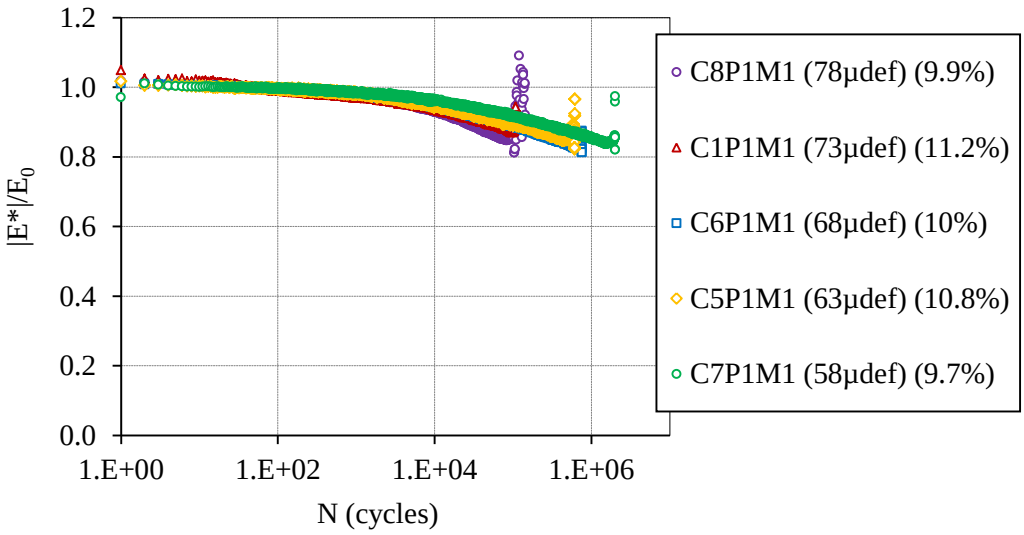


Figure A-1.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 1 (HM)

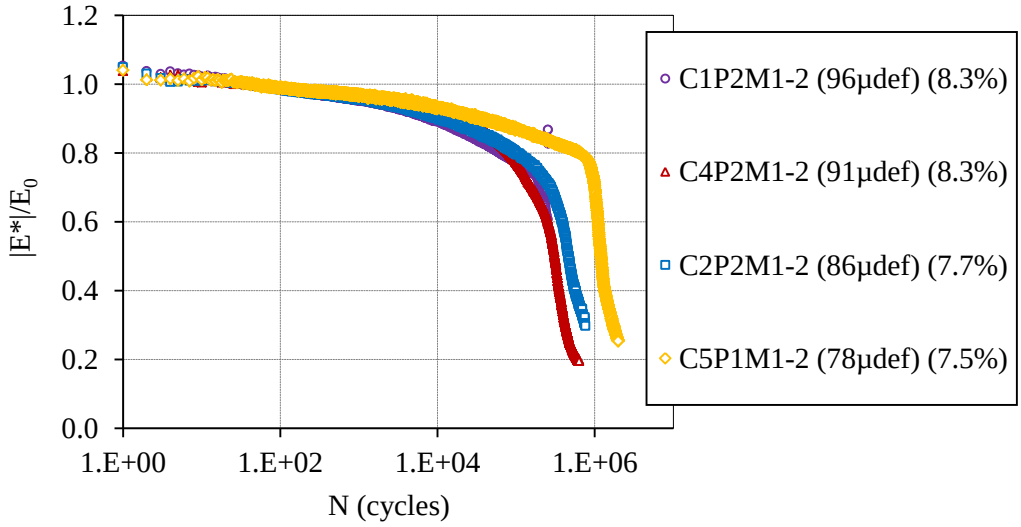


Figure A-2.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 1-2 (HM)

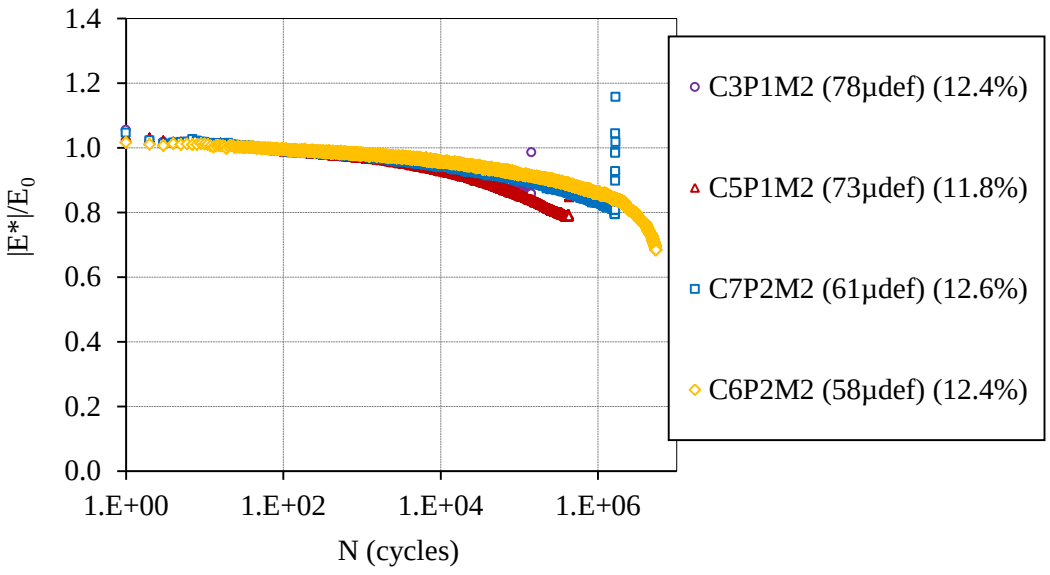


Figure A-3.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 2 (HM30)

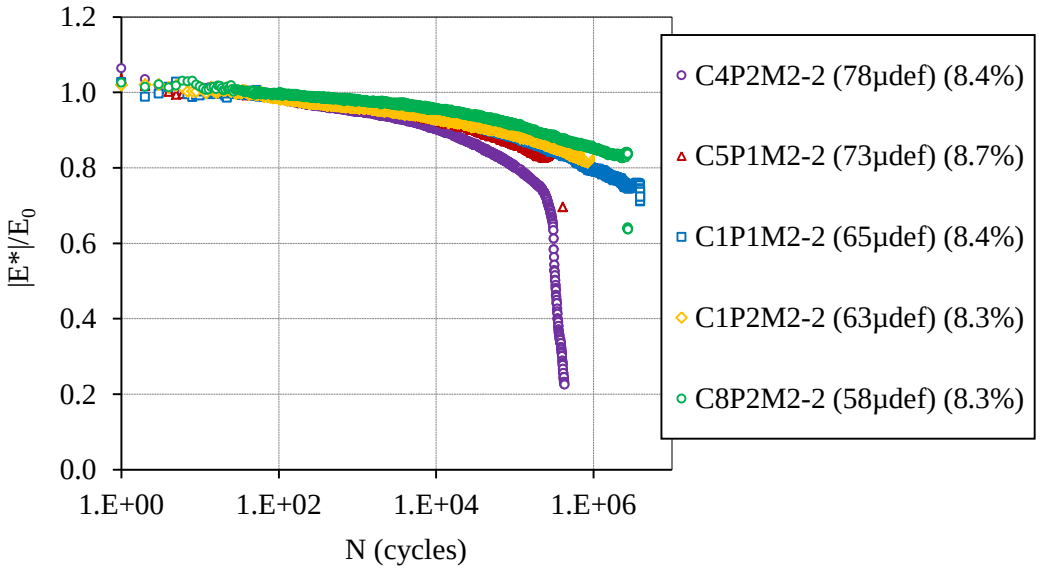


Figure A-4.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 2-2 (HM30)

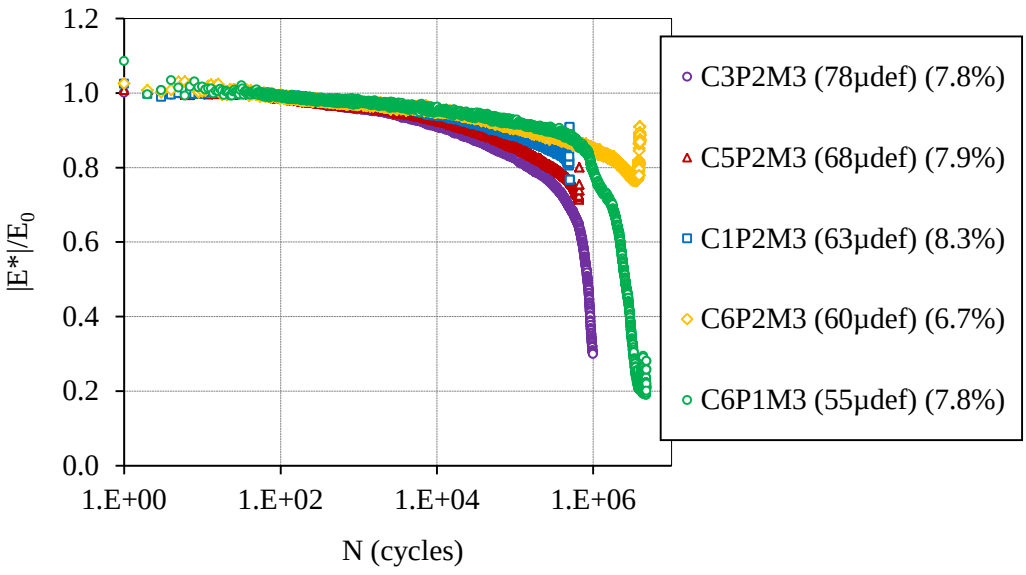


Figure A-5.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 3 (WME0.4)

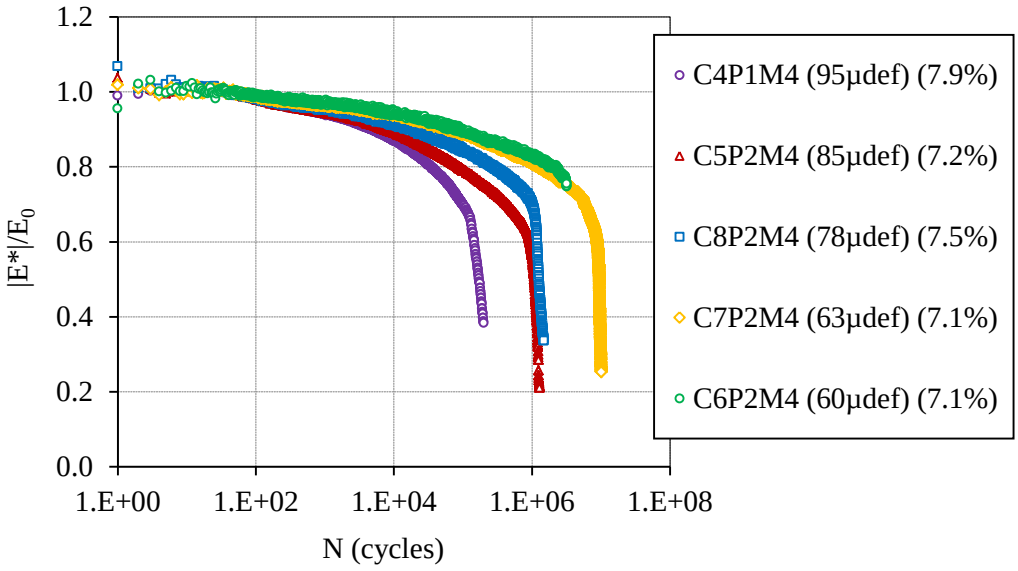


Figure A-6.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 4 (WM30E0.4)

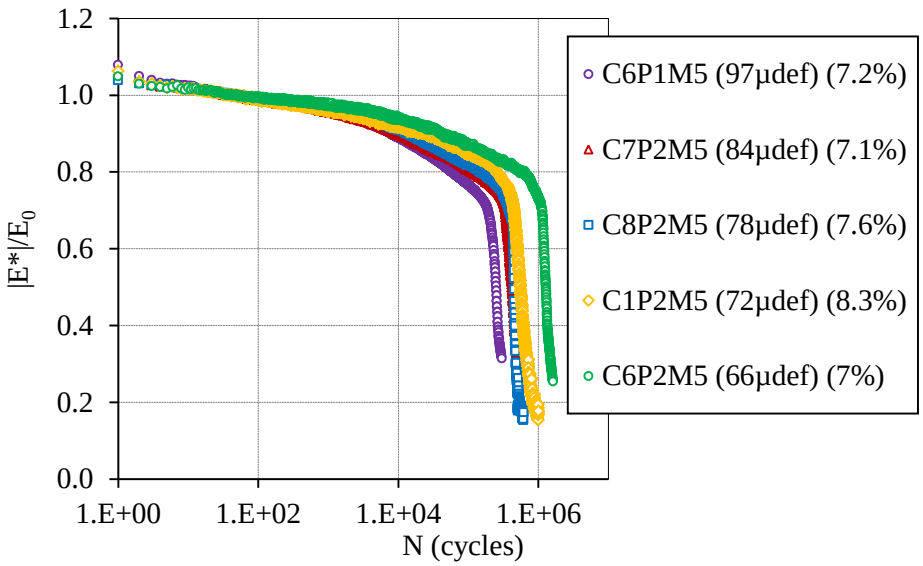


Figure A-7.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 5 (WM30B0.4)

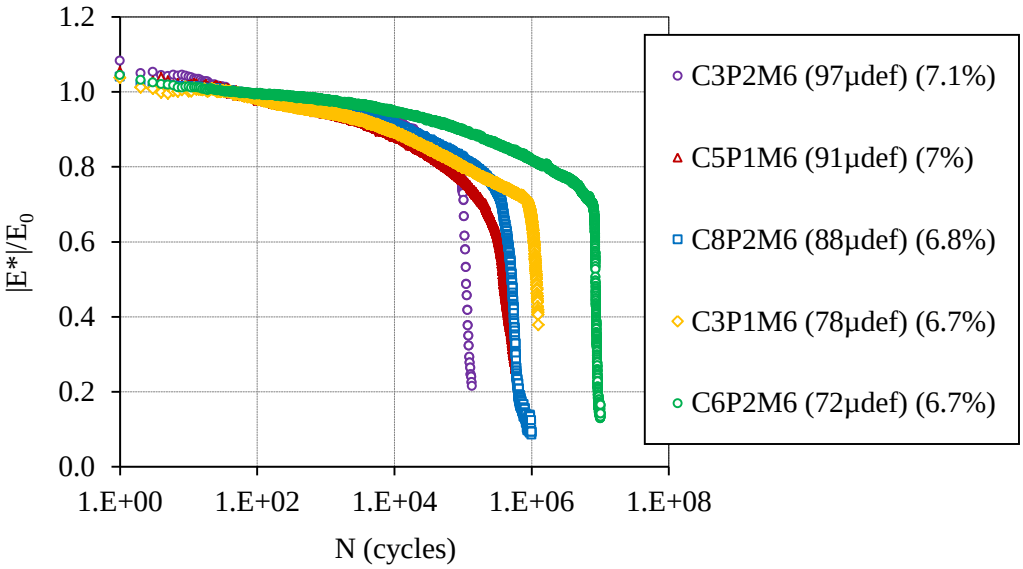


Figure A-8.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 6 (WM50E0.4)

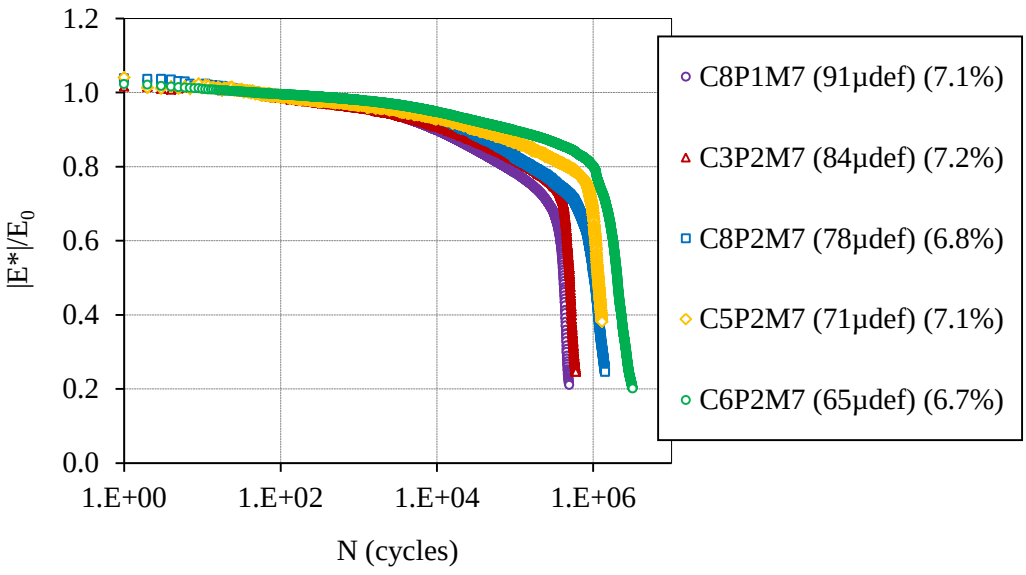


Figure A-9.Evolution du rapport $|E^*|/E_0$ en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 7 (WM50B0.4)

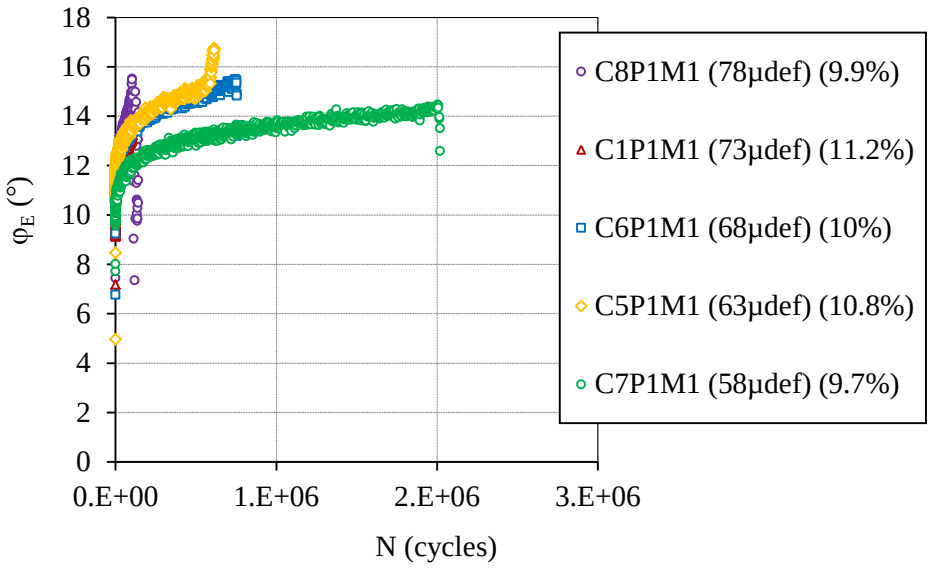


Figure A-10. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M1 (HM)

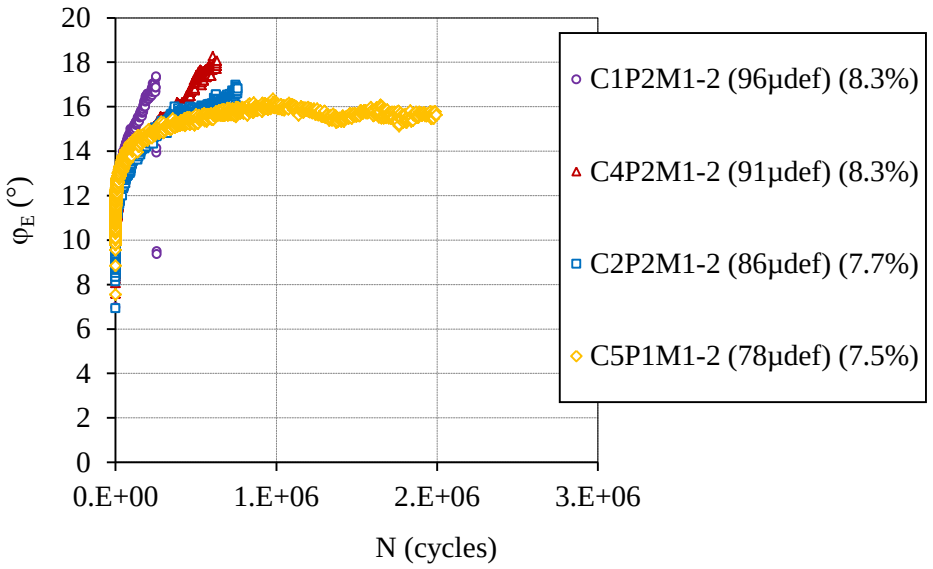


Figure A-11. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M1-2 (HM)

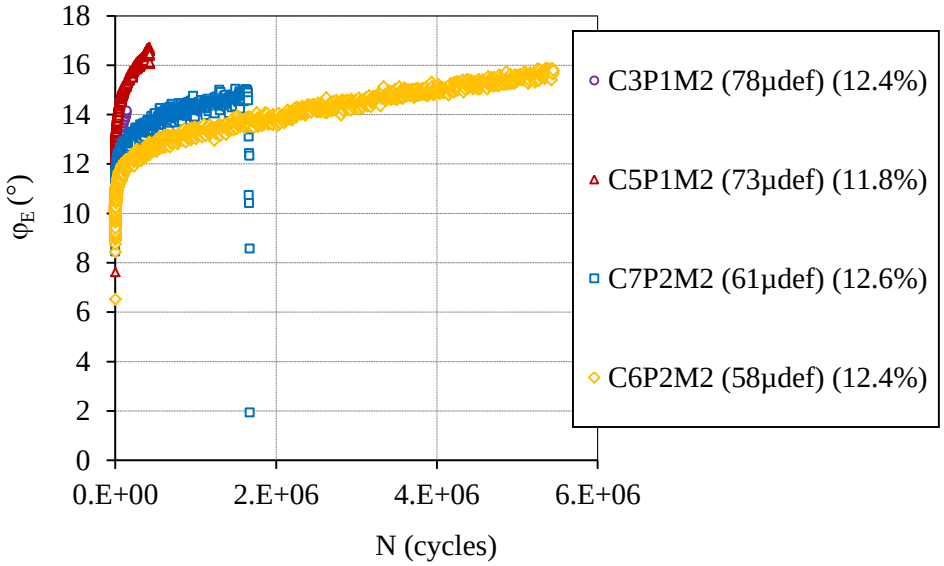


Figure A-12. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M2 (HM30)

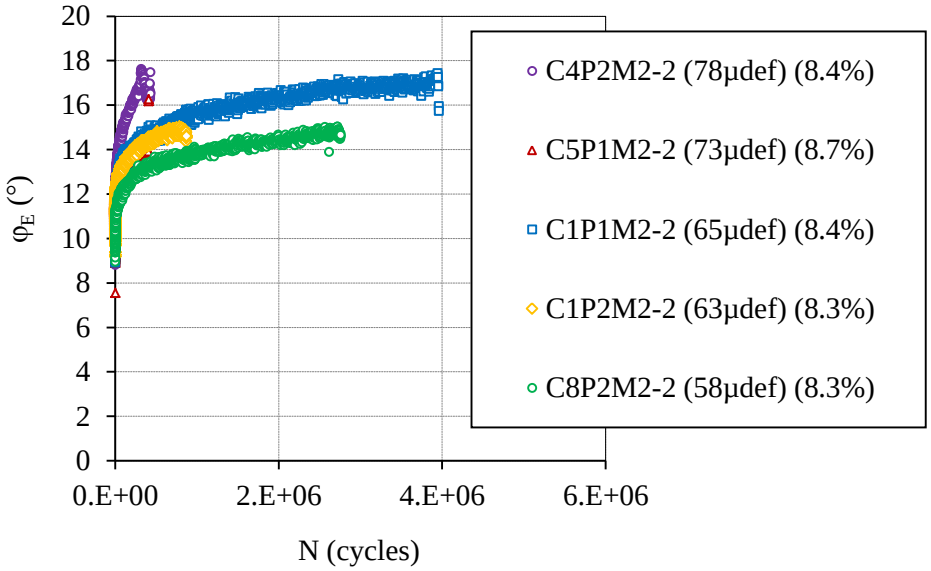


Figure A-13. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M2-2 (HM30)

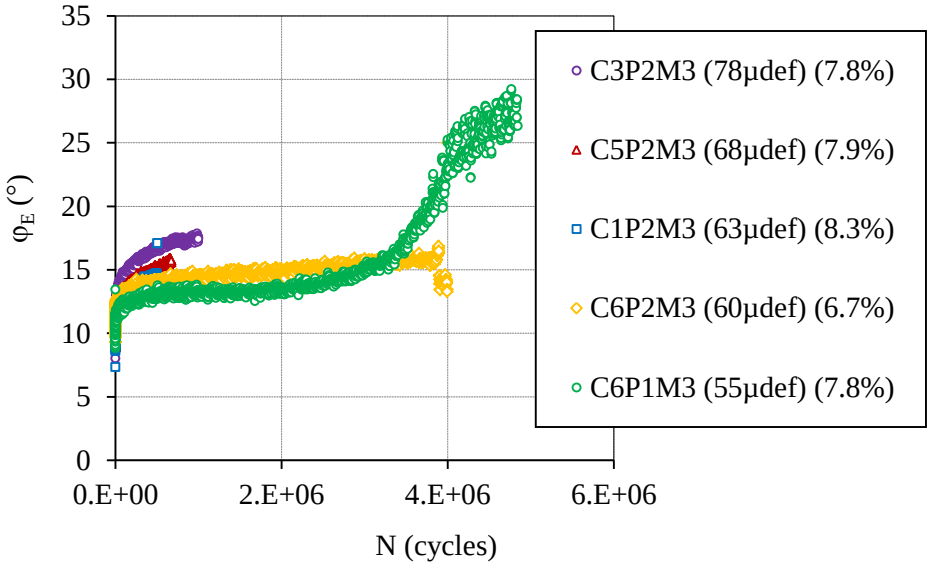


Figure A-14. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M3 (WME0.4)

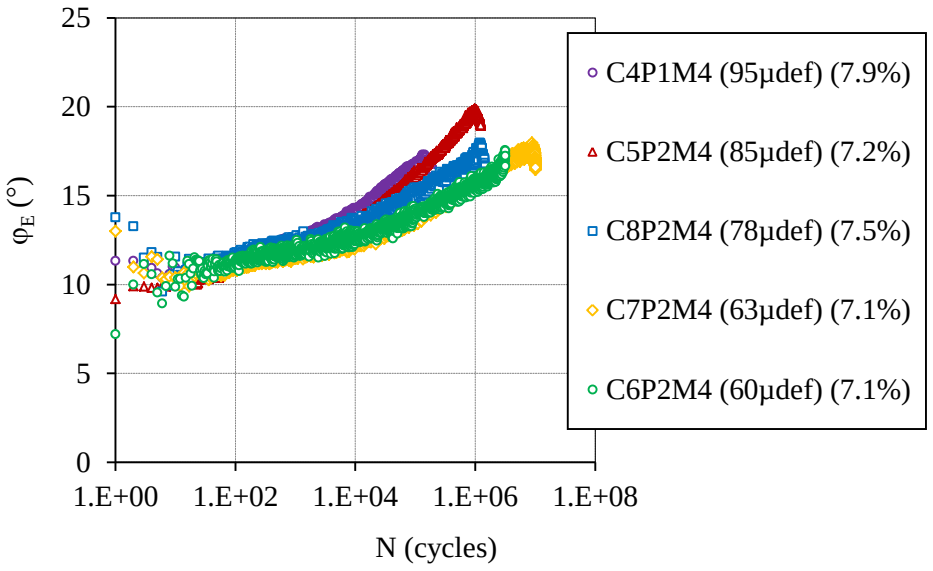


Figure A-15. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M4 (WM30E0.4)

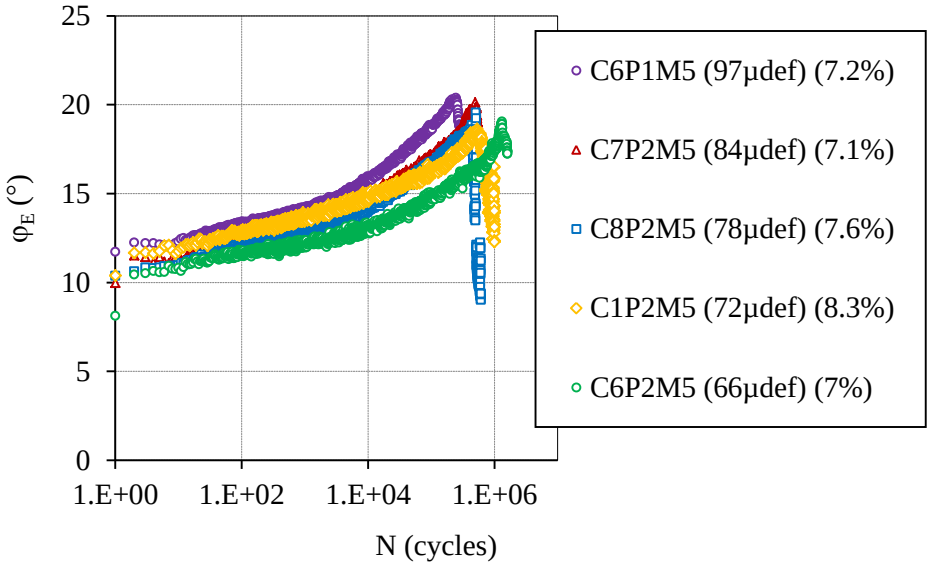


Figure A-16. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M5 (WM30B0.4)

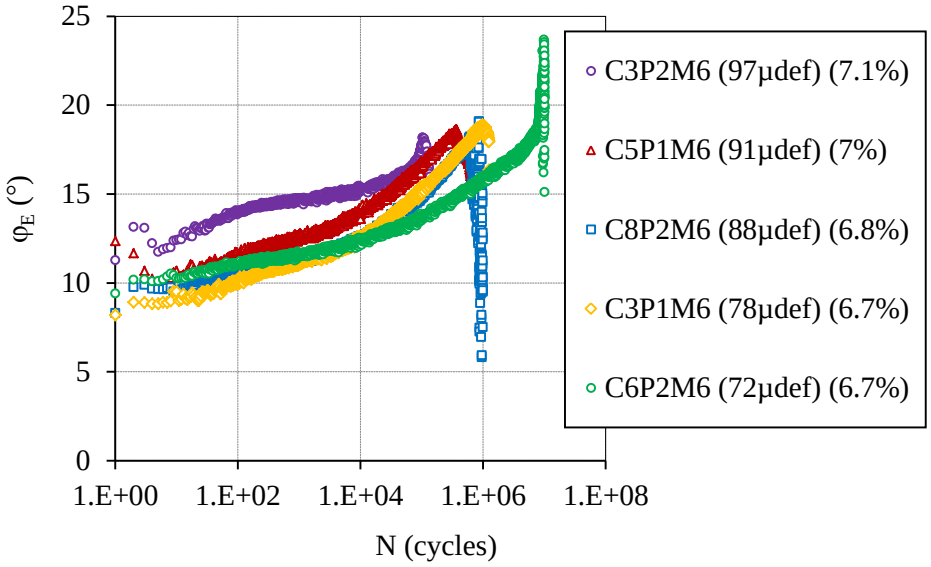


Figure A-17. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M6 (WM50E0.4)

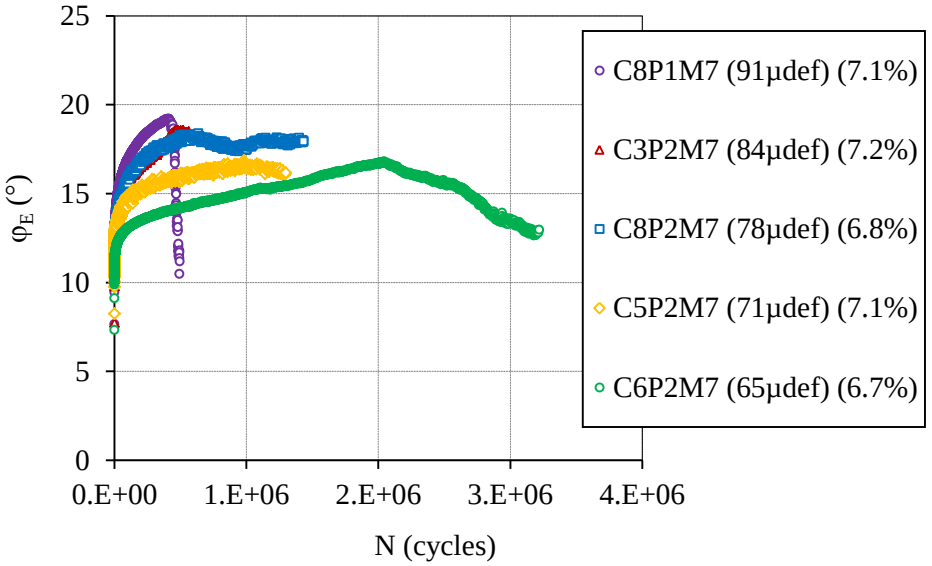


Figure A-18. Evolution de l'angle de phase du module complexe en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau M7 (WM50B0.4)

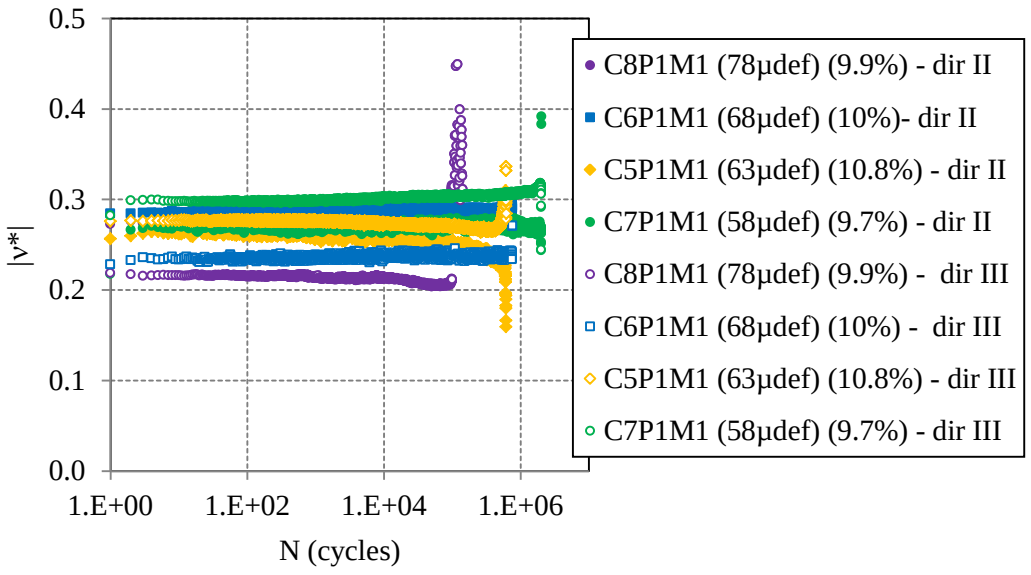


Figure A-19. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 1 (HM)*

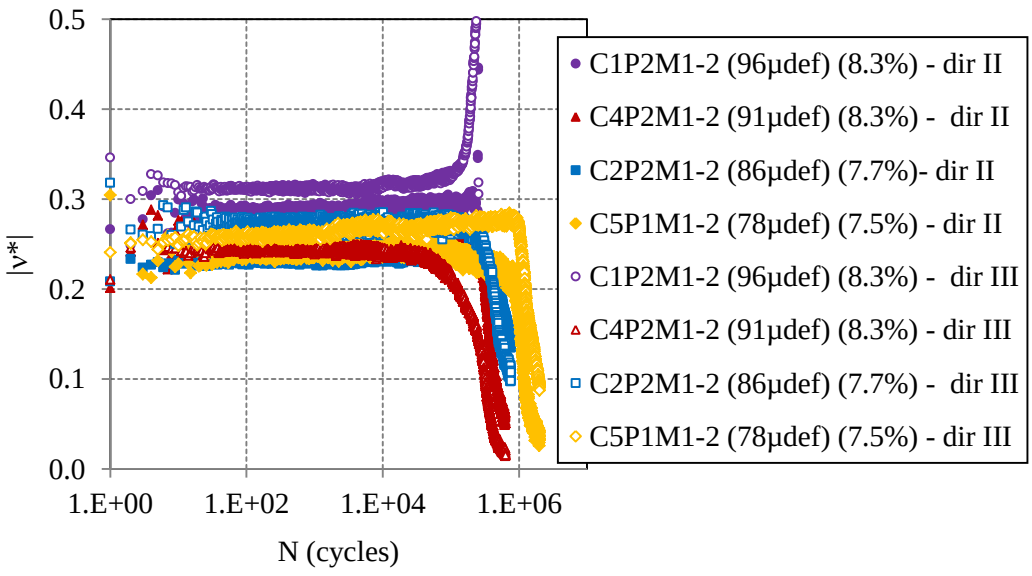


Figure A-20. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 1-2 (HM)*

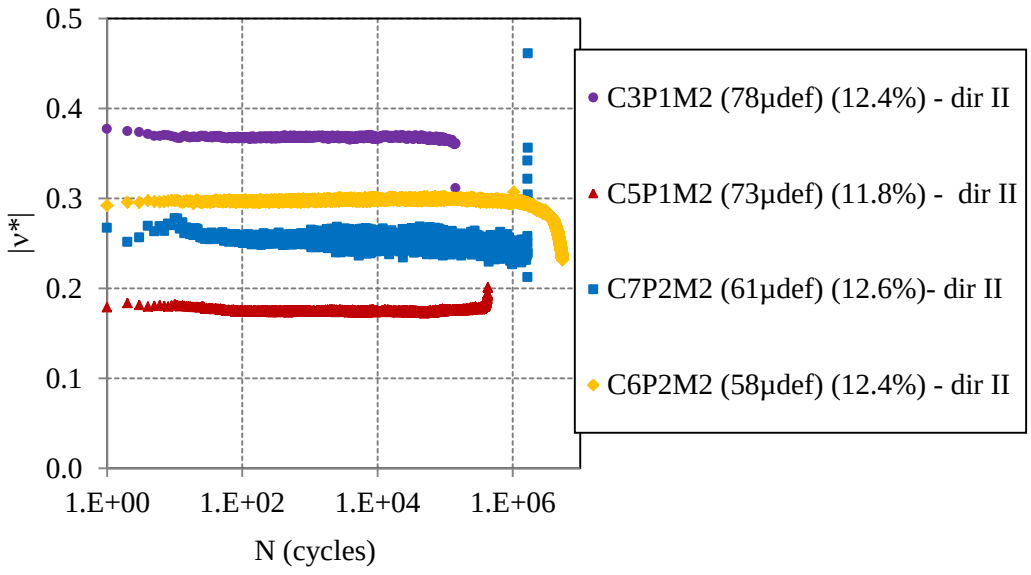


Figure A-21. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 2 (HM30)*

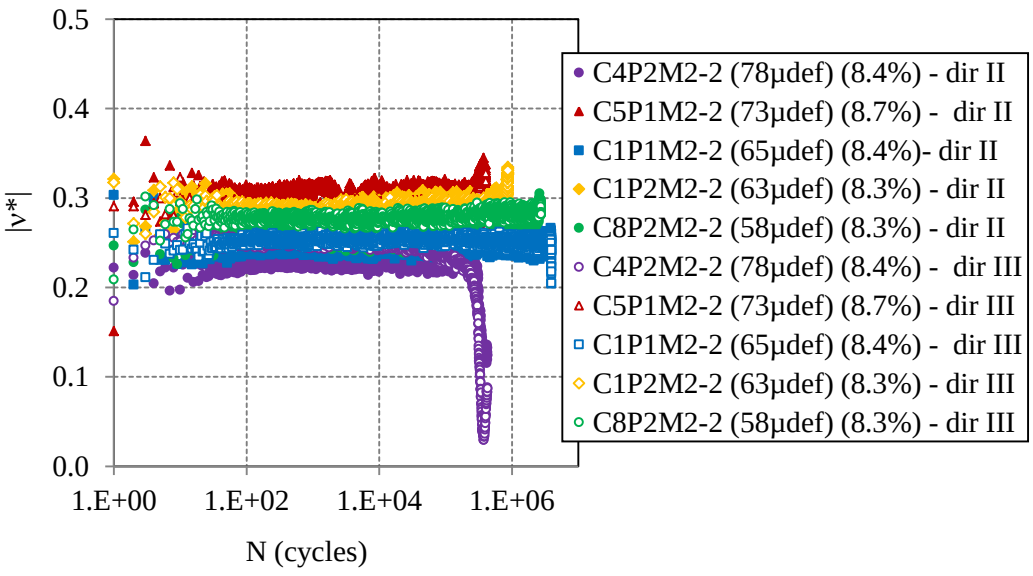


Figure A-22. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 2-2 (HM30)*

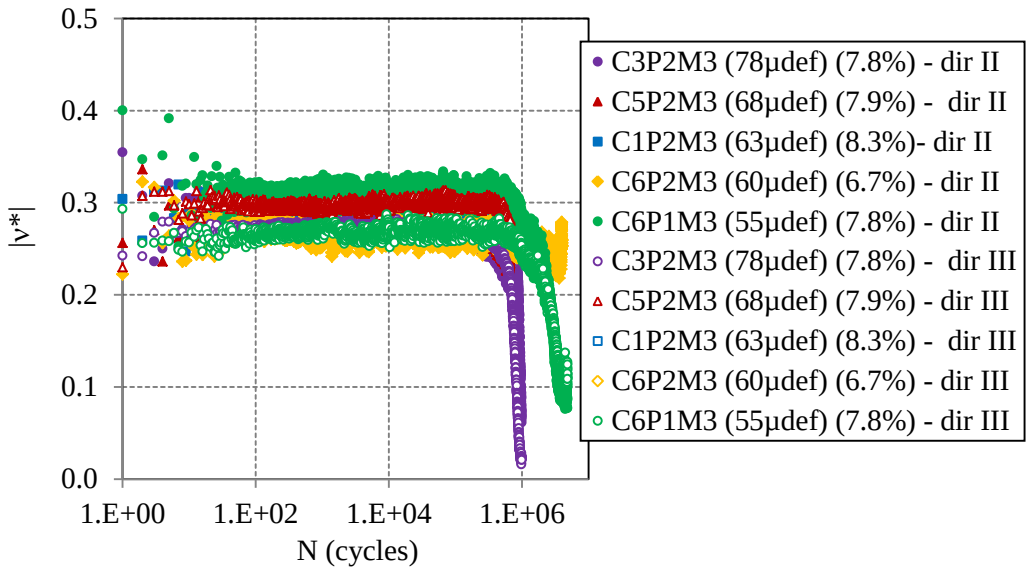


Figure A-23. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 3 (WME0.4)*

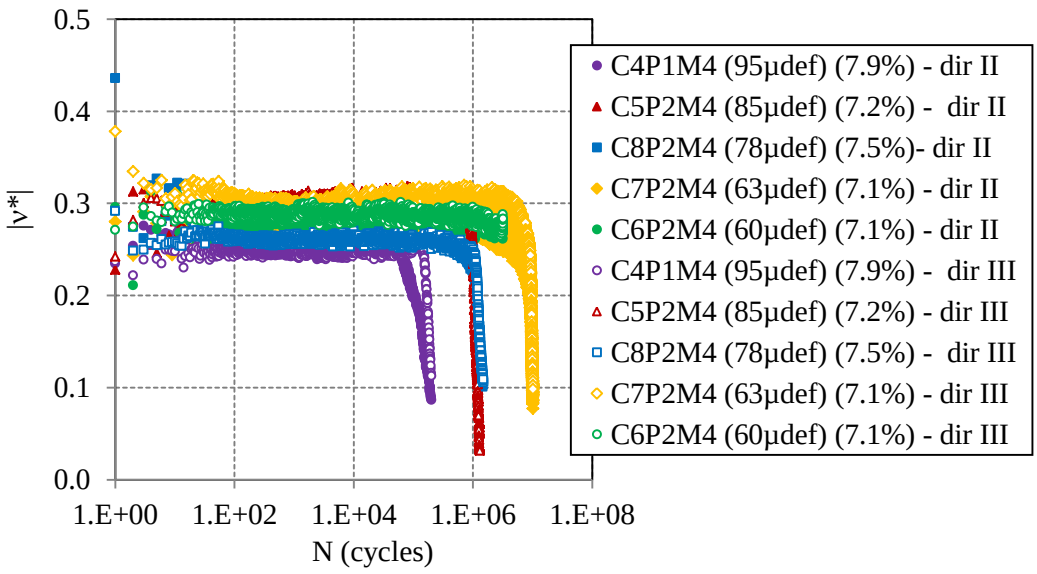


Figure A-24. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 4 (WM30E0.4)*

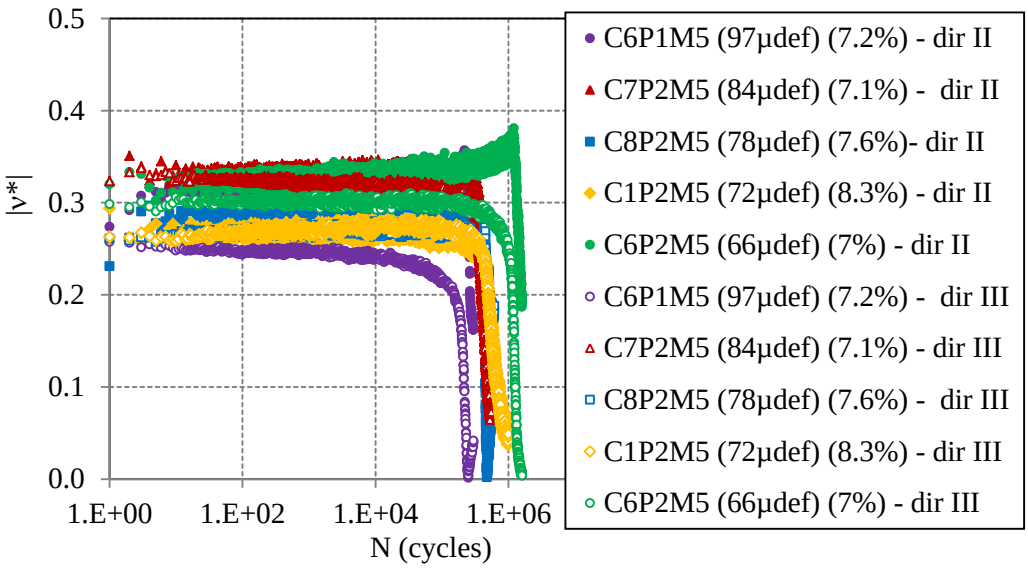


Figure A-25. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 5 (WM30B0.4)*

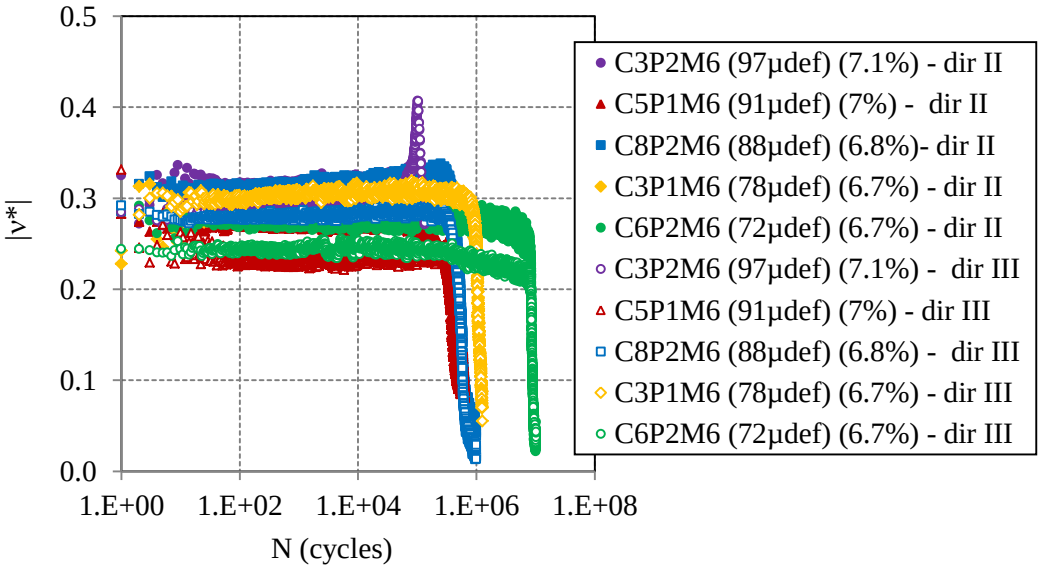


Figure A-26. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 6 (WM50E0.4)*

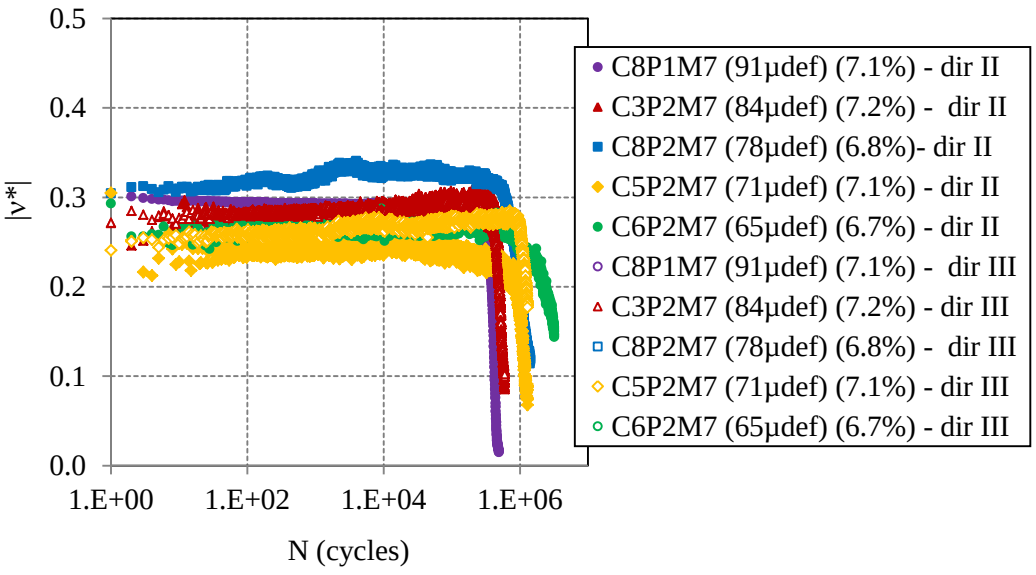


Figure A-27. Evolution de la norme du coefficient de Poisson complexe ν en fonction du nombre de cycles pour les essais sur le matériau 7 (WM50B0.4)*

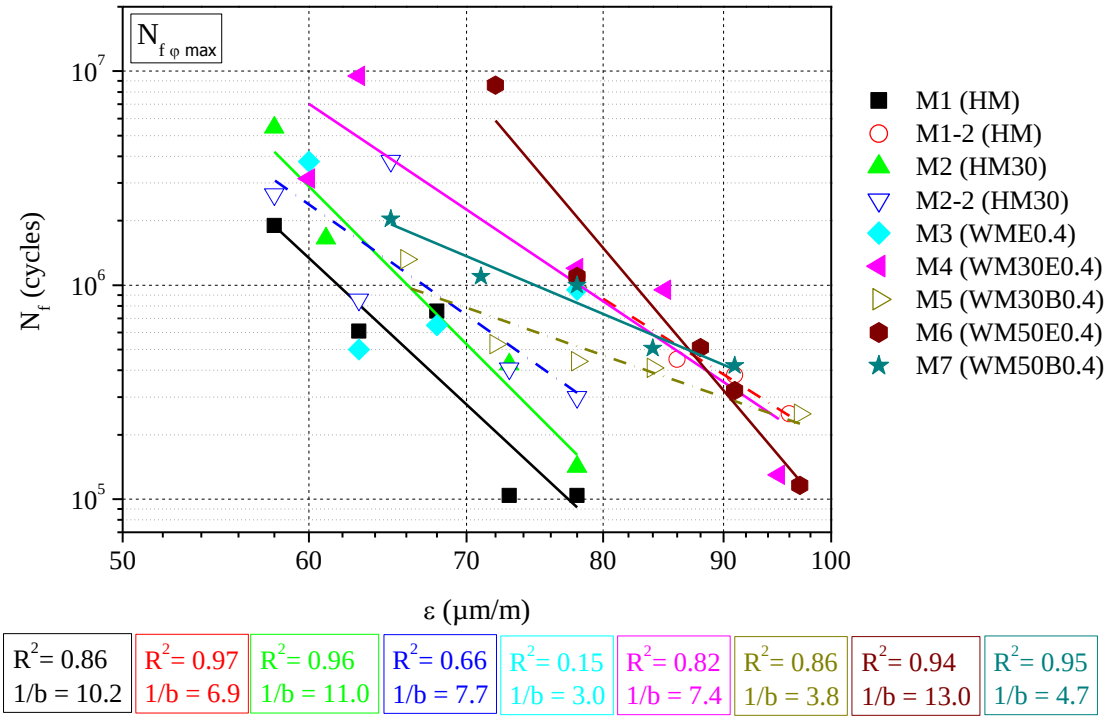
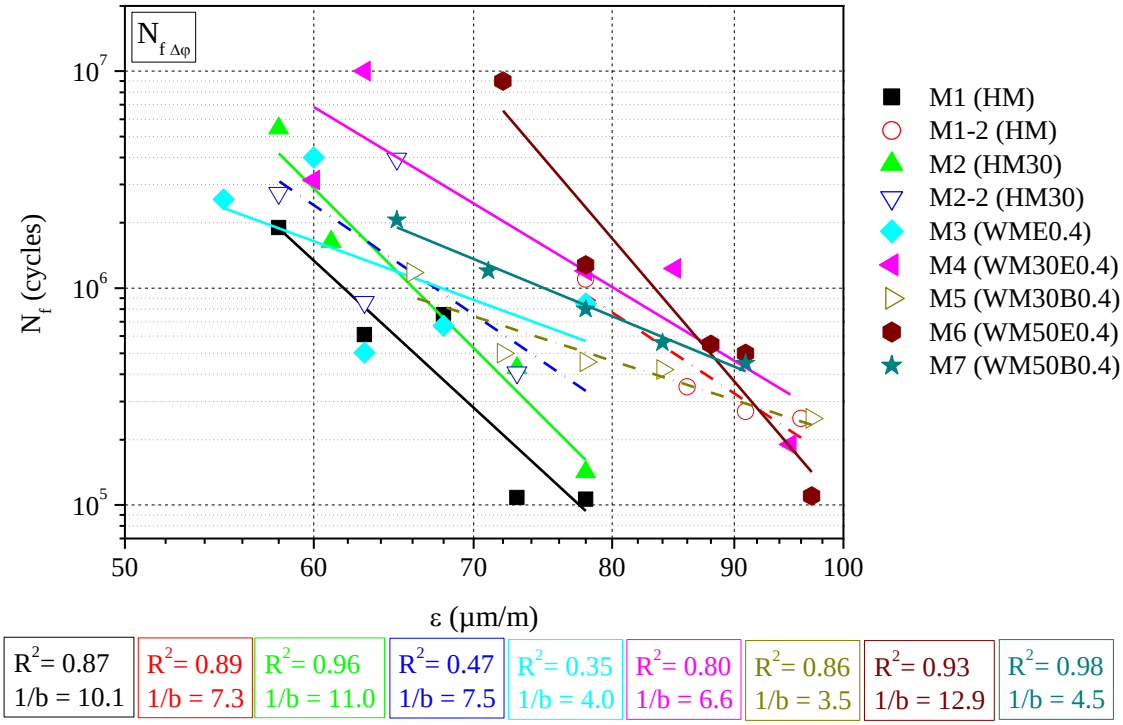
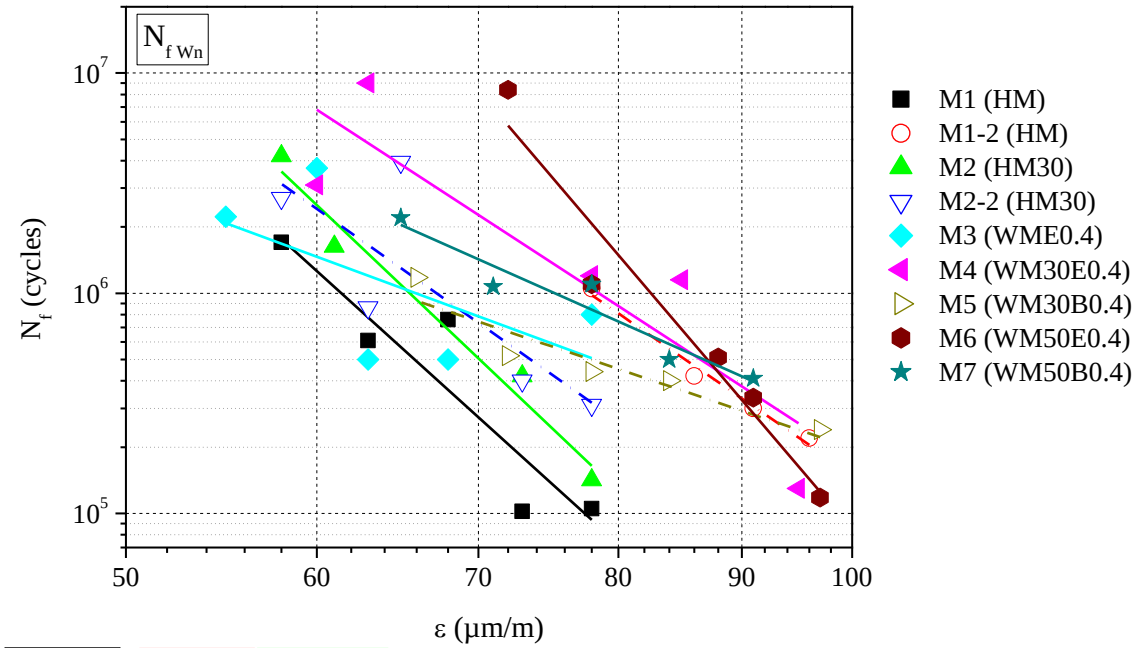


Figure A-28. Coubes Wöhler avec le critère $N_{f\,\varphi max}$ pour tous les matériaux



R^2= 0.87 1/b = 10.1	R^2= 0.89 1/b = 7.3	R^2= 0.96 1/b = 11.0	R^2= 0.47 1/b = 7.5	R^2= 0.35 1/b = 4.0	R^2= 0.80 1/b = 6.6	R^2= 0.86 1/b = 3.5	R^2= 0.93 1/b = 12.9	R^2= 0.98 1/b = 4.5

Figure A-29. Coubes Wöhler avec le critère $N_{f\Delta\varphi}$ pour tous les matériaux



R^2= 0.85 1/b = 9.9	R^2= 0.98 1/b = 7.5	R^2= 0.97 1/b = 10.4	R^2= 0.65 1/b = 7.7	R^2= 0.35 1/b = 4.0	R^2= 0.80 1/b = 7.1	R^2= 0.89 1/b = 3.7	R^2= 0.94 1/b = 12.8	R^2= 0.92 1/b = 4.9

Figure A-30. Coubes Wöhler avec le critère $N_{f\,Wn}$ pour tous les matériaux

Matériau	Eprouvette	Pourcentage des vides (%)	Amplitude de déformation moyenne (µdef)	Module initial E0 (Mpa)	Coefficient de Poisson complexe initial (n0) - dir II	Coefficient de Poisson complexe initial (n0) - dir III
M1(HM)	C8P1M1	9.9	78	14202	0.274	0.216
	C1P1M1	11.2	73	13875	0.563	-
	C6P1M1	10	68	14058	0.286	0.234
	C5P1M1	10.8	63	13426	0.263	0.277
	C7P1M1	9.7	58	15558	0.270	0.298
Moyenne				14224	0.331	0.256
Ecart type				801	0.130	0.038
M2(HM30)	C3P1M2	12.4	78	13264	0.367	-
	C5P1M2	11.8	73	11679	0.176	-
	C7P2M2	12.6	61	14345	0.257	-
	C6P2M2	12.4	58	14189	0.297	-
Moyenne				13369	0.274	
Ecart type				1224	0.080	
M2-2(HM30)	C4P2M2-2	8.4	78	16174	0.222	0.251
	C5P1M2-2	8.7	73	16244	0.301	0.295
	C1P1M2-2	8.4	65	15825	0.243	0.249
	C1P2M2-2	8.3	63	16075	0.294	0.290
	C8P2M2-2	8.3	58	17457	0.261	0.277
Moyenne				16355	0.264	0.272
Ecart type				636	0.033	0.021
M3(WME0.4)	C3P2M3	7.8	78	16883	0.289	0.269
	C5P2M3	7.9	68	18440	0.281	0.300
	C1P2M3	8.3	63	17242	0.281	-
	C6P2M3	6.7	60	18011	0.276	-
	C6P1M3	7.8	55	17096	0.310	0.260
Moyenne				17534	0.287	0.276
Ecart type				661	0.014	0.021
M4(WM30E0.4)	C4P1M4	7.9	95	14658	0.276	0.249
	C5P2M4	7.2	85	16948	0.290	0.296
	C8P2M4	7.5	78	14708	0.288	0.267
	C7P2M4	7.1	63	16744	0.289	0.313
	C6P2M4	7.1	60	16221	0.271	0.291
Moyenne				15856	0.283	0.283
Ecart type				1103	0.009	0.025
M5(WM30B0.4)	C6P1M5	7.2	97	13435	0.312	0.248
	C7P2M5	7.1	84	15096	0.331	0.326
	C8P2M5	7.6	78	15804	0.284	0.267
	C1P2M5	8.3	72	14237	0.268	0.265
	C6P2M5	7	66	16148	0.322	0.301
Moyenne				14944	0.304	0.281
Ecart type				1117	0.026	0.031
M6(WM50E0.4)	C3P2M6	7.1	97	15031	0.309	0.293
	C5P1M6	7	91	15154	0.270	0.236
	C8P2M6	6.8	88	17998	0.306	0.278
	C3P1M6	6.7	78	16948	0.290	0.296
	C6P2M6	6.7	72	15940	0.280	0.243
Moyenne					0.291	0.269

Ecart type					0.017	0.028
M7(WM50B0.4)	C8P1M7	7.1	91	17458	0.294	-
	C3P2M7	7.2	84	16398	0.276	0.281
	C8P2M7	6.8	78	16938	0.312	-
	C5P2M7	7.1	71	16311	0.243	0.258
	C6P2M7	6.7	65	15302	0.260	-
Moyenne				16482	0.277	0.269
Ecart type				805	0.027	0.016
M1-2(HM)	C1P2M1-2	8.3	96	17637	0.283	0.312
	C4P2M1-2	8.3	91	16833	0.256	0.244
	C2P2M1-2	7.7	86	17884	0.231	0.270
	C5P1M1-2	7.5	78	16311	0.243	0.258
Moyenne				17166	0.253	0.271
Ecart type				725	0.022	0.029

Tableau A-1. Paramètres des essais de fatigue des matériaux

Annexe B : Représentation graphique des essais de de retrait thermique empêché (TSRST) des matériaux

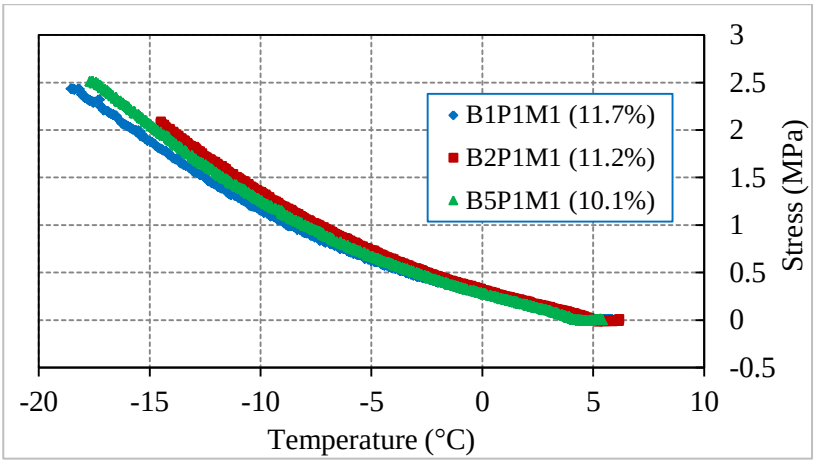


Figure B-1. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M1 (HM)

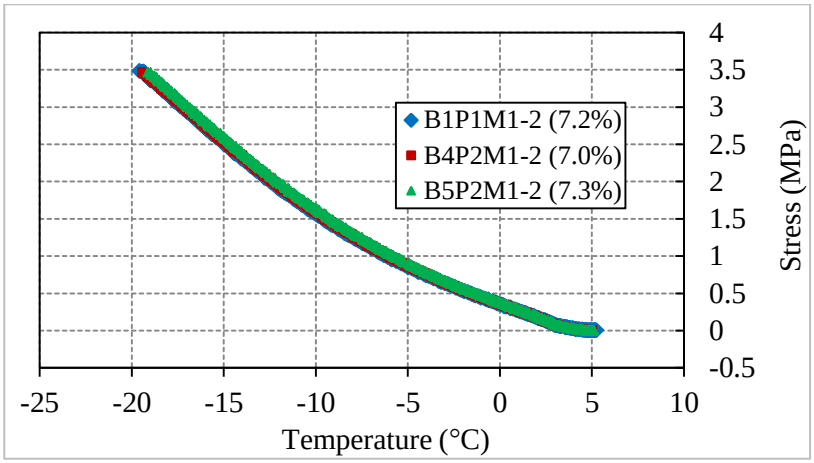


Figure B-2. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M1-2 (HM)

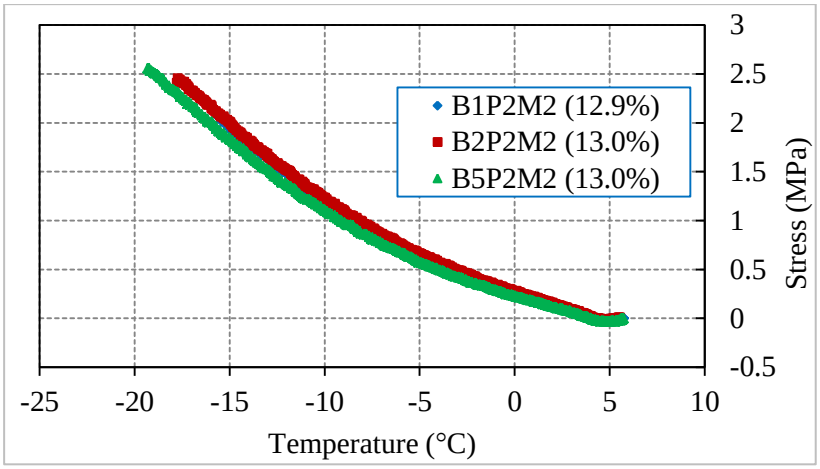


Figure B-3. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M2 (HM30)

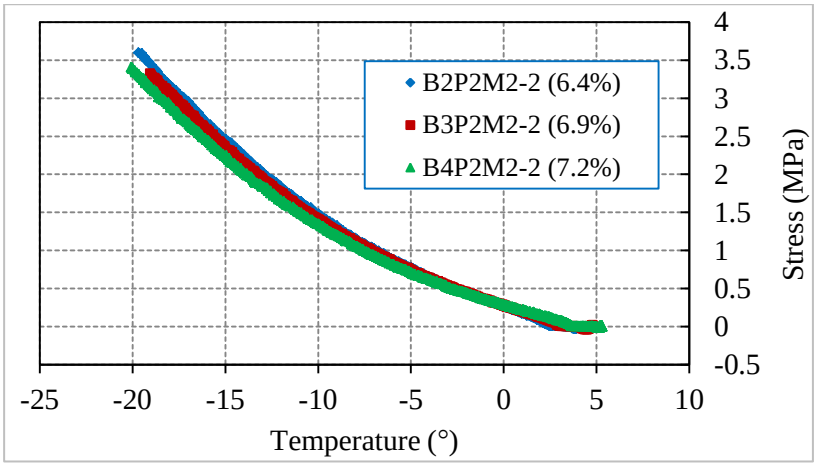


Figure B-4. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M2-2 (HM30)

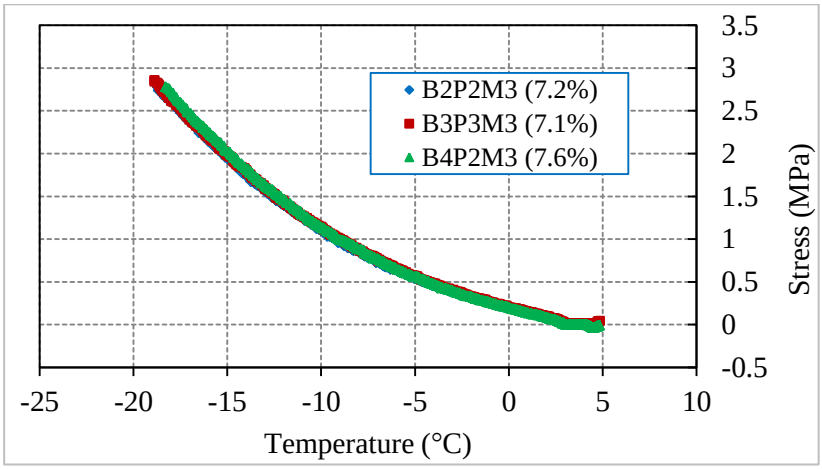


Figure B-5. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M3 (WME0.4)

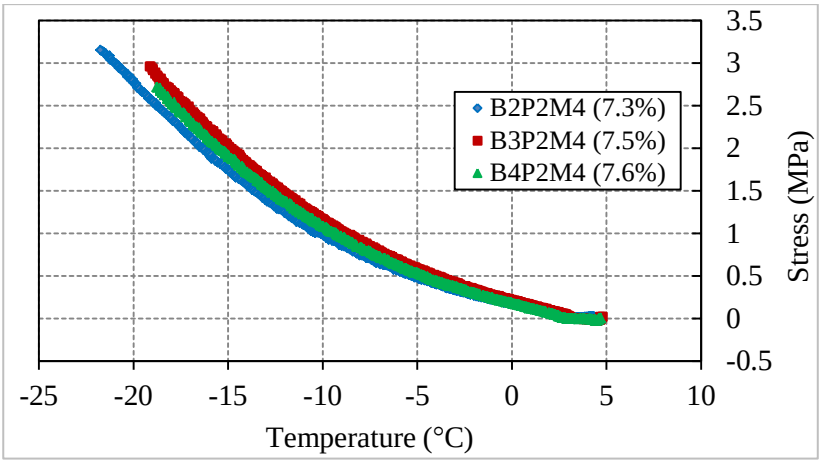


Figure B-6. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M4 (WM30E0.4)

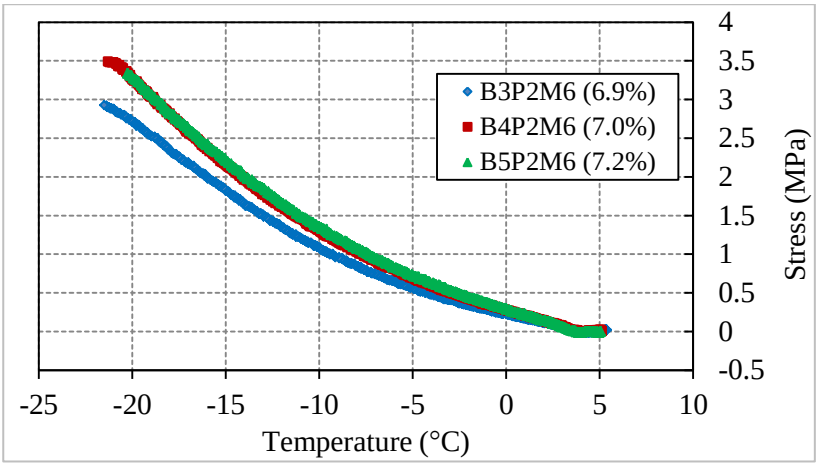


Figure B-7. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M6 (WM50E0.4)

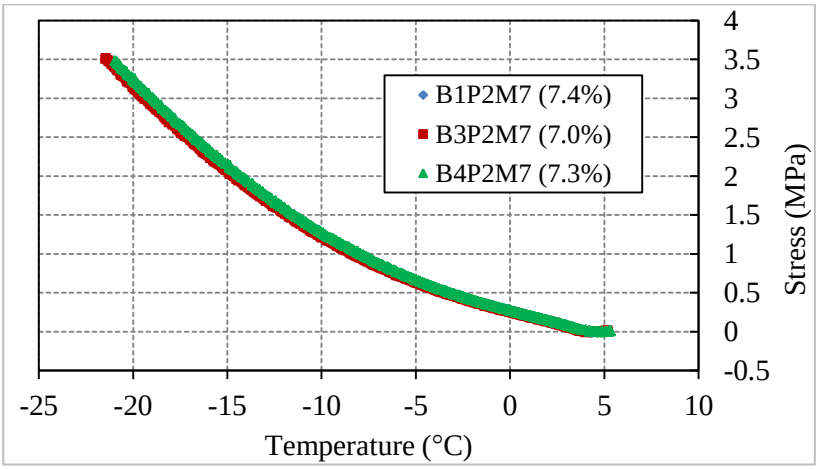


Figure B-8. Évolution de la contrainte en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M7 (WM50B0.4)

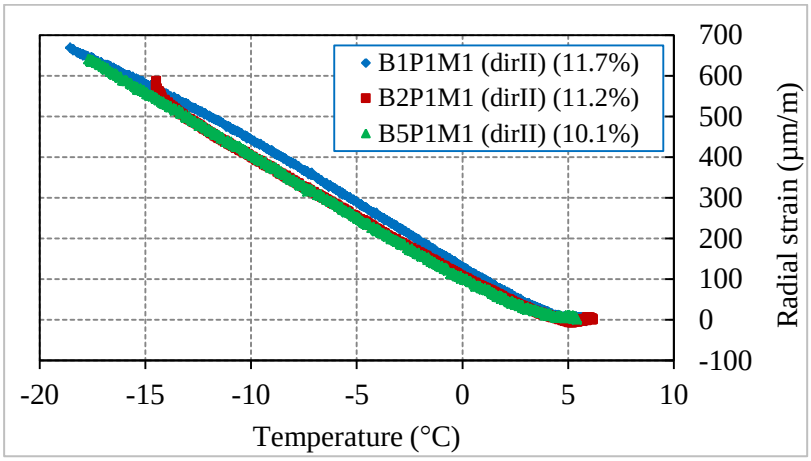


Figure B-9. Évolution de la déformation radiale dans la direction II en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M1 (HM)

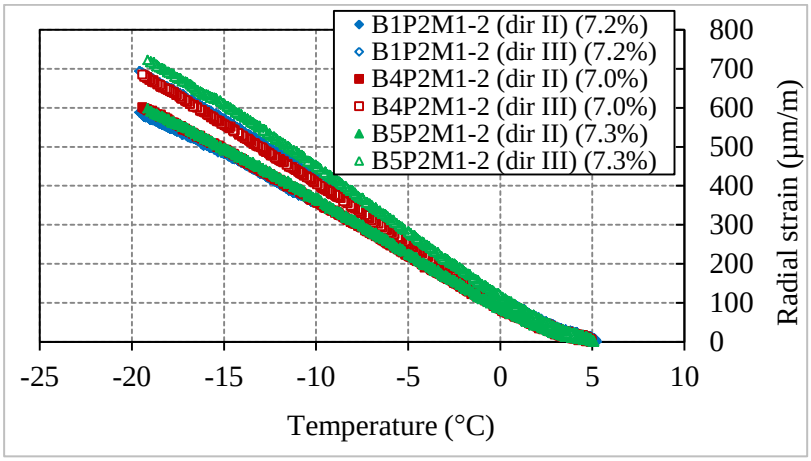


Figure B-10. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M1-2 (HM)

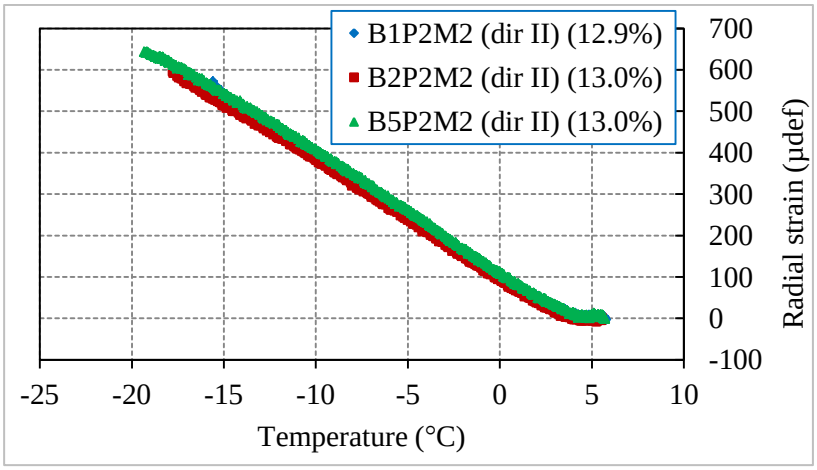


Figure B-11. Évolution de la déformation radiale dans la direction II en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M2 (HM30)

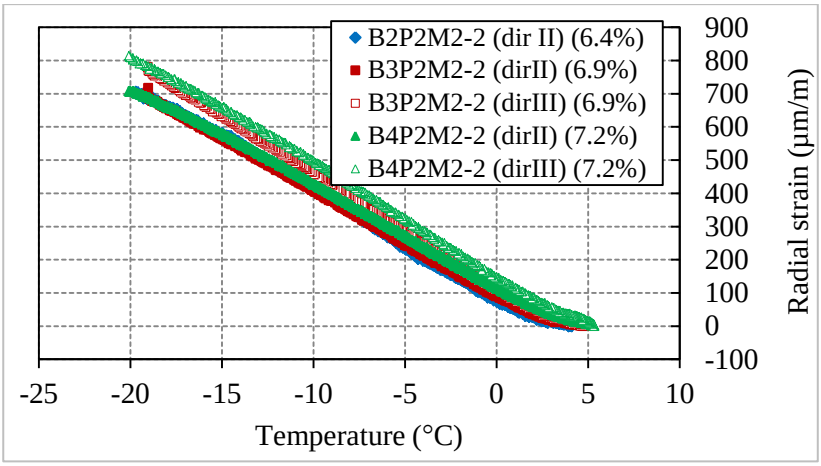


Figure B-12. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M2-2 (HM30)

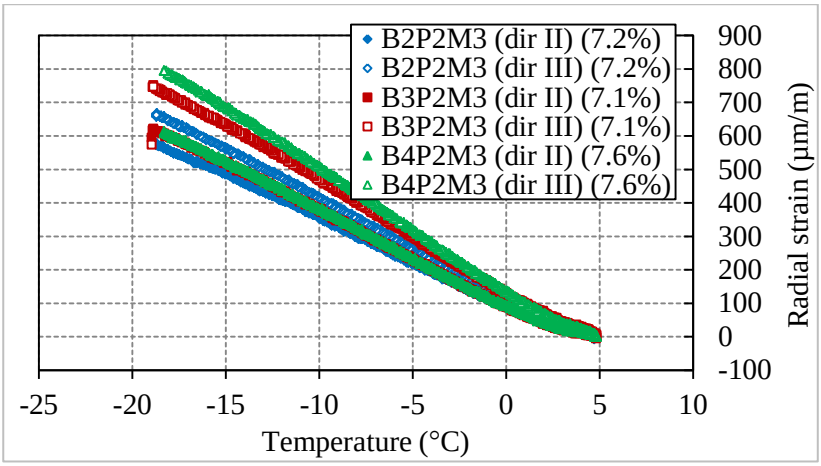


Figure B-13. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M3 (WME0.4)

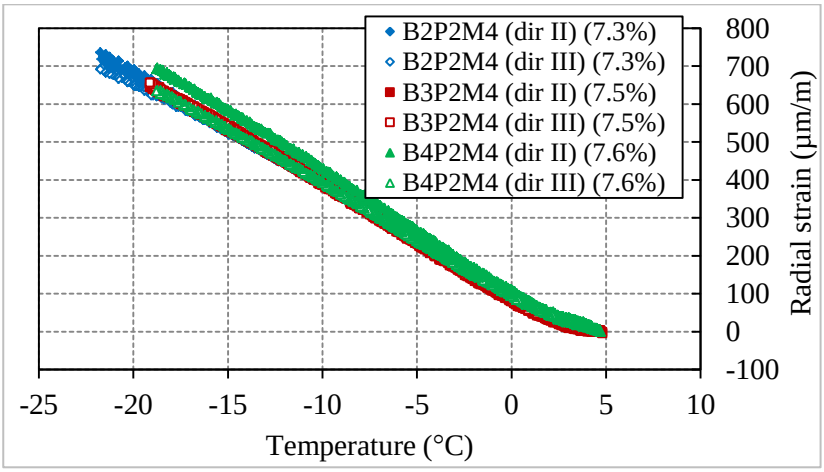


Figure B-14. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M4 (WM30E0.4)

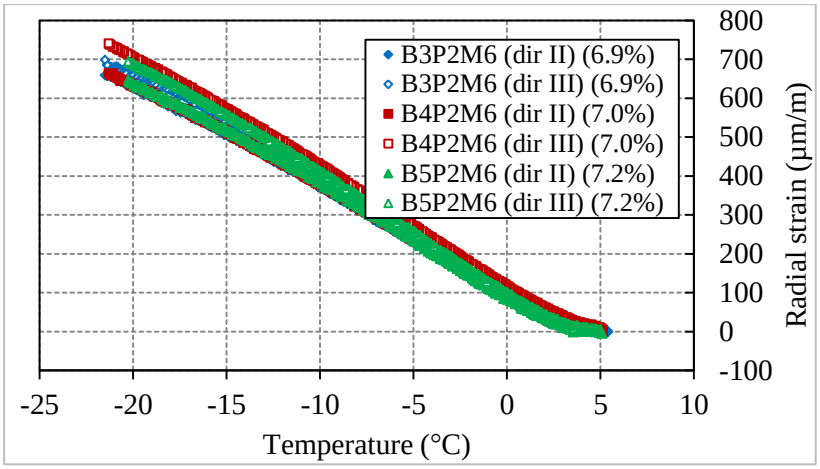


Figure B-15. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M6 (WM50E0.4)

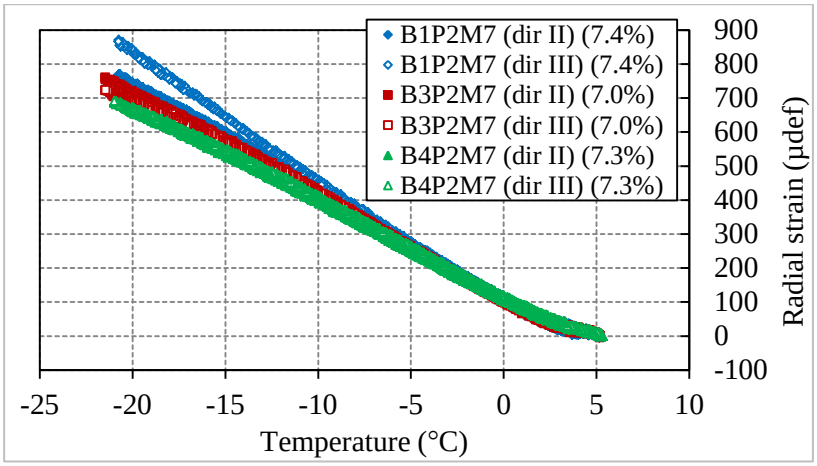
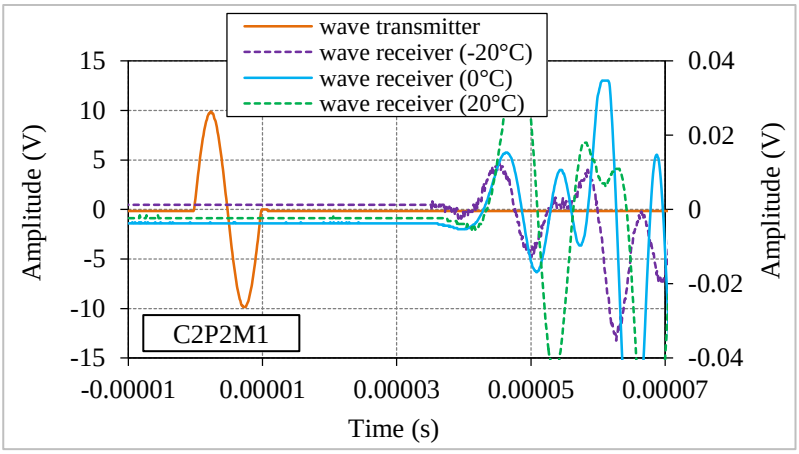


Figure B-16. Évolution de la déformation radiale dans les directions II et III en fonction de la température en surface de l'éprouvette pour le matériau M7 (WM50B0.4)

Annexe C : Représentation graphique des essais de propagation des ondes



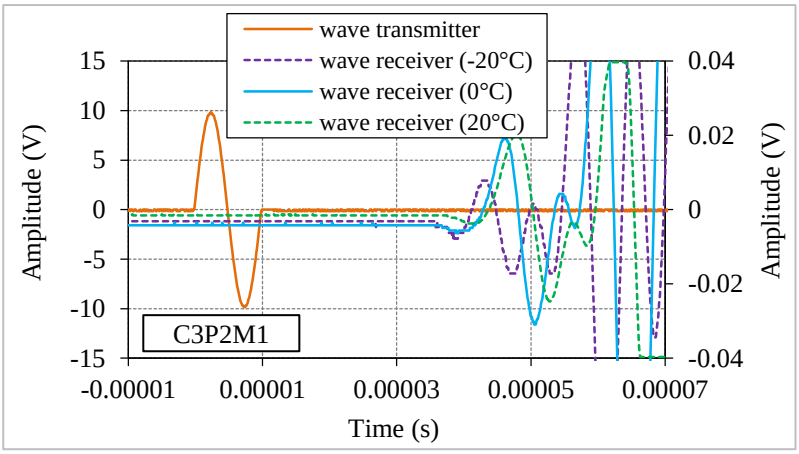
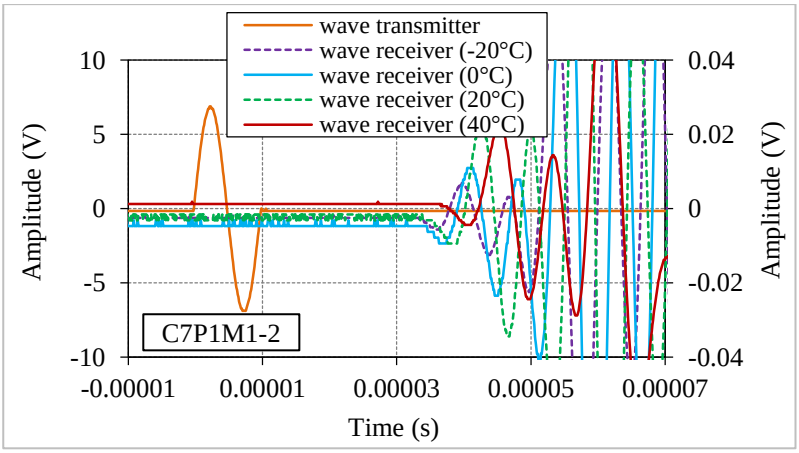


Figure C-1. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M1 (HM) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



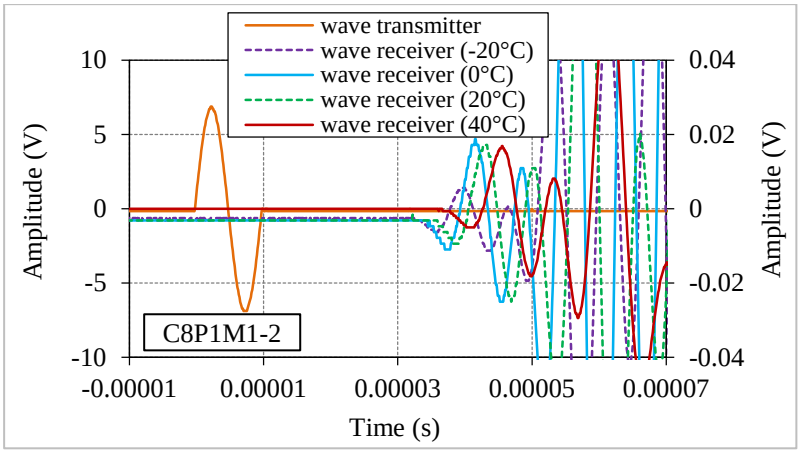
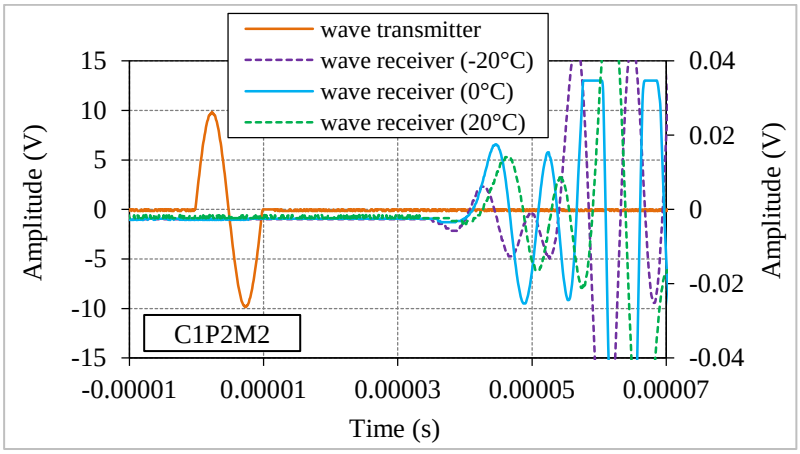


Figure C-2. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M1-2 (HM) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



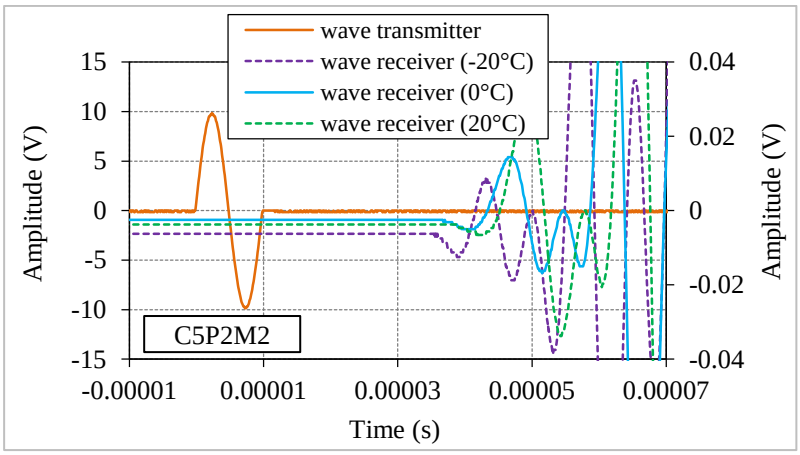
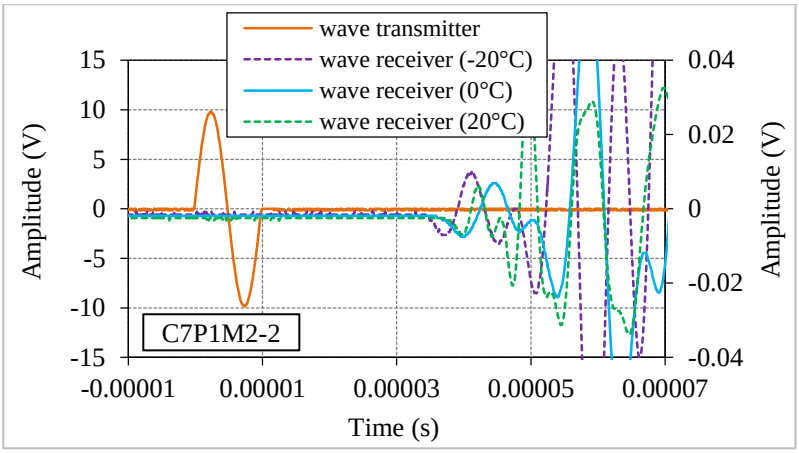


Figure C-3. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M2 (HM30) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



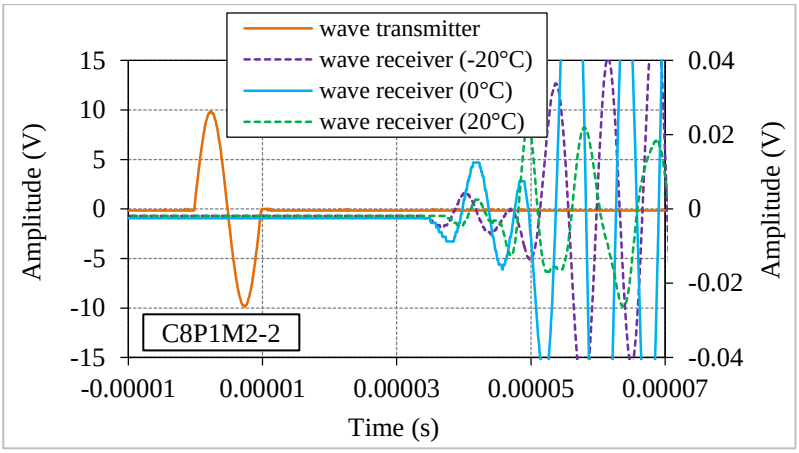
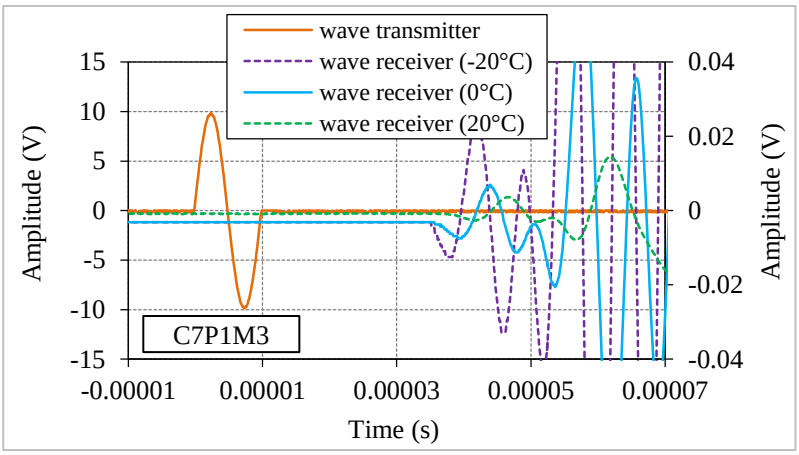


Figure C-4. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M2-2 (HM30) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



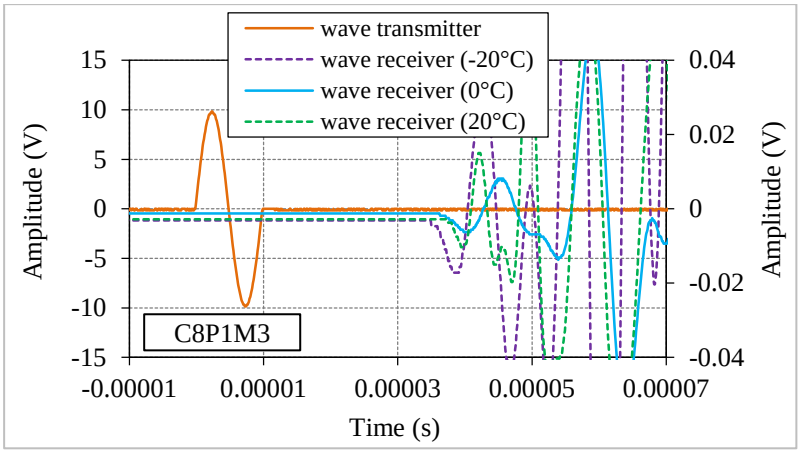
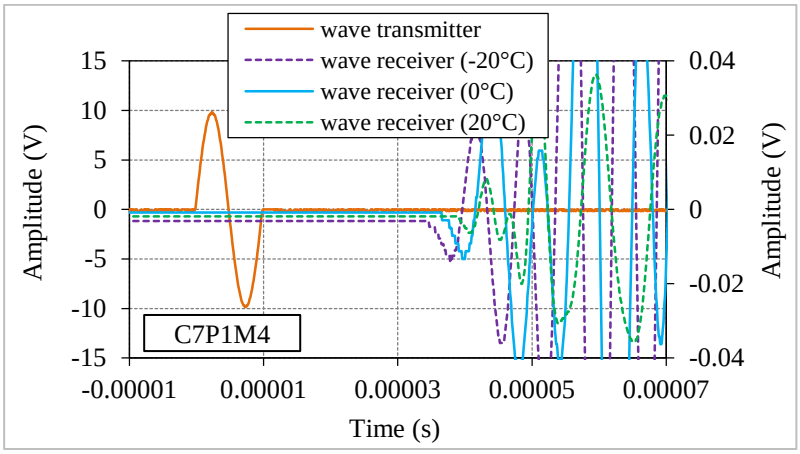


Figure C-5. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M3 (WME0.4) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



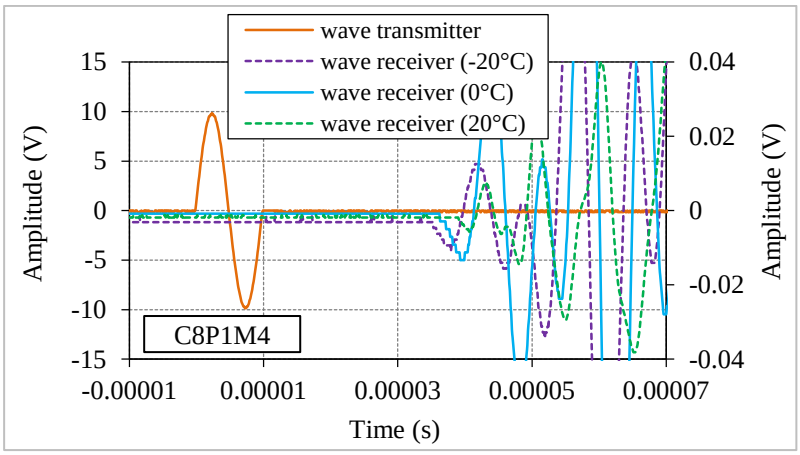
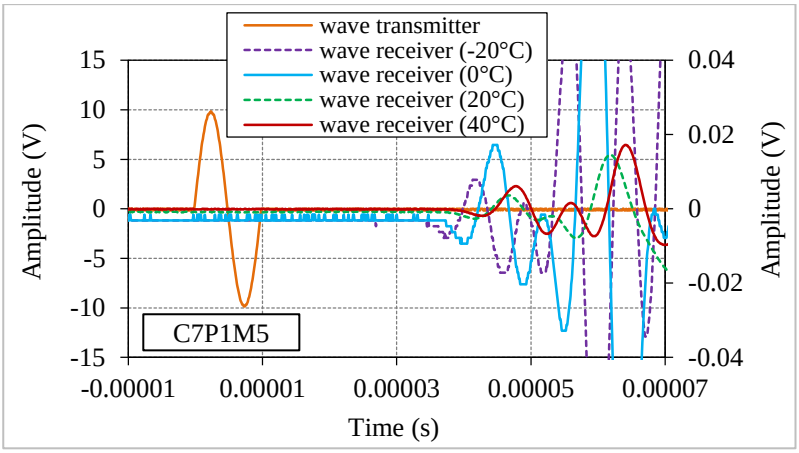


Figure C-6. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M4 (WM30E0.4) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



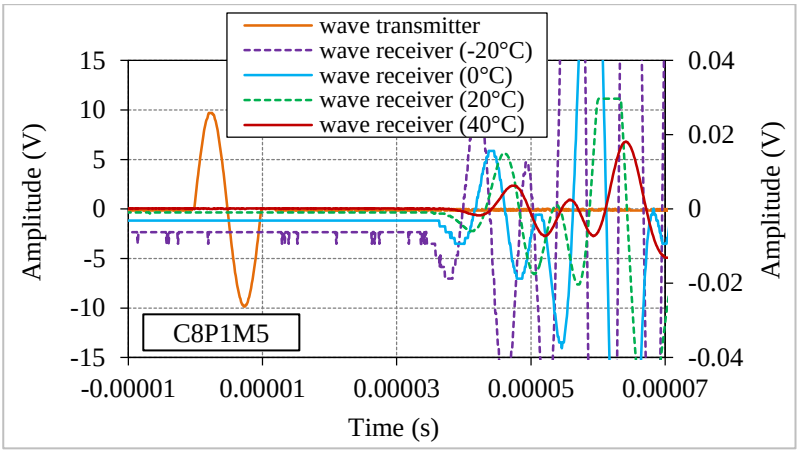
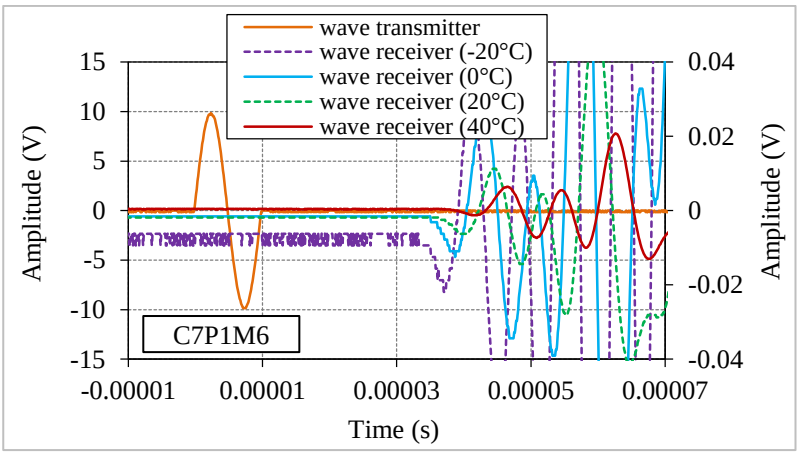


Figure C-7. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M5 (WM30B0.4) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



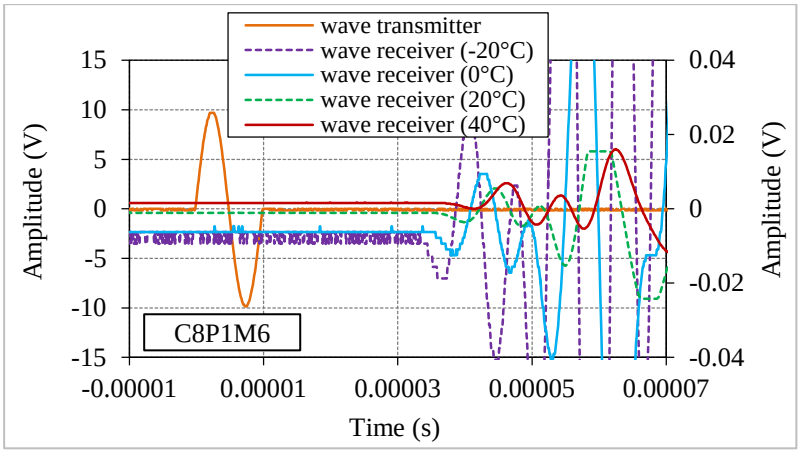
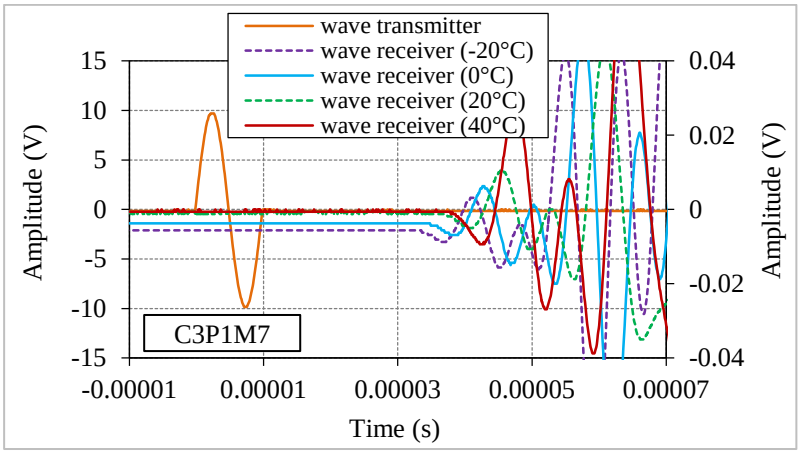


Figure C-8. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M6 (WM50E0.4) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



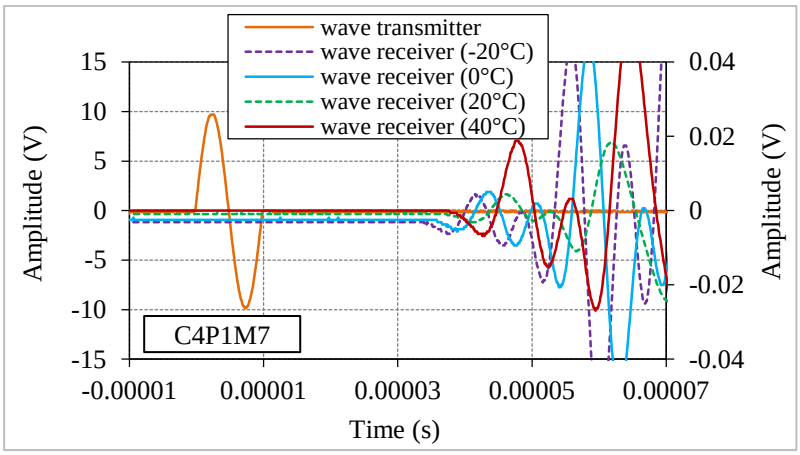
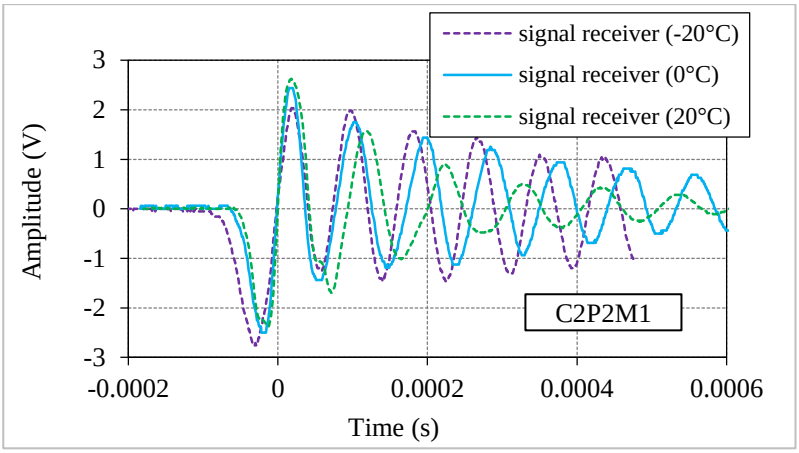


Figure C-9. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes P sur deux éprouvettes testées du matériau M7 (WM50B0.4) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



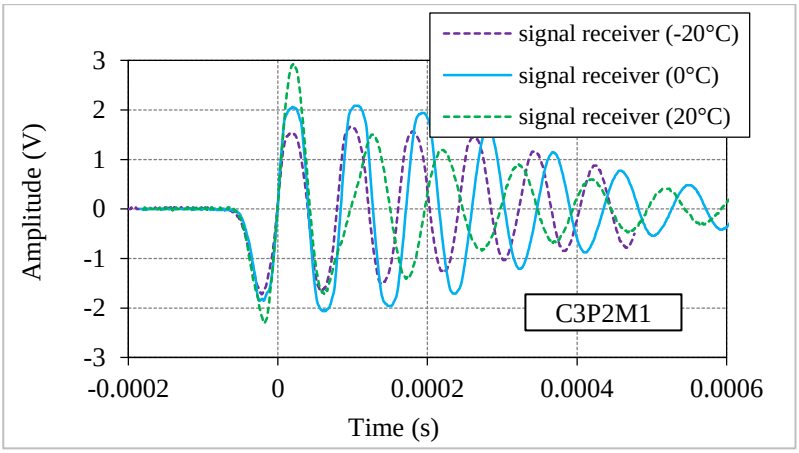
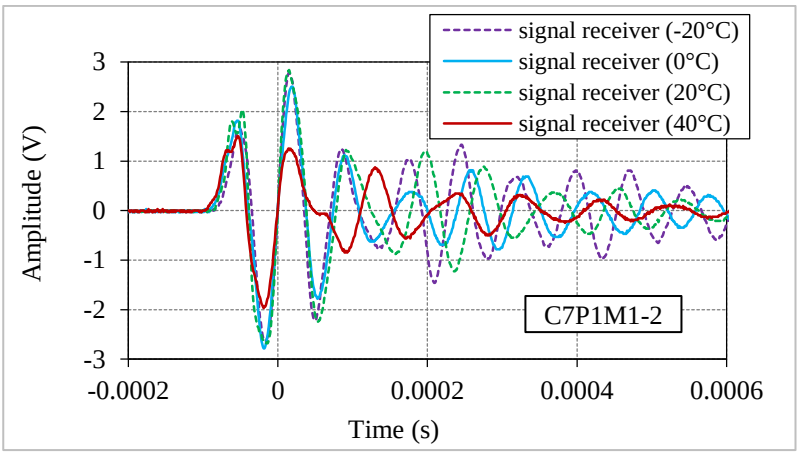


Figure C-10. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M1 (HM) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



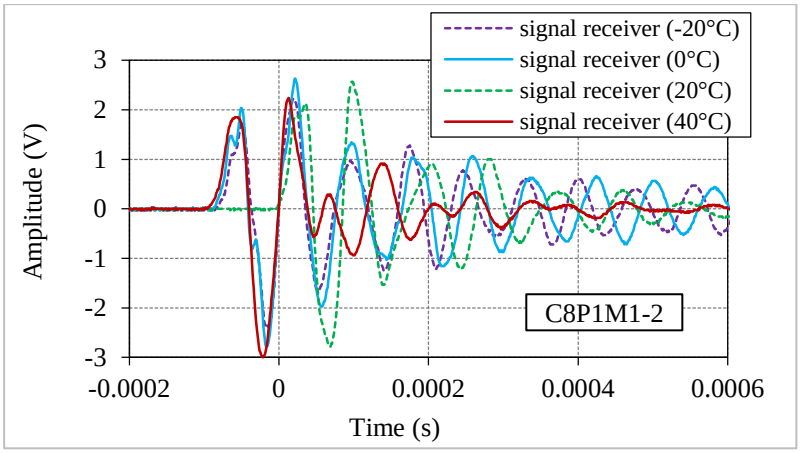
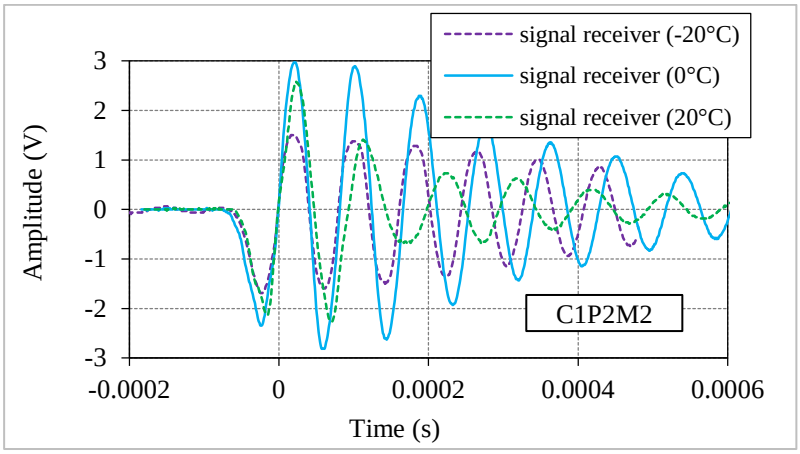


Figure C-11. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M1-2 (HM) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



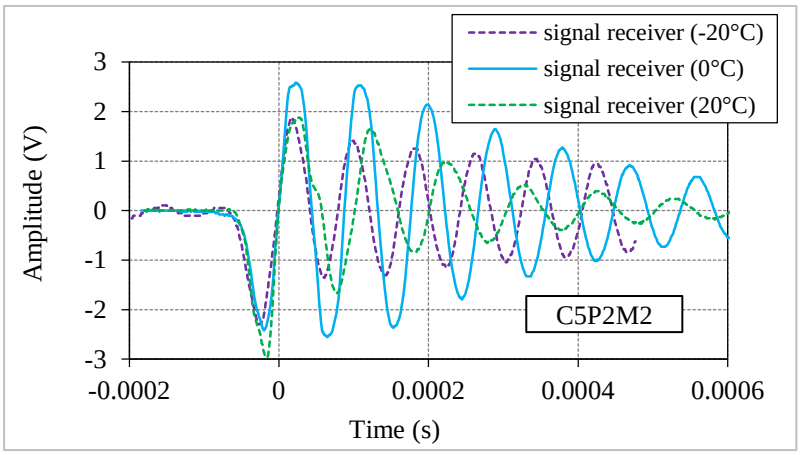
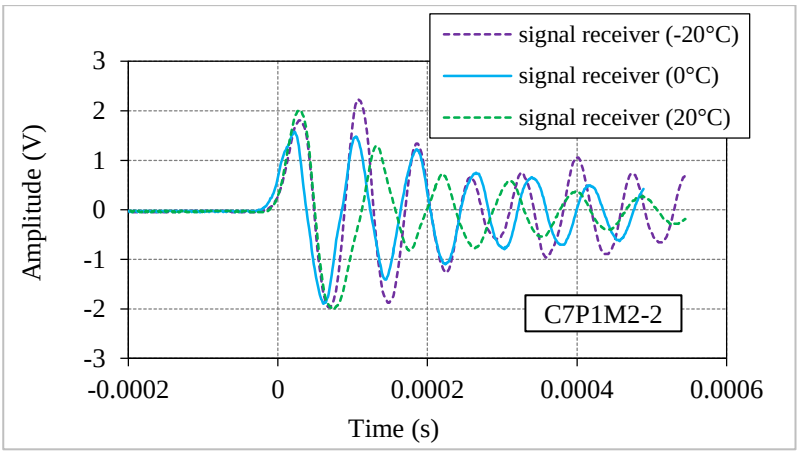


Figure C-12. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M2 (HM) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



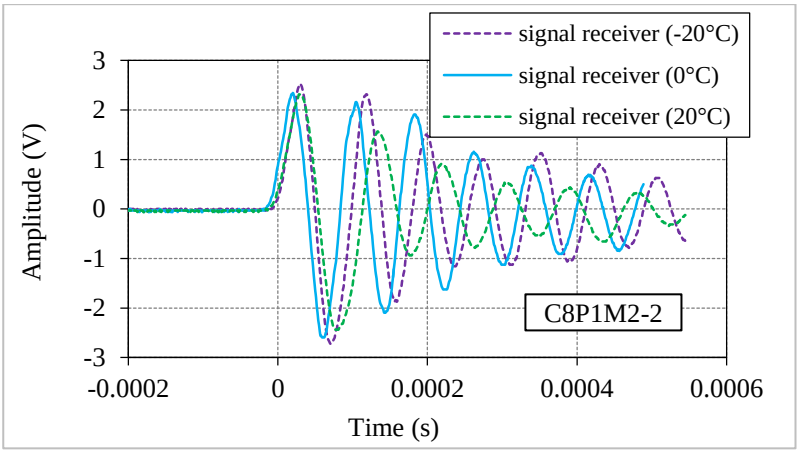
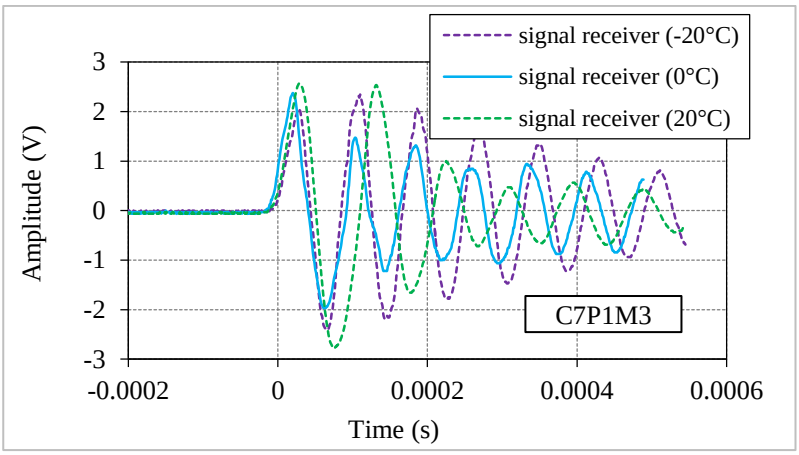


Figure C-13. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M2-2 (HM) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



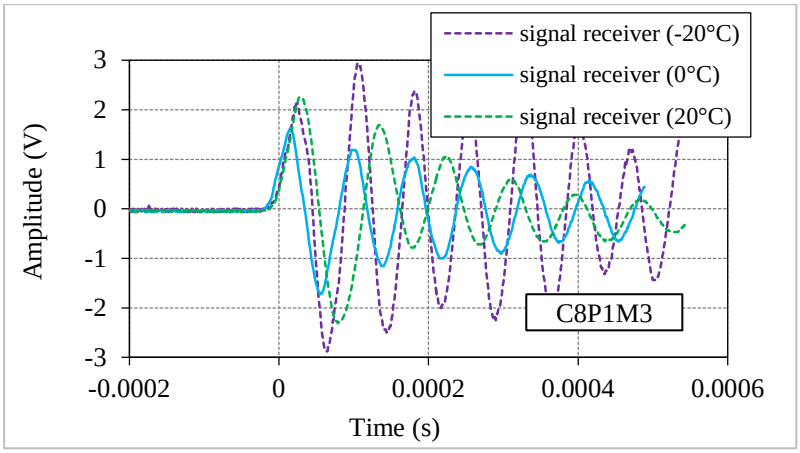
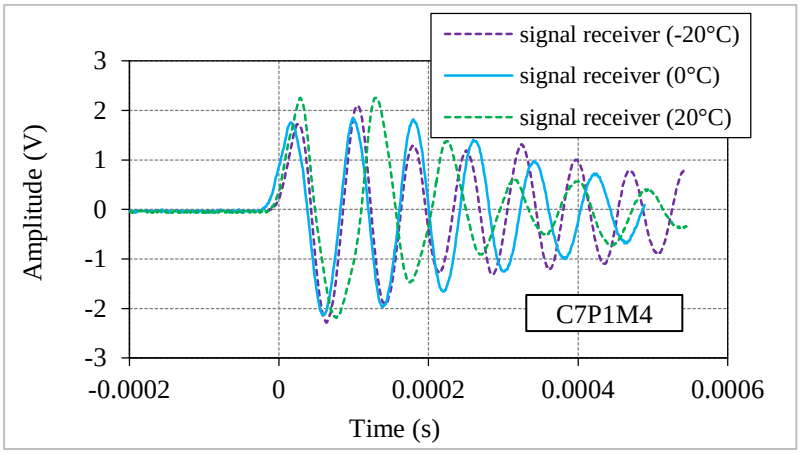


Figure C-14. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M3 (WME0.4) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



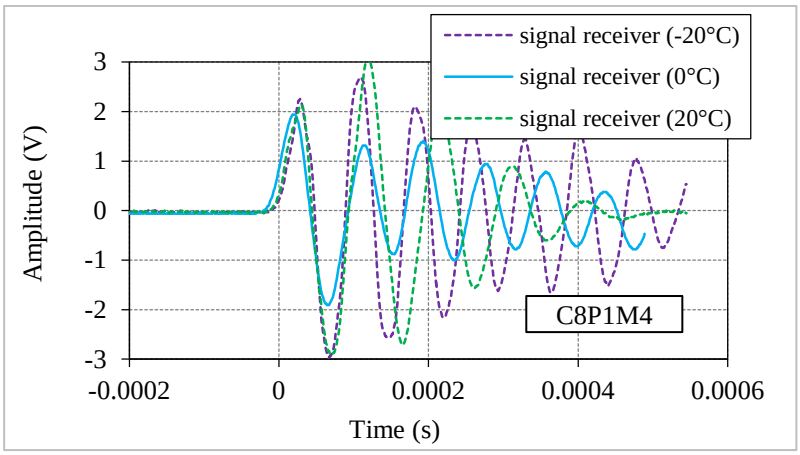
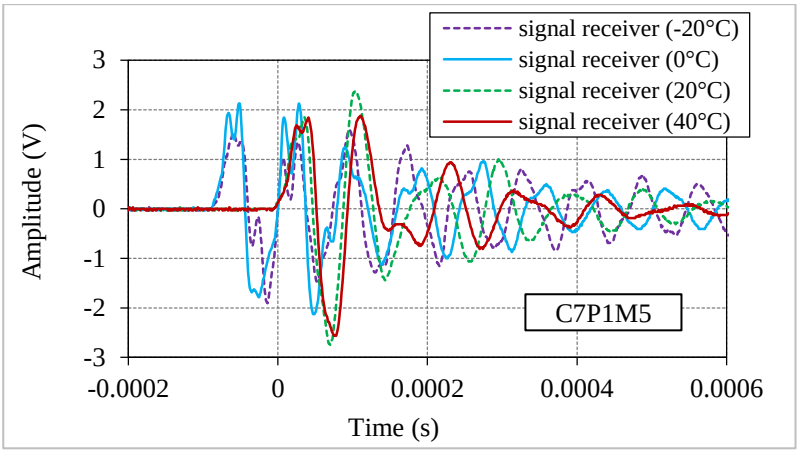


Figure C-15. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M4 (WM30E0.4) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



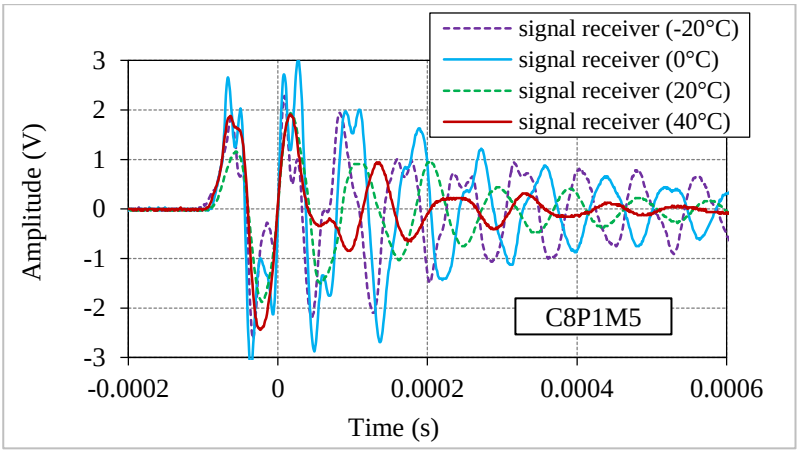
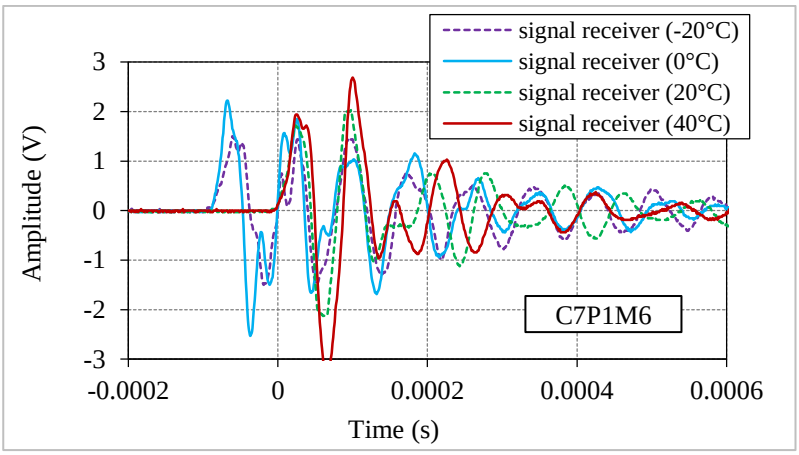


Figure C-16. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M5 (WM30B0.4) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



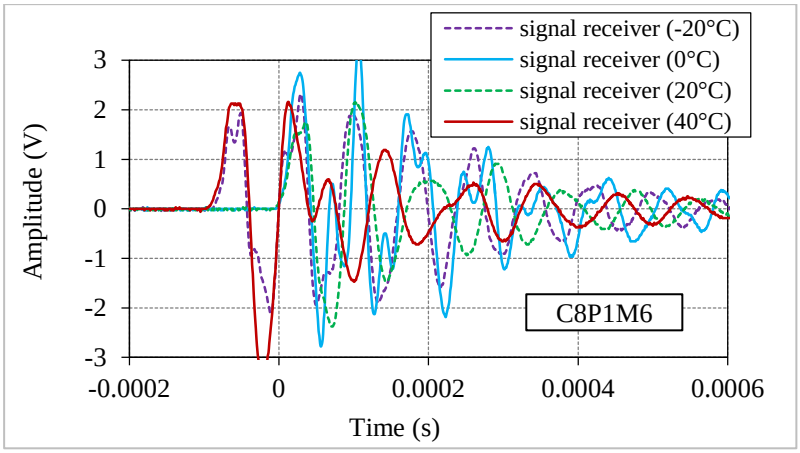
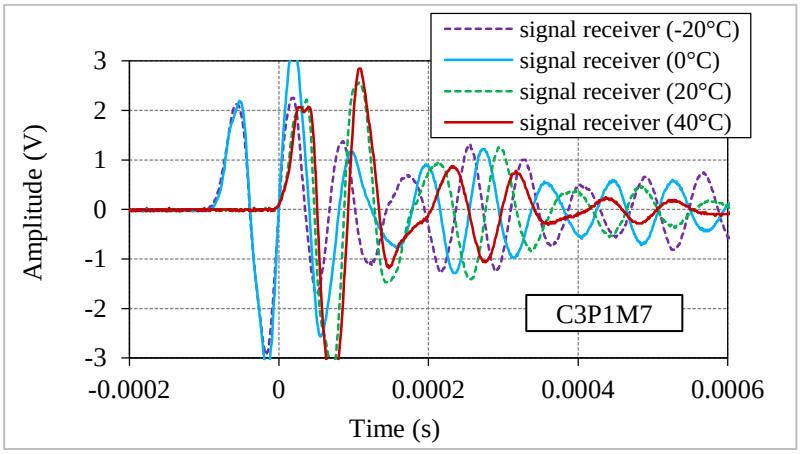


Figure C-17. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M6 (WM50E0.4) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



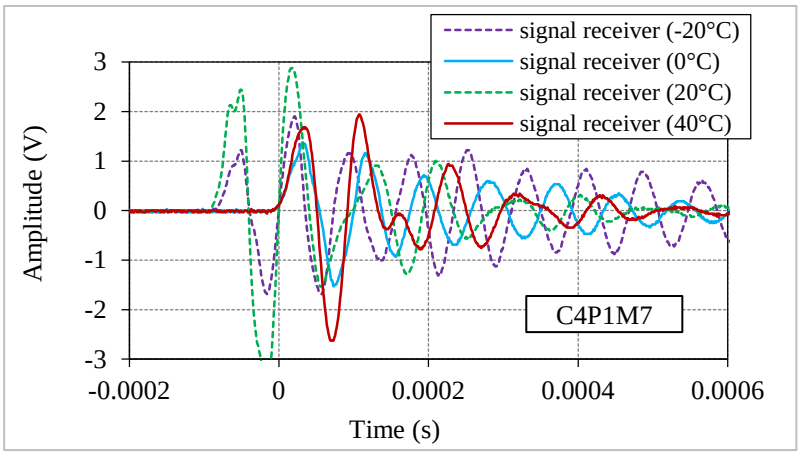
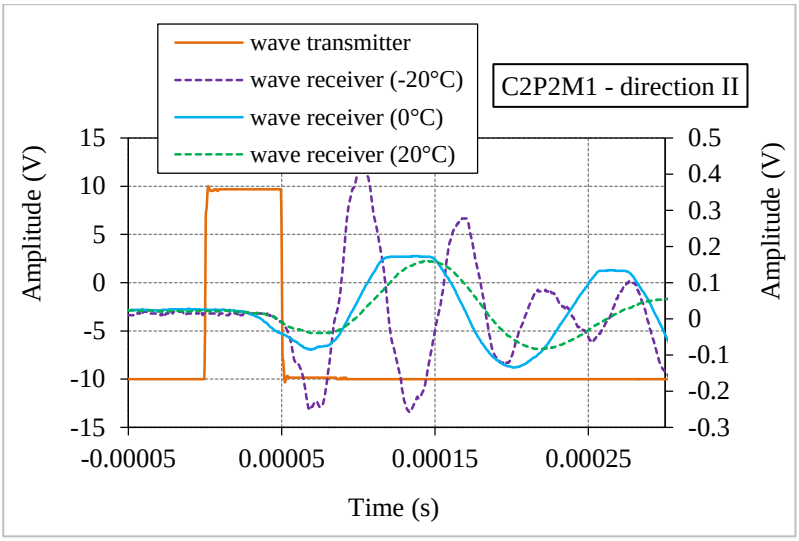
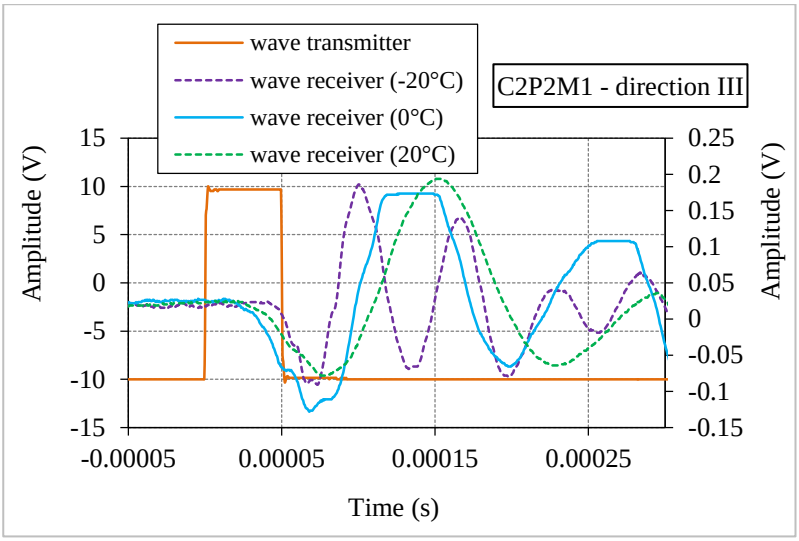
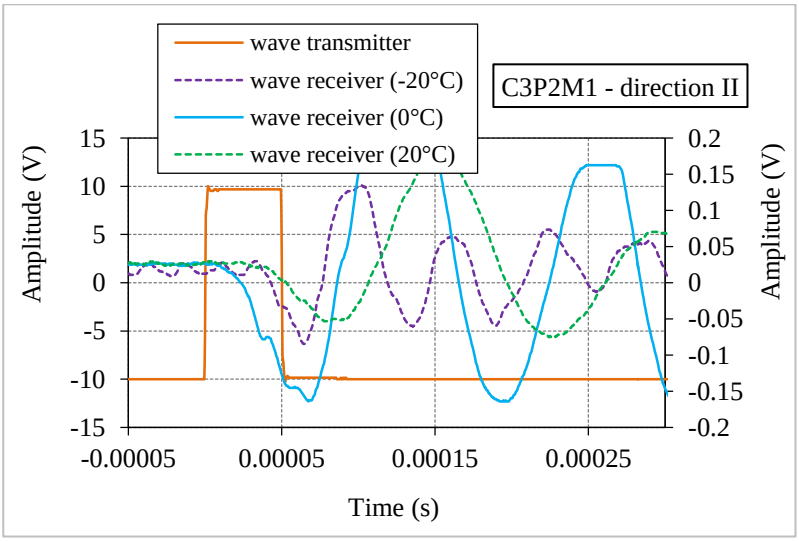


Figure C-18. Signaux obtenus dans l'essai de l'Impact Résonance sur deux éprouvettes testées du matériau M7 (WM50B0.4) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
C2P2M1 - direction II
Amplitude (V)
Amplitude (V)
Time (s)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.5
0.4
0.3
0.2
0.1
0
-0.1
-0.2
-0.3
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
C2P2M1 - direction III
Amplitude (V)
Amplitude (V)
Time (s)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.25
0.2
0.15
0.1
0.05
0
-0.05
-0.1
-0.15
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
C3P2M1 - direction II
Amplitude (V)
Amplitude (V)
Time (s)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.2
0.15
0.1
0.05
0
-0.05
-0.1
-0.15
-0.2
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025

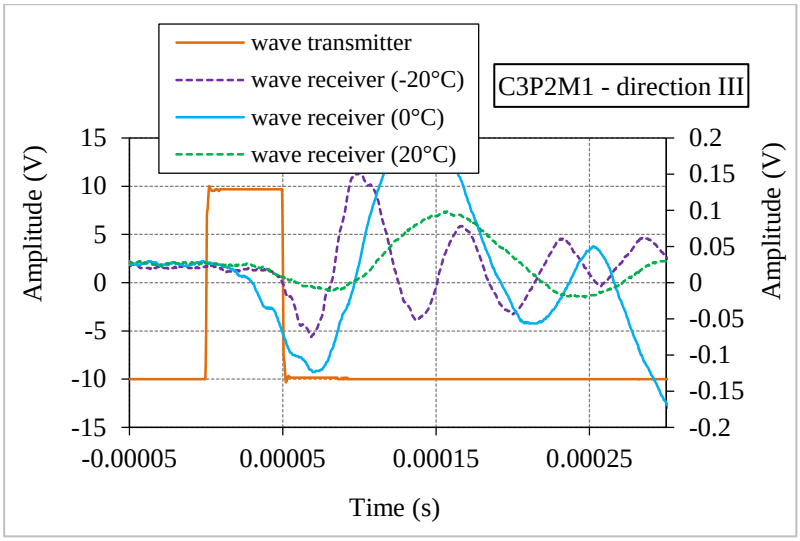
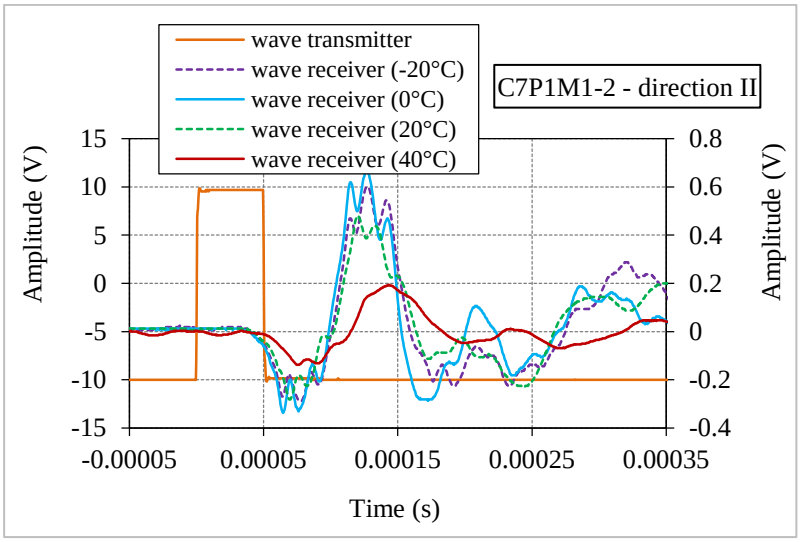
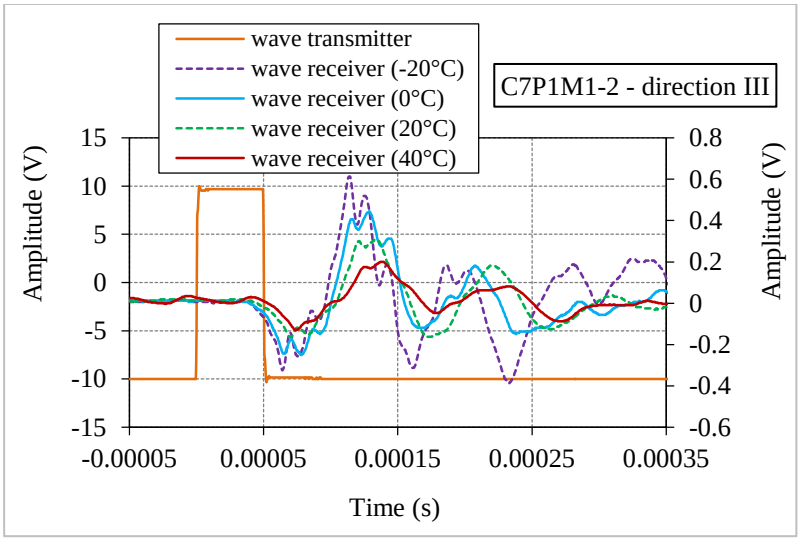
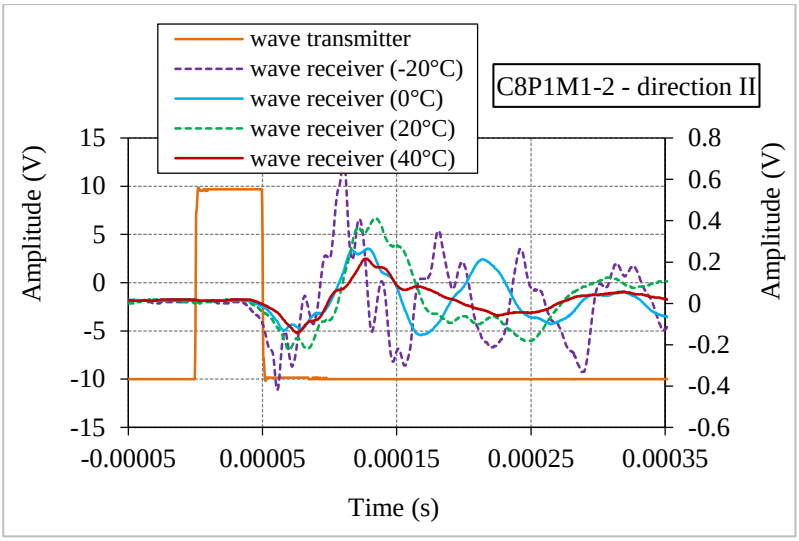


Figure C-19. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M1 (HM) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C







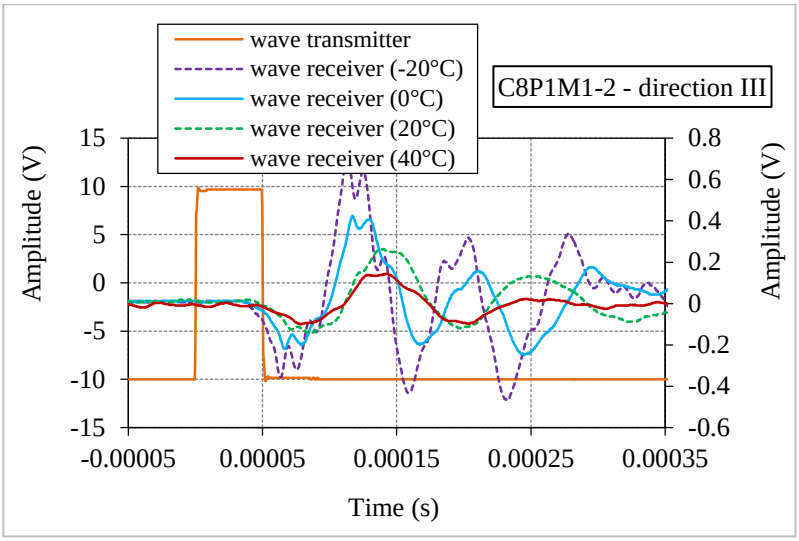
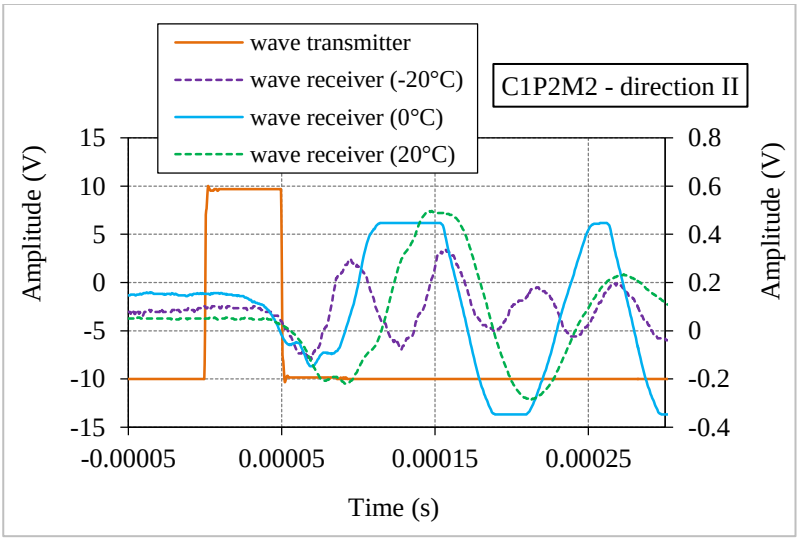


Figure C-20. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M1-2 (HM) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



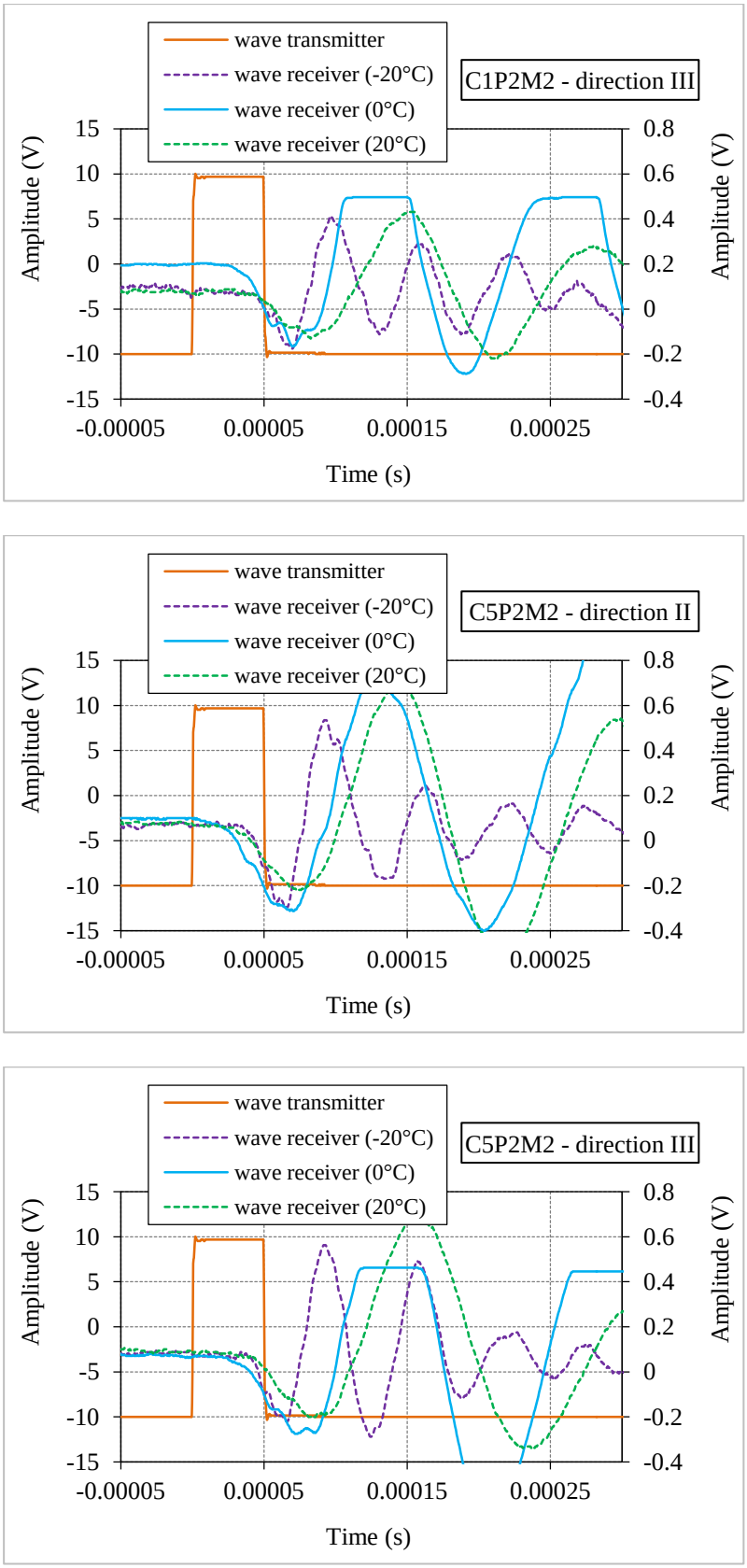
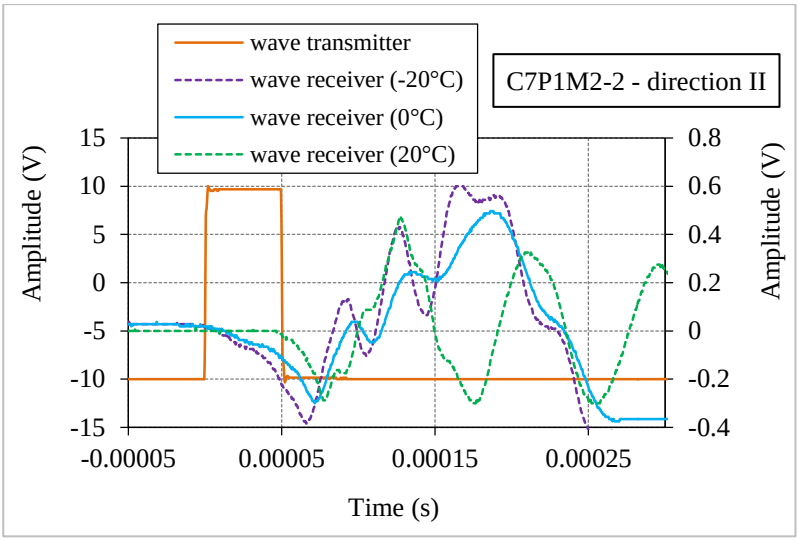
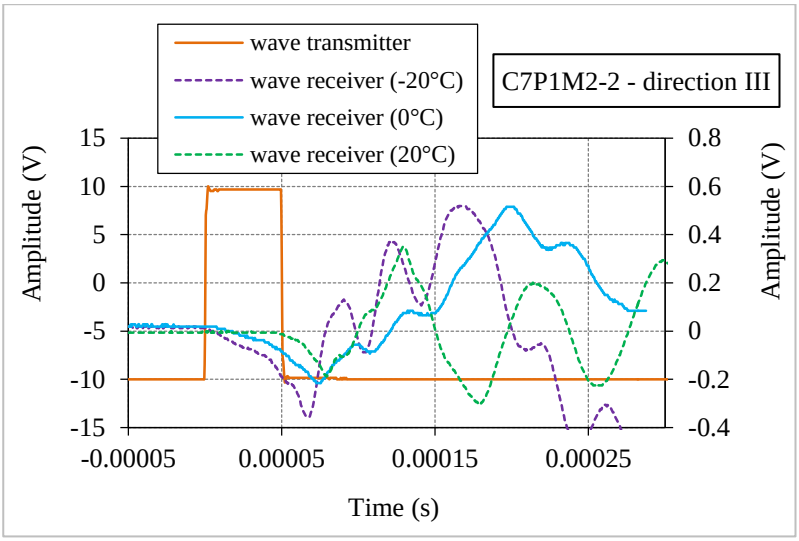
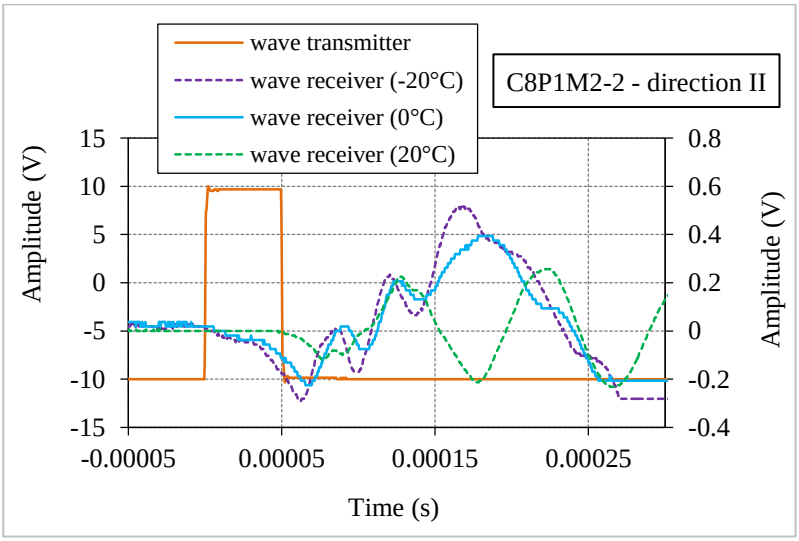


Figure C-21. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M2 (HM30) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
C7P1M2-2 - direction II
Amplitude (V)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.8
0.6
0.4
0.2
0
-0.2
-0.4
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025
Time (s)


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
C7P1M2-2 - direction III
Amplitude (V)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.8
0.6
0.4
0.2
0
-0.2
-0.4
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025
Time (s)


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
C8P1M2-2 - direction II
Amplitude (V)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.8
0.6
0.4
0.2
0
-0.2
-0.4
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025
Time (s)

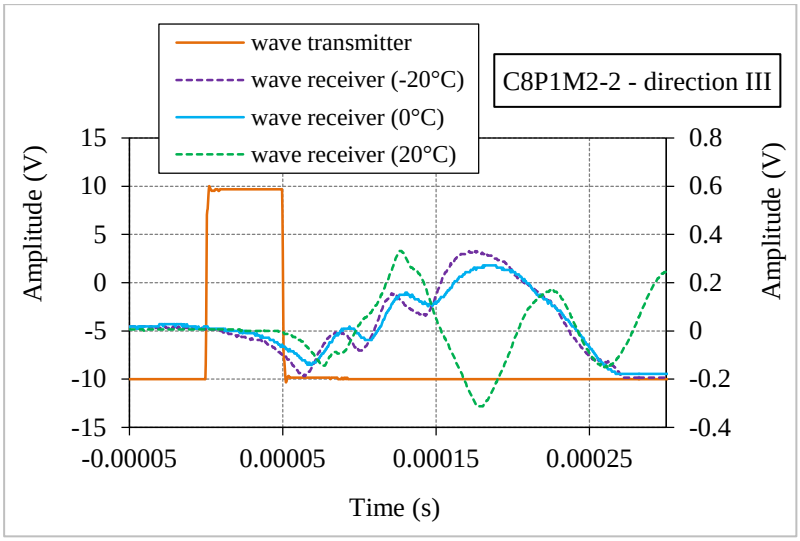
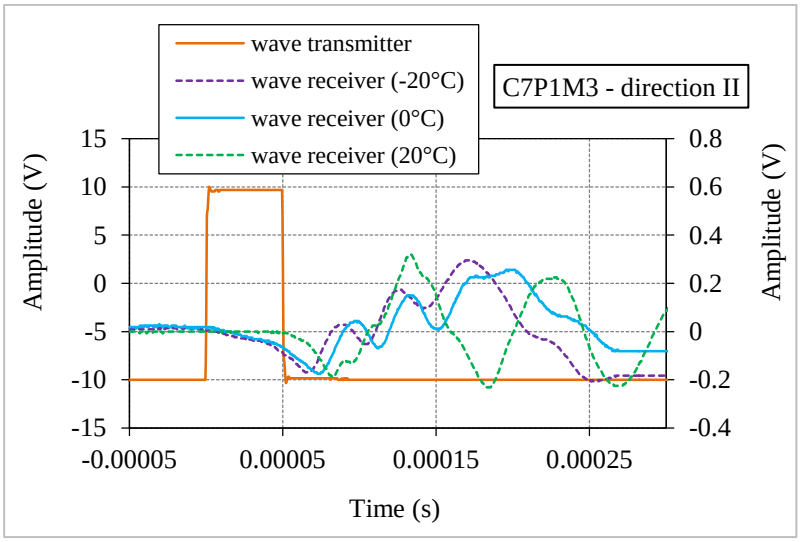
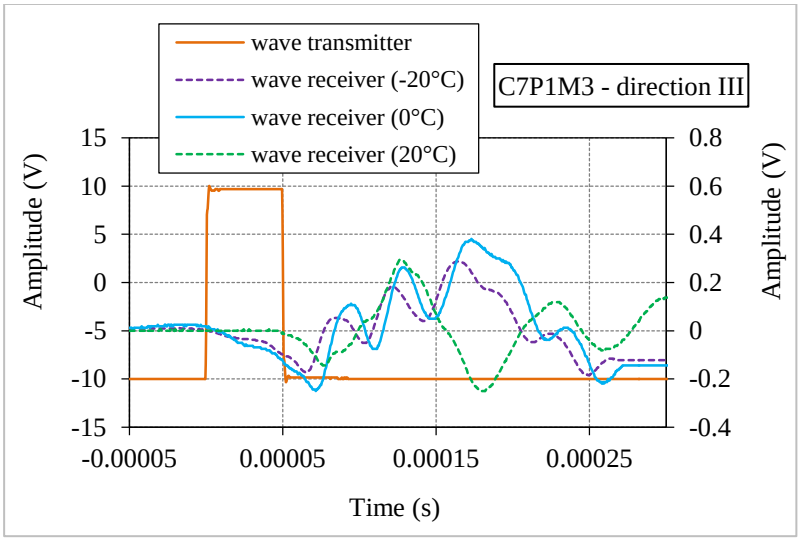
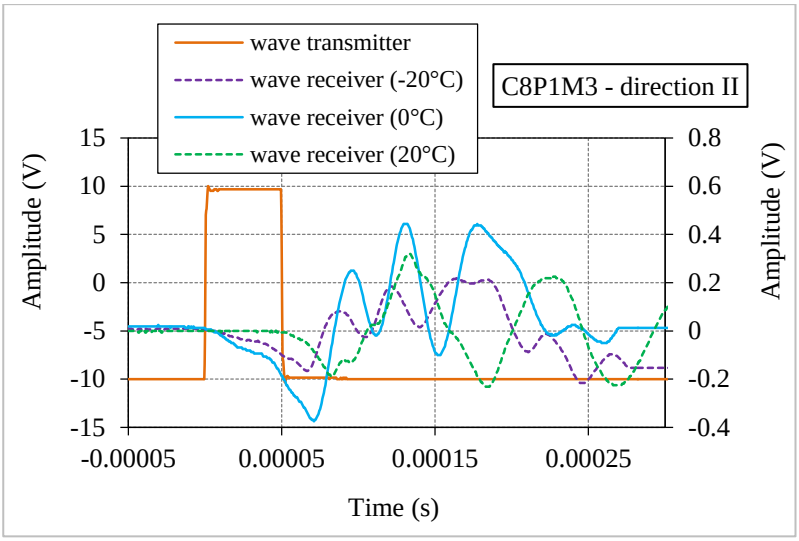


Figure C-22. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M2-2 (HM30) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C







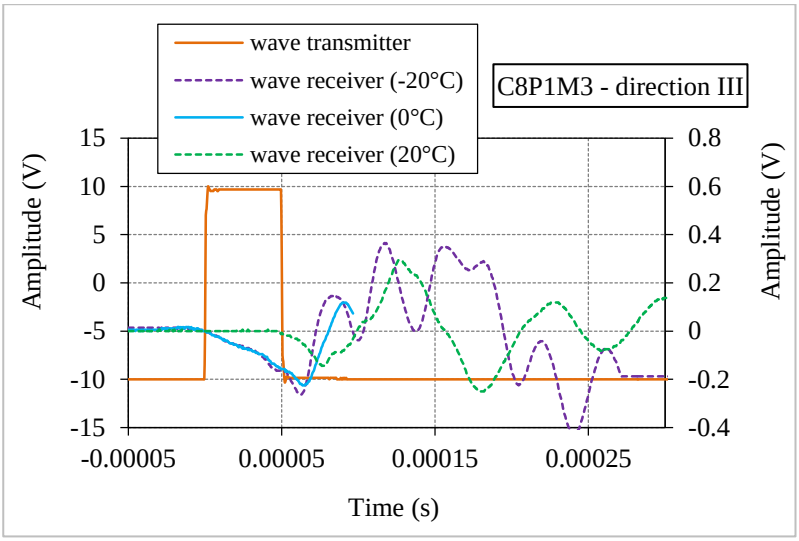
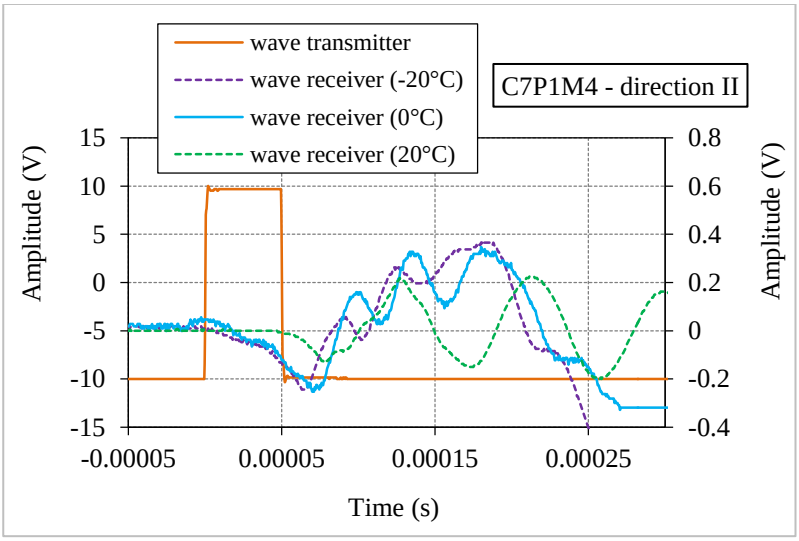


Figure C-23. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M3 (WME0.4)) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C



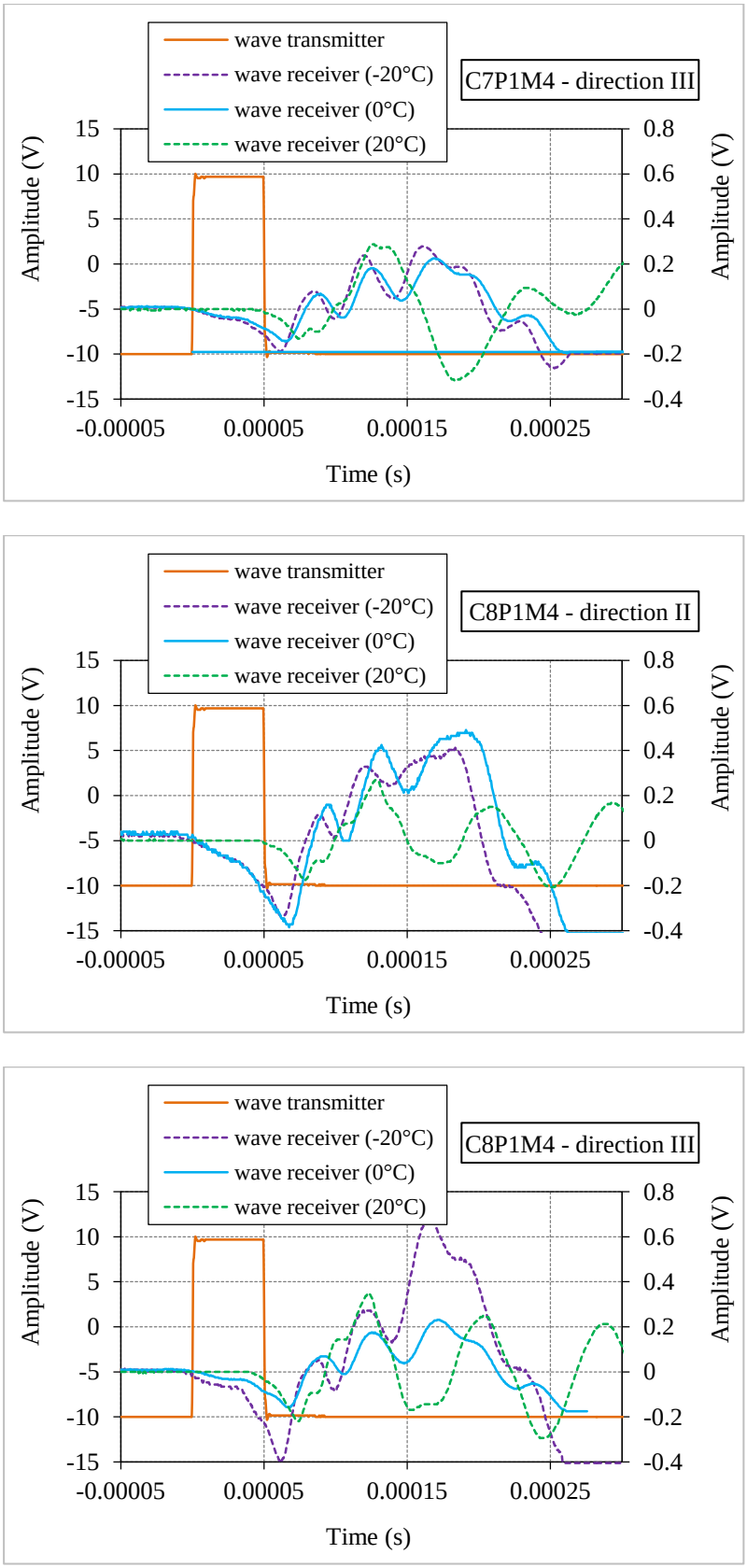
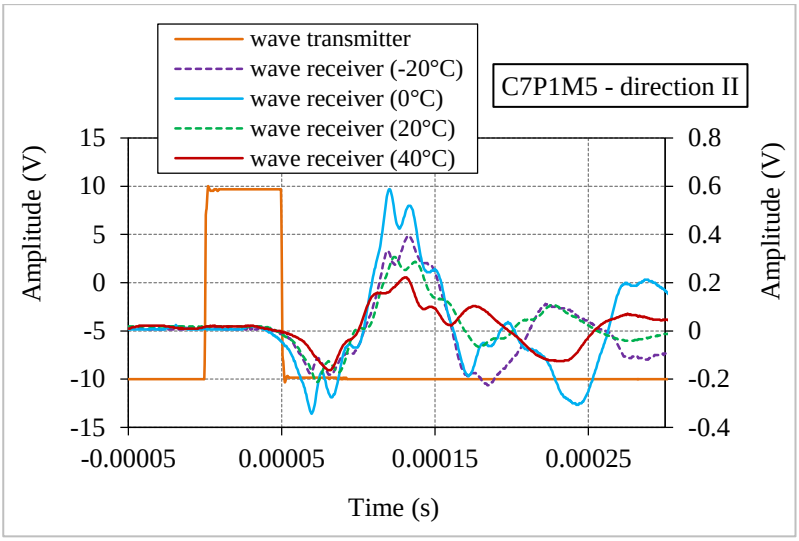
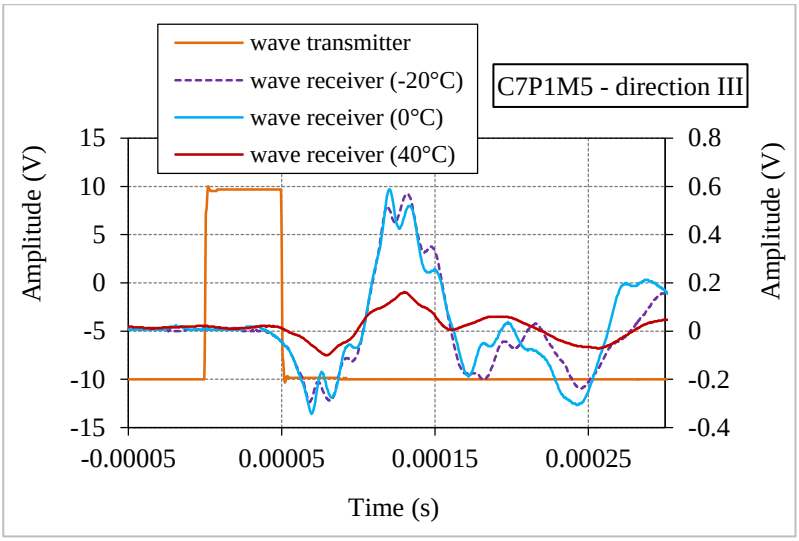
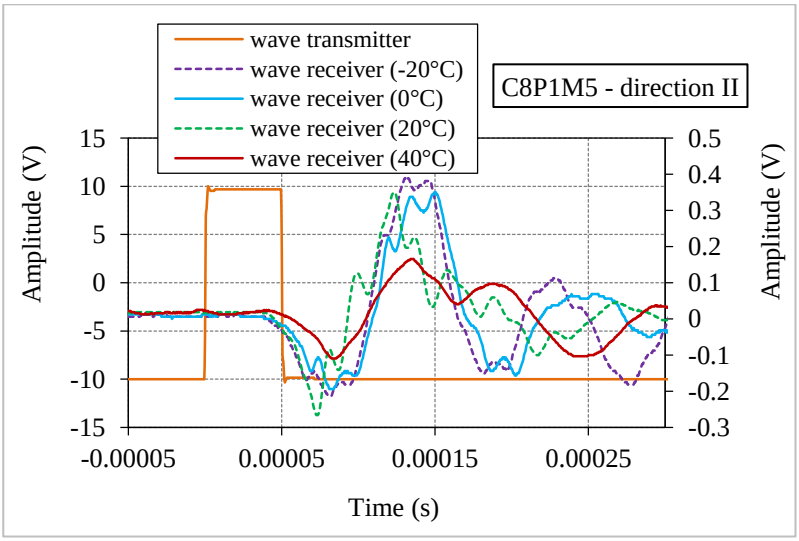


Figure C-24. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M4 (WM30E0.4)) à des températures de -20°C, 0°C et 20°C


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
wave receiver (40°C)
C7P1M5 - direction II
Amplitude (V)
Amplitude (V)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.8
0.6
0.4
0.2
0
-0.2
-0.4
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025
Time (s)


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (40°C)
C7P1M5 - direction III
Amplitude (V)
Amplitude (V)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.8
0.6
0.4
0.2
0
-0.2
-0.4
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025
Time (s)


wave transmitter
wave receiver (-20°C)
wave receiver (0°C)
wave receiver (20°C)
wave receiver (40°C)
C8P1M5 - direction II
Amplitude (V)
Amplitude (V)
15
10
5
0
-5
-10
-15
0.5
0.4
0.3
0.2
0.1
0
-0.1
-0.2
-0.3
-0.00005
0.00005
0.00015
0.00025
Time (s)

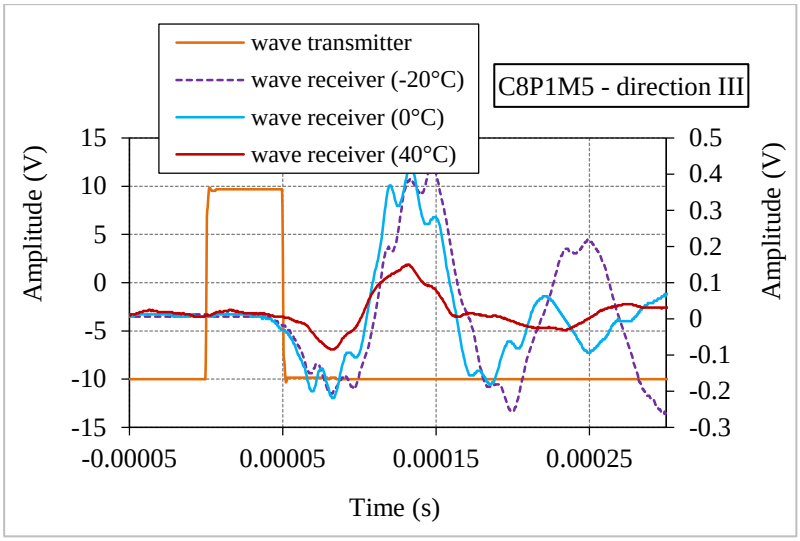
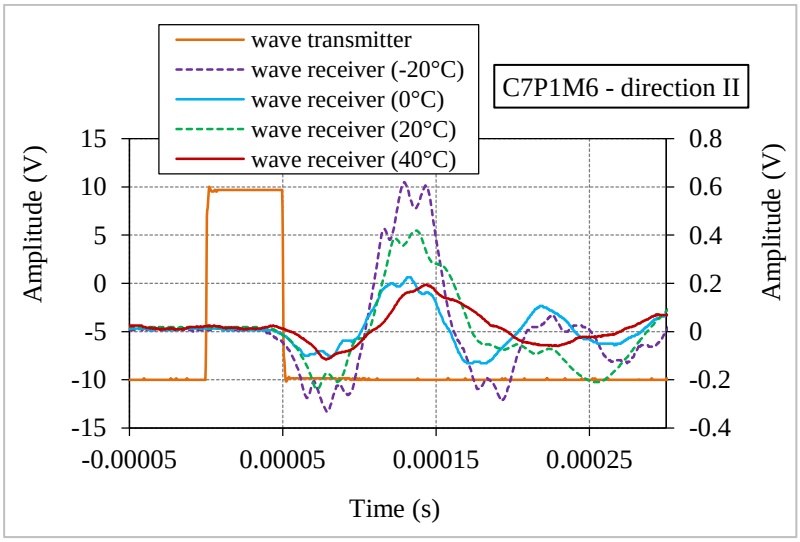
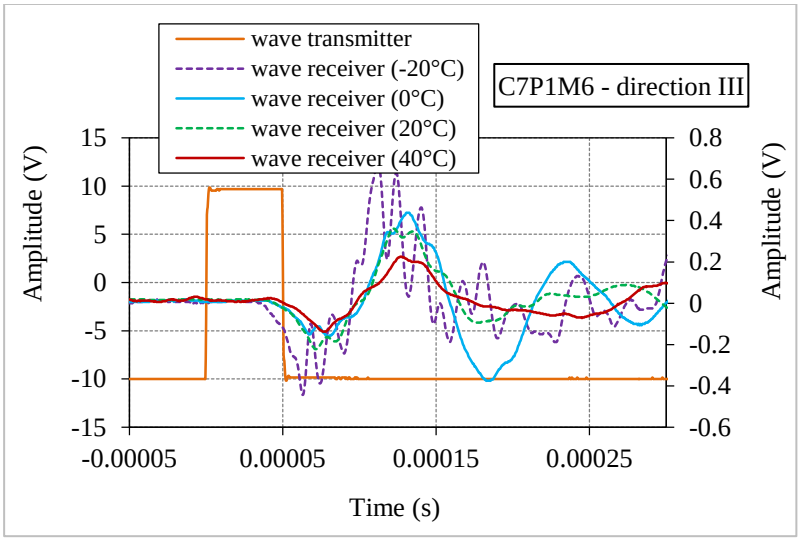


Figure C-25. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M5 (WM30B0.4)) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C





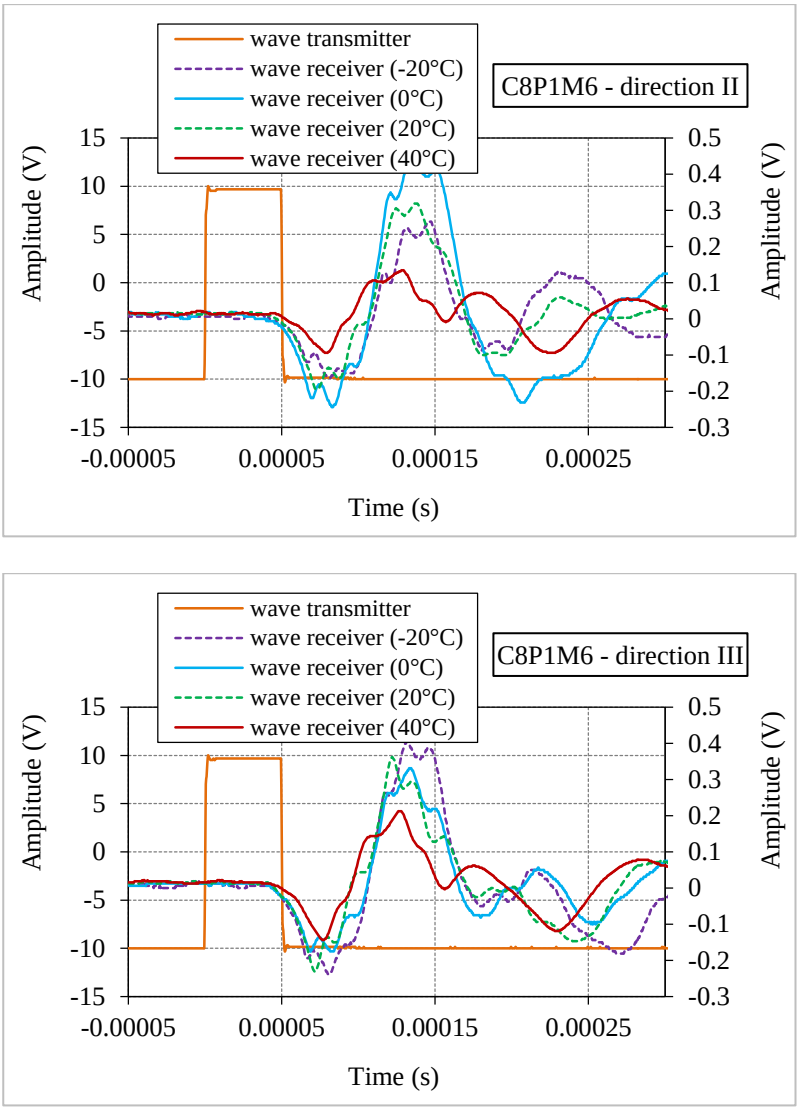
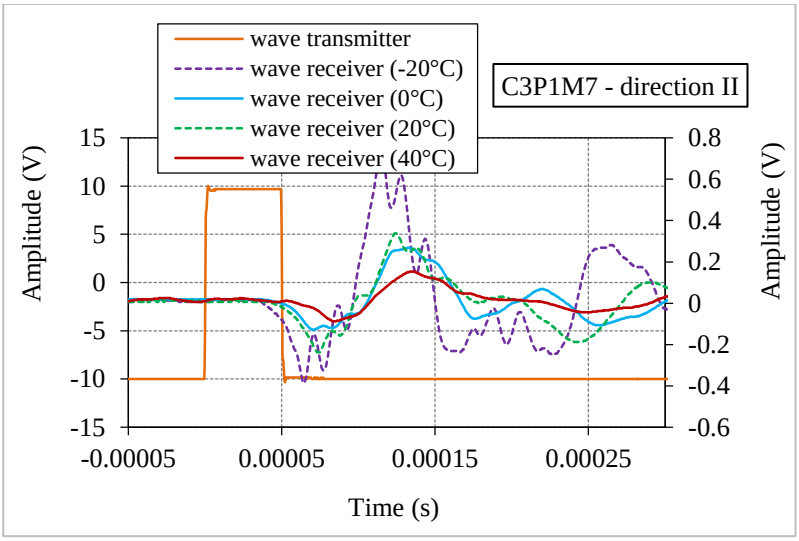


Figure C-26. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M6 (WM50E0.4)) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C



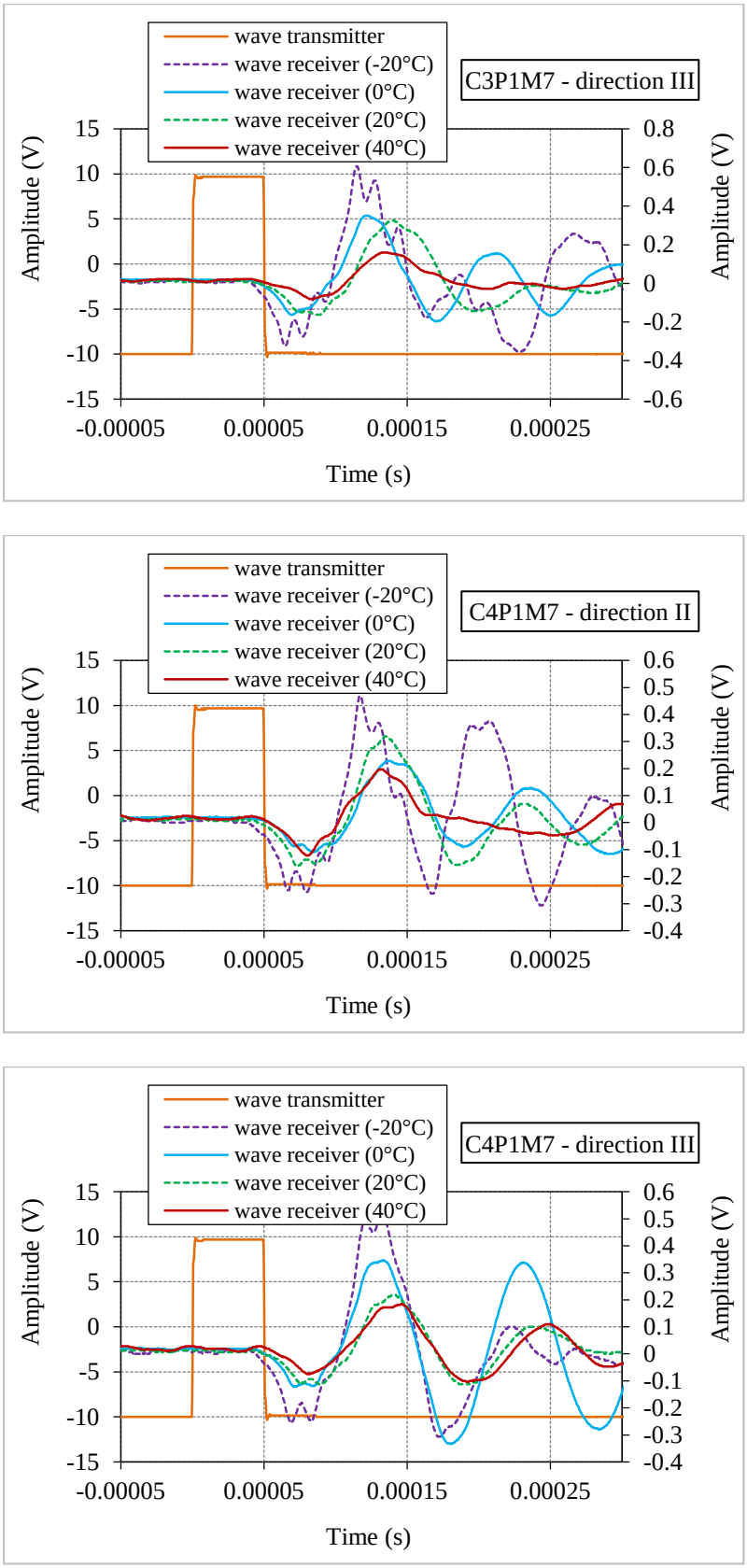


Figure C-27. Signaux obtenus dans l'essai de propagation d'ondes S dans deux directions II et III sur deux éprouvettes testées du matériau M7 (WM50B0.4)) à des températures de -20°C, 0°C, 20°C et 40°C

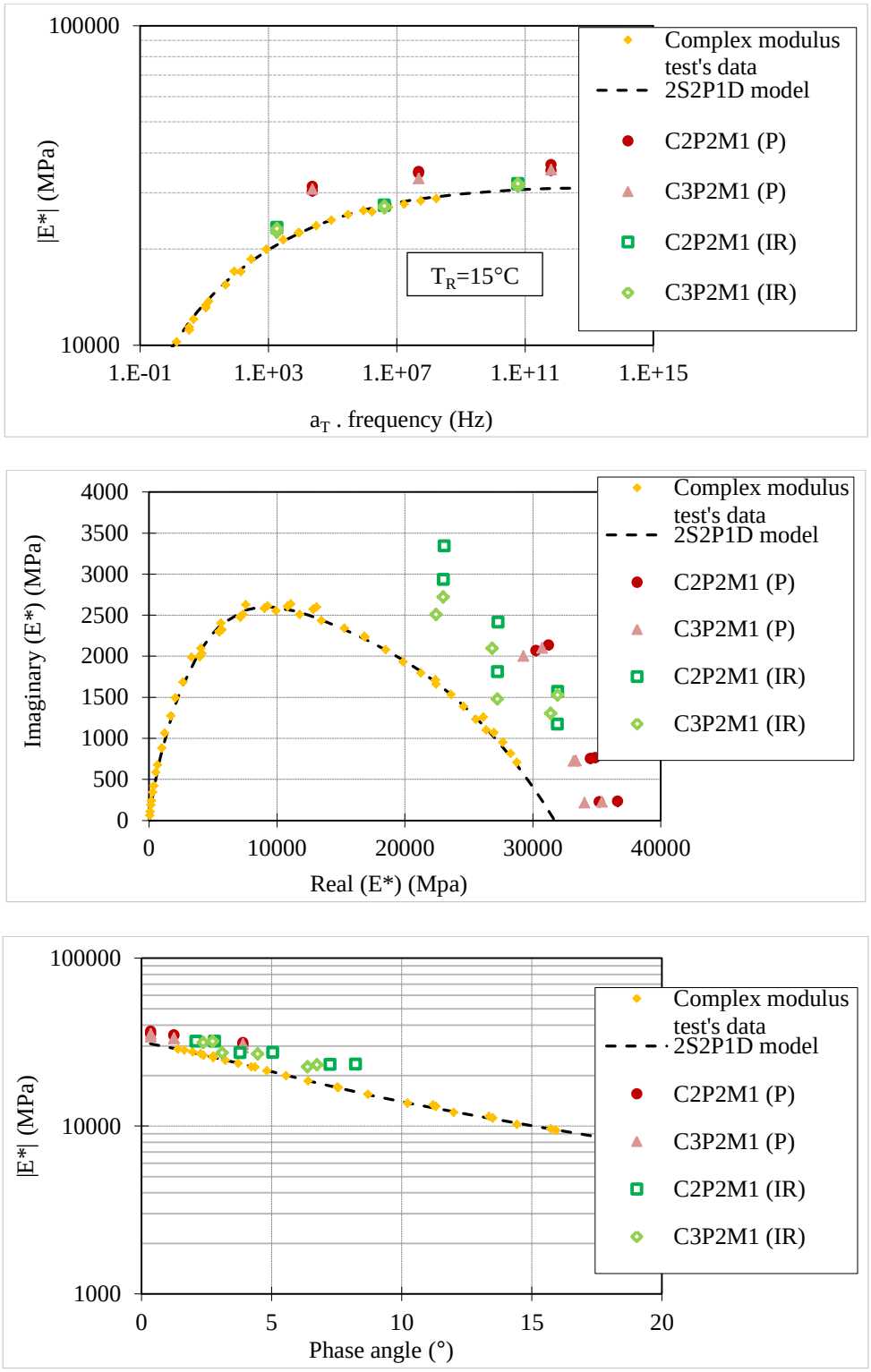


Figure C-28. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M1 (HM) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

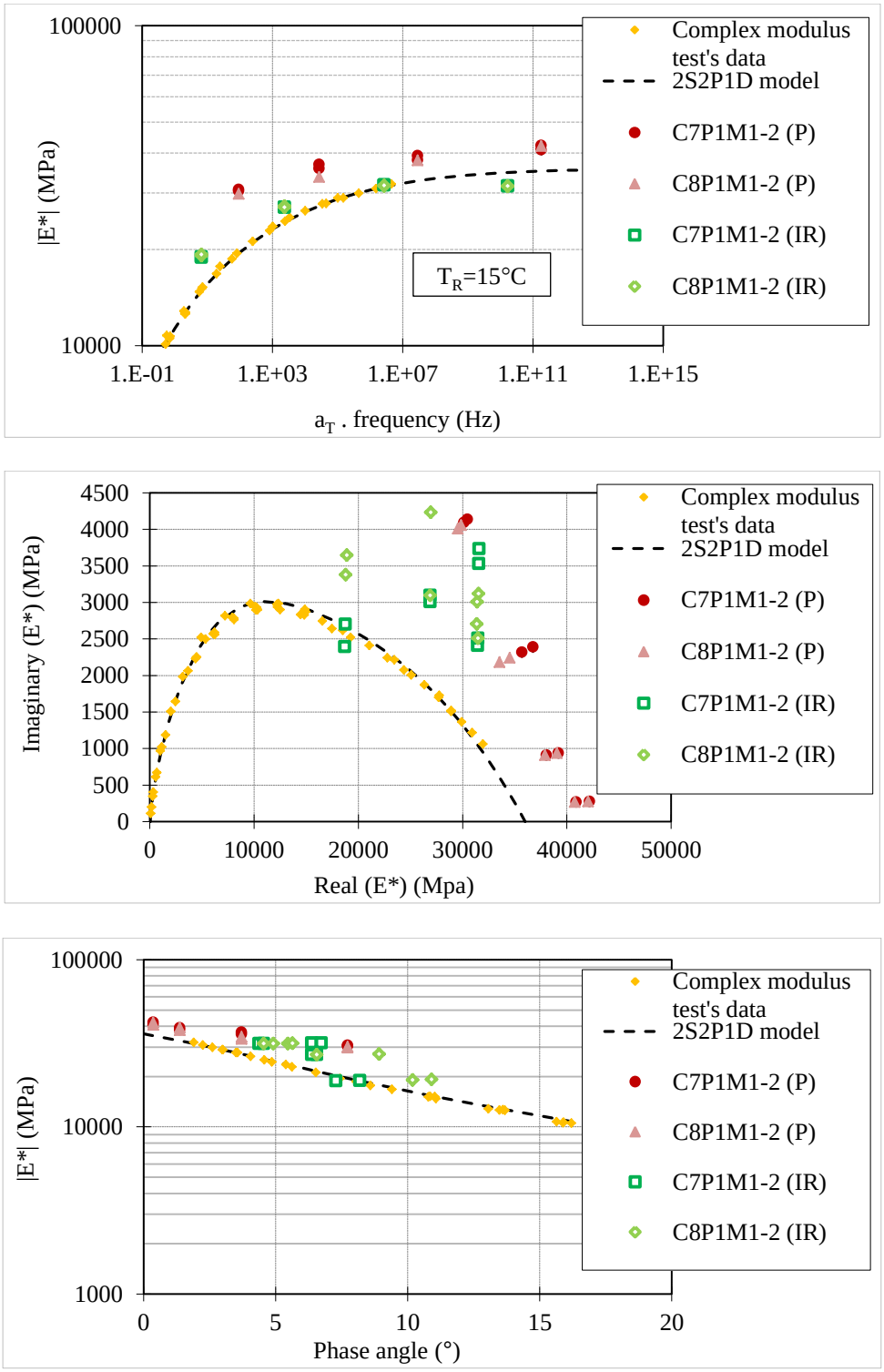


Figure C-29. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M1-2 (HM) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

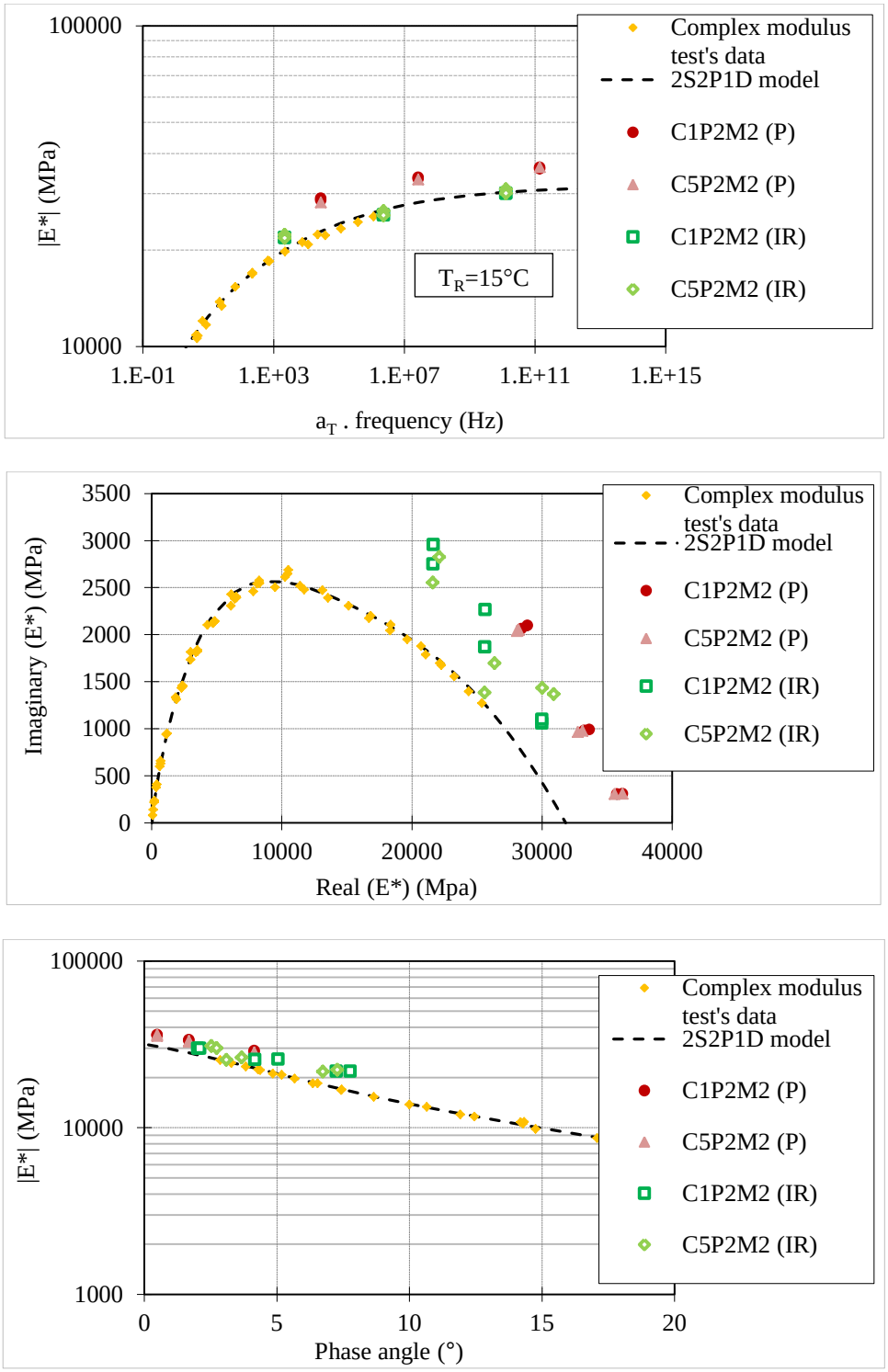


Figure C-30. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M2 (HM30) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

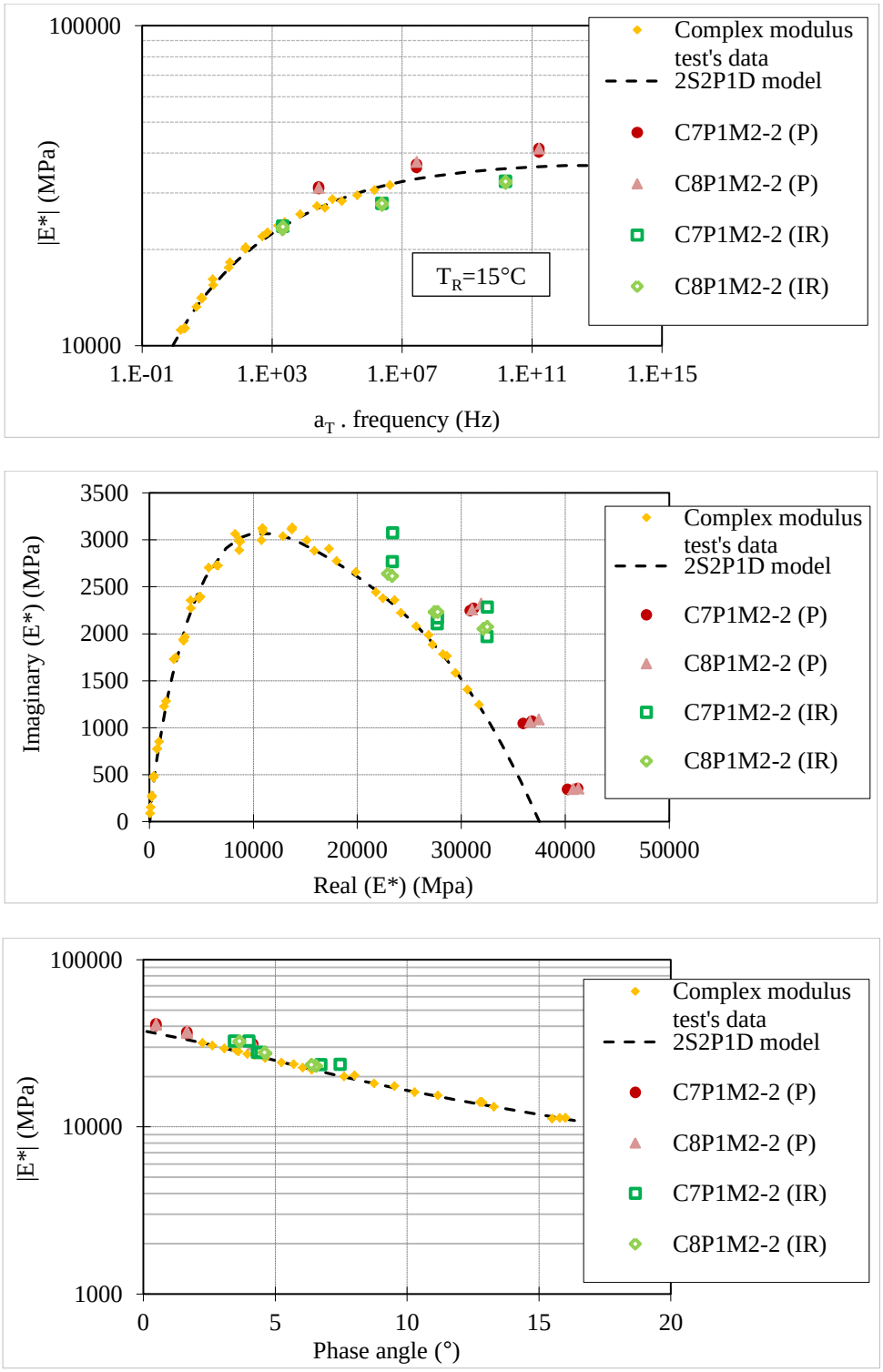


Figure C-31. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M2-2 (HM30) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

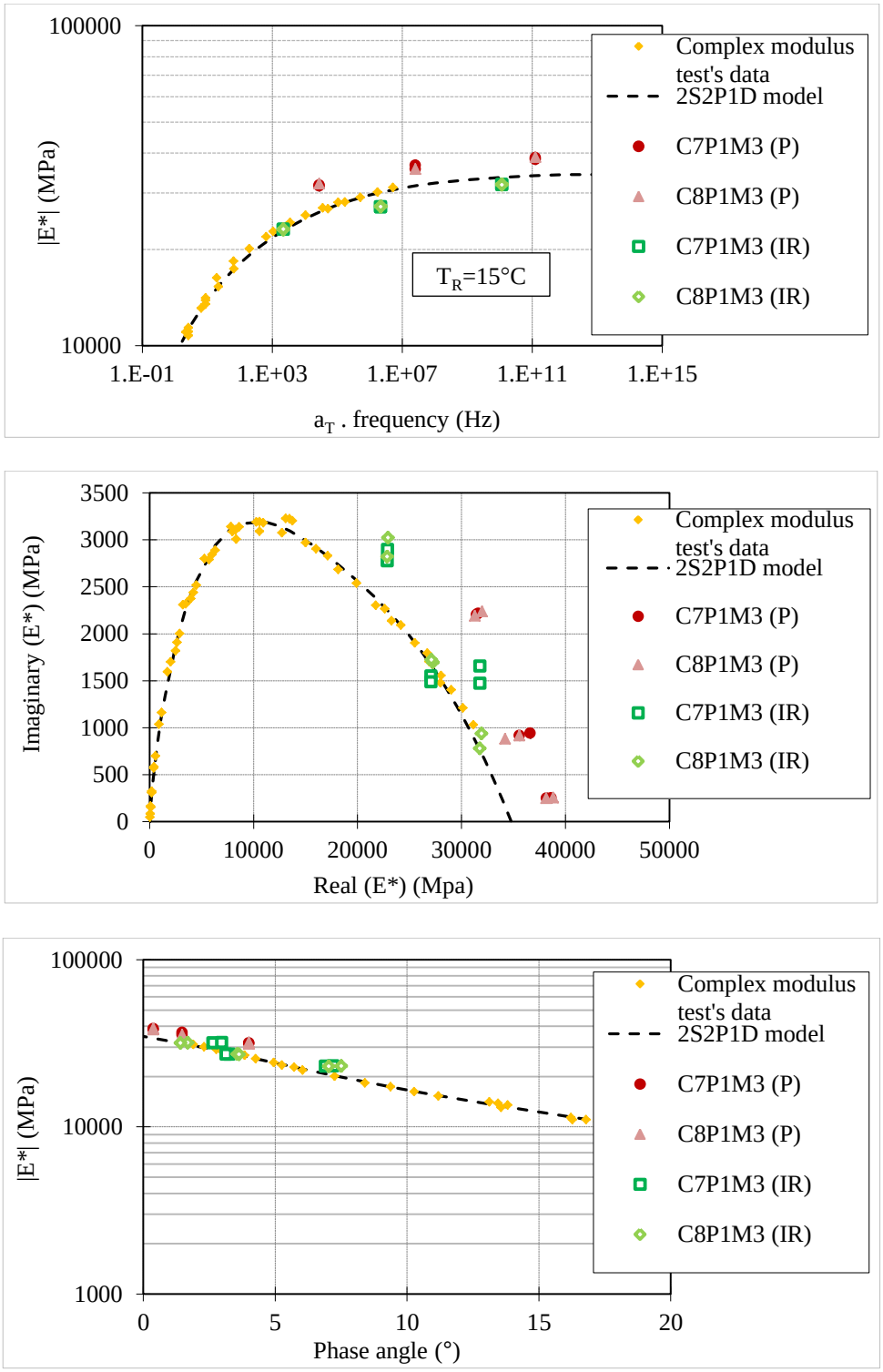


Figure C-32. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M3 (WME0.4) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

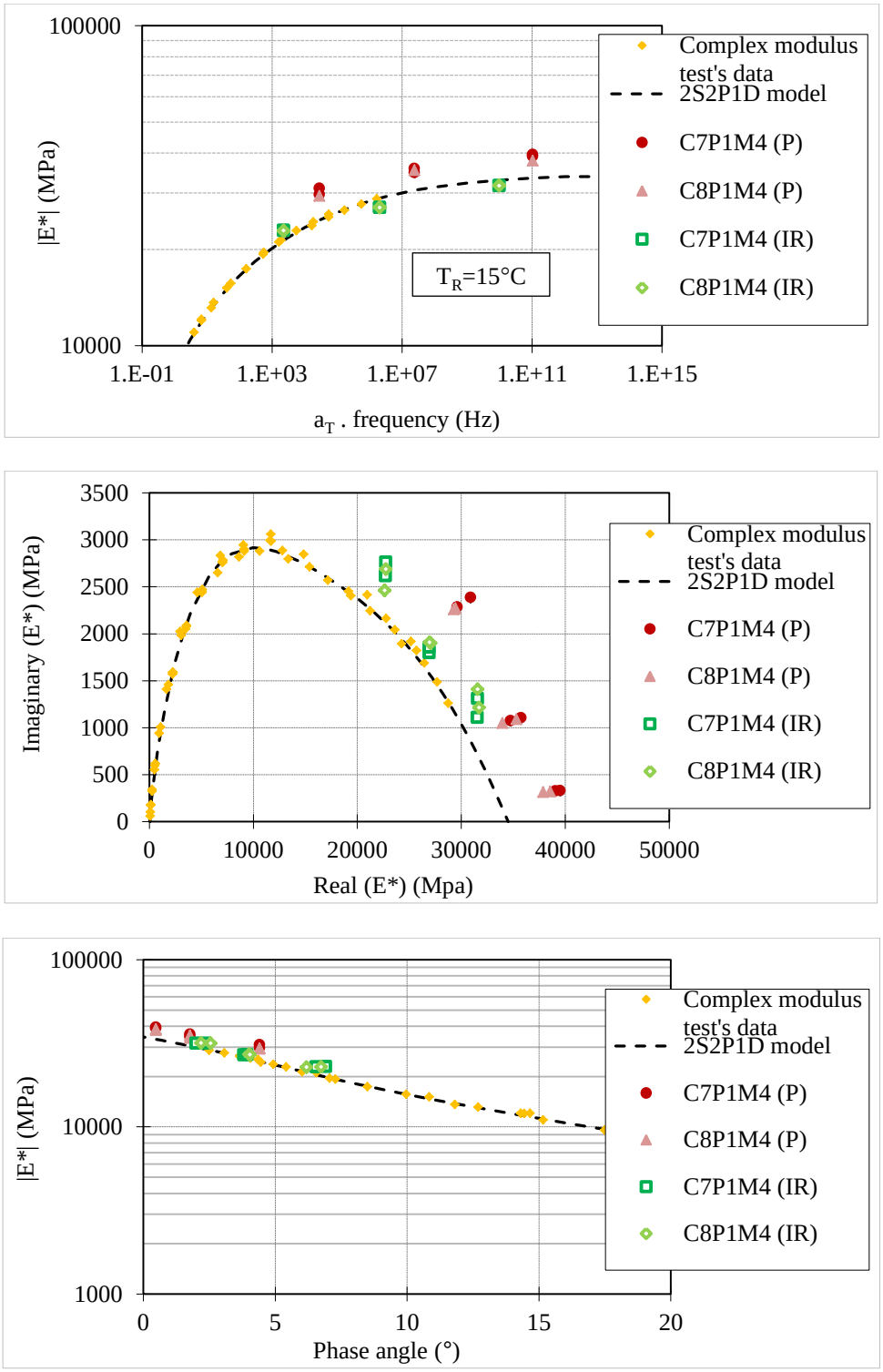


Figure C-33. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M4 (WM30E0.4) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

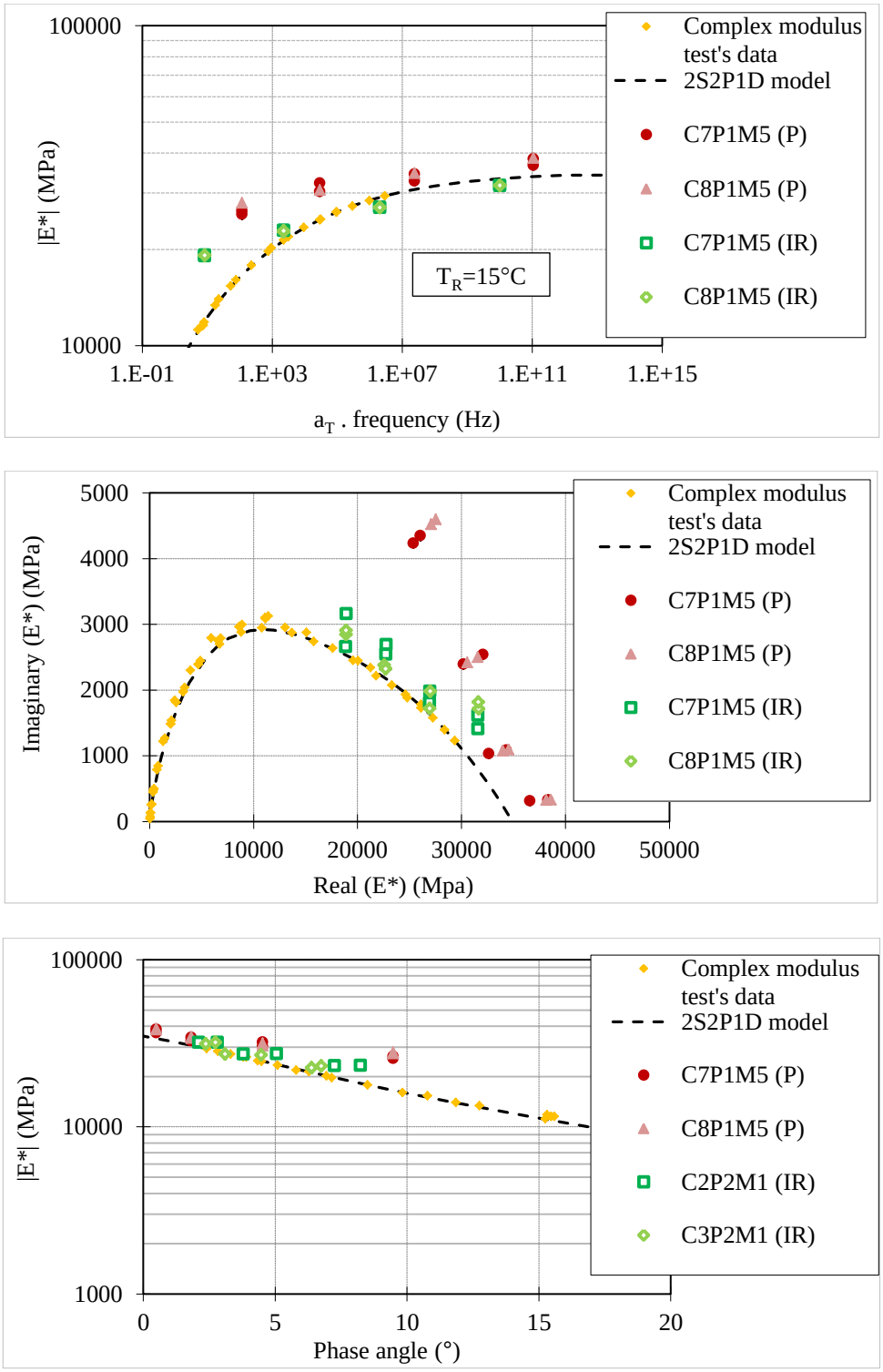


Figure C-34. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M5 (WM30B0.4) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

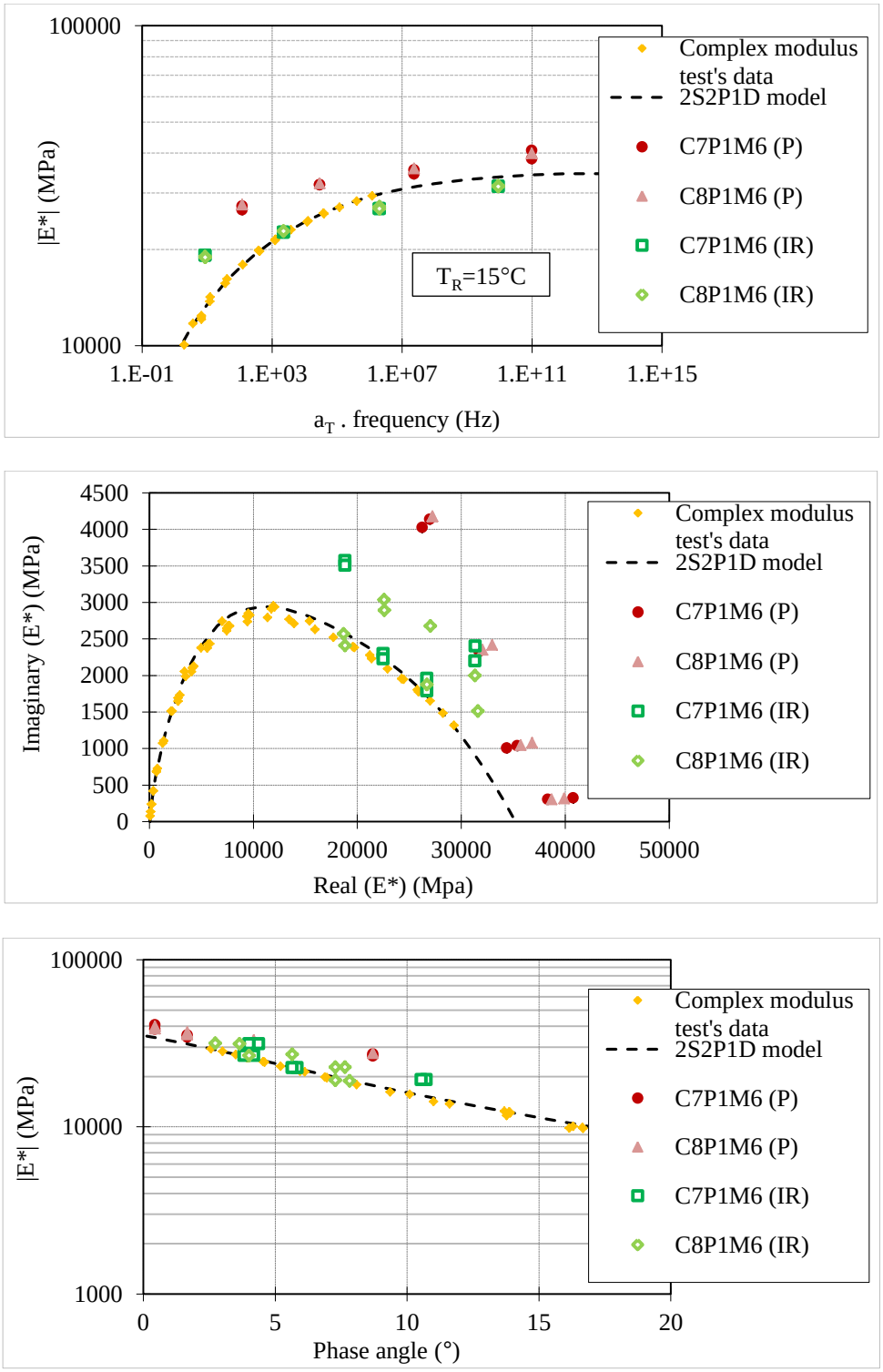


Figure C-35. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M6 (WM50E0.4) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)

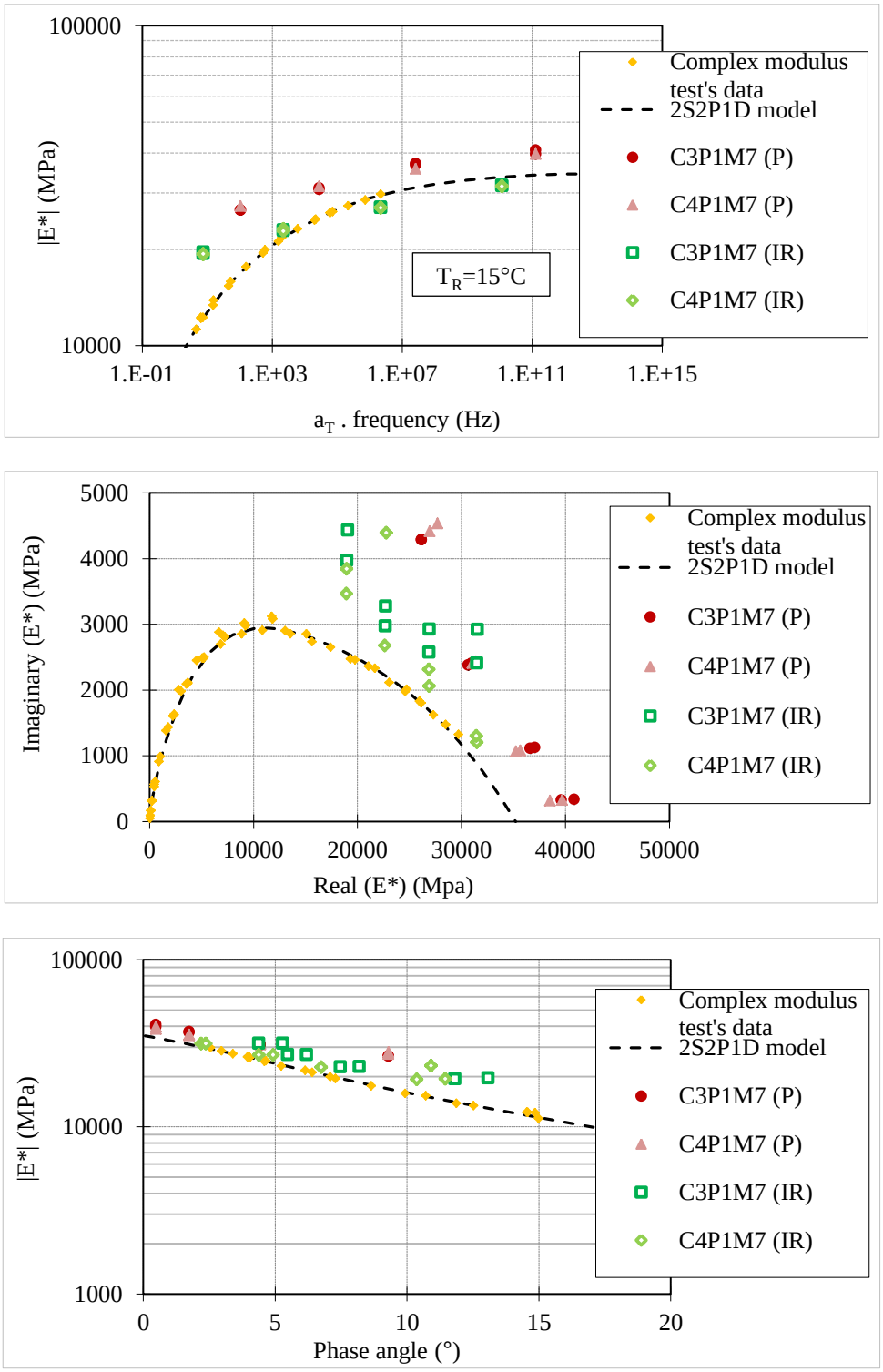
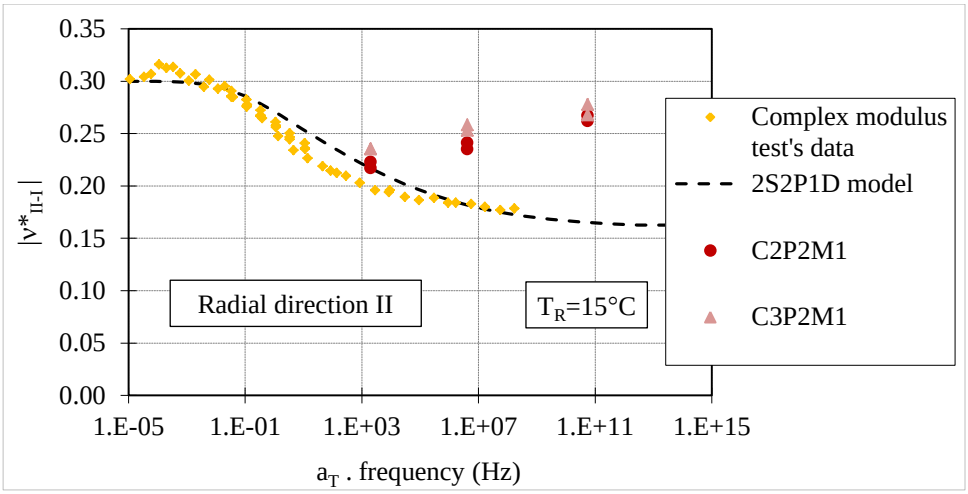


Figure C-36. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D, résultats de l'essai de propagation d'ondes P et résultats de l'essai Impact Résonance du matériau M7 (WM50B0.4) : norme du module complexe en fonction des fréquences équivalentes (haut), courbes dans le plan de Cole-Cole (milieu) et courbes dans l'espace de Black (bas)



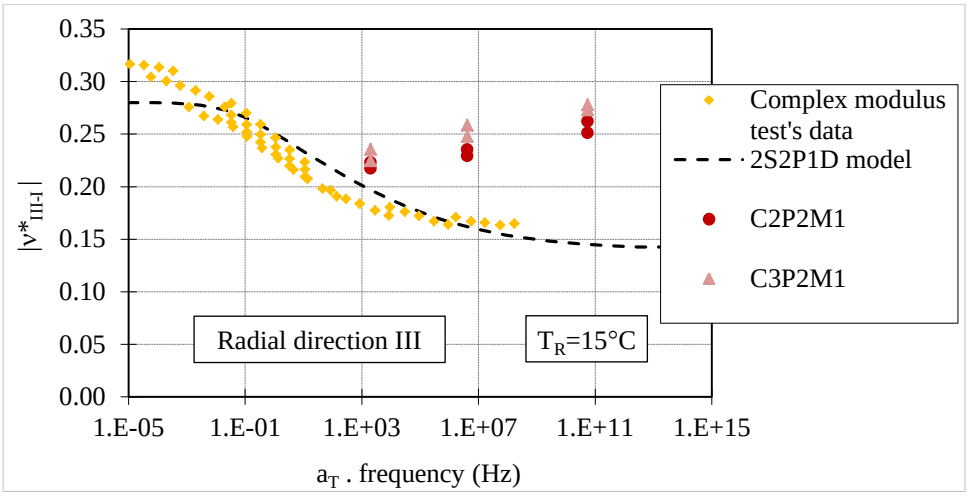
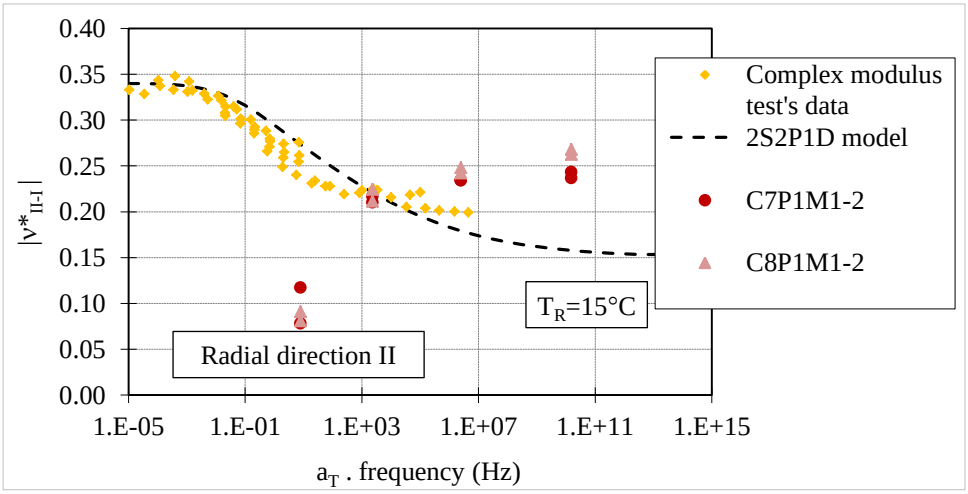


Figure C-37. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M1 (HM)



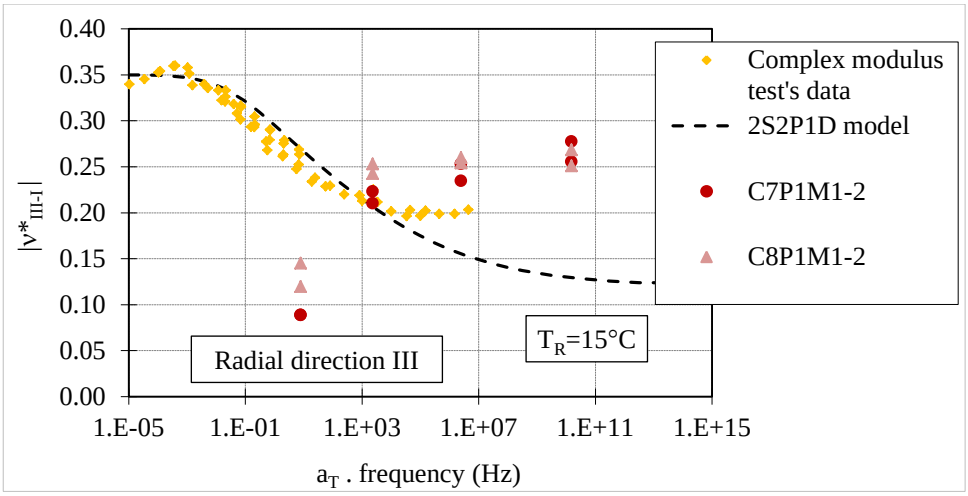
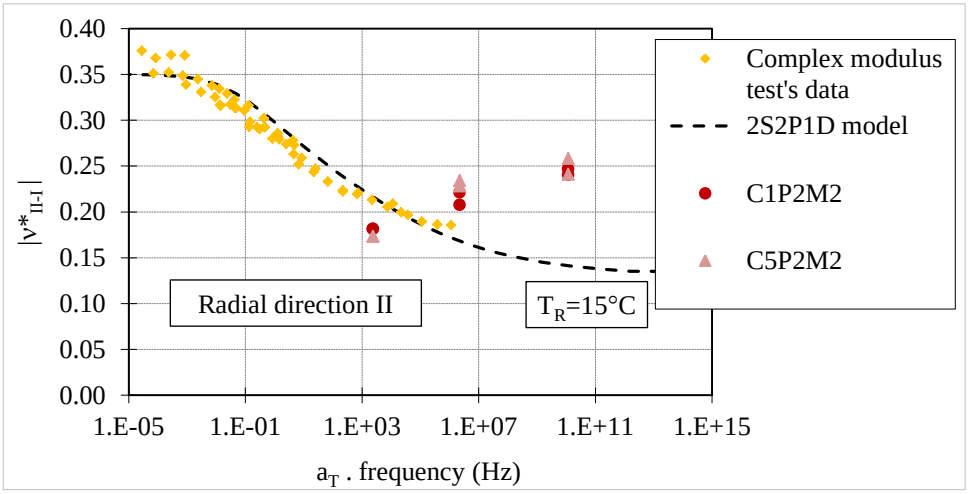


Figure C-38. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M1-2 (HM)



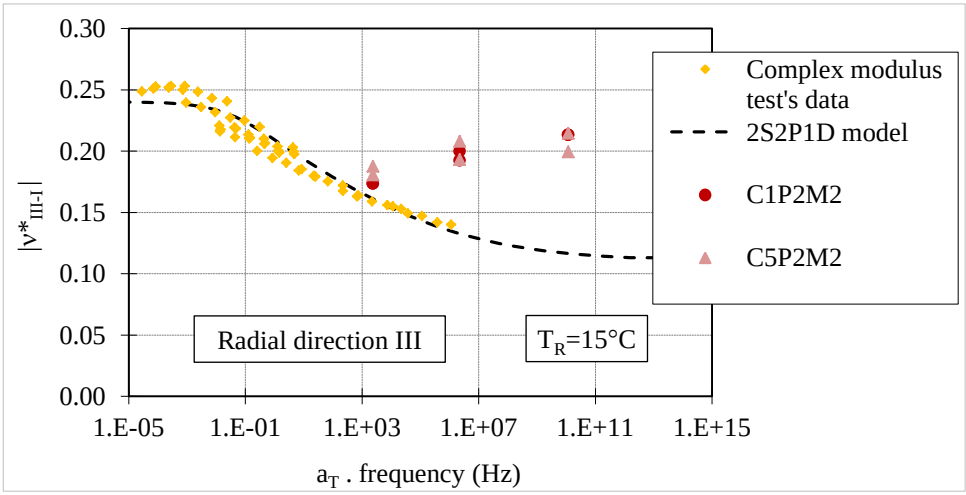
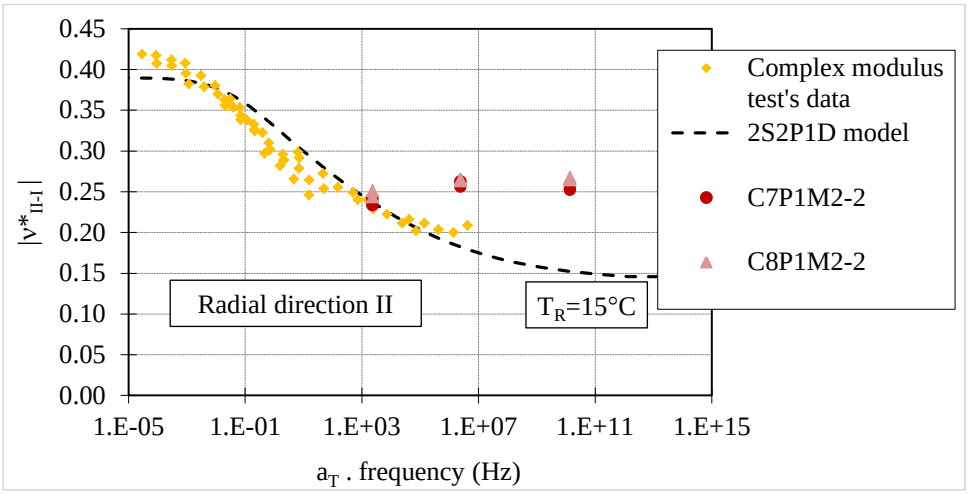


Figure C-39. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M2 (HM30)



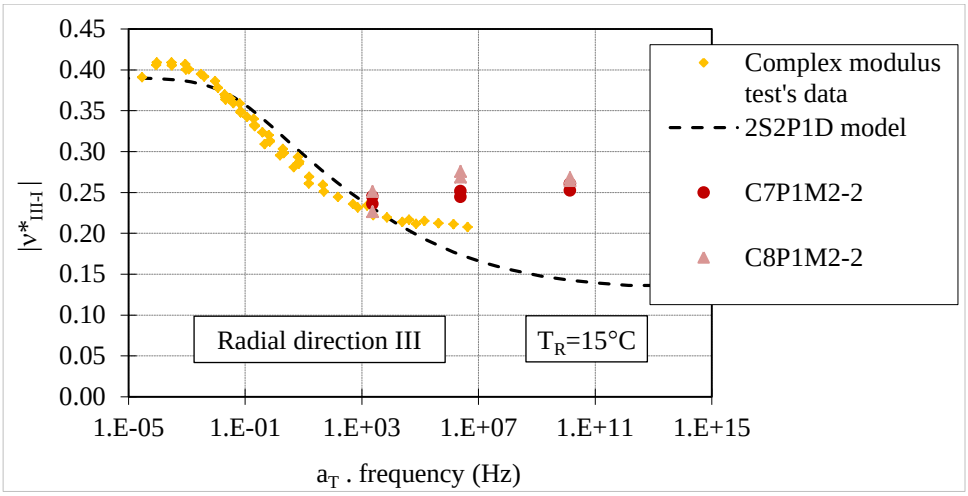
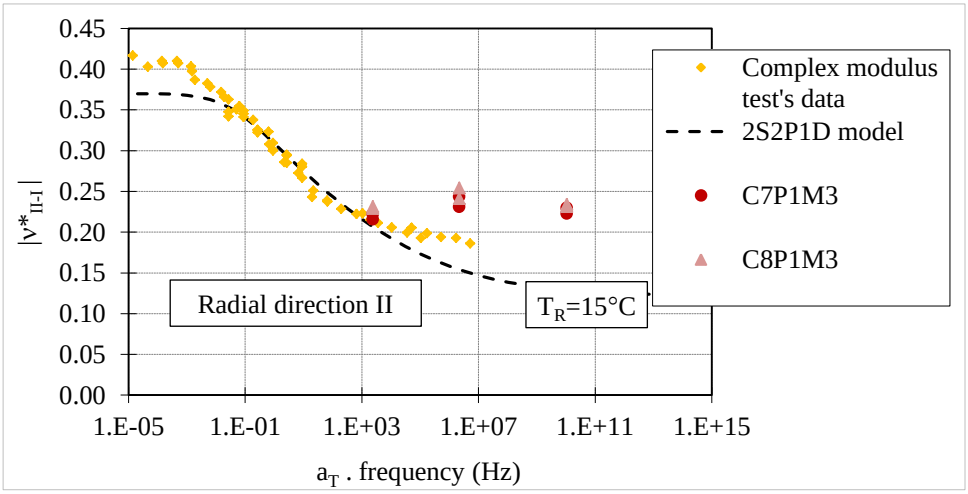


Figure C-40. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M2-2 (HM30)



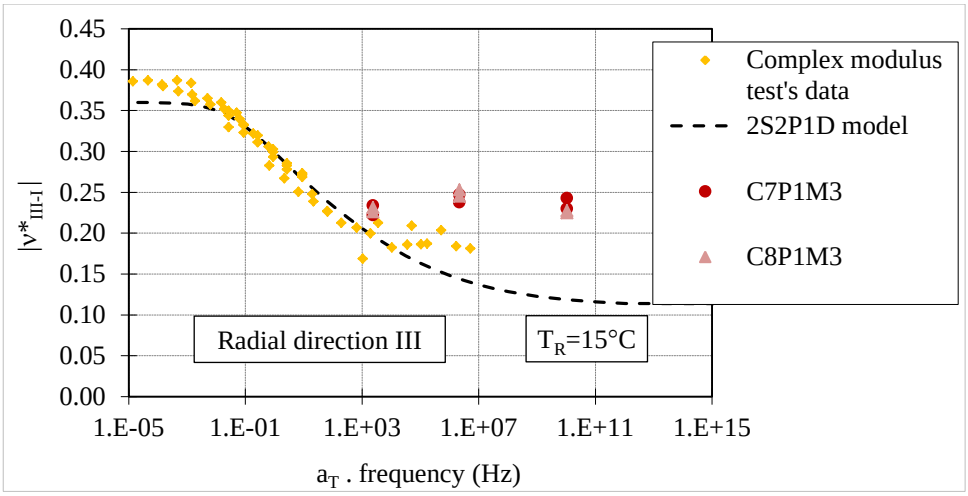
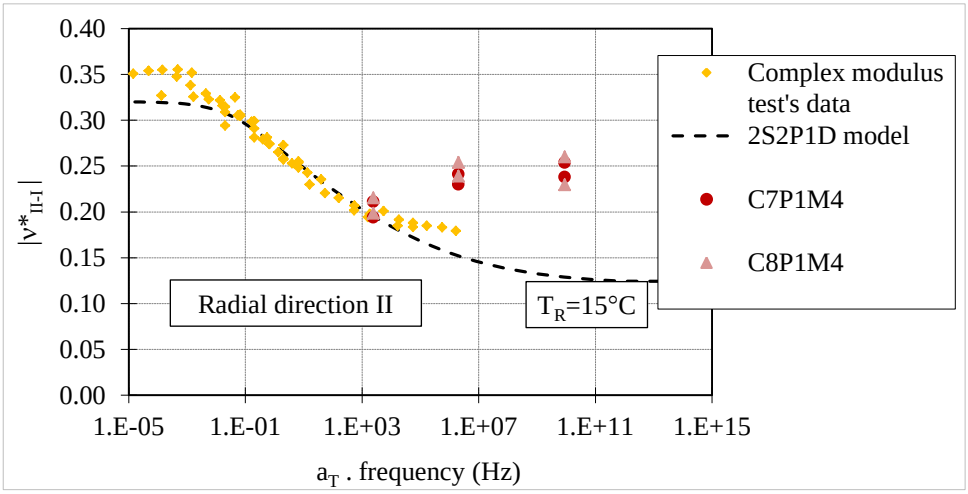


Figure C-41. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M3 (WME0.4)



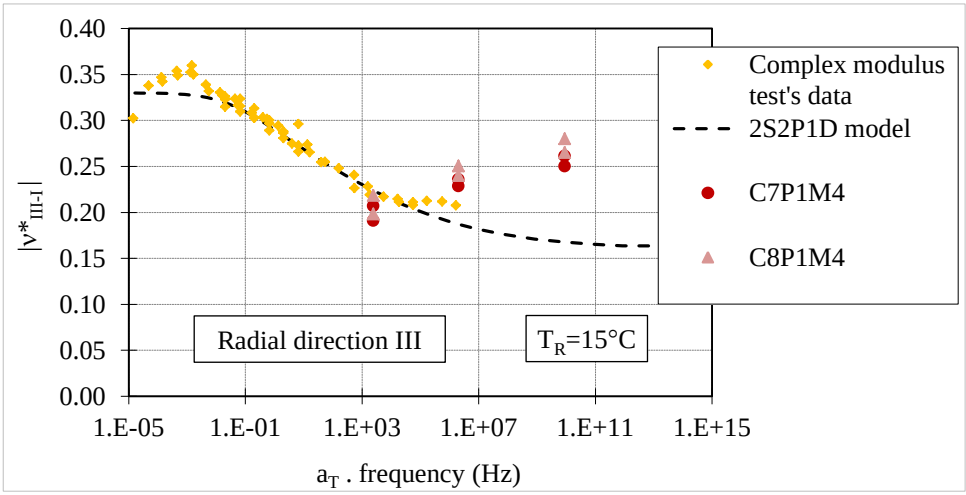
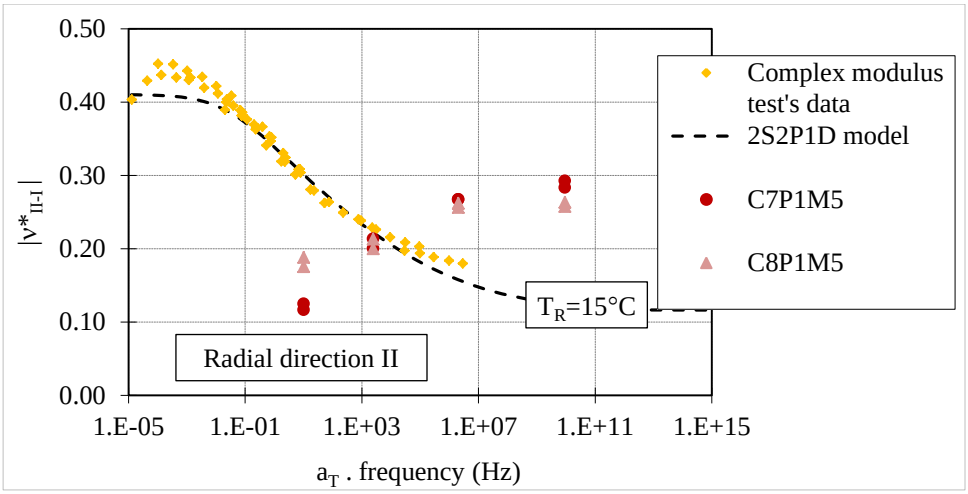


Figure C-42. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M4 (WM30E0.4)



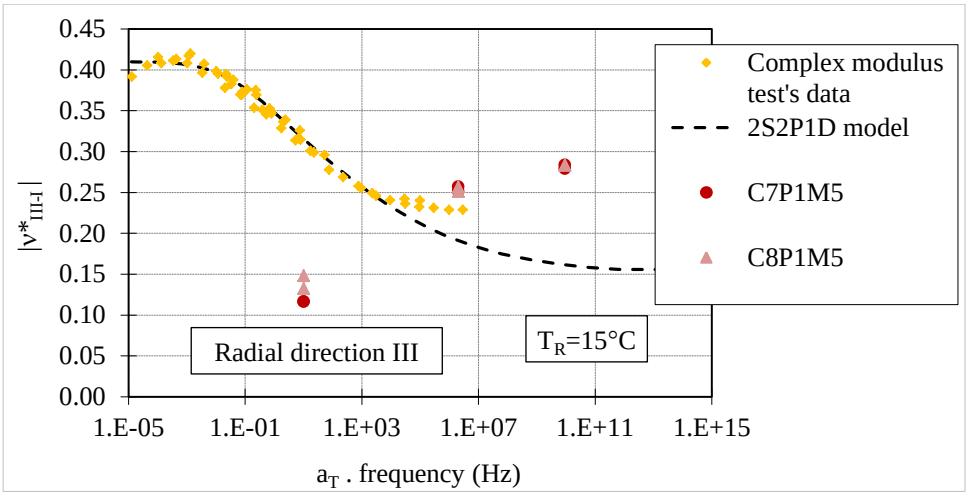
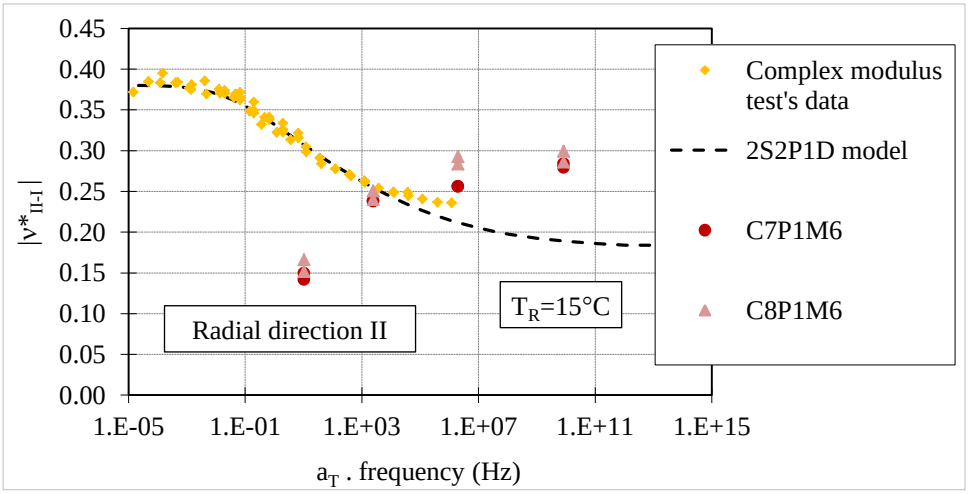


Figure C-43. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M5 (WM30B0.4)



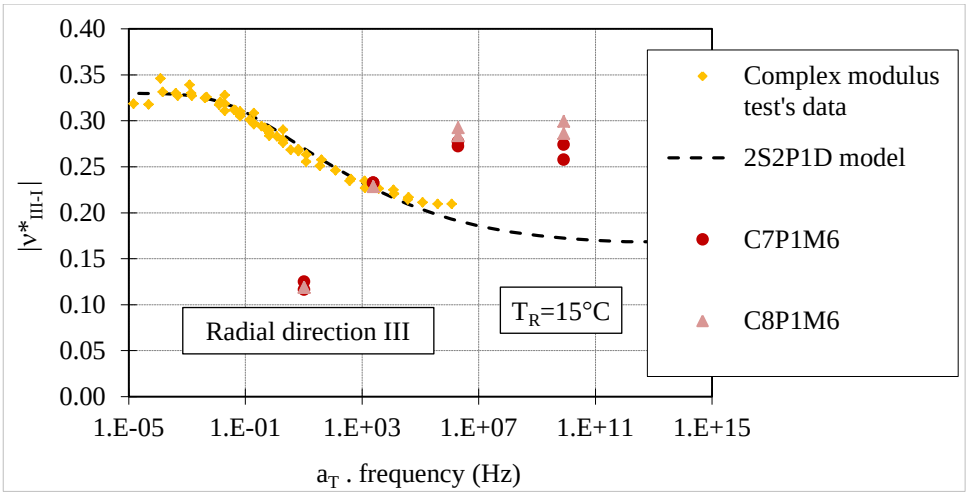
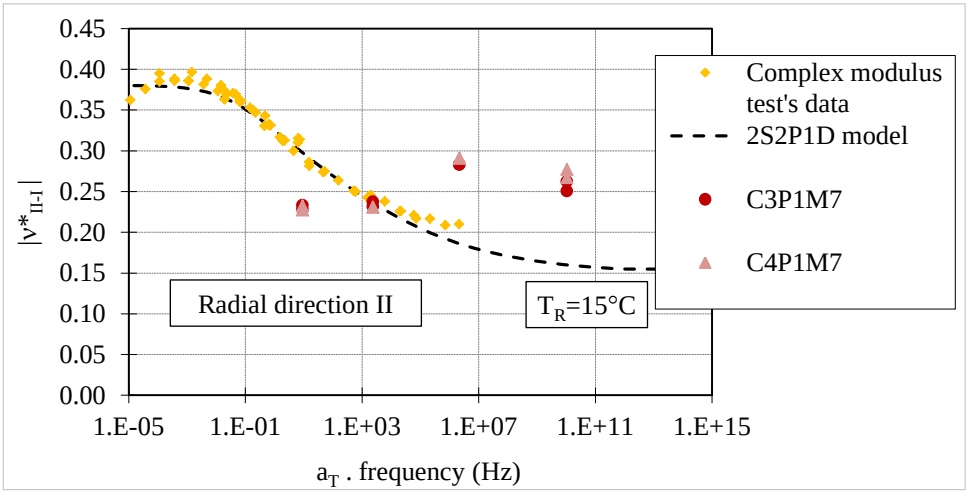


Figure C-44. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M6 (WM50E0.4)



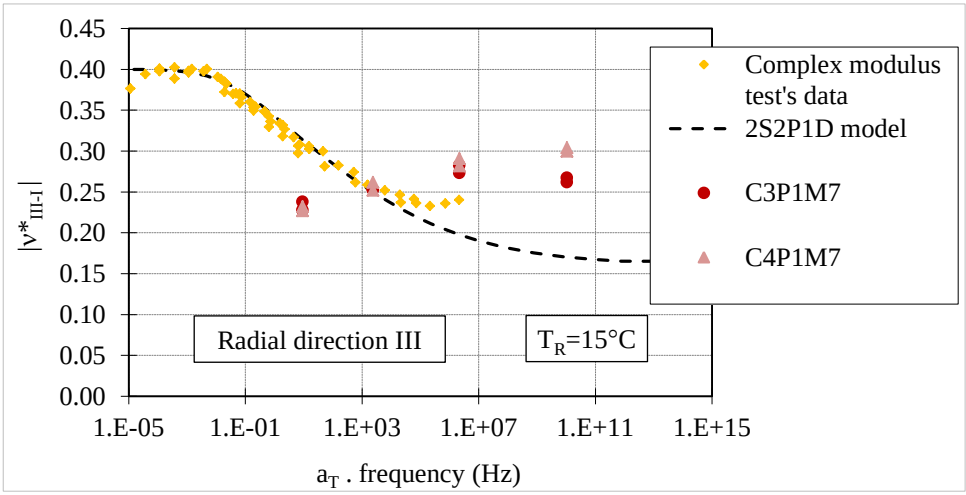


Figure C-45. Données de l'essai de module complexe avec la calibration par le modèle 2S2P1D et résultats de l'essai de propagation d'ondes S du matériau M7 (WM50B0.4)

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'ECOLE NATIONALE DES TRAVAUX PUBLICS DE L'ETAT

NOM : **PHAM** DATE de SOUTENANCE : 12 décembre 2014

Prénoms : **Nguyen Hoang**

TITRE : **Etude thermomécanique avancée de différents types d'enrobés recyclés tièdes avec additifs**

NATURE : Doctorat Numéro d'ordre : 2014-ENTP-0016

Ecole doctorale : MEGA (Mécanique, Energétique, Génie civil, Acoustique)

Spécialité : Génie Civil

Cote B.I.U. - / et bis CLASSE :

RESUME :

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre le Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB)/Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) et l'entreprise Arkema, l'entreprise routière Malet, l'Agence de l'Environnement et de la Maîtrise de l'Energie (ADEME). L'objectif de la thèse est l'étude du comportement thermomécanique des enrobés bitumineux, et spécifiquement les enrobés tièdes avec et sans agrégat d'enrobé (RAP, Reclaimed Asphalt Pavement), dans le but de prévoir leur durée de vie et d'optimiser leur dimensionnement dans un contexte de développement durable.

Sept types d'enrobés bitumineux sont étudiés. Les enrobés diffèrent par leur procédé de fabrication, le pourcentage de RAP, les additifs et le pourcentage d'additif utilisé. Deux types de fabrications sont étudiées : à chaud (Hot Mix –HM) qui sert de référence et tièdes (Warm Mix –WM). Trois pourcentages de RAP sont considérés 0%, 30% et 50%. Deux types d'additifs fournis par ARKEMA sont utilisés ETIMA (E) et ETIMA-BIO (B) avec deux pourcentages 0% et 0.4%. L'utilisation des enrobés tièdes contribue à réduire considérablement la consommation d'énergie, l'impact sanitaire et l'impact environnemental. D'autre part, l'ajout des RAP dans les enrobés permet d'augmenter le taux de recyclage des matières non renouvelables. Ces innovations participent à la prise en compte des enjeux du développement durable et de la préservation de l'environnement.

Quatre types d'essais ont été réalisés. Ce sont : l'essai de module complexe, l'essai de fatigue, l'essai de retrait thermique empêché (TSRST) et l'essai de propagation d'ondes. Dans le domaine de comportement viscoélastique linéaire, les essais de module complexe sont réalisés sur une large gamme de températures (de -25°C à 45°C) et de fréquences (de 0.03Hz à 10Hz). Chaque test est dupliqué. Les résultats sont modélisés à l'aide du modèle analogique 2S2P1D qui a été développé au laboratoire LGCB de l'ENTPE. Ce modèle permet de modéliser correctement le comportement tridimensionnel viscoélastique linéaire des enrobés. Ensuite, le comportement en fatigue est étudié grâce à des essais de fatigue. Pour chaque matériau, quatre ou cinq éprouvettes sont testées. Quatre critères sont utilisés pour évaluer la durée de vie des matériaux. Puis, le comportement à basse température est caractérisé à l'aide de l'essai de retrait thermique empêché (TSRST). Pour chaque matériau, trois éprouvettes sont testées. Enfin, des essais de propagation d'ondes sont réalisés. La méthode de détermination du temps de vol des ondes « P » et des ondes « S » ainsi que la méthode Impact Résonance sont utilisées. Ces essais fournissent des mesures non destructives et faciles à réaliser. A partir de ces méthodes, on peut calculer les valeurs de modules et de coefficients de Poisson des matériaux.

Soulignons que les essais réalisés permettent d'obtenir certain des paramètres utilisés pour le dimensionnement des chaussées. Un résultat essentiel de l'étude est la bonne performance des enrobés tièdes contenant des agrégats d'enrobés (RAP).

MOTS-CLES :

Enrobés bitumineux, enrobé tiède, RAP, additif, viscoélasticité linéaire, thermomécanique, essai de module complexe, essai de fatigue, essai de retrait thermique empêché (TSRST), essai de propagation d'ondes

Laboratoire (s) de recherche : LGCB / LTDS

Directeur de thèse : **DI BENEDETTO Hervé**

Tuteur : **SAUZEAT Cédric**

Président de jury :

Composition du jury : **CAICEDO HORMAZA Bernardo**
DI BENEDETTO Hervé
DUBUJET Philippe
GONZALEZ-LEON Juan-A
NICOLAÏ Aurélia
PERRATON Daniel
SAUZEAT Cédric