



HAL
open science

Recherches autour des propriétés rhéologiques des liants bitumineux

Jean-Claude Carret

► **To cite this version:**

Jean-Claude Carret. Recherches autour des propriétés rhéologiques des liants bitumineux. Sciences de l'ingénieur [physics]. 2015. dumas-01841922

HAL Id: dumas-01841922

<https://dumas.ccsd.cnrs.fr/dumas-01841922v1>

Submitted on 17 Jul 2018

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

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

Copyright



École d'ingénieurs
de l'Ecologie, de l'Energie,
du Développement Durable
et de la Mer

École Nationale
des Travaux Publics
de l'État

rue Maurice Audin
69518 Vaulx-en-Velin Cedex

téléphone :
+33 (0)4 72 04 70 70

télécopie :
+33 (0)4 72 04 62 54

<http://www.entpe.fr>



Travail de Fin d'Etude

réalisé au

Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB)
UMR CNRS 5513 – Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat (ENTPE)

RECHERCHES AUTOUR DES PROPRIETES RHEOLOGIQUES DES LIANTS BITUMINEUX

pour l'obtention du

Diplôme d'ingénieur des Travaux Publics de l'Etat

réalisé par

Jean-Claude CARRET

Elève Ingénieur des Travaux publics de l'Etat

Soutenu le 1^{er} Juillet devant le jury

Président du Jury : Claude-Henri LAMARQUE, Professeur (ENTPE)

Maître de stage : Hervé DI BENEDETTO, Professeur (ENTPE)

Tuteur de stage : Cédric SAUZEAT, Professeur (ENTPE)

Expert : François Olard, Docteur (EIFFAGE TP)

AVANT PROPOS

Ce travail de recherche a été réalisé au sein du laboratoire génie civil et bâtiment de l'ENTPE. Je tiens à exprimer mes remerciements à l'égard de toutes les personnes qui m'ont accueilli puis accompagné tout au long de la durée de ce travail.

Je tiens tout particulièrement à remercier Hervé Di Benedetto, Professeur à l'ENTPE et Cédric Sauzéat, Enseignant-chercheur à l'ENTPE pour leur disponibilité et leur accompagnement dans ce travail. Je les remercie également pour la confiance qu'ils m'ont témoigné en me donnant l'opportunité de présenter notre travail lors de la conférence internationale EATA à Stockholm en Juin 2015.

Je remercie également Mihai Marasteanu, Professeur à l'Université du Minnesota sans qui ce travail n'aurait jamais été initié, au cours de mon stage MSP de deuxième année à l'ENTPE. Je remercie aussi Augusto Cannone Falchetto, docteur à l'Université technique de Braunschweig et Michael Wistuba, Professeur à l'Université technique de Braunschweig pour leur collaboration qui a abouti à la publication de ce travail dans un journal international de rang A.

Merci également aux techniciens du laboratoire et à tous les doctorants pour leur sympathie et leurs précieux conseils, mais aussi pour leur investissement immédiat lorsque j'ai rencontré des difficultés dans mon travail.

Enfin, merci à Claude Lamarque, Professeur à l'ENTPE, de présider le jury de soutenance et à François Olard du groupe Eiffage pour avoir accepté le rôle d'expert.

NOTICE ANALYTIQUE

	NOM	PRENOM
AUTEUR	CARRET	Jean-Claude
TITRE DU STAGE	Recherches autour des propriétés rhéologiques des liants bitumineux	
	ORGANISME D'AFFILIATION ET LOCALISATION	NOM, PRENOM
MAITRE DE STAGE	Laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB) de l'ENTPE	DI BENEDETTO Hervé, Professeur à l'ENTPE
COLLATION	Nombre de pages total : 79	Nombre de pages d'annexes : 13
MOTS CLES	Liant bitumineux, enrobé, viscoélasticité linéaire, module complexe, essai DSR, essai BBR, facteur de translation	
TERMES GEOGRAPHIQUES	LGCB, ENTPE	
RESUME	<p>A l'heure actuelle, l'essai DSR et l'essai BBR sont utilisés pour caractériser les matériaux bitumineux dans la classification américaine SHRP. Pour des raisons économiques et pratiques, on cherche à remplacer l'essai BBR par l'essai DSR. Dans cette étude, la possibilité d'utiliser le module complexe obtenu par l'essai DSR pour déterminer le module de rigidité en flexion donné par l'essai BBR a été explorée. Deux ensembles de liants bitumineux différents ont été testés à basses, intermédiaires et hautes températures et les données ont été modélisées puis analysées grâce à des modèles rhéologiques. Des différences ont pu être mises en évidence entre les deux essais et des études complémentaires ont été conduites pour expliquer ces différences.</p>	
ABSTRACT	<p>Nowadays, DSR and BBR tests are used to characterize bituminous materials in the SHRP program. For economical and practical purposes, the trend is to replace BBR tests by DSR tests. In this study, an investigation was performed to determine if the complex modulus obtained from DSR tests can be used to accurately predict the creep compliance obtained experimentally from BBR tests. Two sets of asphalt binders were tested at low, intermediate and high temperatures and the results were analyzed using rheological models. Significant differences were found between the two tests and complementary studies were carried out to explain them.</p>	

SOMMAIRE

AVANT PROPOS	3
NOTICE ANALYTIQUE	5
SOMMAIRE	7
LISTE DES ILLUSTRATIONS	9
LISTE DES TABLEAUX	11
INTRODUCTION	13
1 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE	15
1.1 Généralités sur les matériaux bitumineux	15
1.1.1 Définition.....	15
1.1.2 Fabrication des mélanges bitumineux	16
1.1.3 Les composants des enrobés bitumineux	16
1.1.3.1 Les granulats	16
1.1.3.2 Les fines.....	16
1.1.3.3 Les liants hydrocarbonés.....	17
1.1.4 Influence des actions appliquées à la chaussée	17
1.1.4.1 Effet du trafic.....	18
1.1.4.2 Effet de la température.....	19
1.1.5 Comportement des enrobés bitumineux	20
1.1.5.1 Grandes classes de comportement	20
1.1.5.2 Application au dimensionnement des structures routières.....	21
1.2 Fatigue des enrobés bitumineux.....	22
1.2.1 Définition.....	22
1.2.2 Différents essais de fatigue	23
1.2.3 Mécanisme de la fatigue	24
1.3 Comportement viscoélastique linéaire - module.....	25
1.3.1 Hypothèses.....	25
1.3.1.1 Milieu continu	25
1.3.1.2 Isotropie	25
1.3.1.3 Viscoélasticité et linéarité	25
1.3.1.4 Influence de la température	26
1.3.2 Mesure sous chargement sinusoïdal – Module complexe	26
1.3.2.1 Module complexe.....	26
1.3.2.2 Exemple de résultats	27
1.3.3 Principe d'équivalence Temps-Température (PETT)	30
1.3.3.1 Définition.....	30
1.3.3.2 Différentes formes de a_T	31
1.4 Modélisation du comportement des enrobés bitumineux	32
1.4.1 Assemblage discret de ressorts et d'amortisseurs - spectre discret	32
1.4.1.1 Modèle de Maxwell.....	32
1.4.1.2 Modèle de Kelvin-Voigt	33
1.4.1.3 Modèles de Maxwell et Kelvin-Voigt généralisés.....	34
1.4.2 Modèles analogiques « avancés » - spectre continu.....	35
1.4.2.1 Élément Parabolique	35
1.4.2.2 Modèle de Huet et de Huet Sayegh	36
1.4.2.3 Modèle 2S2P1D.....	38

2 Comparaison des propriétés rhéologiques des bitumes obtenues par deux essais différents.....	41
2.1 Contexte de l'étude.....	41
2.1.1 L'essai « Bending Beam Rheometer » (BBR)	42
2.1.2 L'essai « Dynamic Shear Rheometer » (DSR).....	43
2.1.3 Objectif de l'étude.....	44
2.2 Matériaux utilisés et essais réalisés	44
2.2.1 Matériaux et essais de l'Université du Minnesota	44
2.2.2 Matériaux et essais de l'Université technique de Braunschweig.....	45
2.3 Résultats expérimentaux.....	46
2.3.1 Résultats des essais DSR.....	46
2.3.2 Résultats des essais BBR.....	48
2.3.3 Essais BBR de l'Université technique de Braunschweig	50
2.3.4 Facteurs de translation	51
2.4 Modélisation et analyse	53
2.4.1 Modélisation des données	53
2.4.2 Exemple de calibration.....	55
2.4.3 Analyse des résultats : comparaison des données BBR et DSR	57
2.5 Etudes complémentaires	59
2.5.1 Effet du temps de conditionnement	59
2.5.2 Effet du milieu de refroidissement.....	61
Conclusion et perspectives.....	63
Références Bibliographiques.....	65
Annexes.....	67
Annexe A : Résultat des essais BBR en courbes maîtresses.....	69
Annexe B : Calibrations dans le Plan de Cole-Cole	71
Annexe C : Calibrations en courbes maîtresses.....	75
Annexe D : Résultats des simulations à partir du DSR.....	77

LISTE DES ILLUSTRATIONS

Figure 1-1. Schématisation des sollicitations induites par le trafic.....	18
Figure 1-2. Schématisation des sollicitations induites par la température.....	20
Figure 1-3. Comportement "types" des enrobés bitumineux à température fixée, ($ \epsilon $) déformation – (N) nombre de chargement	21
Figure 1-4. Courbe de Wöhler. Limite d'endurance	23
Figure 1-5. Courbe classique de variation du module complexe au cours d'un essai de fatigue	24
Figure 1-6. Isothermes de module complexe sur BBSG	28
Figure 1-7. Isochrones de module complexe sur BBSG.....	28
Figure 1-8. Module complexe dans le plan de Cole-Cole sur BBSG	29
Figure 1-9. Module complexe dans l'espace de Black sur BBSG	30
Figure 1-10. Exemple d'isothermes et de courbe maîtresse à 0°C pour un BBSG	31
Figure 1-11. Modèle de Maxwell	33
Figure 1-12. Modèle de Kelvin-Voigt	33
Figure 1-13. Modèle de Maxwell généralisé.....	34
Figure 1-14. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé	35
Figure 1-15. Représentation de l'élément parabolique	36
Figure 1-16. Représentation du modèle de Huet	36
Figure 1-17. Représentation du modèle de Huet-Sayegh.....	37
Figure 1-18. Représentation du modèle 2S2P1D.....	38
Figure 1-19. Calibration des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module complexe dans le plan de Cole-Cole	39
Figure 2-1. Schématisation de l'essai BBR (à gauche) et montage expérimental (à droite) ...	42
Figure 2-2. Représentation de l'essai DSR	43
Figure 2-4. Résultats des essais DSR dans l'espace de Black	47
Figure 2-3. Résultats des essais DSR dans le plan de Cole-Cole.....	47
Figure 2-5. Courbes maîtresses des essais DSR à -18°C	48
Figure 2-6. Résultats de l'essai BBR pour le liant AAD1	49
Figure 2-7. Courbe maîtresse des essais BBR pour AAD1	50
Figure 2-8. Anomalie observée pour les essais BBR du liant AB 45-80-65.....	51
Figure 2-9. Comparaison des facteurs de translation pour AAD1.....	52
Figure 2-10. Comparaison des facteurs de translation pour AAD1 pour les basses températures	53
Figure 2-11. Calibration dans le plan de Cole-Cole pour AAD1.....	55
Figure 2-12. Calibration en courbes maîtresses pour AAD1	56
Figure 2-13. Erreur relative entre les points expérimentaux et le modèle 2S2P1D pour AAD1	56
Figure 2-14. Comparaison entre résultats expérimentaux du BBR et simulation à partir du DSR pour AAD1	57
Figure 2-15. Simulations à des plus basses températures pour AAD1.....	58
Figure 2-16. Comparaison des différentes températures pour AAD1	59
Figure 2-17. Effet du temps de conditionnement pour AAM1	60
Figure 2-18. Effet du milieu de refroidissement	61

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1. Matériaux testés à l'Université du Minnesota	44
Tableau 2-2. Résumé des protocoles expérimentaux à l'Université du Minnesota	45
Tableau 2-3. Résumé des protocoles expérimentaux à l'Université technique de Braunschweig	46
Tableau 2-4. Paramètres du modèle 2S2P1D pour les liants utilisés.....	54

INTRODUCTION

Ce travail de recherche s'inscrit dans le cadre d'études menées au sein du laboratoire Génie Civil et Bâtiment (LGCB - UMR CNRS 5513) de l'École Nationale des Travaux Publics de l'Etat (ENTPE).

Dans le milieu du génie civil, la connaissance des propriétés des matériaux utilisés est une donnée essentielle pour mener à bien les calculs. De nombreux essais existent pour caractériser différents matériaux. Dans cette étude, nous nous intéresserons plus particulièrement aux matériaux bitumineux, très souvent utilisés dans le domaine de la construction routière. Ces matériaux sont parmi les plus complexes dans le monde du génie civil et leur caractérisation est donc encore plus importante. C'est pourquoi aux Etats-Unis comme en Europe, des programmes de recherche pour définir des normes et des procédures expérimentales ont vu le jour au début des années 1990.

Aux Etats-Unis, le « Strategic Highway Research Program » (SHRP) a défini une caractérisation largement utilisée par les américains de nos jours. Cette dernière se base principalement sur l'utilisation de deux essais : l'essai « Dynamic Shear Rheometer » (DSR) et l'essai « Bending Beam Rheometer » (BBR). Ces deux essais donnent des propriétés différentes des matériaux, mais pour des raisons pratiques et économiques, la tendance actuelle est d'essayer de supprimer l'essai BBR et de le remplacer par l'essai DSR. Ceci est envisageable uniquement s'il est possible d'obtenir les données de l'essai BBR à partir de celles de l'essai DSR. Cette étude a pour objectif d'explorer cette possibilité.

Ce rapport est composé de deux principales parties. Dans la première partie, nous présenterons les différentes connaissances acquises aujourd'hui sur les matériaux bitumineux afin de définir le cadre de notre étude. Dans la seconde partie, nous présenterons brièvement les enjeux autour des essais DSR et BBR puis nous essayerons de trouver un lien entre ces deux essais, et plus précisément, nous verrons s'il est possible de prédire les résultats de l'essai BBR à partir des résultats de l'essai DSR.

1 ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Ce chapitre résume les connaissances acquises à ce jour sur les propriétés des matériaux bitumineux afin d'établir le cadre général de cette étude.

Dans un premier temps, nous présenterons quelques généralités sur les matériaux bitumineux. Il s'agit en particulier d'étudier la composition et la fabrication de ces matériaux, ainsi que l'influence de différents paramètres comme le trafic et la température sur les propriétés des enrobés bitumineux.

Ensuite, les propriétés rhéologiques des enrobés seront abordées, et le comportement viscoélastique linéaire qui est le comportement du matériau dans l'ensemble de cette étude sera plus particulièrement étudié. Quelques modèles issus de la littérature permettant la modélisation du comportement des matériaux bitumineux en petites déformations seront présentés.

1.1 Généralités sur les matériaux bitumineux

1.1.1 Définition

On appelle enrobé hydrocarboné tout mélange de granulats et de liant hydrocarboné. Le terme est donc plus général que celui de béton bitumineux, puisqu'il inclut les mélanges dont le liant n'est pas forcément un bitume.

Les enrobés bitumineux sont composés de différents éléments : un liant bitumineux (4 à 8 % en masse), des agrégats et des fines (passant à 80 μm). L'obtention des enrobés par mélange des granulats et du liant hydrocarboné fait appel aux propriétés bien spécifiques des liants hydrocarbonés en général et donc du bitume. En particulier, le pouvoir d'adhésion aux granulats et la consistance variable avec la température du liant sont essentiels à l'obtention des enrobés.

Selon leur fonction et leur localisation dans la structure de chaussée, différentes compositions d'enrobés peuvent être utilisées, mais dans tous les cas, c'est le squelette minéral et la teneur en liant qui déterminent les caractéristiques mécaniques et fonctionnelles.

1.1.2 Fabrication des mélanges bitumineux

Plusieurs définitions peuvent être utilisées pour distinguer les différents types de mélange. L'une d'entre elle est de différencier les techniques d'incorporation du liant pour former le mélange avec la phase granulaire, il en existe trois principales :

- les matériaux enrobés à chaud en centrale ou hors du site d'application, ils sont élaborés à partir de plusieurs fractions granulaires recomposées en proportions bien définies,
- les matériaux traités à froid à l'émulsion, à la mousse de bitume ou avec un liant mixte hydrocarboné/hydraulique,
- les matériaux à base d'émulsion ou de bitume fluxé utilisés en traitement de surface, élaborés lors de la mise en œuvre avec des matériels spécialisés, comme les enduits superficiels, les coulis et enrobés coulés à froid.

1.1.3 Les composants des enrobés bitumineux

1.1.3.1 *Les granulats*

Les granulats sont un ensemble de grains dont le diamètre est inférieur à 80 mm [9]. Ils sont le constituant largement majoritaire des couches de chaussées (entre 92 et 96 % en masse). Les caractéristiques géométriques comme l'angularité ou l'état de surface des grains influencent directement la résistance de l'enrobé et ont donc un rôle important. Les granulats sont aussi résistants au gel et ont des caractéristiques physiques et chimiques compatibles avec celles du liant hydrocarboné.

1.1.3.2 *Les fines*

Les fines (ou fillers) proviennent soit du dépoussiérage des granulats, soit de production industrielle par mouture de roche. Ce sont des particules dont la définition normalisée correspond aux particules passant par un tamis de 80 μm . Le filler mêlé au liant constitue le mastic. Le rôle de ce dernier est de permettre une surface de contact suffisante entre les éléments du squelette granulaire tout en évitant que l'épaisseur moyenne de pellicule de liant enrobant les grains ne soit excessive.

La teneur en fines est essentielle car elle est directement liée à la teneur en liant. Plus la teneur en filler est élevée, plus la teneur en liant l'est également, ce qui assure des caractéristiques optimales à l'enrobé en terme de consistance, de viscosité et de rigidité. En outre, le filler accroît la compatibilité du mélange et permet un dosage élevé en liant, ce qui a pour effet d'accroître la cohésion et l'imperméabilité de l'enrobé sans risque de ressuage.

1.1.3.3 *Les liants hydrocarbonés*

Les liants hydrocarbonés sont des substances essentiellement constituées d'assemblages d'atomes de carbone et d'hydrogène. Au contact de particules solides comme les granulats, la structure moléculaire des liants hydrocarbonés permet de développer des forces de cohésion assurant une rigidité et une résistance à diverses sollicitations. Il existe trois différents types de liants :

- les bitumes qui sont produits en raffinerie à partir de la distillation fractionnée de certains pétroles bruts ; il s'agit de la fraction la plus lourde du pétrole,
- les goudrons qui proviennent de pyrogénéation des matières d'origine végétale, ils sont aujourd'hui interdits en France car ils sont cancérigènes,
- les liants naturels que l'on trouve dans la nature (roches asphaltées et bitumes naturels).

Le bitume est le liant le plus utilisé pour la conception des enrobés. Le bitume est un matériau avec un grand pouvoir agglutinant, il a une très bonne adhésion et une bonne stabilité, il est très étanche à l'eau et est insensible à de nombreux agents chimiques. En dépit d'un pourcentage massique très faible (entre 4 et 8 %), il transmet naturellement son comportement viscoélastique à l'enrobé. Il faut donc définir une teneur en liant optimale afin d'assurer la cohésion du mélange et le bon enrobage de tous les grains par un film mince de bitume, et ce, tout en évitant les problèmes d'orniérage et de fluage prononcés à haute température.

Le bitume est un matériau particulier car il est très sensible aux variations de température. C'est le seul matériau utilisé dans le génie civil qui se comporte comme un fluide newtonien visqueux à haute température (> 80°C) et comme un solide élastique fragile à basse température. Entre ces deux cas extrêmes, le bitume est un matériau viscoélastique linéaire ou non. Le bitume présente aussi une susceptibilité cinétique, c'est-à-dire que sa réponse varie selon le temps d'application des charges, qui peut aller de quelques fractions de seconde à plusieurs heures dans le domaine routier. Ainsi, la température et le type de sollicitation conditionnent fortement les propriétés mécaniques des bitumes et donc le comportement et la résistance des enrobés bitumineux [5].

1.1.4 **Influence des actions appliquées à la chaussée**

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. La présentation de ces deux effets majeurs fait l'objet des paragraphes suivants.

1.1.4.1 Effet du trafic

Chaque couche de chaussée est soumise à des écrasements et des flexions sous l'effet du trafic (Figure 1-1). Les amplitudes des cycles de chargement restant faibles (déformation de l'ordre de 10^{-4} m/m), le calcul des efforts et des déformations pour chaque cycle s'effectue traditionnellement en considérant un modèle multicouche élastique linéaire isotrope. Ceci nécessite, en premier lieu, la connaissance du module de Young et du coefficient de Poisson.

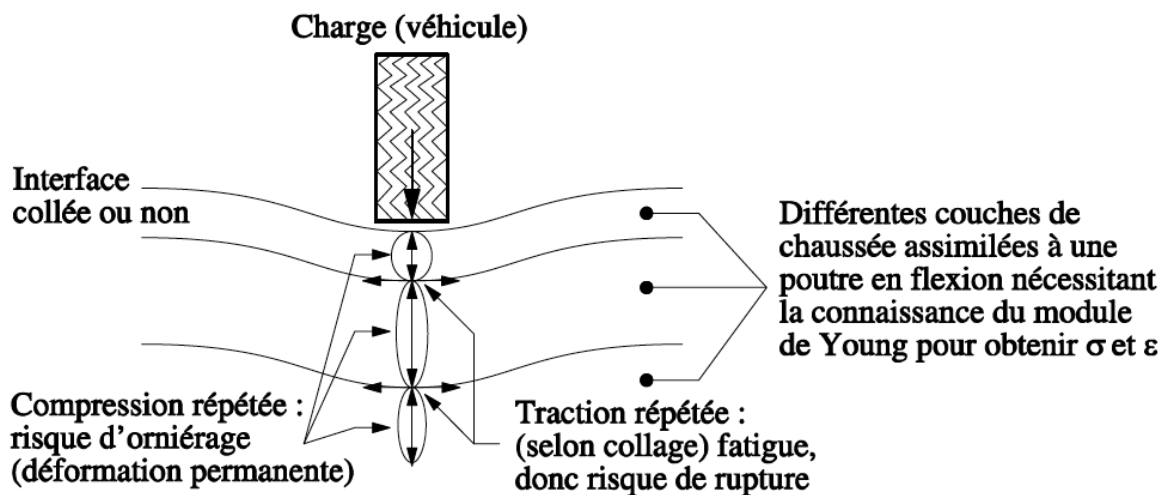


Figure 1-1. Schématisation des sollicitations induites par le trafic

Les « petites » tractions répétées à la base des couches, sous l'effet du passage des véhicules, créent des microdégradations qui s'accumulent et peuvent entraîner la ruine du matériau. C'est un phénomène de fatigue qui s'observe pour de nombreux matériaux (cf. 1.2). Ceci conduit généralement à l'apparition de fissures se propageant au travers de la chaussée.

Les compressions répétées sous le passage de la charge peuvent également créer des déformations permanentes qui induisent parfois un orniérage à la surface de la chaussée. Cet orniérage peut être dû au tassement des couches d'enrobés bitumineux mais aussi aux déformations des couches non liées inférieures éventuelles.

Nous pouvons également souligner qu'en raison des propriétés particulières apportées par le liant bitumineux, les enrobés possèdent un comportement (donc un module) fortement dépendant de la température et de la vitesse de chargement.

1.1.4.2 *Effet de la température*

La température a deux effets mécaniques principaux [5] :

- un changement de la rigidité (module) du matériau. Un enrobé bitumineux devient plus « mou » lorsqu'on le chauffe. Plus généralement, ce sont de matériaux thermosensibles. Leur comportement viscoplastique change donc en fonction de la température considérée,
- la création de contraintes et déformations au sein du matériau à cause des dilatations et contractions thermiques lors des changements de température (Figure 1-2).

Le premier effet est, en général, caractérisé par la dépendance du module de rigidité vis-à-vis de la température et de la vitesse de chargement en raison du caractère visqueux du comportement.

Le deuxième effet est particulièrement néfaste :

- lors d'un refroidissement, par exemple, la chaussée a tendance à se contracter. Or, les mouvements de contraction sont empêchés dans le sens longitudinal de la chaussée. Il s'exerce donc une traction sur cette chaussée dans le sens longitudinal d'où l'amorçage éventuel de fissures transversales qui peuvent se propager avec les cycles thermiques (journaliers ou autres).
- lorsqu'une couche de base traitée aux liants hydrauliques existe dans la chaussée (structures semi-rigides). En effet, cette couche traitée aux liants hydrauliques 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, c'est le phénomène de « remontée de fissure ».

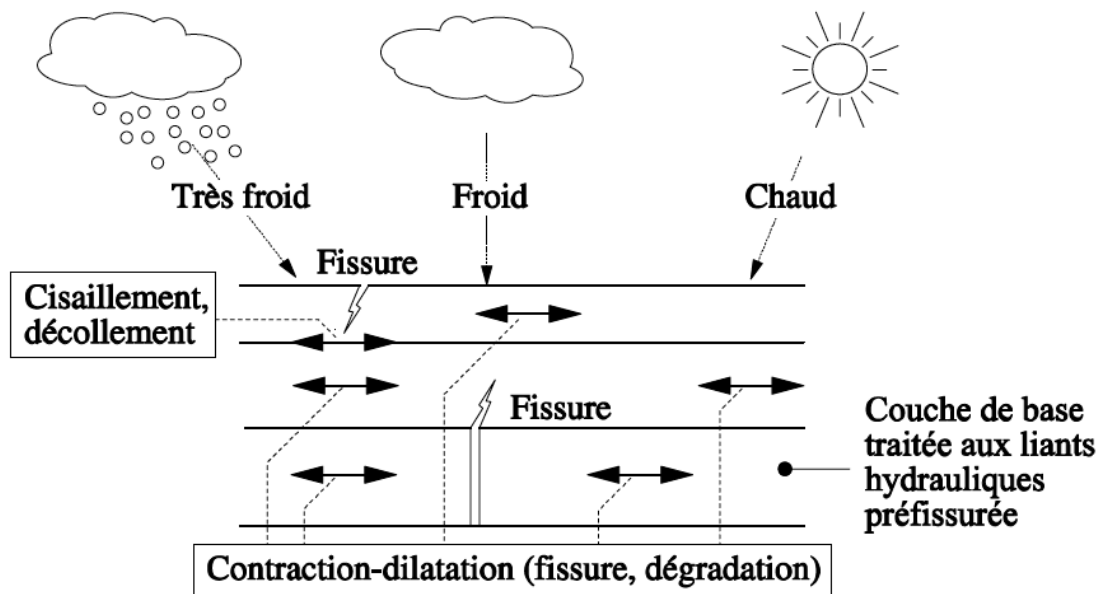


Figure 1-2. Schématisation des sollicitations induites par la température

1.1.5 Comportement des enrobés bitumineux

1.1.5.1 Grandes classes de comportement

Les enrobés bitumineux ont un comportement complexe. Il est néanmoins possible d'identifier quatre types de comportements principaux des enrobés bitumineux en considérant l'amplitude de la déformation $|\epsilon|$ et le nombre de cycles de chargement appliqués N [5] :

- Pour un faible nombre de chargement et des déformations de quelques pourcents, le comportement observé est fortement non linéaire.
- Pour des chargements comprenant quelques centaines de cycles et des déformations « faibles » ($<10^{-4}$) le comportement est considéré, en première approximation, viscoélastique linéaire (VEL).
- Lors de chargement de plusieurs dizaines de milliers de cycles et des déformations « faibles » un endommagement se développe, c'est le phénomène de « fatigue ».
- Lors de chargement par des cycles déviatoires en contraintes à partir d'une contrainte nulle, des déformations irréversibles se produisent pour des amplitudes de déformations proches de la rupture, c'est le phénomène d'orniérage visible sur les chaussées fortement sollicitées.

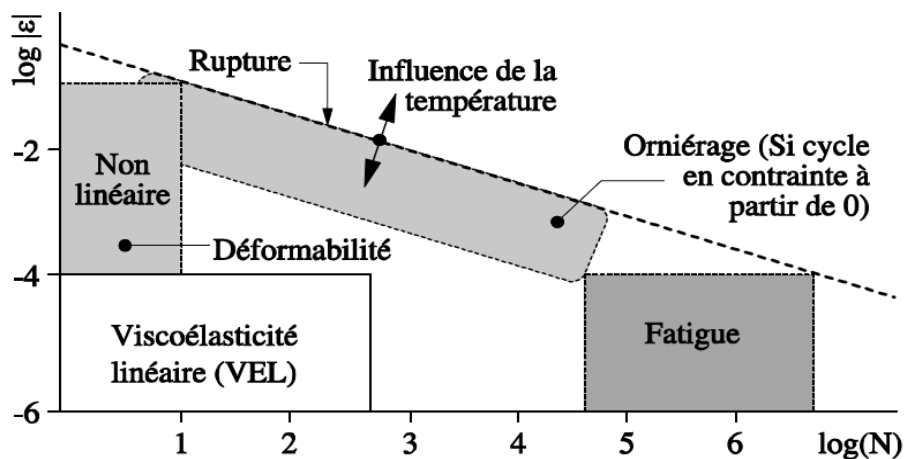


Figure 1-3. Comportement "types" des enrobés bitumineux à température fixée, ($|\epsilon|$) déformation – (N) nombre de chargement

La figure 1.3 fournit quelques ordres de grandeur des différents domaines de comportement du mélange bitumineux pour une température fixée. La représentation est à titre indicatif car le comportement et donc les limites entre les différents types dépendent fortement de la température, du matériau et du chemin de sollicitation (cisaillement, compression, traction, etc.). Ces différents types de comportement, et plus particulièrement le comportement en « fatigue » et le comportement viscoélastique linéaire sont pris en compte pour le dimensionnement des chaussées et la prédiction de leur durabilité.

1.1.5.2 Application au dimensionnement des structures routières

Compte tenu des sollicitations de trafic et climatiques ainsi que du comportement spécifique des matériaux bitumineux, il convient principalement de prendre en compte et de caractériser quatre propriétés thermomécaniques pour le dimensionnement des structures de chaussée [5] :

- la dépendance du module de rigidité vis-à-vis de la température et du mode de chargement ; ce point est détaillé dans la section 1.3 « Comportement viscoélastique linéaire – module »,
- la caractérisation de la fatigue ; c'est-à-dire la dégradation du matériau lorsqu'il est soumis à un grand nombre de « petits » chargement qui est traitée dans la section 1.2 « Fatigue des enrobés bitumineux »,
- la vérification de la résistance à l'orniéage qui correspond à l'accumulation de déformations permanentes. Cette propriété est aujourd'hui peu introduite dans les méthodes de dimensionnement,

- l'apparition et la propagation des fissures au travers de la structure de chaussée notamment à basse température. Malgré son importance, cette classe de comportement n'est généralement pas introduite dans l'approche traditionnelle de dimensionnement.

Les deux premières propriétés sont particulièrement importantes pour le dimensionnement des structures routières car elles permettent de préciser l'effet structurel et son évolution dans le temps. Soulignons que la température joue toujours un rôle essentiel dans les études relatives à ces matériaux.

1.2 Fatigue des enrobés bitumineux

Les enrobés bitumineux sont soumis, sur la route, à des sollicitations de courtes durées à chaque passage d'essieu de véhicule. Ainsi, les couches de chaussée sont soumises à des efforts de flexion et des contraintes de traction sont ainsi induites à la base de la chaussée et sont répétées à chaque passage de roues. La résistance des enrobés bitumineux étant plus faible en traction qu'en compression, la répétition de ces charges peut aboutir à terme à une fissuration par fatigue.

1.2.1 Définition

Le phénomène de fatigue d'un matériau se caractérise par sa rupture après application répétée d'un grand nombre de sollicitations (en pratique $N > 10^4$) dont l'amplitude est inférieure à celle conduisant à la rupture au premier chargement. On rencontre ce phénomène dans de nombreux domaines industriels qui mettent en jeu des sollicitations cycliques :

- sollicitation par flexion alternée d'un essieu (domaine routier),
- sollicitation par vibrations (aéronautique, ouvrages d'art),
- cycles de pressurisation et dépressurisation à chaque vol pour les avions.

Les premières études fondamentales du phénomène de fatigue en laboratoire ont été entreprises en 1852 par Wöhler sur les métaux. Aujourd'hui, ce sont les matériaux pour lesquels nous avons le plus de connaissances sur ce sujet mais la fatigue des bétons, des matériaux routiers et d'un grand nombre de matériaux composites ont également fait l'objet de nombreuses études. 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 d'un tel essai est la courbe de Wöhler aussi appelée

courbe de fatigue (Figure 1-4). Cette courbe fait correspondre une durée de vie pour la sollicitation appliquée S qui peut être soit une contrainte soit une déformation.

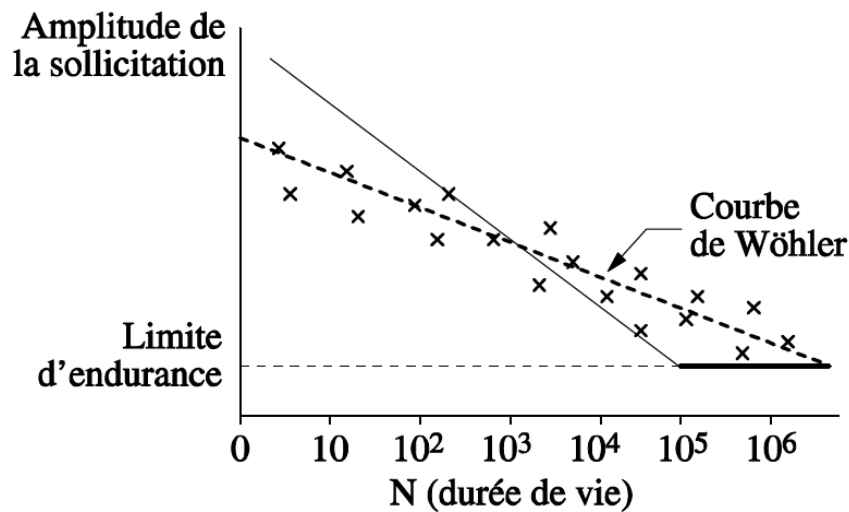


Figure 1-4. Courbe de Wöhler. Limite d'endurance

Cette courbe est obtenue expérimentalement en réalisant plusieurs essais de fatigue sur le même matériau, à différents niveaux de sollicitation. Il est nécessaire de procéder à un grand nombre d'essai pour avoir une courbe satisfaisante. Habituellement, on peut caractériser la courbe de fatigue par l'une ou l'autre des relations suivantes :

- $S = A N^{-b}$: la courbe est alors une droite en coordonnées logarithmiques, ou
- $S = \alpha - \beta \log(N)$: la courbe est alors une droite en repère semi-logarithmique.

Pour certains matériaux, il existe un seuil de sollicitation au-dessous duquel on peut appliquer la sollicitation un nombre infini de fois ou expérimentalement très grand sans observer de rupture de l'éprouvette, cette valeur seuil est appelée limite de fatigue ou limite d'endurance du matériau (Figure 1-4). Pour les matériaux bitumineux, aucune limite d'endurance n'a été mise en évidence à ce jour. En revanche, pour ces matériaux, le phénomène de fatigue se caractérise par la chute progressive du module de rigidité jusqu'à la rupture par fissuration.

1.2.2 Différents essais de fatigue

Il existe une multitude d'essais de fatigue différents. Parmi eux, nous pouvons citer trois catégories d'essais distincts, classés suivant le mode de sollicitation choisi : les essais de flexion, de traction-compression et de cisaillement. En France, l'essai de référence est l'essai de flexion 2 points réalisés à la température de 10°C et à la fréquence de 25 Hz. Un

deuxième essai très couramment utilisé est l'essai de traction-compression à la même température mais pour une fréquence de 10 Hz.

1.2.3 Mécanisme de la fatigue

Dans la plupart des modélisations effectuées, on utilise une variable d'endommagement D qui caractérise la perte relative de norme du module complexe (ou module de rigidité), mesuré à la fréquence et à la température de l'essai de fatigue, entre l'état initial et l'état du matériau au cycle N (Figure 1-5).

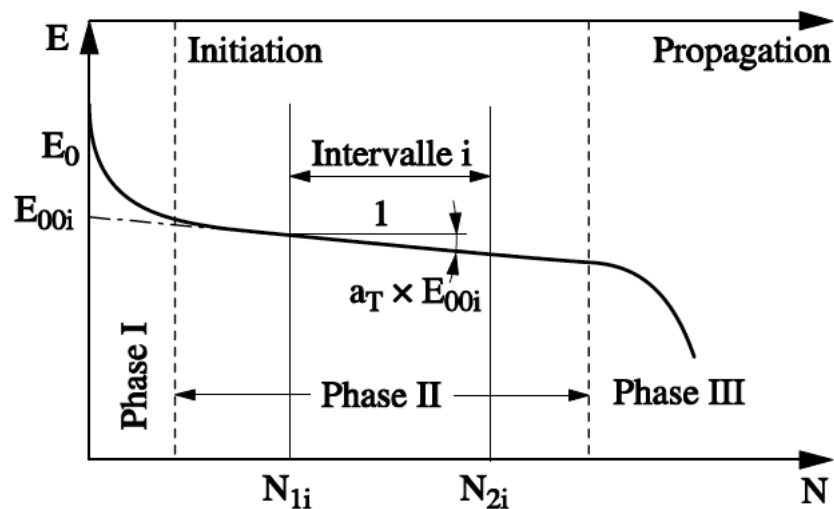


Figure 1-5. Courbe classique de variation du module complexe au cours d'un essai de fatigue

Au cours d'un essai de fatigue, nous pouvons distinguer trois phases d'évolution du module de rigidité en fonction du nombre de cycles :

- phase I (ou phase d'échauffement) : cette phase se traduit par une chute rapide de la valeur du module (dissipation thermique et thixotropie),
- phase II (ou phase de fatigue) : une décroissance lente et quasi-linéaire du module est observée ainsi qu'une évolution lente du dommage,
- phase III (ou phase de rupture) : le module chute brutalement, les contraintes se concentrent dans le voisinage des zones endommagées et les fissures se propagent jusqu'à la rupture de l'éprouvette.

Il faut souligner qu'au cours d'un tel essai, la diminution du module complexe entre la première et la troisième phase peut être assez importante, le module complexe peut ainsi se trouver réduit de 50 % avant la rupture.

1.3 Comportement viscoélastique linéaire - module

Dans cette partie, nous décrivons le comportement des matériaux bitumineux en petites déformations, dans le domaine viscoélastique linéaire (Figure 1-3). Ce domaine de comportement est fondamental car il s'agit du domaine dans lequel se trouve le matériau pour l'ensemble des essais pratiqués dans cette étude.

1.3.1 Hypothèses

Dans la littérature, les enrobés bitumineux sont généralement considérés comme des milieux continus, isotropes, viscoélastiques linéaires et thermosensibles.

1.3.1.1 *Milieu continu*

Bien que sa structure composite grenue confère à l'enrobé utilisé couramment sur chaussée un caractère hétérogène, on peut faire l'hypothèse de milieu continu à l'échelle d'une couche de chaussée (sauf dans le cas des couches très minces). Pour les éprouvettes de laboratoire, on considère généralement qu'un rapport de 5 entre la taille du plus gros granulats et celle de l'éprouvette est au moins nécessaire pour considérer celle-ci homogène. Bien que ce rapport ne soit pas toujours obtenu (de l'ordre de 3 pour certaines éprouvettes testées en fatigue), on fait l'hypothèse de milieu continu [5].

1.3.1.2 *Isotropie*

Le mode de mise en œuvre de l'enrobé sur les chaussées (répandage du matériau foisonné par couche et compactage par passages successifs de compacteurs à la surface) confère au matériau une certaine anisotropie due à une orientation privilégiée des grains par le compactage. En outre, un gradient de densité peut apparaître dans le sens de l'épaisseur de la couche. De la même façon, les éprouvettes fabriquées en laboratoire présentent ce type de propriétés. Pour minimiser ces effets, on réalise souvent les essais sur des éprouvettes prélevées au cœur du matériau et dans une même direction. Dans les calculs de dimensionnement routier, on fait l'hypothèse d'isotropie du matériau [5].

1.3.1.3 *Viscoélasticité et linéarité*

L'enrobé bitumineux hérite des caractéristiques viscoélastiques du liant qu'il contient. C'est un matériau viscoélastique thermosensible. Lorsque les charges lui sont appliquées très rapidement, il présente un comportement pratiquement élastique. À l'inverse, lorsqu'elles sont appliquées très lentement, son comportement à une forte prédominance visqueuse. Entre ces deux cas extrêmes, il présente un comportement dont la

linéarité dépend du niveau de déformation. On considère qu'il existe un domaine de sollicitation pour lequel les enrobés bitumineux ont un comportement linéaire. C'est dans le domaine de linéarité que sont réalisées les mesures de module des matériaux bitumineux. Ceci nécessite donc d'appliquer des « petites déformations ». Les résultats expérimentaux montrent que la linéarité du comportement peut être considérée jusqu'à des amplitudes de déformations de 10^{-4} m/m [5].

L'hypothèse d'un comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux suppose la validité du principe de superposition de Boltzmann : la réponse d'un matériau à une sollicitation composée d'un certain nombre de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations élémentaires.

1.3.1.4 *Influence de la température*

La température est un paramètre déterminant du comportement du matériau bitumineux. En effet, comme le liant qui entre dans sa composition, l'enrobé bitumineux est thermosusceptible, c'est-à-dire que ses propriétés dépendent fortement de sa température. A basse température, l'enrobé possède sous sollicitation usuelle (trafic routier) une rigidité élevée et il peut se montrer fragile du fait de la fragilité du liant à basse température. A température élevée, il présente un module faible et une déformabilité importante [5].

1.3.2 **Mesure sous chargement sinusoïdal – Module complexe**

1.3.2.1 *Module complexe*

Le module complexe est mesuré à l'aide d'un essai consistant à soumettre le matériau à des sollicitations sinusoïdales de fréquences variées. Ces mesures étant effectuées dans le domaine des petites déformations pour lequel l'enrobé se comporte principalement comme un matériau VEL, la réponse établie à une sollicitation sinusoïdale est aussi sinusoïdale.

Le module complexe E^* est le nombre complexe défini par le rapport entre l'amplitude complexe de la contrainte sinusoïdale de pulsation ω appliquée au matériau $\sigma(t) = \sigma_0 \cdot \sin(\omega t)$ et l'amplitude complexe de la déformation sinusoïdale induite en régime établi. Compte tenu du caractère viscoélastique du matériau, la déformation accuse un retard par rapport à la contrainte, se traduisant par un angle de déphasage φ entre les deux signaux : $\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \cdot \sin(\omega t - \varphi)$.

En posant :

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 e^{i\omega t} \quad \text{Équation 1-1}$$

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)} \quad \text{Équation 1-2}$$

Le module complexe est donné par :

$$E^*(t) = \frac{\sigma^*(t)}{\varepsilon^*(t)} \quad \text{Équation 1-3}$$

$$E^*(t) = \frac{\sigma_0 e^{i\omega t}}{\varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)}} = |E^*| e^{i\varphi} \quad \text{Équation 1-4}$$

$|E^*|$ est la norme du module complexe, souvent appelé module de rigidité.

φ est appelé angle de phase du matériau. Il intervient, en particulier, pour la quantification de l'énergie dissipée dans la matière à chaque cycle de chargement.

Le module complexe peut également être noté de la manière suivante :

$$E^* = E_1 + iE_2 \quad \text{Équation 1-5}$$

où E_1 est appelé module d'élasticité dynamique et E_2 module de perte.

L'introduction du module complexe permet de généraliser aux corps viscoélastiques des méthodes de résolution de problèmes mécaniques développés pour les corps élastiques.

1.3.2.2 Exemple de résultats

Les composantes du module complexe varient en fonction de la température et de la fréquence de sollicitation fixée pour chaque essai de module complexe. Il est alors d'usage de représenter les résultats obtenus sous différentes formes classiques.

1.3.2.2.1 Courbes isothermes

Elles sont obtenues en représentant l'évolution de la norme du module complexe en fonction de la fréquence, pour chaque température testée et en coordonnées bi-logarithmiques. Outre les valeurs de module directement utilisables pour les calculs de dimensionnement, la pente des isothermes permet d'évaluer la susceptibilité cinétique du matériau bitumineux (c'est-à-dire la variation de module avec la vitesse de sollicitation).

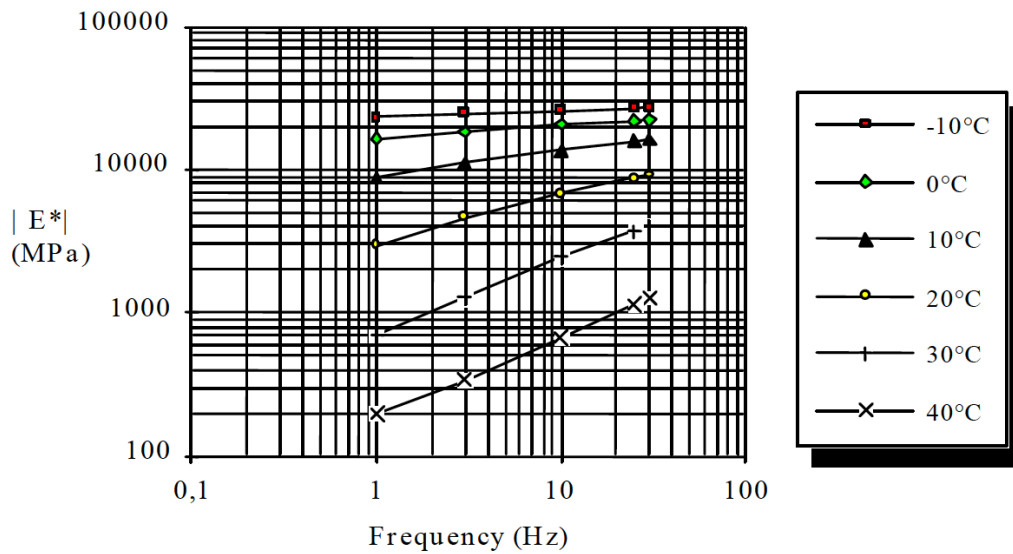


Figure 1-6. Isothermes de module complexe sur BBSG

1.3.2.2.2 Courbes isochrones

La représentation en courbes isochrones est similaire à la précédente, mais il faut inverser le rôle des paramètres fréquence et température. Le graphique est présenté en coordonnées semi-logarithmiques. A l'instar des courbes isothermes, cette représentation permet cette fois d'évaluer la susceptibilité thermique de l'enrobé bitumineux (variation du module pour une variation de température).

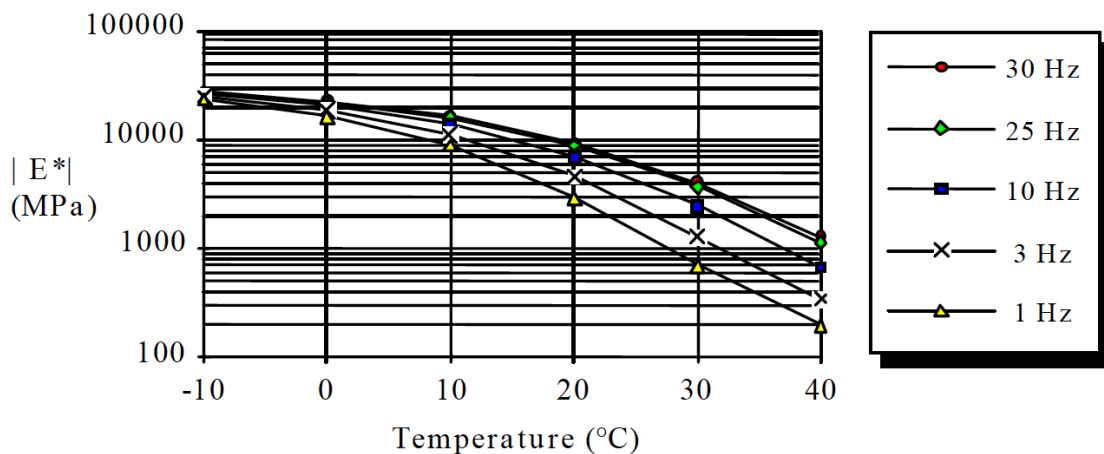


Figure 1-7. Isochrones de module complexe sur BBSG

1.3.2.2.3 Courbe dans le plan de Cole-Cole

Il s'agit d'une représentation dans le plan complexe figurant la partie imaginaire du module complexe en ordonnée et sa partie réelle en abscisse. La courbe obtenue est caractéristique du matériau étudié. Lorsque le matériau obéit au principe d'équivalence Temps-Température (cf. 1.3.3), les points expérimentaux permettent de définir une courbe unique. Cette représentation peut être utilisée pour la calibration d'un modèle de comportement rhéologique.

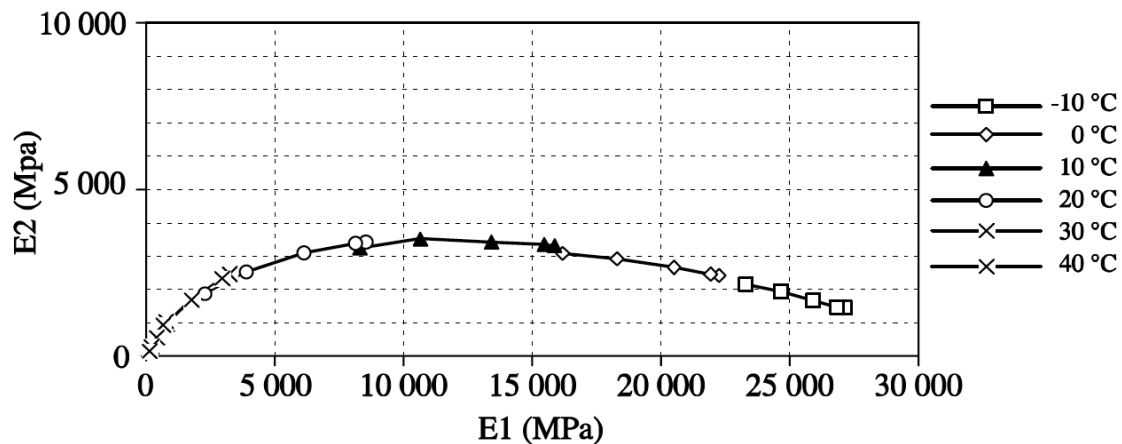


Figure 1-8. Module complexe dans le plan de Cole-Cole sur BBSG

1.3.2.2.4 Courbe dans l'espace de Black

Dans cette représentation, il s'agit de tracer la norme du module complexe en fonction de l'angle de phase, en coordonnées semi-logarithmiques. Une des particularités de cette représentation pour les enrobés bitumineux consiste à placer l'abscisse (à savoir l'angle de phase) à gauche de l'axe des ordonnées, croissant de droite à gauche (figure 1-9). La courbe obtenue peut également être unique dans le cas d'un matériau respectant le principe d'équivalence Temps-Température (cf. 1.3.3).

La représentation dans l'espace de Black est souvent utilisée pour visualiser la zone des modules faibles et en particulier la diminution de l'angle de phase pour les hautes températures. Cette diminution est liée à la présence des granulats dans le mélange.

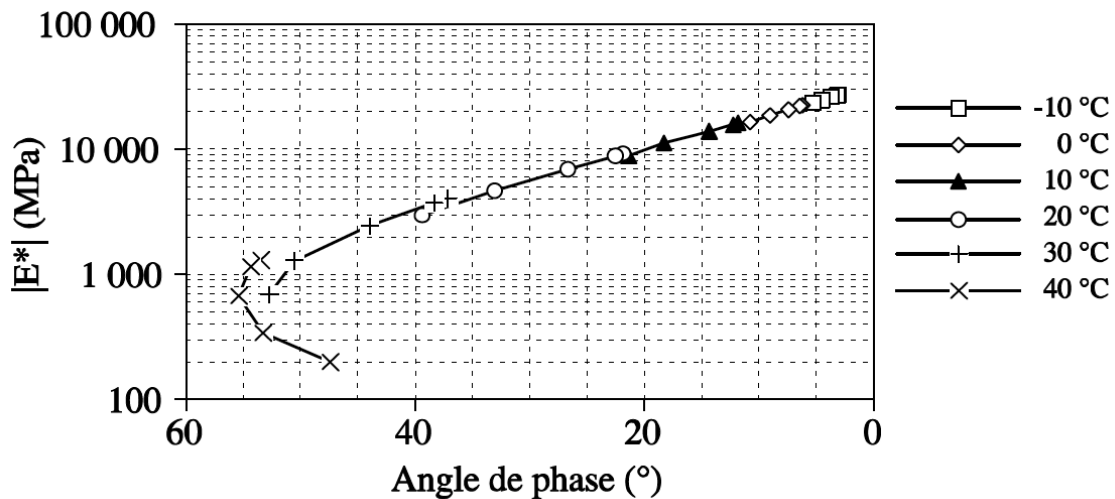


Figure 1-9. Module complexe dans l'espace de Black sur BBSG

1.3.3 Principe d'équivalence Temps-Température (PETT)

1.3.3.1 Définition

Le module complexe E^* est une fonctions de deux variables indépendantes (la fréquence ou pulsation ω et la température T) : $E^*(\omega, T)$. Néanmoins, on a remarqué sur les représentations dans le plan de Cole-Cole et dans l'espace de Black, que les points expérimentaux s'ajustent en première approximation sur une courbe unique qui n'est influencée ni par la température, ni par la fréquence. Cette constatation montre donc qu'en première approximation, il y a équivalence entre la température et la fréquence. La courbe du module peut donc être paramétrée par une seule variable « g », fonction de la fréquence et de la température :

$$E^*(\omega, T) = E^*[g(\omega, T)] \quad \text{Équation 1-6}$$

Les matériaux vérifiant cette propriété sont qualifiés de thermorhéologiquement simples, les enrobés bitumineux font partie de cette catégorie. En traçant les isothermes de $|E^*|$ en fonction du logarithme de la fréquence, on remarque qu'en translatant les isothermes le long de l'axe des fréquences, on obtient une courbe unique appelée « courbe maîtresse », qui couvre une isotherme T_{ref} choisie comme référence. La Figure 1-10 présente le cas d'une courbe maîtresse obtenue pour $T_{ref} = 0^\circ\text{C}$ pour un BBSG.

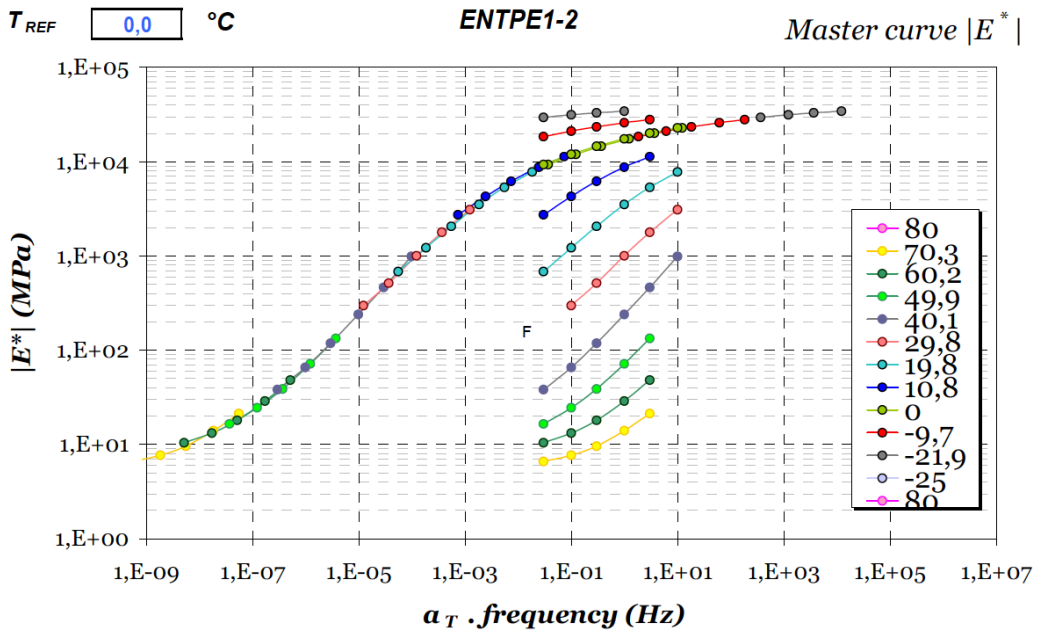


Figure 1-10. Exemple d'isothermes et de courbe maîtresse à 0°C pour un BBSG

Le facteur de translation de l'isotherme T par rapport à l'isotherme T_{ref} de référence choisie est a_T tel que :

$$E^*(\omega, T) = E^*(\omega \cdot a_T, T_{ref}) \quad \text{Équation 1-7}$$

On peut alors écrire :

$$g(\omega, T) = \omega \tau(T) \quad \text{Équation 1-8}$$

où τ est une fonction de la température T et est appelée temps de relaxation. Cette fonction est de la forme suivante :

$$\tau(T) = \tau_0 a_T \quad \text{Équation 1-9}$$

τ_0 est le temps de relaxation à la température de référence T_{ref} et le coefficient de translation a_T est égal à 1 pour cette même température.

1.3.3.2 Différentes formes de a_T

Différentes formes d'évolution de a_T sont données dans la littérature. Les plus utilisées sont :

- une équation de type Arrhenius :

$$\log(a_T) = \frac{\Delta H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{ref}} \right) \quad \text{Équation 1-10}$$

avec ΔH l'énergie d'activation et R la constante des gaz parfaits,

- la formule établie expérimentalement par William, Landel et Ferry, dite « de WLF » [10] :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_{ref})}{C_2(T - T_{ref})} \quad \text{Équation 1-11}$$

avec C_1 et C_2 qui sont des constantes du matériau, et qui varient avec la température de référence T_{ref} .

L'expression « WLF » traduit correctement les évolutions obtenues expérimentalement au Laboratoire Génie Civil et Bâtiment en petites déformations. Elle sera utilisée dans la suite de cette étude.

1.4 Modélisation du comportement des enrobés bitumineux

Cette partie est consacrée à une présentation non exhaustive des différents modèles rhéologiques trouvés dans la littérature pour la modélisation des matériaux bitumineux en petites déformations, c'est-à-dire dans le domaine viscoélastique linéaire.

1.4.1 Assemblage discret de ressorts et d'amortisseurs - spectre discret

Toute combinaison de ressorts (éléments élastiques) et d'amortisseurs (éléments visqueux Newtoniens) constitue un modèle analogique viscoélastique linéaire. De nombreux modèles combinant ressorts et amortisseurs linéaires sont utilisés pour tenter de décrire le comportement VEL des liants et des enrobés bitumineux. Les combinaisons les plus simples sont les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt.

1.4.1.1 Modèle de Maxwell

Le modèle de Maxwell (Figure 1-11) est composé de l'assemblage en série d'un ressort de rigidité E et d'un amortisseur de viscosité η . Ce modèle modélise le comportement d'un liquide viscoélastique.

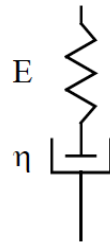


Figure 1-11. Modèle de Maxwell

La fonction de fluage est donnée par :

$$F(t) = \frac{1}{E} + \frac{t}{\eta} \quad \text{Équation 1-12}$$

La fonction de relaxation est donnée par :

$$R(t) = Ee^{-\frac{t}{\tau}} \quad \text{Équation 1-13}$$

avec $\tau = \frac{\eta}{E}$, ou τ est le temps de relaxation.

Si τ est une fonction de la température, le PETT est valide. Cette remarque s'applique également aux paragraphes suivants.

Le module complexe du modèle de Maxwell s'écrit comme suit :

$$E^*(\omega) = E \frac{i\omega\tau}{1 + i\omega\tau} = \frac{E\omega^2\eta^2 + iE^2\omega\eta}{E^2 + \omega^2\eta^2} \quad \text{Équation 1-14}$$

1.4.1.2 Modèle de Kelvin-Voigt

Le modèle de Kelvin-Voigt (Figure 1-12) est composé de l'assemblage en parallèle d'un ressort et de rigidité E et d'un amortisseur de viscosité η . Ce modèle modélise le comportement d'un solide viscoélastique.

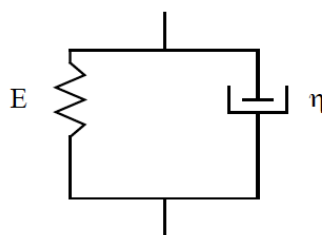


Figure 1-12. Modèle de Kelvin-Voigt

La fonction de fluage est donnée par :

$$F(t) = \frac{1}{E} (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \quad \text{Équation 1-15}$$

La fonction de relaxation est donnée par :

$$R(t) = E + \eta \delta(t) \quad \text{Équation 1-16}$$

avec $\tau = \frac{\eta}{E}$, et δ la fonction « impulsion » de Dirac.

Le module complexe du modèle de Kelvin-Voigt s'écrit comme suit :

$$E^*(\omega) = E + i\omega\eta \quad \text{Équation 1-17}$$

Les deux modèles analogiques simples de Maxwell et de Kelvin-Voigt ne peuvent pas décrire correctement le comportement complexe des matériaux bitumineux. Néanmoins, ils peuvent constituer des éléments de base pour des associations plus complexes.

1.4.1.3 Modèles de Maxwell et Kelvin-Voigt généralisés

Ces modèles sont constitués d'un nombre fini n de modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt en parallèle ou en série. Ils permettent de décrire de façon tout à fait satisfaisante le comportement des enrobés bitumineux à condition qu'un nombre suffisant d'éléments (n) soit considéré ($n=8$ apparaît comme un minimum) [5].

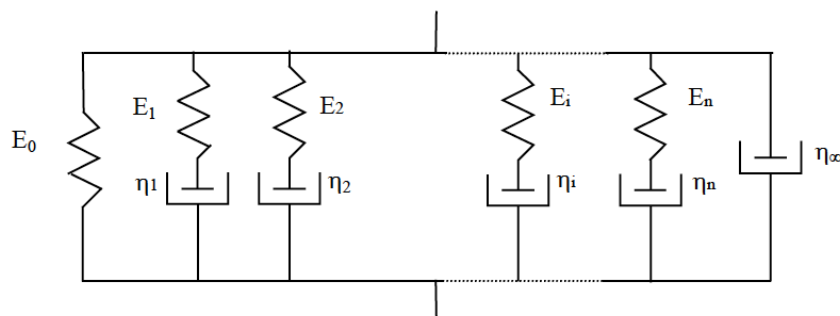


Figure 1-13. Modèle de Maxwell généralisé

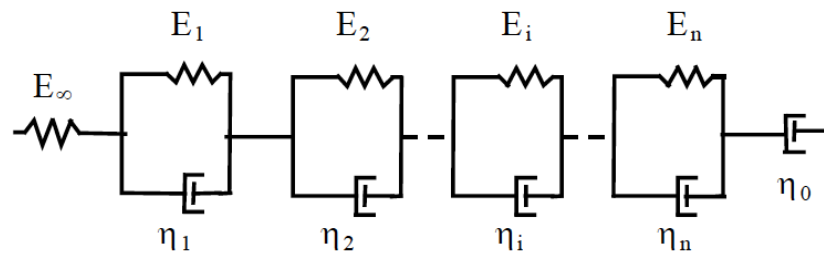


Figure 1-14. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

1.4.2 Modèles analogiques « avancés » - spectre continu

Les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés comportant un nombre discret d'éléments (n) ne sont pas toujours appropriés pour la description d'un comportement VEL complexe. Néanmoins, en augmentant n , la modélisation est améliorée. L'utilisation d'un modèle constitué d'un nombre infini d'éléments de Maxwell ou de Kelvin-Voigt, par là-même caractérisé par un spectre continu, est une amélioration possible qui permet de décrire tout type de comportement viscoélastique linéaire. Plus généralement, tout matériau viscoélastique linéaire peut être représenté par un assemblage ayant éventuellement un nombre infini d'éléments de Maxwell ou de Kelvin-Voigt respectivement en parallèle ou en série. Des exemples de modèles analogiques à spectre continu sont présentés dans les sections suivantes.

1.4.2.1 Élément Parabolique

Un élément parabolique est un modèle analogique possédant une fonction de fluage de type parabolique, et, en conséquence, un module complexe E^* s'écrivant comme suit :

$$F(t) = a\left(\frac{t}{\tau}\right)^h \quad \text{Équation 1-18}$$

$$E^*(i\omega\tau) = \frac{(i\omega\tau)^h}{a\Gamma(h+1)} \quad \text{Équation 1-19}$$

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

$\omega = 2\pi f$, la pulsation,

h : exposant tel que $0 < h < 1$,

a : constante sans dimension,

Γ : fonction gamma,

τ : temps caractéristique dont la valeur varie uniquement avec la température et qui tient compte du Principe d'Equivalent Temps-Température (cf. 1.3.3).

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

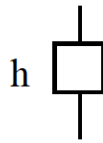


Figure 1-15. Représentation de l'élément parabolique

1.4.2.2 Modèle de Huet et de Huet Sayegh

Le modèle d'Huet (Figure 1-16) est un modèle analogique à 4 paramètres qui associe en série un ressort de raideur E_∞ (qui représente le module instantané) et deux amortisseurs à lois de fluage paraboliques de paramètres h et k . Ce modèle est à spectre continu, i.e. il peut être représenté par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle.

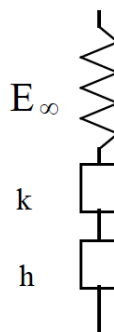


Figure 1-16. Représentation du modèle de Huet

L'expression du module complexe est sous la forme suivante :

$$E^*(\omega) = \frac{E_\infty}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad \text{Équation 1-20}$$

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

$\omega = 2\pi f$, la pulsation,

E_∞ : limite du module complexe quand $\omega\tau$ tend vers l'infini,

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

δ : constante sans dimension,

τ : temps caractéristique dont la valeur varie uniquement avec la température et qui tient compte du Principe d'Equivalent Temps-Température (cf. 1.3.3).

Aucune expression analytique de la fonction de relaxation $R(t)$ n'est disponible. La fonction de fluage est donnée par :

$$F(t) = \frac{1}{E_\infty} \left(1 + \delta \frac{(t/\tau)^k}{\Gamma(k+1)} + \delta \frac{(t/\tau)^h}{\Gamma(h+1)} \right) \quad \text{Équation 1-21}$$

La calage du module complexe n'étant pas satisfaisant aux basses fréquences pour lesquelles les enrobés bitumineux possèdent un module statique, le modèle d'Huet a été adapté par Sayegh, via l'ajout d'un ressort en parallèle de très faible rigidité par rapport à E_∞ (Figure 1-17).

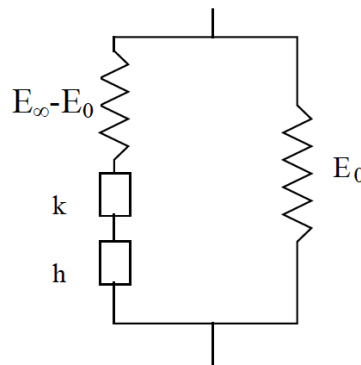


Figure 1-17. Représentation du modèle de Huet-Sayegh

Le module complexe du système s'exprime sous la forme suivante :

$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad \text{Équation 1-22}$$

avec les mêmes notations que précédemment et E_0 le module statique.

Le modèle de Huet-Sayegh est un modèle analogique qui permet de représenter correctement le comportement des enrobés bitumineux sur toute la gamme de fréquence et de température. De plus, seulement six constantes (δ , k , h , E_∞ , E_0 et τ_0) (Equation 1-22) sont nécessaires pour déterminer le comportement VEL du matériau considéré à une température donnée. Ces six constantes peuvent être obtenues par un procédé d'optimisation à partir des résultats de module complexe.

Cependant, le modèle de Huet-Sayegh, qui permet un meilleur ajustement avec les résultats expérimentaux que le modèle d'Huet dans le domaine des très basses fréquences ou très hautes températures 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 d'Huet dont la modélisation est correcte, à condition de ne pas se placer dans le domaine des très faibles modules.

1.4.2.3 Modèle 2S2P1D

1.4.2.3.1 Présentation du modèle général 2S2P1D

Le modèle 2S2P1D (Figure 1.18) est une généralisation du modèle de Huet-Sayegh (cf. 1.4.4.2). Il a été développé au sein de laboratoire Génie Civil et Bâtiment de l'ENTPE [12]. Il a été adapté du modèle de Huet-Sayegh en ajoutant un amortisseur linéaire en série avec les deux éléments paraboliques.

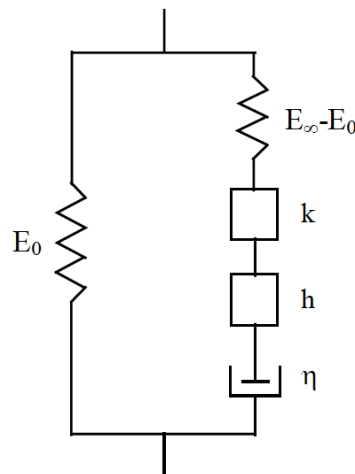


Figure 1-18. Représentation du modèle 2S2P1D

Le module complexe du modèle 2S2P1D peut s'écrire :

$$E^*_{2S2P1D}(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad \text{Équation 1-23}$$

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

$\omega = 2\pi f$, la pulsation,

E_0 : (« module statique »), le module quand $\omega\tau$ tend vers 0,

E_∞ : (« module vitreux »), le module quand $\omega\tau$ tend vers l'infini,

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

δ : constante sans dimension,

β : constante sans dimension,

η : viscosité Newtonienne, $\eta = (E_\infty - E_0)\beta\tau$

τ : temps caractéristique dont la valeur varie uniquement avec la température et qui tient compte du Principe d'Equivalent Temps-Température (cf. 1.3.3).

Seulement 7 constantes (δ , k , h , E_∞ , E_0 , β et τ_0) sont nécessaires pour déterminer le comportement viscoélastique linéaire du matériau bitumineux considéré à une température donnée. Ce modèle permet de prendre en considération le comportement purement visqueux des liants non modifiés à haute température. Pour les liants, le module statique expérimental E_0 est très proche de zéro, il peut donc être considéré nul et le nombre de constantes du modèle est réduit à 6.

En considérant le PTT valide, l'évolution de τ peut être décrite par la loi WLF. Les deux constantes C_1 et C_2 de cette équation (Equation 1-11) sont nécessaires. Le nombre de constantes du modèle s'élève à 9 (et 8 pour la majorité des bitumes pour lesquels $E_0 = 0$). Ainsi, la connaissance de ces 9 constantes permet de définir entièrement le modèle à n'importe quelle température et à n'importe quelle fréquence. Enfin, contrairement aux modèles de Huet et de Huet-Sayegh, aucune expression analytique de la fonction de fluage de ce modèle n'est disponible dans le domaine temporel. La Figure 1-19 montre comment les différents paramètres du modèle influencent la forme de la courbe obtenue dans le plan de Cole-Cole, et donc, comment il est possible de calibrer le modèle à partir de résultats d'essais de module complexe.

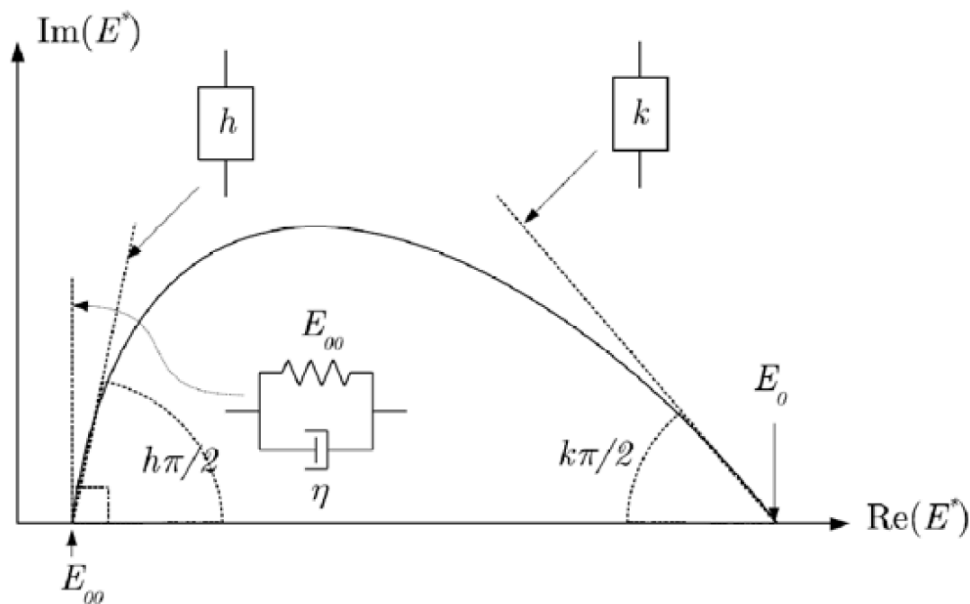


Figure 1-19. Calibration des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module complexe dans le plan de Cole-Cole

1.4.2.3.2 Formalisme tridimensionnel

Une extension du modèle au cas tridimensionnel a été développée au LGCB [12]. Cette extension permet de simuler le comportement tridimensionnel de tous les matériaux bitumineux : liant, mastic et enrobé.

On se place dans le cas d'un essai triaxial pour lequel on applique une contrainte axiale sinusoïdale $\sigma_1(t) = \sigma_{01} \cdot \sin(\omega t)$ à une éprouvette cylindrique. On mesure la déformation axiale $\varepsilon_1(t) = \varepsilon_{01} \cdot \sin(\omega t - \varphi_E)$ et la déformation radiale $\varepsilon_2(t) = -\varepsilon_{02} \cdot \sin(\omega t + \varphi_v)$ où φ_E est l'angle de déphasage entre la déformation axiale et la contrainte axiale et φ_v l'angle de déphasage entre la déformation axiale et la déformation radiale. En posant :

$$\sigma_1^*(t) = \sigma_{01} e^{i\omega t} \quad \text{Équation 1-24}$$

$$\varepsilon_1^*(t) = \varepsilon_{01} e^{i(\omega t - \varphi_E)} \quad \text{Équation 1-25}$$

$$\varepsilon_2^*(t) = -\varepsilon_{02} e^{i(\omega t - \varphi_v)} \quad \text{Équation 1-26}$$

Il est possible de définir le coefficient de Poisson complexe du matériau :

$$v^*(\omega) = -\frac{\varepsilon_2^*}{\varepsilon_1^*} = |v^*(\omega)| e^{i\varphi_v} \quad \text{Équation 1-27}$$

L'extension tridimensionnelle du modèle 2S2P1D donne l'expression suivante pour le coefficient de Poisson complexe du matériau étudié :

$$v_{2S2P1D}^*(\omega) = v_0 + (v_\infty - v_0) \frac{E_{2S2P1D}^*(\omega) - E_0}{E_\infty - E_0} \quad \text{Équation 1-28}$$

où les notations sont identiques à celles de l'Equation 1-23 avec en sus :

v_0 : la valeur du coefficient de Poisson lorsque $\omega\tau$ tend vers 0,

v_∞ : la valeur du coefficient de Poisson lorsque $\omega\tau$ tend vers l'infini.

2 Comparaison des propriétés rhéologiques des bitumes obtenues par deux essais différents

Cette partie est consacrée à une étude autour des propriétés rhéologiques de différents bitumes obtenues par deux essais différents. La méthode et les résultats présentés ci-après sont en fait la poursuite d'un travail débuté lors de mon stage MSP et qui a abouti au cours de mon TFE à une présentation lors d'une conférence internationale à Stockholm. Un article a également été publié dans un journal international de rang A [4]. Enfin, soulignons que cette étude a été menée en partenariat avec l'Université du Minnesota et l'Université technique de Braunschweig.

Dans un premier temps, nous verrons le contexte de cette étude. Par la suite, nous présenterons les matériaux testés ainsi que les essais effectués sur ces derniers. Nous montrerons alors les résultats expérimentaux trouvés puis nous effectuerons une modélisation et une analyse des données. Enfin, nous terminerons en développant deux études complémentaires directement liées à notre étude.

2.1 Contexte de l'étude

Comme nous l'avons vu avant dans ce rapport, la caractérisation des matériaux bitumineux est essentielle dans l'étude de ces matériaux. Aux Etats-Unis, le « Strategic Highway Research Program » (SHRP) a permis de mettre au point un système de classification des matériaux bitumineux au début des années 1990 [1] [2] [3]. Ce dernier repose principalement sur la définition du « Performance Grade » (PG) de ces matériaux. Les tests et analyses nécessaires pour déterminer le PG servent à caractériser les liants bitumineux utilisés dans le domaine routier et sont également une base pour l'analyse du comportement des liants bitumineux dans la plupart des études scientifiques. Précisons que dans cette étude, nous nous intéresserons uniquement aux liants bitumineux et non aux enrobés.

La plupart des données requises pour calculer le PG d'un liant sont obtenues grâce à deux types d'essais distincts que nous allons présenter dans les paragraphes suivants : l'essai « Bending Beam Rheometer » (BBR) [2] et l'essai « Dynamic Shear Rheometer » (DSR) [3].

2.1.1 L'essai « Bending Beam Rheometer » (BBR)

L'essai BBR, aussi appelé rhéomètre « poutre en flexion » est un essai de fluage à basse température par flexion d'un barreau de bitume. Lors de cet essai, le barreau de bitume est immergé dans un bain maintenu à la température souhaitée pour l'essai. Dans notre étude, l'éthanol a été utilisé comme fluide pour mener les tests. Une charge constante de 100 grammes est appliquée à la poutre pendant 240 secondes pendant lesquelles la déflexion est mesurée. Il s'agit d'un essai dans le domaine temporel. La figure 2-1 illustre le principe de cet essai.

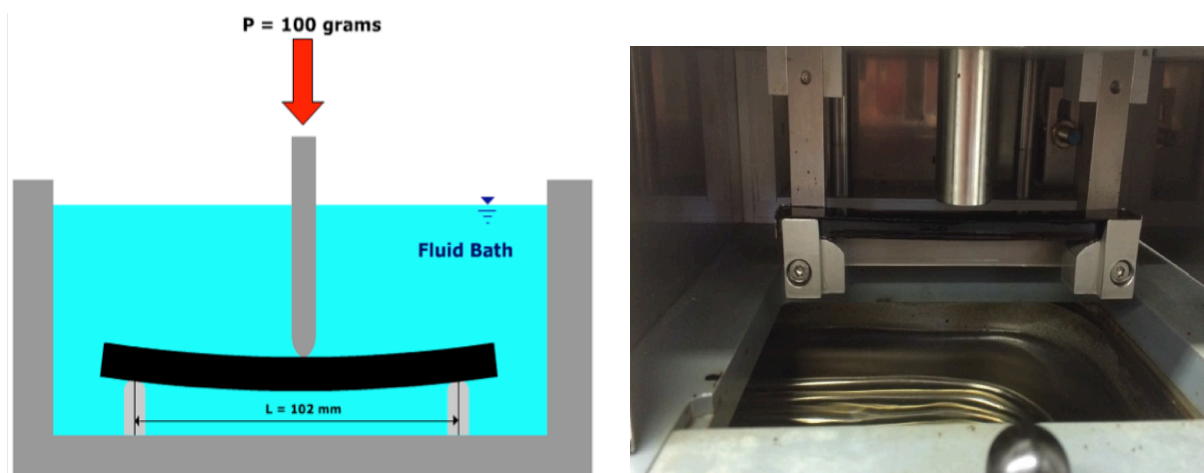


Figure 2-1. Schématisation de l'essai BBR (à gauche) et montage expérimental (à droite)

La déflexion, c'est-à-dire le déplacement du point d'application de la charge par rapport à sa position initiale est mesurée. Il est alors possible d'obtenir la valeur du module de rigidité en flexion S qui est pris comme un indicateur de la propension du bitume au fluage ou de la susceptibilité au temps de charge. Pour calculer cette valeur, il faut utiliser la théorie classique des poutres en considérant le barreau de bitume comme une poutre continue viscoélastique.

Les poutres préparées pour un essai BBR nécessitent environ 15 grammes de liant. De plus, cet essai est prévu pour tester les matériaux aux basses températures ($< 0^{\circ}\text{C}$) et il est donc pratiqué sur des matériaux vieillis par une procédure assez complexe (RTFO + PAV) ou bien prélevés directement sur le terrain. Ceci accroît la difficulté d'obtention de ces matériaux en quantités suffisantes et représente un inconvénient majeur de cet essai.

2.1.2 L'essai « Dynamic Shear Rheometer » (DSR)

L'essai DSR permet de caractériser le comportement élastique et viscoélastique d'un liant bitumineux pour les températures intermédiaires et hautes. Un petit échantillon de liant est placé entre deux plaques métalliques. La plaque inférieure est fixe pendant que la plaque supérieure oscille sinusoidalement au-dessus de l'échantillon à une fréquence de 1,59Hz pour créer un effet de cisaillement (voir figure 2-2). En fonction de la température d'essai souhaitée et des conditions de vieillissement du liant testé, différents diamètres sont utilisés pour les plaques (25mm, 8mm ou 4mm) et une barre de torsion peut être utilisé pour pratiquer des essais à des températures plus basses.

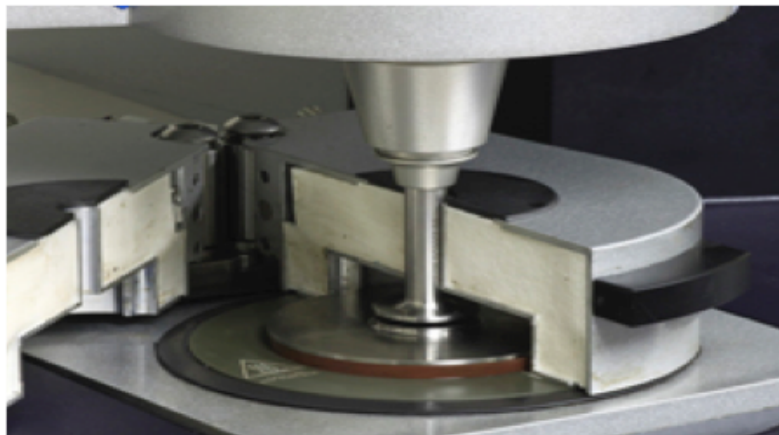


Figure 2-2. Représentation de l'essai DSR

L'essai DSR permet de déterminer le module complexe en cisaillement G^* . La norme de ce module correspond à la résistance totale de l'échantillon à la déformation lors des cycles répétés de cisaillement tandis que l'angle de phase correspond au décalage entre la contrainte appliquée et la déformation résultante. Cet essai présente l'avantage de ne nécessiter que quelques grammes de matériaux (une goutte peut suffire).

Il faut également préciser qu'il existe une relation entre le module complexe en cisaillement G^* , le module complexe E^* et le coefficient de Poisson ν :

$$E^* = 2(1 + \nu)G^* \quad \text{Équation 2-1}$$

Dans notre étude, nous avons considéré le liant bitumineux comme un matériau incompressible et donc, en conséquence, le coefficient de Poisson a été fixé à 0.5 ce qui donne la relation suivante entre E^* et G^* :

$$E^* = 3G^* \quad \text{Équation 2-2}$$

2.1.3 Objectif de l'étude

Dans cette étude, nous avons cherché à trouver un lien entre les données obtenues avec les deux essais présentés au préalable. Plus précisément, étant donné les inconvénients de l'essai BBR, l'objectif a été de déterminer s'il est possible de remplacer l'essai BBR par l'essai DSR. Autrement dit, nous avons tenté d'obtenir les résultats expérimentaux de l'essai BBR à partir des résultats expérimentaux de l'essai DSR en utilisant la théorie viscoélastique linéaire et des modèles rhéologiques. Cette étude nous a également amené à nous questionner sur l'existence d'autres phénomènes à prendre en compte pour comparer ces deux essais comme le « physical hardening » lié aux temps de conditionnement des échantillons ou l'impact des différents milieux de refroidissement utilisés.

2.2 Matériaux utilisés et essais réalisés

Deux ensembles de matériaux ont été testés dans cette étude dans deux laboratoires différents. Le premier ensemble est constitué de matériaux qui avaient déjà été utilisés lors d'une étude précédente au département de génie civil de l'Université du Minnesota [11]. Le second ensemble est lui constitué de liants bitumineux récemment testés à l'Université technique de Braunschweig.

2.2.1 Matériaux et essais de l'Université du Minnesota

Les matériaux testés à l'Université du Minnesota sont 4 liants issus du programme SHRP. Ces liants ont été sectionnés en fonction de leur teneur en asphaltènes (AC) et de leur fraction cristallisée (CF) qui sont deux paramètres connus pour leur influence sur les effets de « physical hardening ». Le tableau 2-1 ci-dessous récapitule les spécificités des 4 liants testés.

	AAD1	AAF1	AAG1	AAM1
Asphalten Content (AC)	High	High	Low	Low
Crystallised fraction (CF)	Low	High	Low	High

Tableau 2-1. Matériaux testés à l'Université du Minnesota

Pour les essais DSR, trois géométries différentes ont été utilisées : les plaques de 25 mm de diamètre, les plaques de 8 mm de diamètre et la barre de torsion. Concernant les essais BBR, ils ont été pratiqués dans l'éthanol à trois températures consécutives en fonction

du PG du liant testé. Notons que les matériaux ont été testés sans avoir subi un processus de vieillissement au préalable. Enfin, tous les essais ont été pratiqués à deux reprises pour limiter les erreurs éventuelles. Le tableau 2-2 récapitule l'ensemble des protocoles expérimentaux utilisés avec les températures testées et les géométries utilisées. Il est essentiel de mentionner ici que pour les besoins de notre étude, il était impératif d'effectuer des essais DSR aux mêmes températures que les essais BBR afin de pouvoir comparer directement les résultats sans que le PETT n'intervienne.

DSR

- Frequency sweeps as follows:
 - (i) Parallel plate geometry (1 mm-height × 25 mm-diameter): 46°C, 52°C, 58°C, 64°C, 70°C and 76°C
 - (ii) Parallel plate geometry (1 mm-height × 8 mm-diameter): 4°C, 10°C, 16°C, 22°C, 28°C, 25°C, 34°C and 40°C
 - (iii) Torsion bar geometry (3.3 mm-thick × 12.7 mm-wide × 38.1 mm-long): -30°C, -24°C, -18°C, -12°C, -6°C and 0°C. Conditioning times varied from 30 min to 2 h

BBR

- 4 min creep with 100 g load followed by 4 min of recovery at three temperatures in the range - 30°C, - 24°C, - 18°C, - 12°C and - 6°C, depending on asphalt binder low PG. Conditioning times varied from 1 to 48 h
 - 4-minute creep with 50, 100 and 150 g load, respectively, at the intermediate of the three temperatures. Conditioning time was 1 h
-

Tableau 2-2. Résumé des protocoles expérimentaux à l'Université du Minnesota

2.2.2 Matériaux et essais de l'Université technique de Braunschweig

Les matériaux testés à l'Université technique de Braunschweig sont deux liants bitumineux. Le premier est un liant avec une pénétrabilité [7] de 50/70 dénommé AB 50-70. Le second est liant modifié par l'ajout de polymères qui possède une pénétrabilité de 45/80 et une température de ramollissement [8] de 65°C, il sera dénommé AB 45-80-65 dans le reste de cette étude.

Pour les essais DSR, seulement deux géométries distinctes ont été utilisées : les plaques de 8 mm de diamètre et celles de 4 mm de diamètre. Concernant les essais BBR, ils ont été pratiqués dans l'éthanol. Le temps de conditionnement unique d'une heure a été utilisé pour les deux matériaux testés et les essais ont été pratiqués à deux températures également testées avec le DSR, ici encore afin de pouvoir comparer directement les résultats sans que le PETT n'intervienne. Le tableau 2-3 récapitule les protocoles expérimentaux utilisés à l'Université technique de Braunschweig.

DSR

- Frequency sweeps as follows:
 - (i) Parallel plate geometry (1 mm-height × 8 mm-diameter): 0°C, 4°C, 10°C, 16°C, 22°C, 28°C, 34°C and 40°C
 - (ii) Parallel plate geometry (1 mm-height × 4 mm-diameter): -40°C, -36°C, -30°C, -24°C, -18°C, -12°C, -6°C, 0°C, 4°C and 10°C. Conditioning times were 1.5 h at the lowest temperature and 30 min between each other temperature
-

BBR

- 4 min creep with 100 g load et -24°C and -18°C. Conditioning time was 1 h
-

Tableau 2-3. Résumé des protocoles expérimentaux à l'Université technique de Braunschweig

2.3 Résultats expérimentaux

Cette section est consacrée à la présentation des résultats expérimentaux issus des essais décrits précédemment. Il s'agit de s'intéresser aussi bien aux résultats des essais DSR qu'à ceux des essais BBR afin de voir quelles sont les premières observations et conclusions possibles. Il est important de souligner une nouvelle fois que les mêmes températures ont pu être testées pour tous les matériaux à la fois pour les essais DSR et les essais BBR.

2.3.1 Résultats des essais DSR

Pour ce type d'essai, les représentations classiques sont possibles puisqu'avec l'équation 2-2, nous pouvons transformer les résultats de module complexe en cisaillement obtenus en module complexe classique. Il est donc possible d'utiliser le plan de Cole-Cole et l'espace de Black (cf. 1.3.2.2.3 et 1.3.2.2.4). Les figures 2-2 et 2-3 présentent ces résultats pour l'ensemble des 6 liants bitumineux testés. L'avantage de ces représentations est que la fréquence d'essai n'apparaît pas ce qui donne une représentation unique et indépendante de la fréquence. Il faut insister sur le fait que ces deux graphiques sont importants car la plupart des données visibles dans le plan de Cole-Cole sont les températures faibles (< 0°C) tandis que c'est l'inverse dans l'espace de Black.

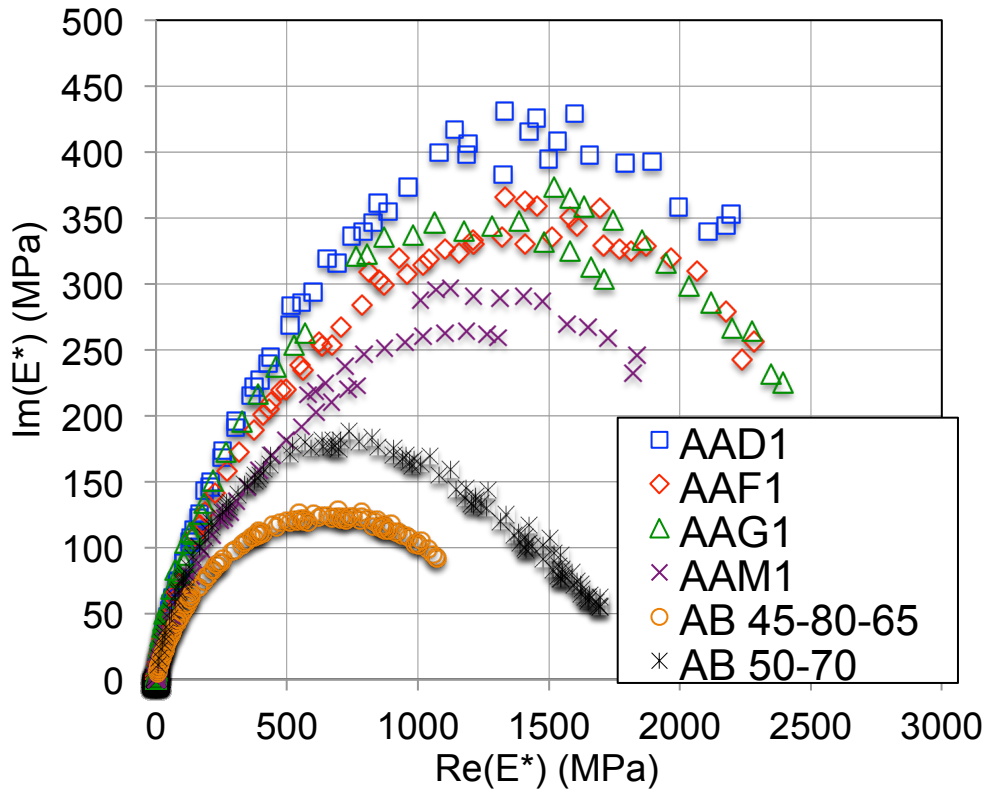


Figure 2-3. Résultats des essais DSR dans le plan de Cole-Cole

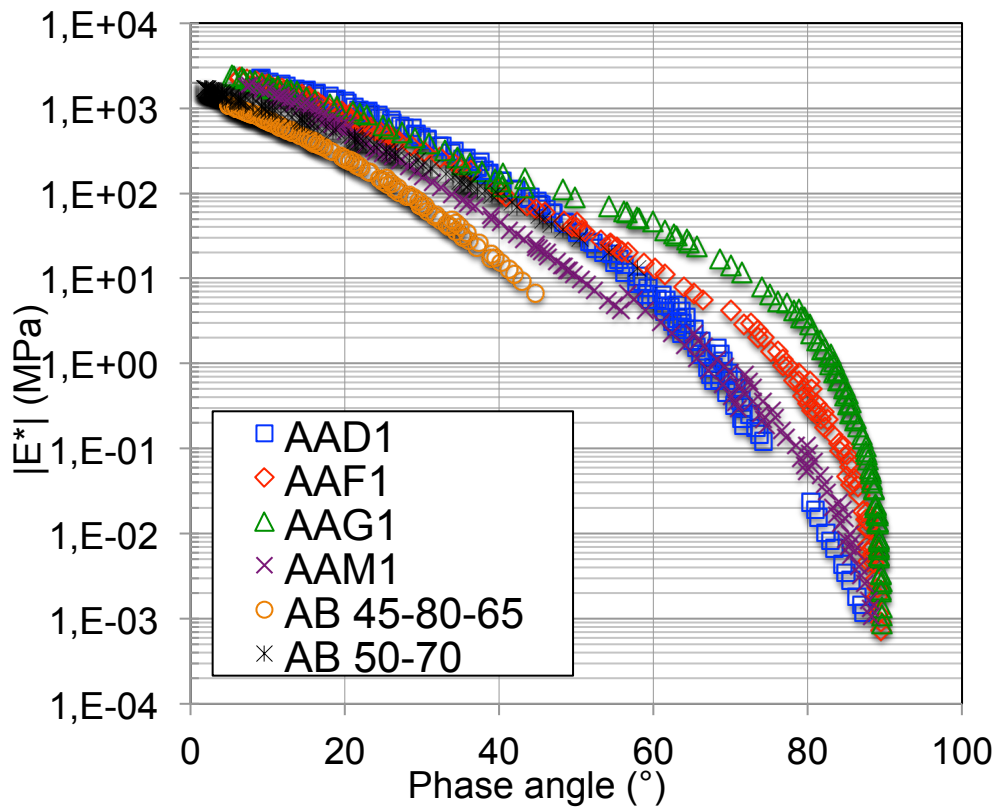


Figure 2-4. Résultats des essais DSR dans l'espace de Black

Les deux graphiques précédents mettent en évidence le fait que le PTT est respecté car aussi bien dans le plan de Cole-Cole que dans l'espace de Black, on peut voir l'existence d'une courbe unique formée par les points expérimentaux pour chacun des liants testés. La validité du PTT permet de générer des courbes maîtresses en calculant des facteurs de translation issus des essais DSR notés a_{TDSR} . La figure 2-5 montre les courbes maîtresses obtenues à -18°C pour tous les matériaux testés dans cette étude.

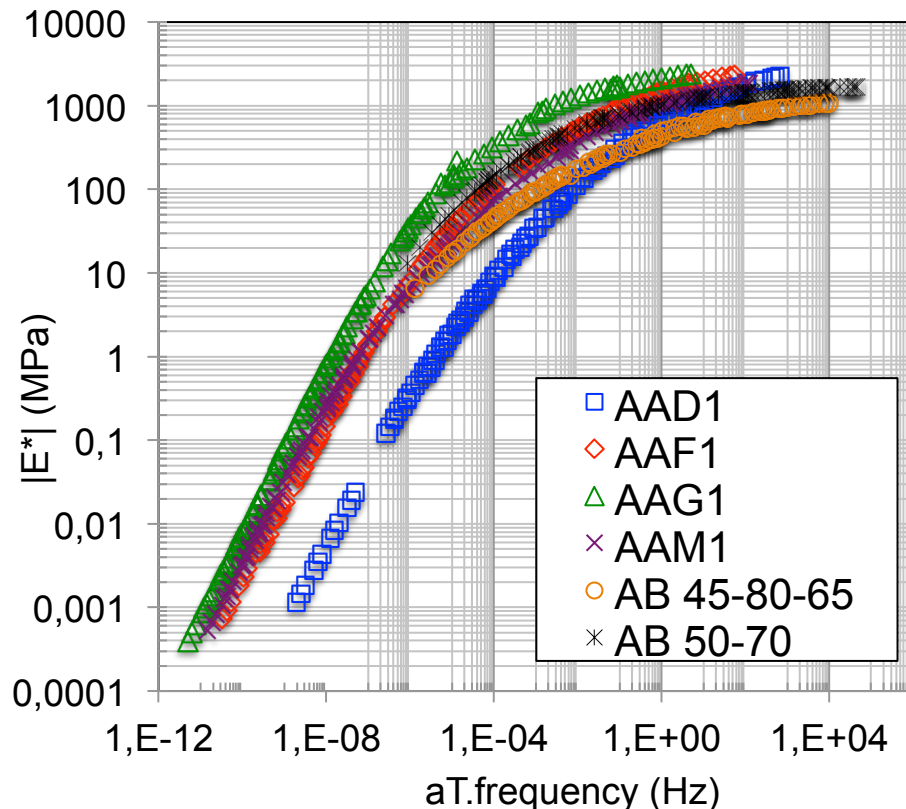


Figure 2-5. Courbes maîtresses des essais DSR à -18°C

2.3.2 Résultats des essais BBR

Comme nous l'avons vu au 2.1.1, l'essai BBR est un essai temporel qui permet d'obtenir la valeur du module de rigidité en flexion S au cours de l'expérience de fluage. Ce paramètre S est appelé en anglais « creep stiffness » et sa variation est fortement dépendante du temps et du type de matériau testé. La représentation classique des résultats est une courbe représentant l'évolution de S en fonction du temps. Il est aussi possible de faire cette même représentation mais en utilisant une échelle bi-logarithmique. Contrairement au plan de Cole-Cole ou à l'espace de Black, cette représentation ne met pas en évidence une courbe unique, au contraire on distingue parfaitement les températures de tests (voir figure 2-6). De ce fait et pour ne pas alourdir le rapport d'étude, nous

présenterons uniquement les résultats pour le liant AAD1, les autres étant disponibles en annexe. Nous verrons également dans le paragraphe 2.3.3 que les essais BBR de l'Université technique de Braunschweig ne sont pas exploitables, c'est pourquoi nous ne les prendrons pas en compte dans le reste de l'étude.

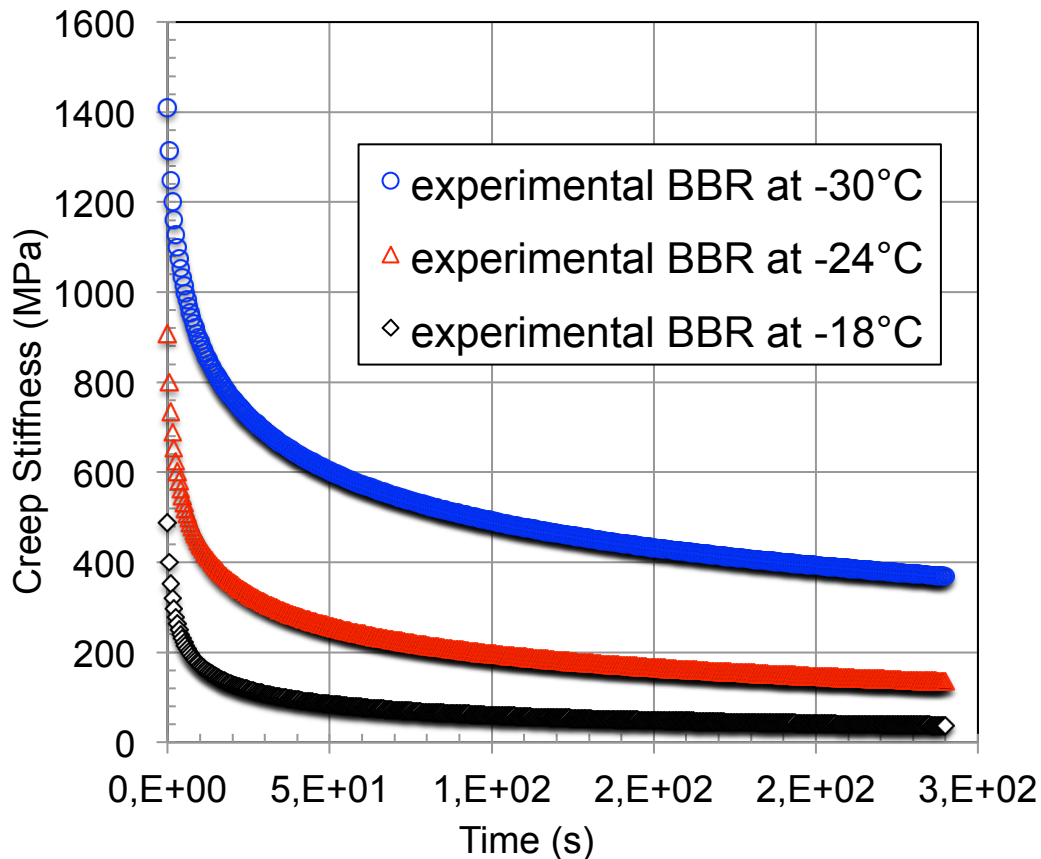


Figure 2-6. Résultats de l'essai BBR pour le liant AAD1

Les matériaux testés respectent le PETT comme nous l'avons vu grâce aux résultats de l'essai DSR et il est donc possible de générer ici aussi des courbes maîtresses pour l'essai BBR et de calculer des facteurs de translation issus du BBR notés a_{TBBR} . Pour être cohérents avec ce qui a été fait pour le DSR, nous avons choisi de prendre comme température de référence -18°C . De plus, comme ces facteurs de translations sont calculés en mode temporel tandis que ceux issus du BBR sont calculés en mode fréquentiel, une comparaison des facteurs de translation pourra être faite (voir 2.3.3) mais en comparant les a_{TDSR} avec les inverses des a_{TBBR} . La figure 2-7 illustre la courbe maîtresse obtenue pour le liant AAD1 avec les données des essais BBR et à une température de référence de -18°C . Sur ce graphique figurent également les données représentées sur la figure 2-6 mais en échelle bi-logarithmique.

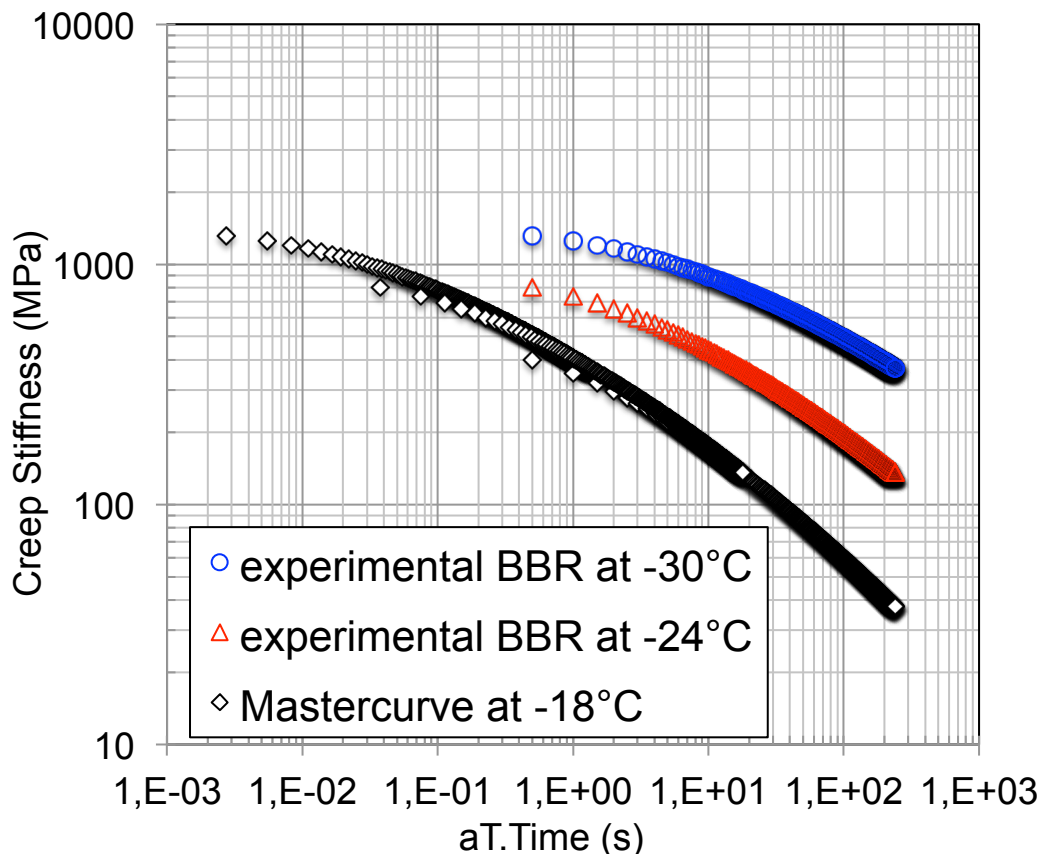


Figure 2-7. Courbe maîtresse des essais BBR pour AAD1

2.3.3 Essais BBR de l'Université technique de Braunschweig

Les essais BBR pratiqués à l'Université technique de Braunschweig n'ont pas pu être utilisés dans la suite de cette étude. En effet, si on observe la figure 2-8 de la page suivante, on peut remarquer que pour le liant AB 45-80-65, il n'est pas possible de générer une courbe maîtresse car on obtient une courbe qui n'est pas unique, mais qui présente des portions qui se croisent sans s'aligner. Nous avons essayé de générer une courbe maîtresse à la température de référence de -18°C sans y parvenir même en essayant différentes valeurs pour le facteur de translation à -24°C . Le même résultat a été observé en essayant de prendre comme température de référence -24°C . Enfin, pour le deuxième liant de l'Université technique de Braunschweig (courbe en annexe A), à savoir le liant AB 45-80-65, il n'a pas été possible non plus de générer de courbe maîtresse pour l'essai DSR.

Ce constat signifie que les deux liants testés à l'Université technique de Braunschweig ne respectent pas le PTT pour l'essai BBR. Ceci est en contradiction avec les résultats des essais DSR mais aussi avec la nature même de ces matériaux qui doivent respecter le PTT. Pour cette raison, les résultats de ces essais ne seront pas utilisés ni pris en compte dans la suite de notre étude.

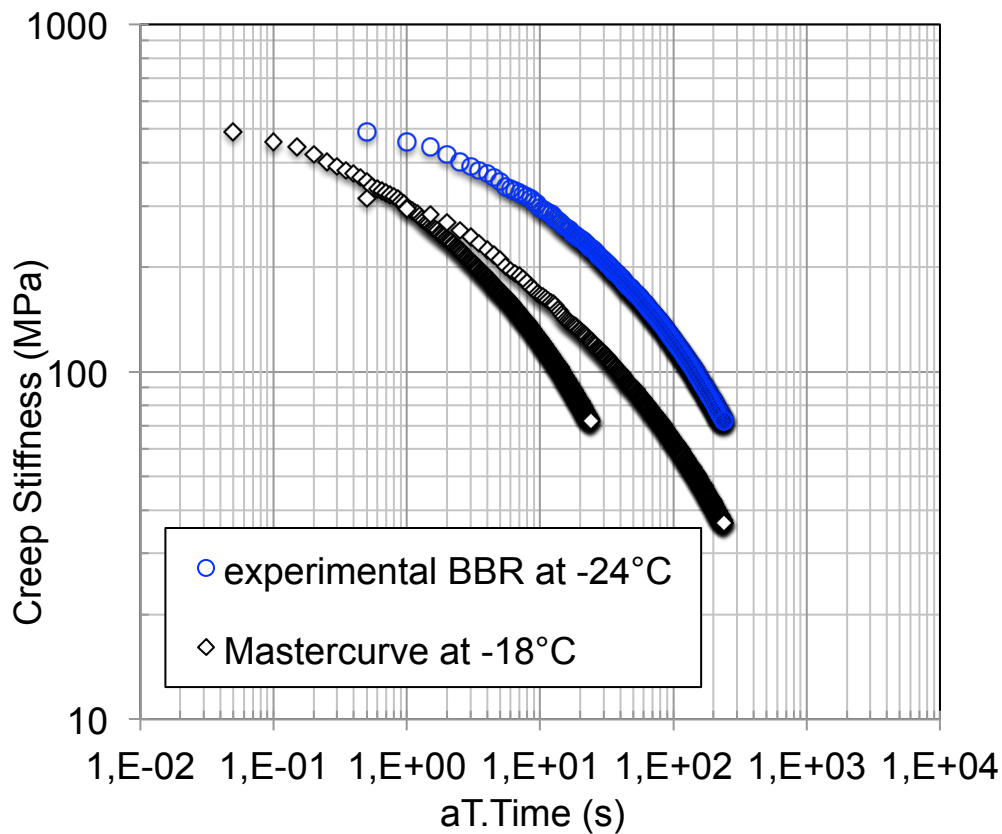


Figure 2-8. Anomalie observée pour les essais BBR du liant AB 45-80-65

2.3.4 Facteurs de translation

Comme nous l'avons mis en évidence au préalable, en générant des courbes maîtresses pour les essais DSR et les essais BBR, nous avons obtenu des facteurs de translation a_{TDSR} et a_{TBBR} . De plus, nous avons ces facteurs de translations pour les mêmes températures ce qui permet de les comparer directement. Cette comparaison peut s'avérer intéressante afin de déterminer si on obtient les mêmes valeurs des facteurs de translation pour les deux essais différents sachant que dans les deux cas, la température de référence choisie est -18°C .

En plus des valeurs issues des deux essais différents, on peut également calculer les facteurs de translation donnés par l'équation WLF (Equation 1-11). Dans la pratique, l'équation WLF est calibrée sur les valeurs des nombreux a_{TDSR} pour obtenir les paramètres C_1 , C_2 et τ_0 à la température de référence de -18°C . Ceci permet d'obtenir une courbe des facteurs de translation de l'équation WLF qu'on notera a_{TWLF} . La figure 2-8 montre le graphique obtenu sur lequel figurent les différents facteurs de translation a_{TDSR} , a_{TWLF} et a_{TBBR} .

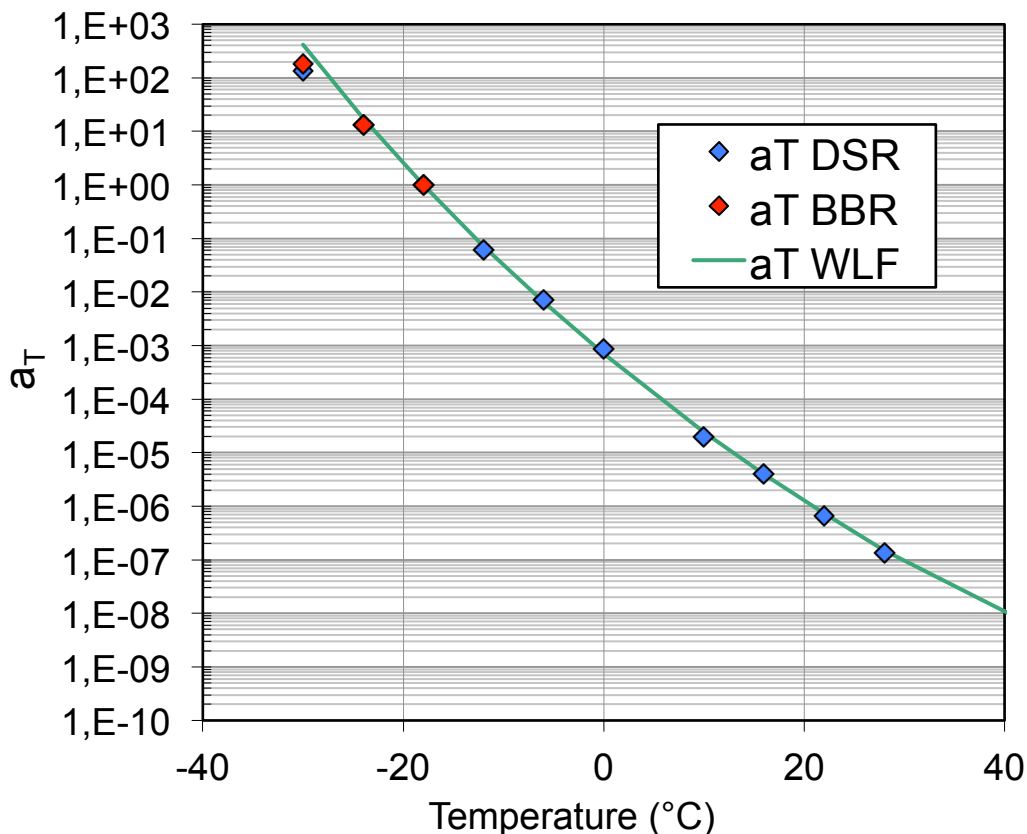


Figure 2-9. Comparaison des facteurs de translation pour AAD1

On remarque sur la figure ci-dessus que pour les températures plus hautes que -20°C , on a une très bonne corrélation entre l'équation WLF et les $a_{T\text{DSR}}$. En revanche, pour les températures les plus faibles, il y a un écart qui se creuse entre ces deux valeurs, et on voit également une différence entre les $a_{T\text{DSR}}$ et les $a_{T\text{BBR}}$. On peut « zoomer » sur cette partie du graphique afin de mieux visualiser ces différences (Figure 2-9). Il y a une concordance parfaite des 3 valeurs à -18°C qui est imposée car c'est la température de référence choisie.

On voit sur cette figure un double phénomène apparaître et il est très important ici de distinguer ces deux derniers. Le premier phénomène est une différence entre les facteurs de translation issus des essais DSR et ceux issus de l'équation WLF. Cette différence peut traduire des erreurs de mesure des températures expérimentales au DSR pour des très faibles températures comme une erreur de calibration des $a_{T\text{WLF}}$. Le deuxième phénomène observé est lui un décalage entre les facteurs de translations issus des essais DSR et BBR. Il est compliqué à expliquer à ce stade et peut-être lié à des phénomènes complexes comme du « physical hardening » ou bien aux différents milieux de refroidissement des matériaux utilisés. Pour étudier ces différences et chercher à les expliquer, il faut au préalable effectuer une modélisation, puis une analyse des résultats de cette dernière, ce qui est présenté dans la partie suivante.

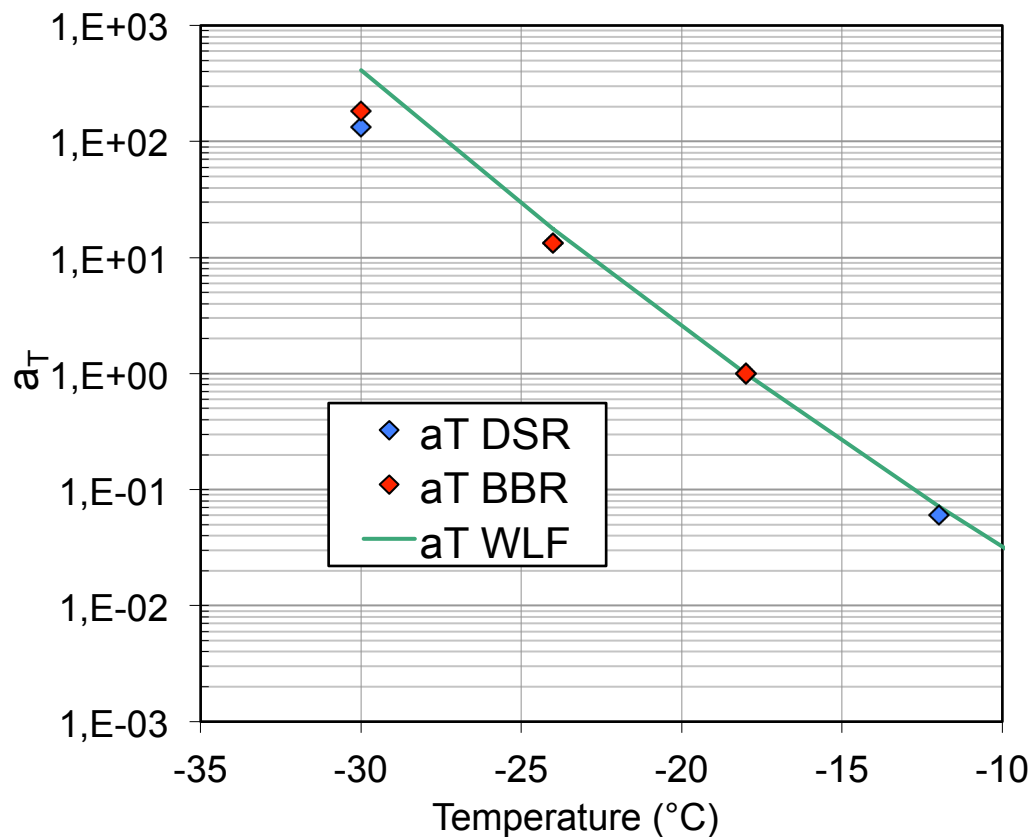


Figure 2-10. Comparaison des facteurs de translation pour AAD1 pour les basses températures

2.4 Modélisation et analyse

2.4.1 Modélisation des données

Dans cette partie, l'objectif est de mettre au point une modélisation qui permet de calculer les valeurs du module de rigidité en flexion à partir des valeurs de module de cisaillement transformées en valeurs module complexe obtenues par les essais DSR. Pour ce faire, deux modèles rhéologiques ont été utilisés :

- le modèle 2S2P1D développé à l'ENTPE et présenté au paragraphe 1.4.2.3,
- le modèle généralisé de Kelvin-Voigt présenté au paragraphe 1.4.1.3.

La démarche de modélisation est relativement simple. Les données des essais DSR sont converties en module complexe en supposant un coefficient de Poisson constant égal à 0.5 (Equation 2-2). A partir de ces valeurs, le modèle 2S2P1D est calibré. On peut rappeler que dans le cas d'un liant, le nombre total de paramètres du modèle 2S2P1D à obtenir est de

8. Les valeurs des paramètres obtenus pour les 6 matériaux utilisés sont données dans le tableau 2-4.

Parameters	E_0 (MPa)	δ	k	h	β	$\tau_{-18^\circ\text{C}}$ (s)	C_1	C_2
AAD1	3200	2.7	0.28	0.62	220	0.15	26.87	135.22
AAF1	3100	2.6	0.25	0.52	170	6	25.06	107.62
AAM1	2300	3.8	0.27	0.58	200	12	24.57	99.96
AAG1	2900	2.1	0.26	0.52	30	140	18.02	56.52
AB 50-70	1850	2.2	0.20	0.53	120	35	5.4E7	3.2E8
AB 45-80-65	1400	6	0.23	0.57	450	15	1.5E6	9.8E6

Tableau 2-4. Paramètres du modèle 2S2P1D pour les liants utilisés

Comme le modèle 2S2P1D ne donne pas d'expression de la fonction de fluage, il est nécessaire de faire appel à un modèle intermédiaire. Dans notre cas, le modèle généralisé de Kelvin-Voigt a été choisi avec 90 éléments. Ce dernier est optimisé à partir du modèle 2S2P1D selon un procédé élaboré à l'ENTPE [6] [13]. Le modèle généralisé de Kelvin-Voigt donne lui une expression de la fonction de fluage qui permet de passer du domaine fréquentiel au domaine temporel :

$$F_{\text{simulDSR}}(t) = \frac{1}{E_0} + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{E_i} \left(1 - e^{-t/\tau_i}\right) + \frac{1}{\eta_n} \quad \text{Équation 2-3}$$

Enfin, le module de rigidité en flexion est simplement l'inverse de la fonction de fluage précédente :

$$S_{\text{simulDSR}}(t) = \frac{1}{F_{\text{simulDSR}}(t)} \quad \text{Équation 2-4}$$

Cette procédure a été utilisée afin de simuler les valeurs des essais BBR à partir des résultats des essais DSR. La question qui se pose est donc de voir si les simulations effectuées aux mêmes températures que les essais BBR donnent bien les mêmes résultats que les résultats expérimentaux. Mais avant de s'intéresser de plus près à cette comparaison, on peut se demander si la modélisation effectuée est bonne, c'est-à-dire si la calibration des deux modèles utilisés donne des résultats proches des données DSR.

2.4.2 Exemple de calibration

Le liant AAD1 sera à nouveau utilisé à titre d'exemple pour montrer les résultats de calibration. La figure 2-10 montre les résultats obtenus dans le plan de Cole-Cole tandis que la figure 2-11 montre les mêmes résultats mais sous forme de courbes maîtresses à -18°C .

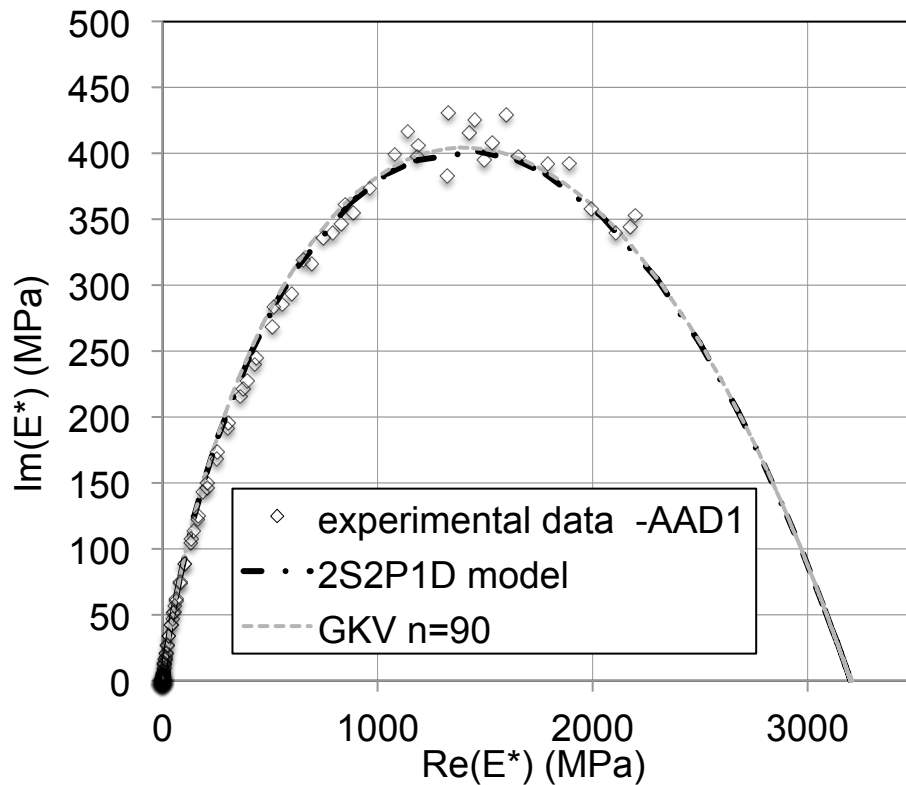


Figure 2-11. Calibration dans le plan de Cole-Cole pour AAD1

On peut remarquer sur ces deux graphiques que les deux modèles sont très proches des points expérimentaux ce qui signifie que la calibration est bonne. Pour visualiser plus précisément l'erreur commise lors de la calibration du modèle 2S2P1D, on peut représenter la variation relative du module des points expérimentaux par rapport au module donné par le modèle 2S2P1D. On obtient la figure 2-12 en page suivante. Elle montre que l'erreur commise est de moins de 15% sur une large gamme de fréquence (10^{-9} Hz à 10^{+3} Hz) ce qui est très satisfaisant. Nous avons également remarqué que le nombre important d'éléments pris pour le modèle généralisé de Kelvin-Voigt crée une erreur de calibration non négligeable (jusqu'à 20%) entre le modèle 2S2P1D et le modèle généralisé de Kelvin-Voigt. Ceci est lié à la procédure d'optimisation à partir du modèle 2S2P1D qui devra être améliorée pour effacer ce problème.

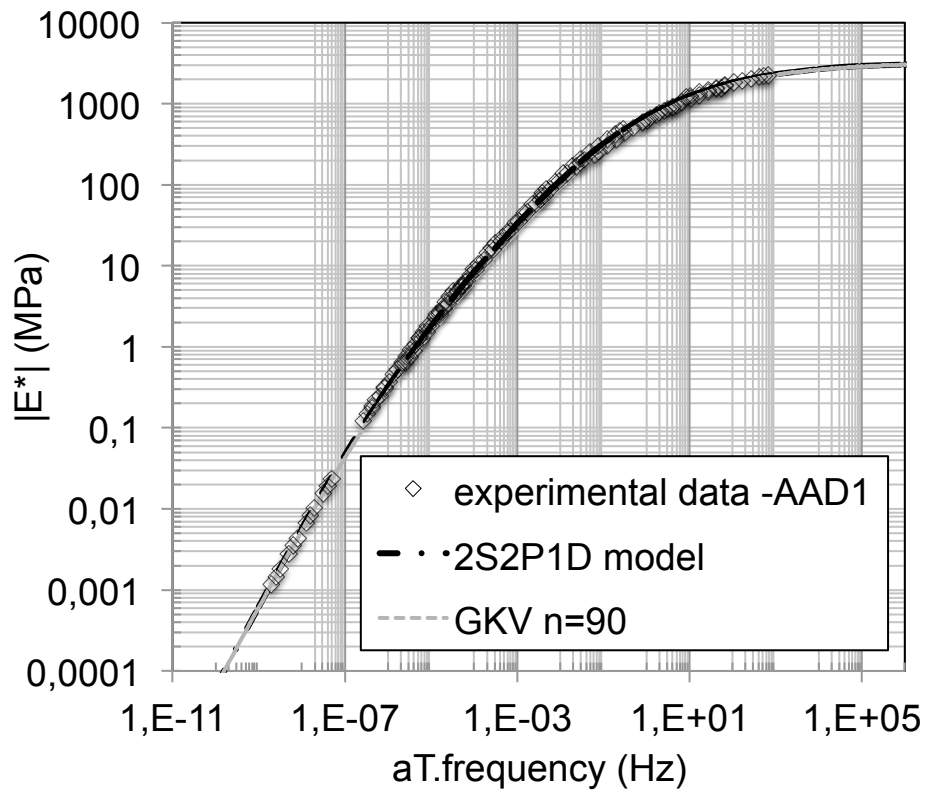


Figure 2-12. Calibration en courbes maîtresses pour AAD1

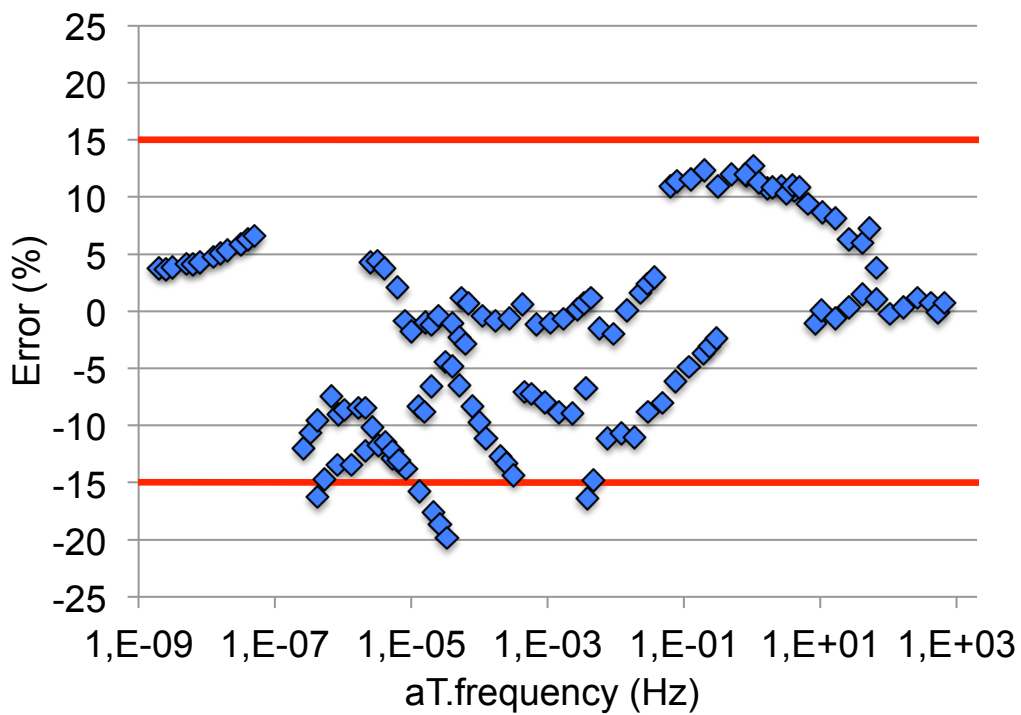


Figure 2-13. Erreur relative entre les points expérimentaux et le modèle 2S2P1D pour AAD1

2.4.3 Analyse des résultats : comparaison des données BBR et DSR

L'intérêt de la modélisation effectuée est de permettre une comparaison directe et aux mêmes températures entre les résultats expérimentaux des essais BBR et les prédictions des modèles à partir des résultats expérimentaux du DSR. Nous allons illustrer ces résultats à travers l'exemple du liant AAD1 (Figure 2-13).

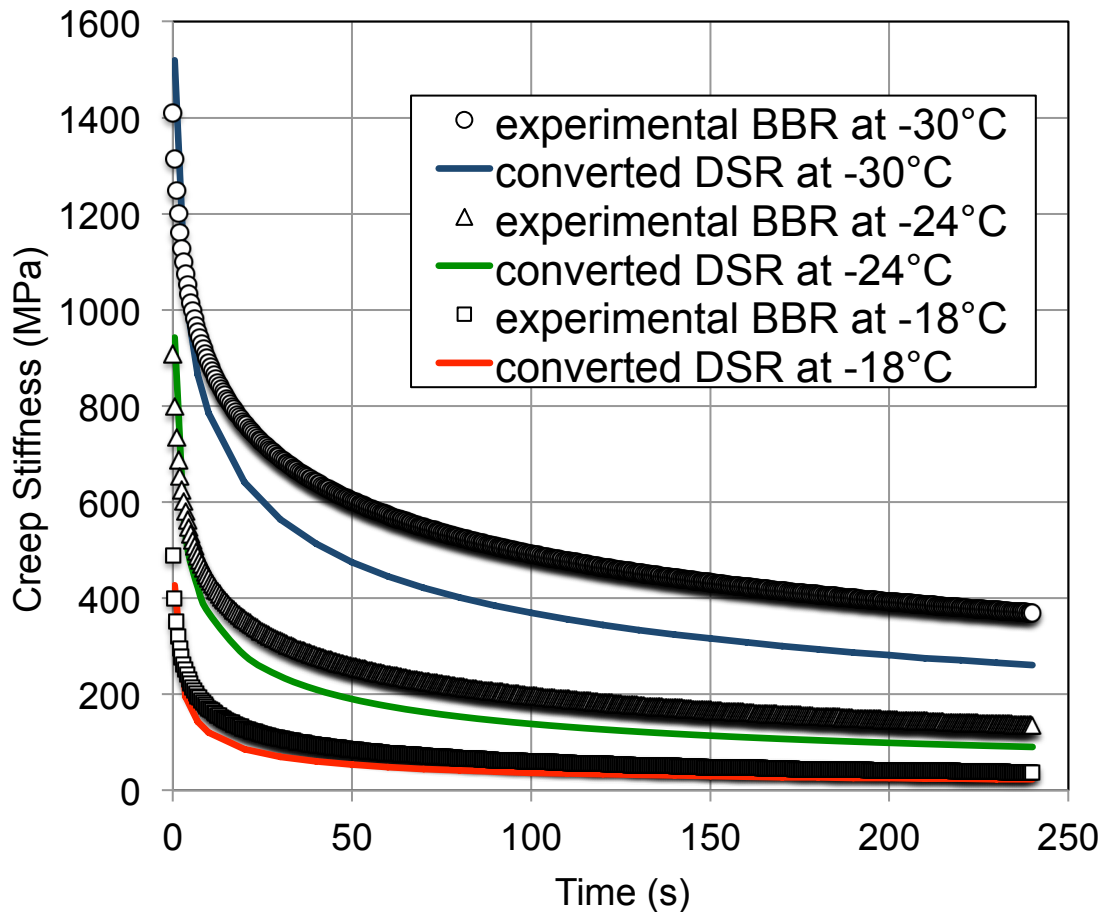


Figure 2-14. Comparaison entre résultats expérimentaux du BBR et simulation à partir du DSR pour AAD1

La figure ci-dessus montre que les résultats expérimentaux des essais BBR sont plus rigides que les simulations pour les trois températures testées. Il semble également que l'écart soit plus important lorsque la température diminue. Pour rendre ce graphique plus parlant, nous avons utilisé les facteurs de translation donnés par l'équation WLF pour réaliser des simulations à des températures plus faibles que les températures des essais BBR en essayant d'avoir une correspondance parfaite entre la nouvelle simulation et les points expérimentaux des essais BBR. La figure 2-14 illustre ces résultats en échelle bi-logarithmique.

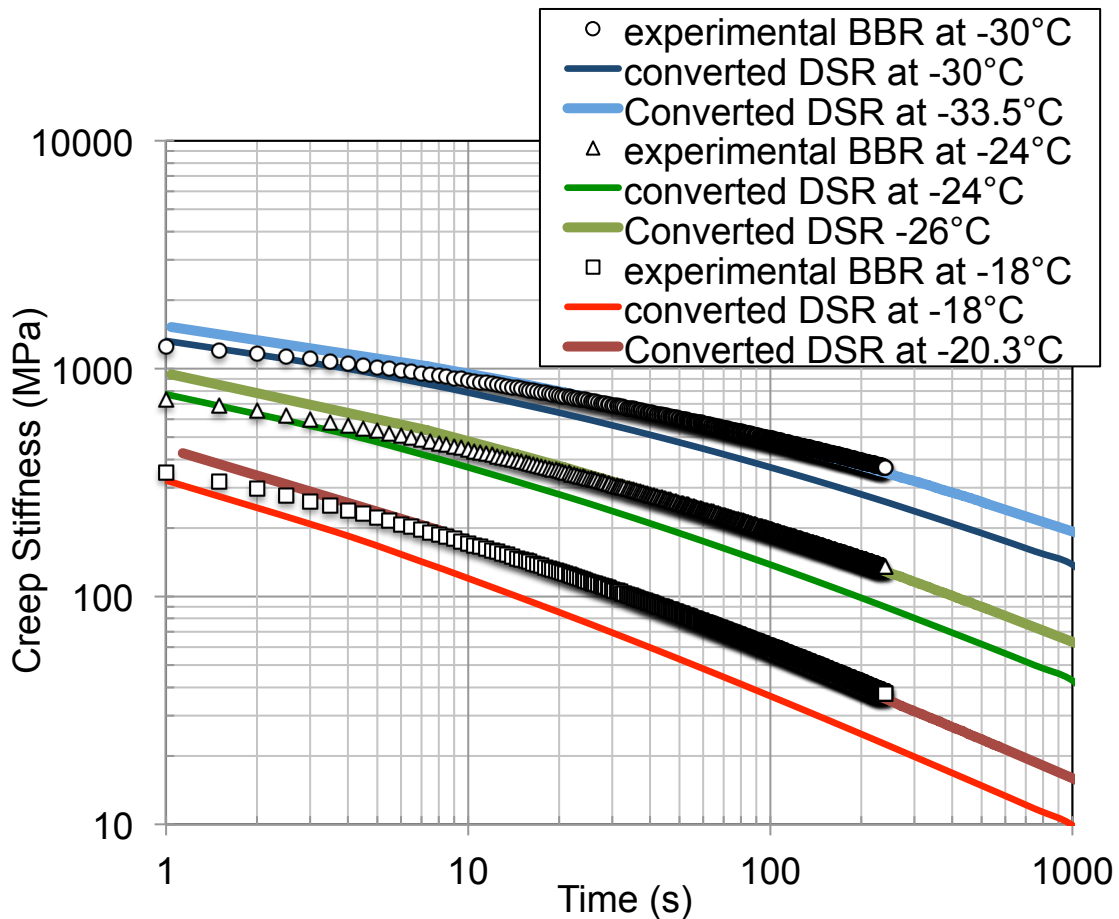


Figure 2-15. Simulations à des plus basses températures pour AAD1

La figure ci-dessus montre qu'on peut obtenir une correspondance presque parfaite entre les données converties et les données expérimentales BBR si on fait des simulations à des températures plus basses (respectivement 3.5°C plus bas pour -30°C, 2°C plus bas pour -24°C et 2.3°C plus bas pour -18°C). Cette observation est très intéressante mais elle est aussi source de questionnement car il est improbable qu'une telle différence puisse être uniquement liée à des problèmes de mesure de températures expérimentales, d'autres phénomènes peuvent jouer un rôle. On notera aussi que pour des temps plus faibles que 6 secondes environ, la correspondance n'est pas très bonne à cause d'incertitudes de mesures expérimentales. Enfin, les données BBR de l'Université Technique de Braunschweig n'ont pas permis d'obtenir une concordance des courbes (voir annexe D) ce qui était attendu au vu du constat du paragraphe 2.3.3.

Pour essayer de bien comprendre ces différences de température, nous avons réalisé une comparaison des différentes températures. Sur la figure 2-15 en page suivante, la courbe en pointillés rouge représente les températures de simulations (donc issues de l'équation WLF) correspondantes aux températures du BBR pour obtenir les mêmes résultats. Sur ce même graphique, nous avons ajouté la courbe en pointillés bleus qui fait correspondre les températures du BBR avec cette fois les températures expérimentales du

DSR. On peut noter que l'intervalle entre les deux courbes correspond exactement à la différence de température entre les $a_{T_{WLF}}$ et les $a_{T_{DSR}}$ observée sur la figure 2-9.

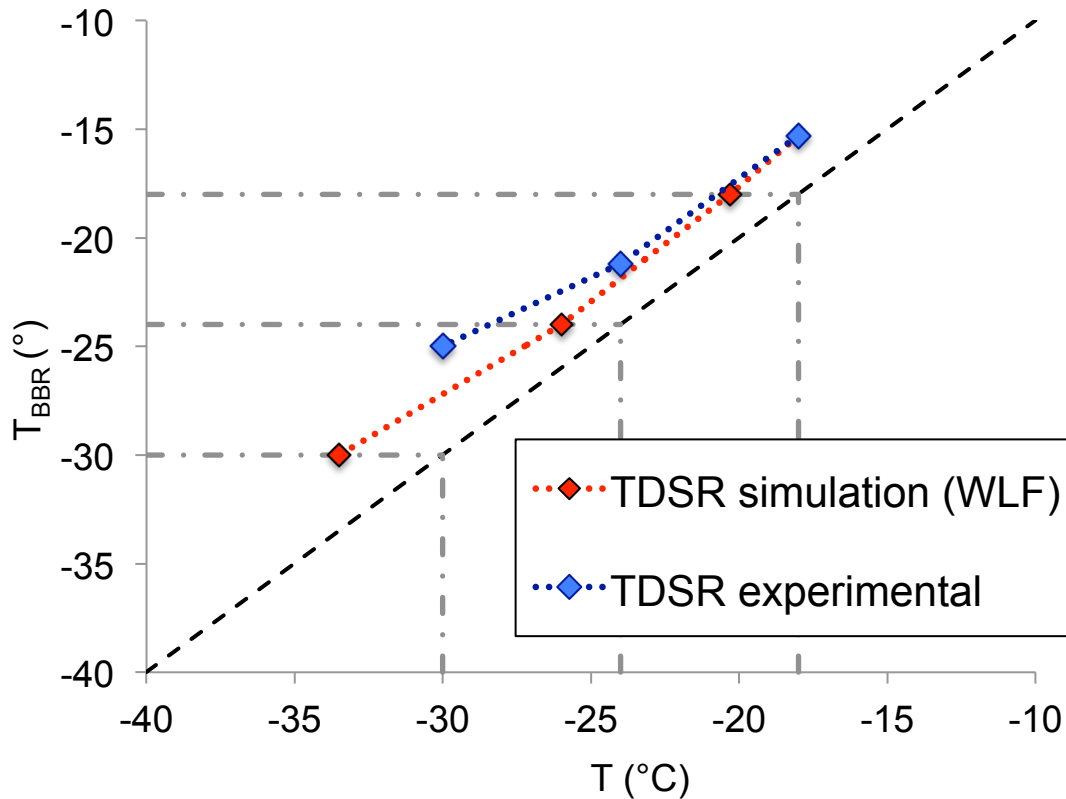


Figure 2-16. Comparaison des différentes températures pour AAD1

La figure ci-dessus nous permet d'affirmer qu'il y a sûrement un problème expérimental avec la température de -30°C au DSR car l'écart vertical avec la courbe rouge est trop important, il est d'environ 2°C . Si on prend en compte cette erreur, cela signifie qu'on observe environ 2°C d'écart entre les données BBR et les données DSR. Ces conclusions tirées de cette comparaison des températures nous questionnent donc sur l'origine de ces deux degrés. Les différents temps de conditionnement utilisés ainsi que les différents milieux de refroidissement sont deux pistes que nous avons étudiées.

2.5 Etudes complémentaires

2.5.1 Effet du temps de conditionnement

Dans notre étude, différents temps de conditionnement sont utilisés pour les matériaux entre les essais DSR et BBR. Néanmoins, ces différences sont peu importantes puisque les temps de conditionnement restent assez proches (autour de 2 h). Pour autant,

nous avons tenté de déterminer l'impact que différents temps de conditionnement peuvent avoir à travers le phénomène de « physical hardening », c'est-à-dire une rigidification des échantillons avec un temps de conditionnement plus important.

Pour cette étude complémentaire, le matériau AAM1 a été utilisé ainsi que le matériau AAG1. L'expérience réalisée a consisté à conditionner ces deux matériaux à -18°C pendant des durées différentes : 1 h, 2 h et 48 h. A l'issue de chacun de ces conditionnements, un essai BBR a été réalisé afin de voir l'effet potentiel du « physical hardening ». En parallèle, nous avons réalisé des simulations à différentes températures à partir des résultats des essais DSR pour essayer de faire correspondre les simulations et les courbes obtenues après différents temps de conditionnement. Nous avons traduit ces résultats en terme d'augmentation de la rigidité par rapport à la rigidité de référence prise comme la rigidité après 1 h de conditionnement à -18°C . La figure 2-16 montre les résultats pour le matériau AAM1.

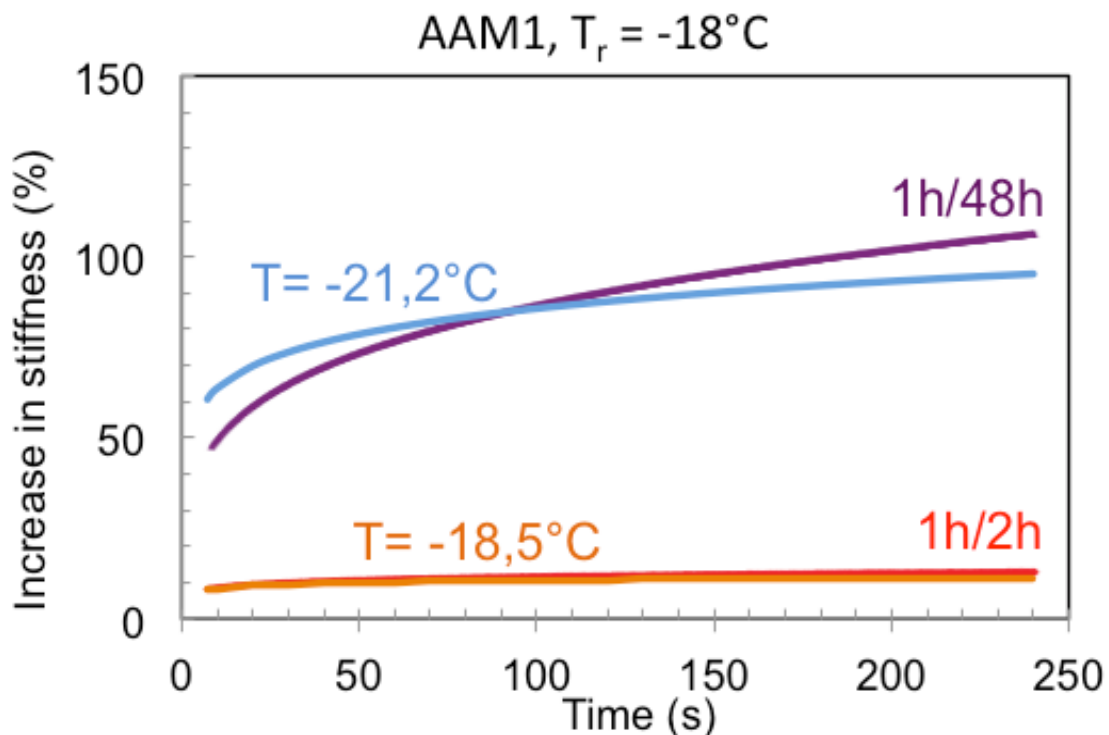


Figure 2-17. Effet du temps de conditionnement pour AAM1

Sur ce graphique, on peut voir qu'entre un conditionnement de 1 h et un conditionnement de 2 h, on a une augmentation de la rigidité d'environ 10% ce qui correspond à une diminution de la température de $0,5^{\circ}\text{C}$ pour atteindre $-18,5^{\circ}\text{C}$. Entre un conditionnement de 1 h et un conditionnement de 48 h, la rigidité augmente d'entre 50% et 110% en fonction du temps de charge. On est dans le même ordre de grandeur que l'effet

d'une diminution de température de 3.2°C pour atteindre -21.2°C. Entre ces deux effets, les deux simulations sont séparées de 2.7°C, ce qui est dans le même ordre de grandeur que la différence observée entre le BBR et le DSR. Néanmoins, pour le liant AAG1, l'écart de température était beaucoup plus faible, et il faut rappeler que dans le cadre de notre étude, les temps de conditionnement sont assez proches pour affirmer que cet effet n'est pas responsable des différences observées.

2.5.2 Effet du milieu de refroidissement

A l'instar des différents temps de conditionnement, différents milieux (l'air et l'éthanol) sont utilisés pour le refroidissement des matériaux testés. Ces différents milieux peuvent également avoir un effet sur la rigidité. Pour étudier ces effets, une étude simple a été menée sur un matériau issu du SHRP mais non utilisé dans notre étude, le liant Citgo avec un PG 58-28.

Ce liant a été plongé dans différents milieux (l'air, l'éthanol et l'acétate de potassium) pendant 1 h et 20 h à -18°C et après chaque refroidissement un essai BBR a été réalisé. Comme dans l'étude précédente, nous avons réalisé des simulations à différentes températures pour essayer de faire correspondre les courbes obtenues avec des différences de température. Attention, comme nous n'avons pas les données du liant sur lequel ces essais ont été réalisés, nous avons utilisé le liant AAD1 pour les simulations donc il ne s'agit pas du même matériau. Les résultats sont présentés sur la figure 2-17.

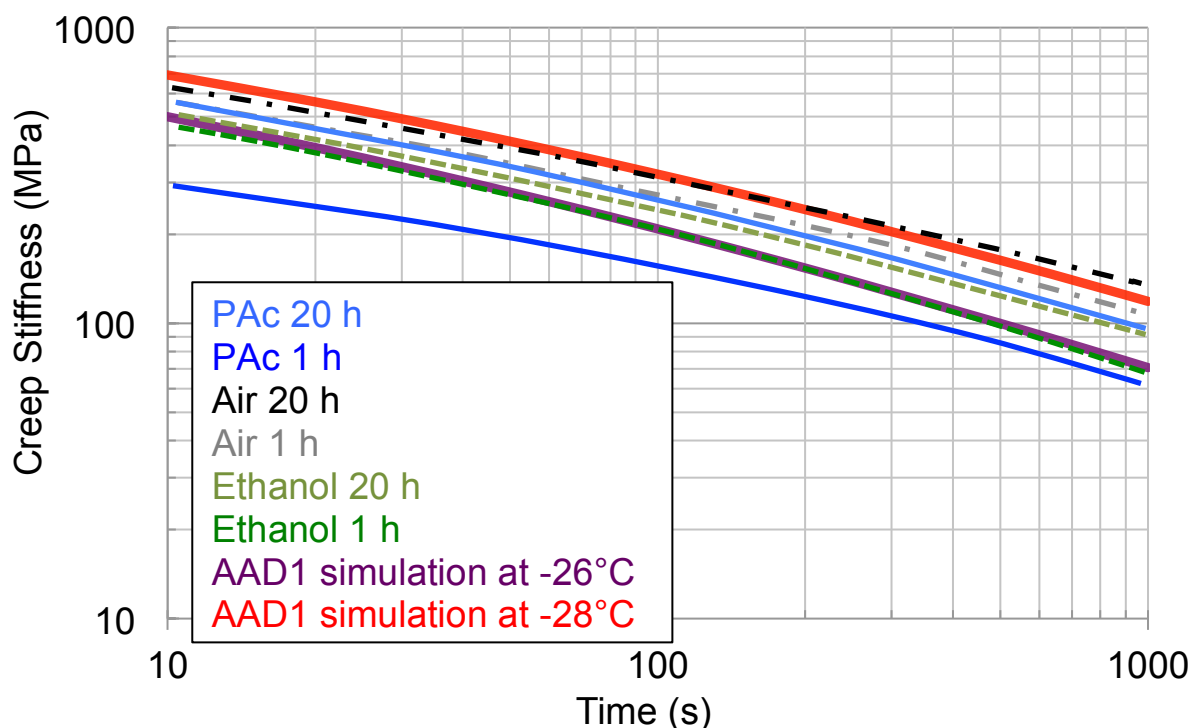


Figure 2-18. Effet du milieu de refroidissement

Le graphique de la page précédente nous montre en premier lieu que le milieu de refroidissement à un vrai impact sur la rigidité finale du matériau puisqu'on voit de vraies différences entre les trois milieux testés. En effet, on a des augmentations de rigidité qui peuvent dépasser les 100% entre deux milieux (l'acétate de Potassium et l'air). Ce graphique confirme également l'effet du temps de conditionnement car des temps de conditionnement plus longs augmentent la rigidité du matériau. Enfin, on peut voir qu'une différence de 2°C entre la simulation à -26°C et celle à -28°C pour le liant AAD1 couvre presque la totalité de la variation de rigidité observée entre un refroidissement de 1 h dans l'éthanol et de 20 h dans l'air. On retrouve encore le même ordre de grandeur que la différence entre les essais DSR et BBR. Néanmoins, cette étude complémentaire montre qu'un refroidissement dans l'air – milieu de conditionnement des essais DSR – entraîne une rigidité plus importante qu'un refroidissement dans l'éthanol – milieu de conditionnement des essais BBR – ce qui est l'effet inverse de la différence observée. On peut donc affirmer que l'effet du milieu de refroidissement devrait plutôt réduire l'écart observé mais qu'il ne peut pas l'expliquer.

Conclusion et perspectives

Ce travail initié lors de mon stage MSP est au cœur de préoccupations majeures quand aux essais utilisés pour caractériser les matériaux bitumineux aux Etats-Unis. L'étude réalisée a permis de mettre en évidence un décalage de 2°C environ entre les essais DSR et les essais BBR, ce qui est une différence importante. Différentes pistes ont été explorées afin d'expliquer cette différence sans pour autant y parvenir clairement. L'étude de l'impact du temps de conditionnement des matériaux prouve que la rigidité augmente avec la durée de conditionnement. Néanmoins dans notre cas, les matériaux avaient un temps de conditionnement trop similaire pour que cet effet explique les 2°C de différence. L'étude de l'effet du milieu de refroidissement montre elle que le milieu de refroidissement joue également un rôle par rapport à la rigidité du matériau. Pour autant, cette étude montre qu'un matériau refroidit dans l'air est plus rigide qu'un matériau refroidit dans l'éthanol ce qui est contradictoire à la différence observée. On peut en conclure que cet effet devrait plutôt réduire la différence de 2°C et non l'expliquer. De notre point de vue, il n'est pas impossible qu'avec une parfaite maîtrise des conditions expérimentales (temps de conditionnement, température) les deux essais puissent correspondre.

Pour pousser plus loin ce travail, il serait intéressant de résoudre le problème mentionné au paragraphe 2.4.2 sur l'optimisation du modèle généralisé de Kelvin-Voigt à partir du modèle 2S2P1D. Il serait aussi possible d'étudier l'impact du contact entre les plaques métalliques et le matériau lors de l'essai DSR qui peut également jouer un rôle. Enfin, l'histoire thermique des matériaux n'a pas été étudiée et le rythme de refroidissement diffère entre les essais DSR et les essais BBR ce qui peut engendrer là encore des différences. Au bilan, on note une sensibilité très importante par rapport à de nombreux paramètres, ce qui explique pourquoi il est difficile d'obtenir une correspondance parfaite entre les deux essais étudiés.

D'un point de vue plus personnel, ce travail m'a donné l'opportunité de travailler en collaboration avec deux laboratoires étrangers. J'ai également eu la possibilité de présenter cette étude lors de la conférence internationale EATA en Juin 2015 à Stockholm. C'est pourquoi j'estime que ce travail a vraiment été très formateur pour moi et qu'il représente une réelle plus-value en vue de mon entrée en thèse en octobre 2015.

Références Bibliographiques

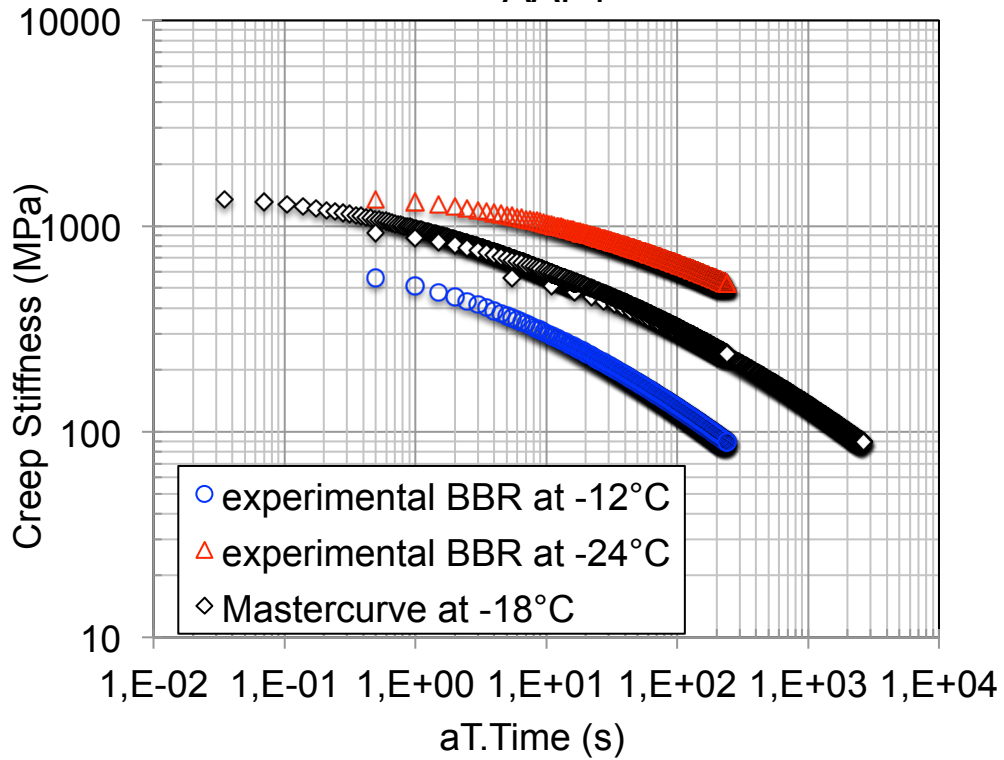
- [1] **AASHTO M320-10-UL.** (2010) Standard specification for performance-graded asphalt binder. Washington, DC : Author.
- [2] **AASHTO T313-12-UL.** (2012) Standard method of test for determining the flexural creep stiffness of asphalt binder using the bending beam rheometer (BBR). Washington, DC : Author.
- [3] **AASHTO T315-12-UL.** (2012) Standard method of test for determining the rheological properties of asphalt binder using a dynamic shear rheometer (DSR). Washington, DC : Author.
- [4] **Carret J-C., Cannone Falchetto A., Marasteanu M., Di Benedetto H., Wistuba M., Sauzéat C.,** Comparison of rheological parameters of asphalt binders obtained from bending beam rheometer and dynamic shear rheometer at low temperatures. Road Materials and Pavement Design, Vol. 16, No. S1, pp. 211-227, 2015.
- [5] **Di Benedetto H., Corte J.F.,** Matériaux bitumineux 2 : constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges. Lavoisier, 283p., 2005.
- [6] **Di Benedetto H., Delaporte B., Sauzéat C.,** Three dimensional linear behaviour of bituminous materials : experiments and modelling. International Journal of Geomechanics, Vol. 7, Issue 2, pp. 149-157, 2007.
- [7] **EN 1426.** (2007). Bitumen and bituminous binders – determination of needle penetration. Brussels : European Committee for Standardization.
- [8] **EN 1427.** (2007). Bitumen and bituminous binders – determination of the softening point – Ring and ball method. Brussels : European Committee for Standardization.
- [9] **Faure M.,** Cours de route, Tome 2. Ed. ENTPE ALEAS, 255p., 1998.
- [10] **Ferry J-D.,** Viscoelastic properties of polymer. New York, NY : John Wiley, 1980.
- [11] **Marasteanu M., Anderson D.,** Comparison of moduli for asphalt binders obtained from different test devices. Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 69, pp. 574-607, 2000.

- [12] **Olard F.**, Comportement thermomécanique des liants et des enrobés bitumineux à basses températures. Thèse de doctorat, ENTPE et INSA de Lyon, 221p., 2003.
- [13] **Tijouajni S., Di Benedetto H., Baaj H., Ech M.**, Approximation of linear viscoelastic model in the 3 dimensionnal case with mechanical analogues of finite size – Application to bituminous materials. Road Materials and Pavement Design, Vol. 12, Issue 4, pp. 897-930, 2011.

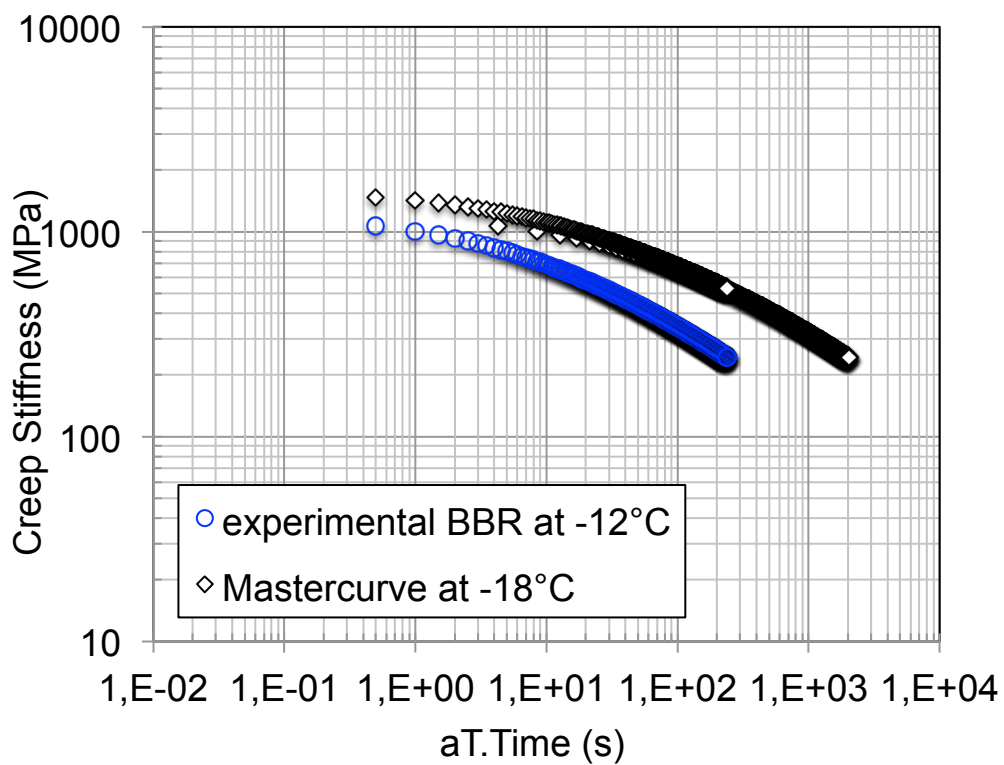
Annexes

Annexe A : Résultat des essais BBR en courbes maîtresses

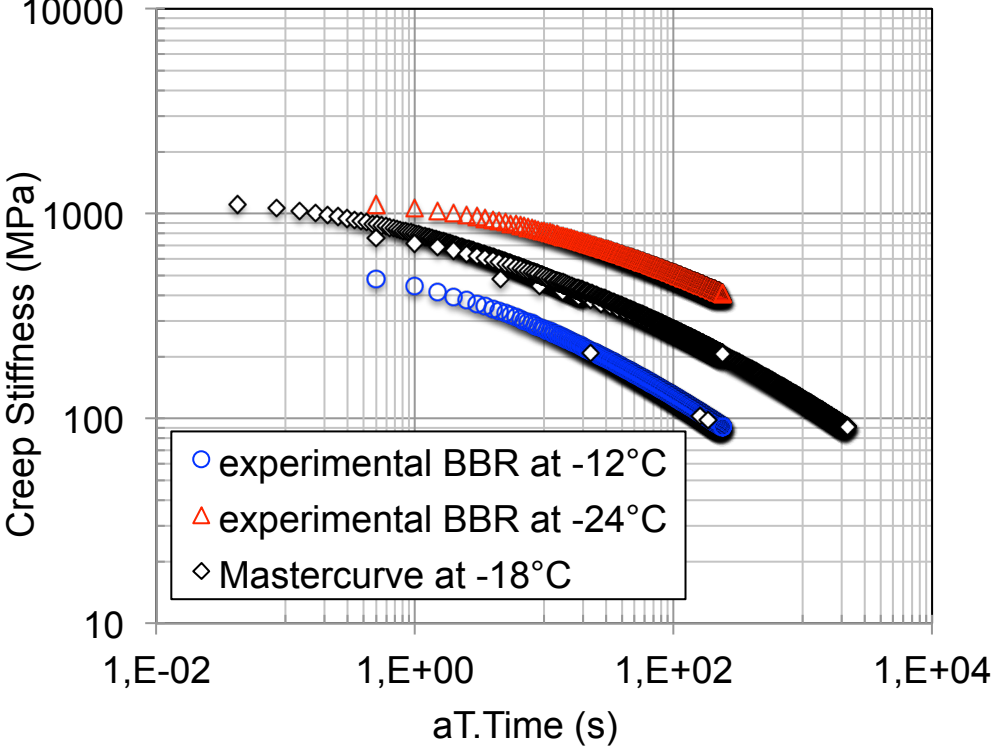
Creep Stiffness Mastercurve at -18°C for AAF1



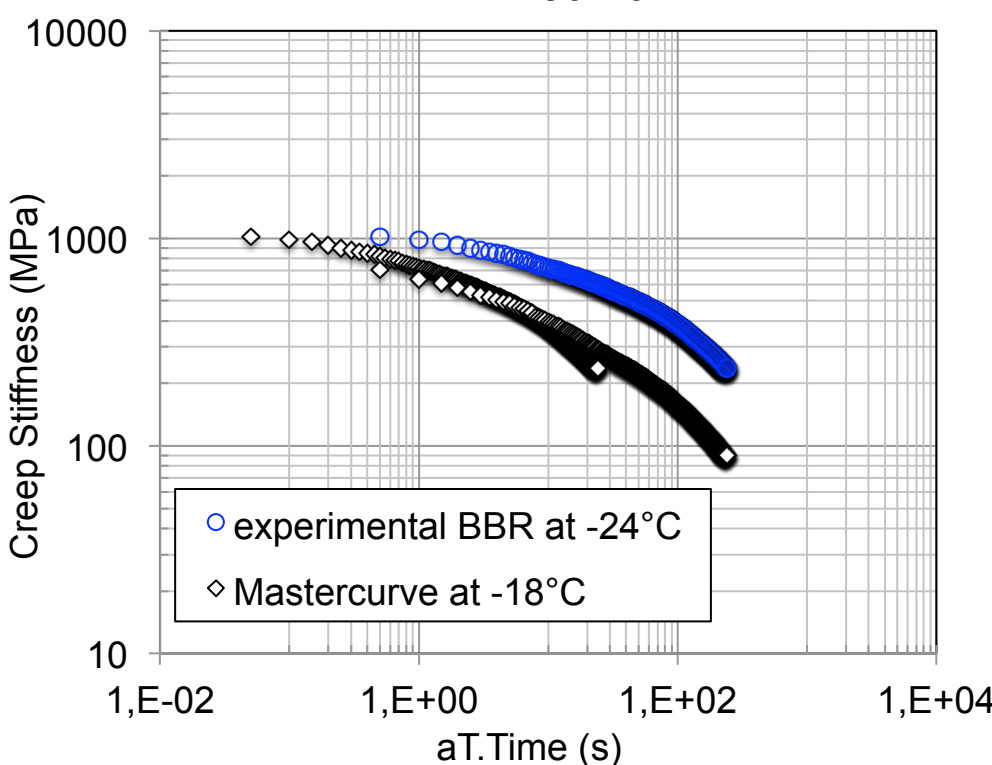
Creep Stiffness Mastercurve at -18°C for AAG1



Creep Stiffness Mastercurve at -18°C for AAM1

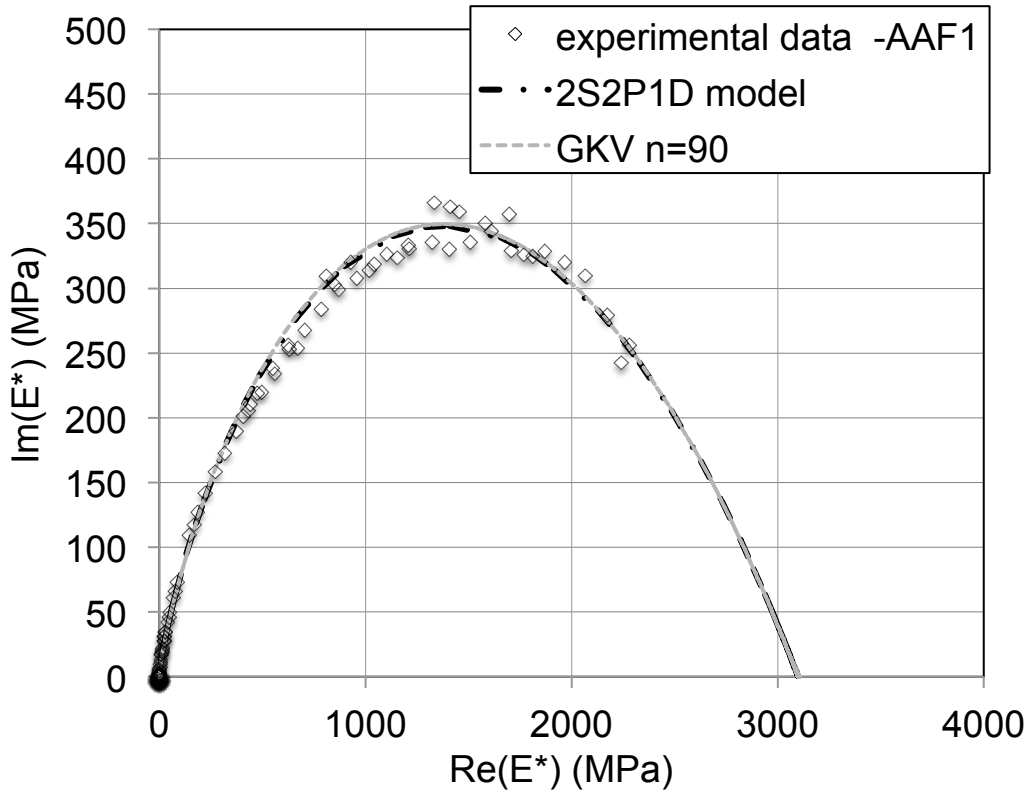


Creep Stiffness Mastercurve at -18°C for AB 50-70

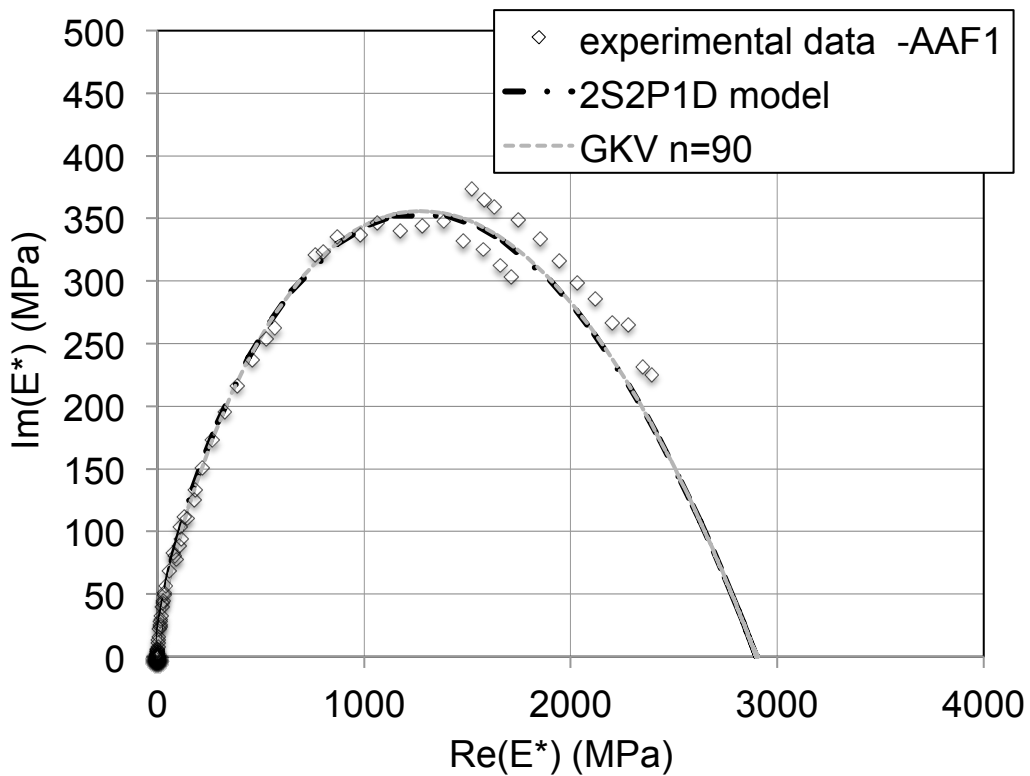


Annexe B : Calibrations dans le Plan de Cole-Cole

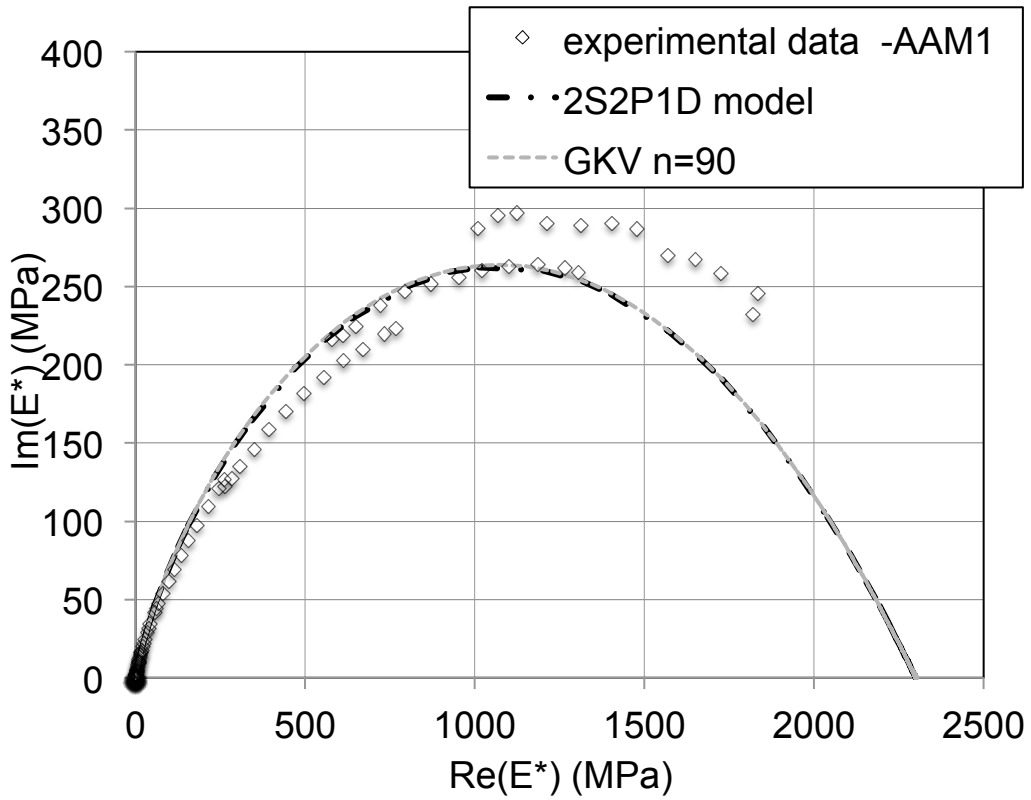
Cole-Cole Plot for AAF1



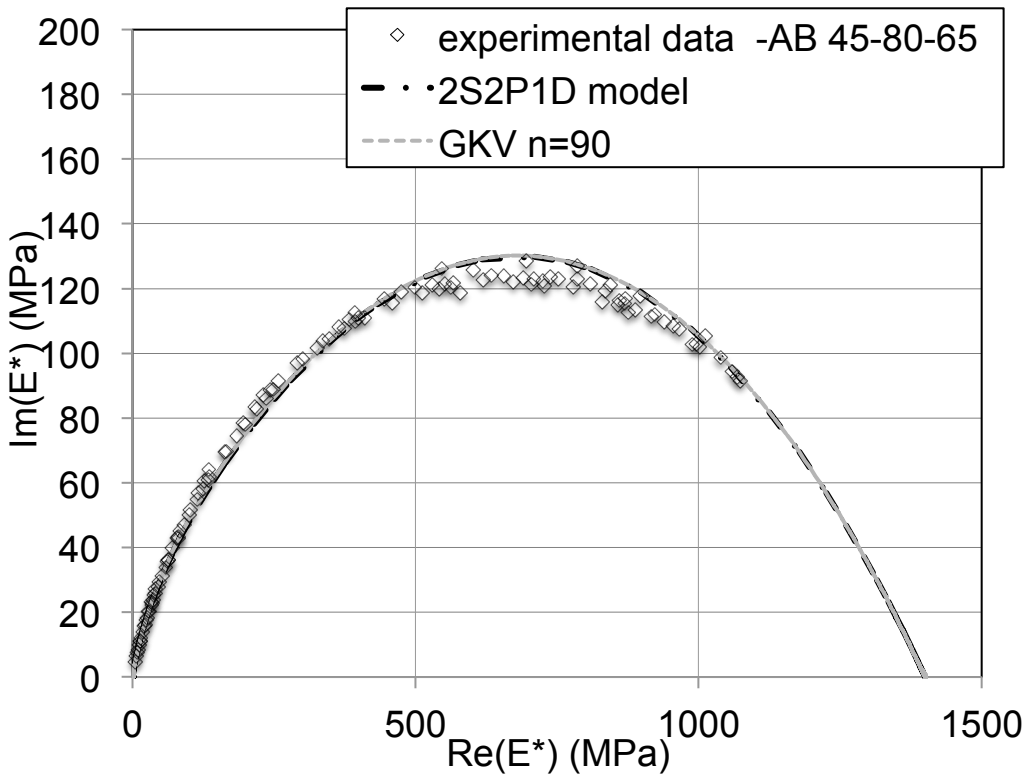
Cole-Cole Plot for AAG1



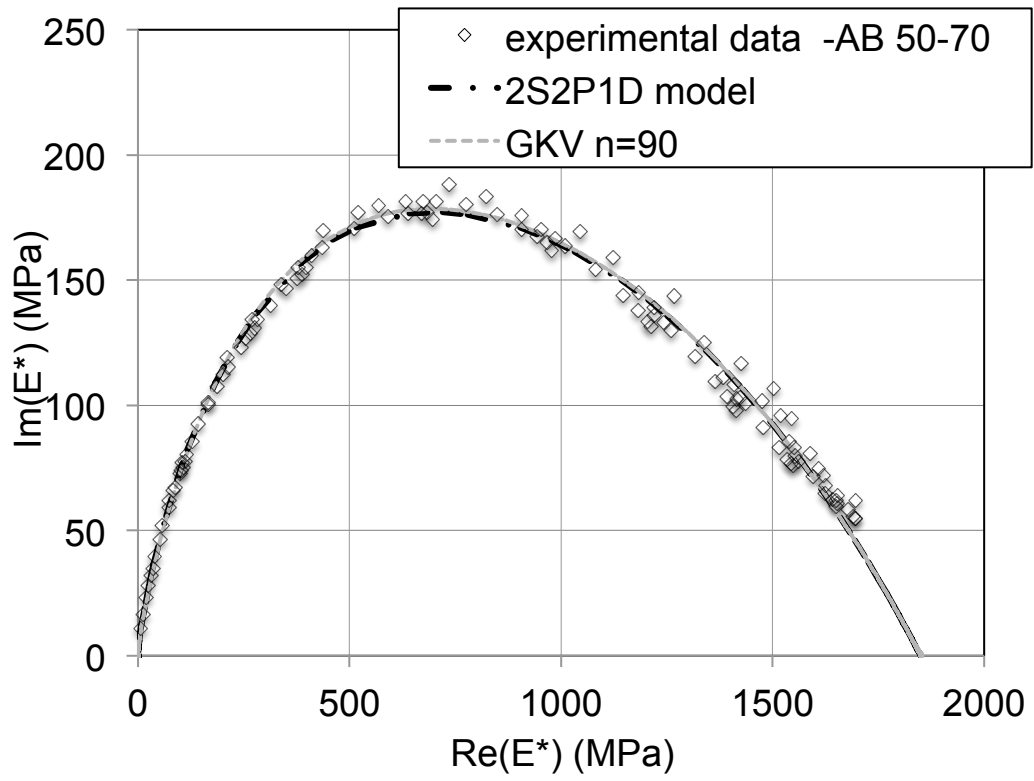
Cole-Cole Plot for AAM1



Cole-Cole Plot for AB 45-80-65

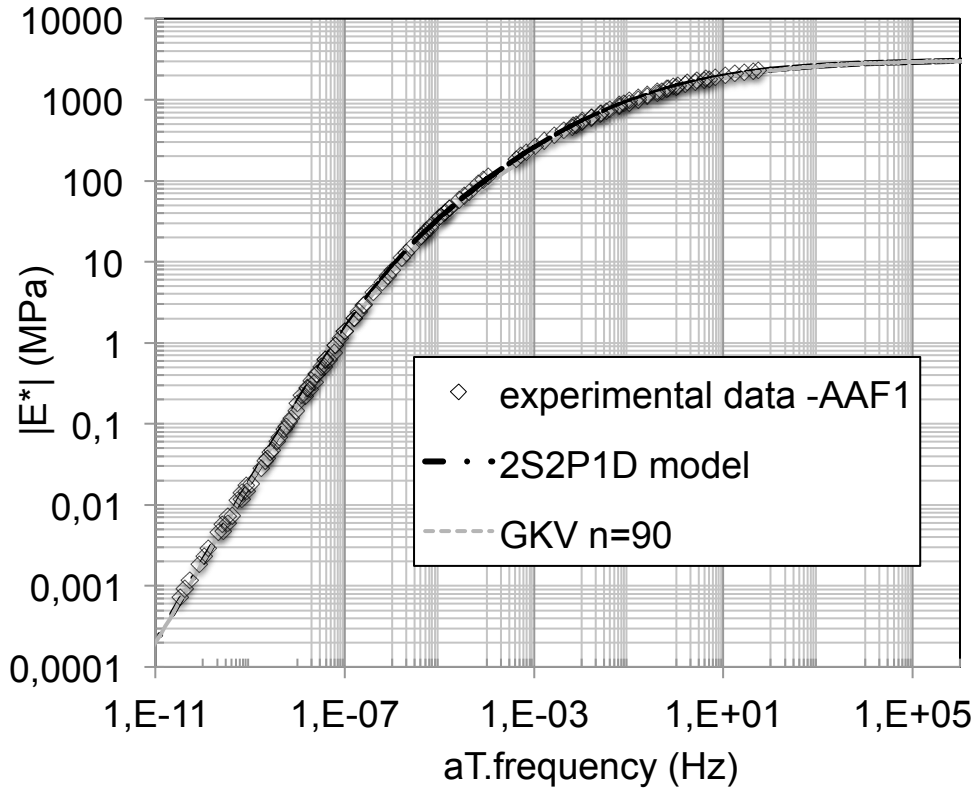


Cole-Cole Plot for AB 50-70

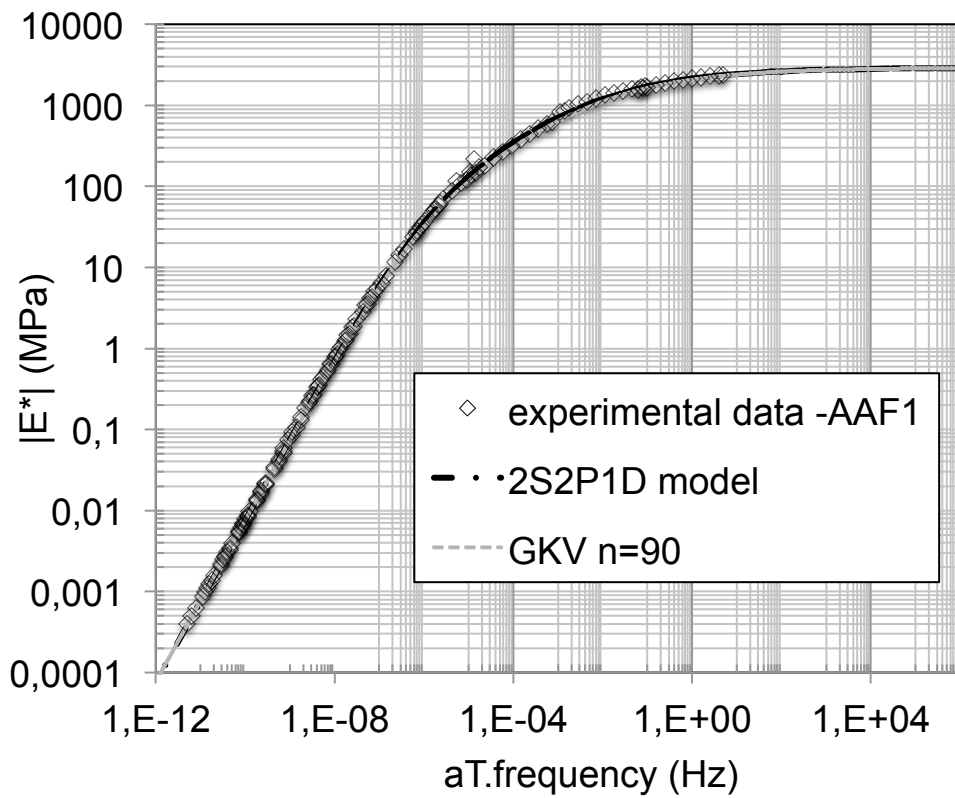


Annexe C : Calibrations en courbes maîtresses

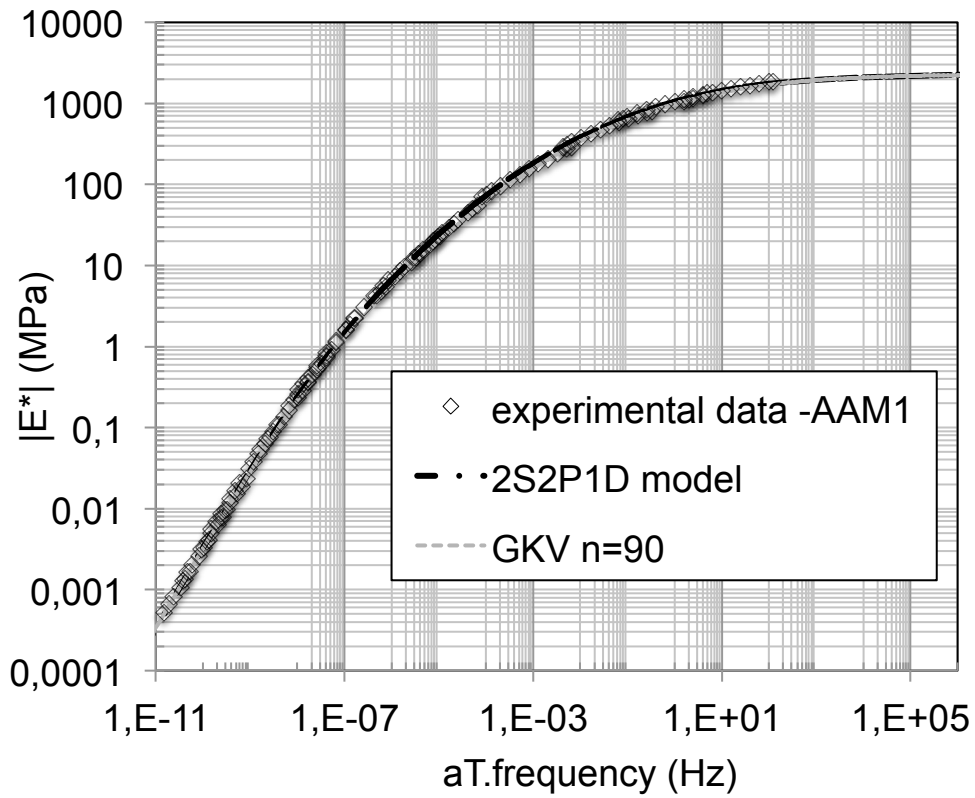
Mastercurve at -18°C for AAF1



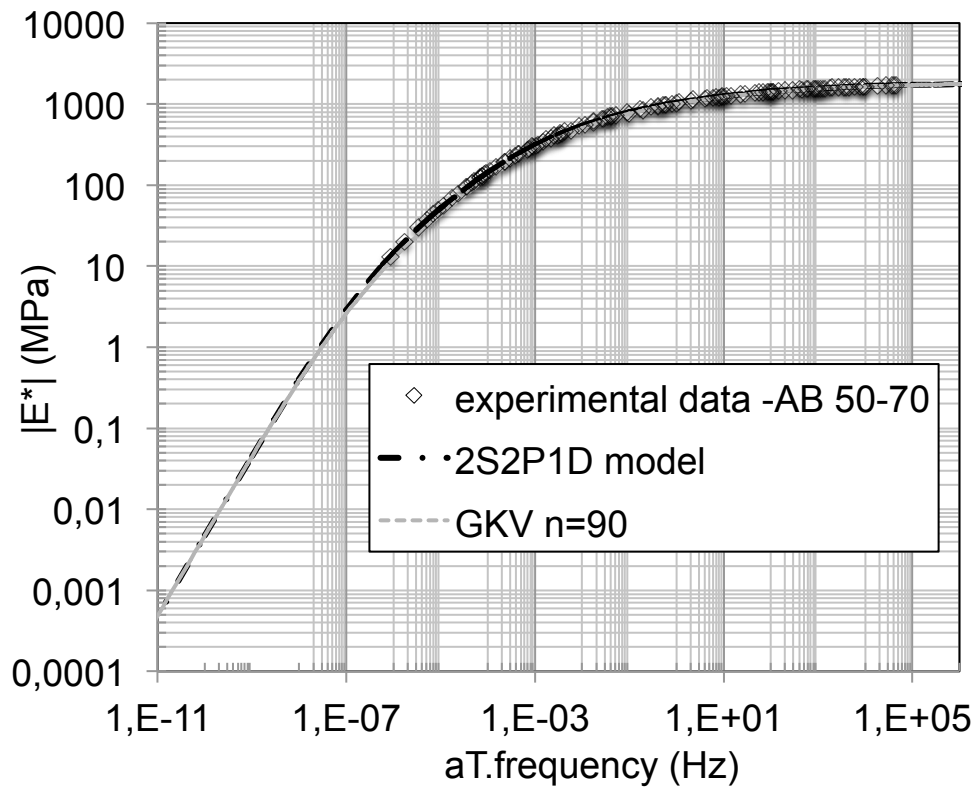
Mastercurve at -18°C for AAG1



Mastercurve at -18°C for AAM1

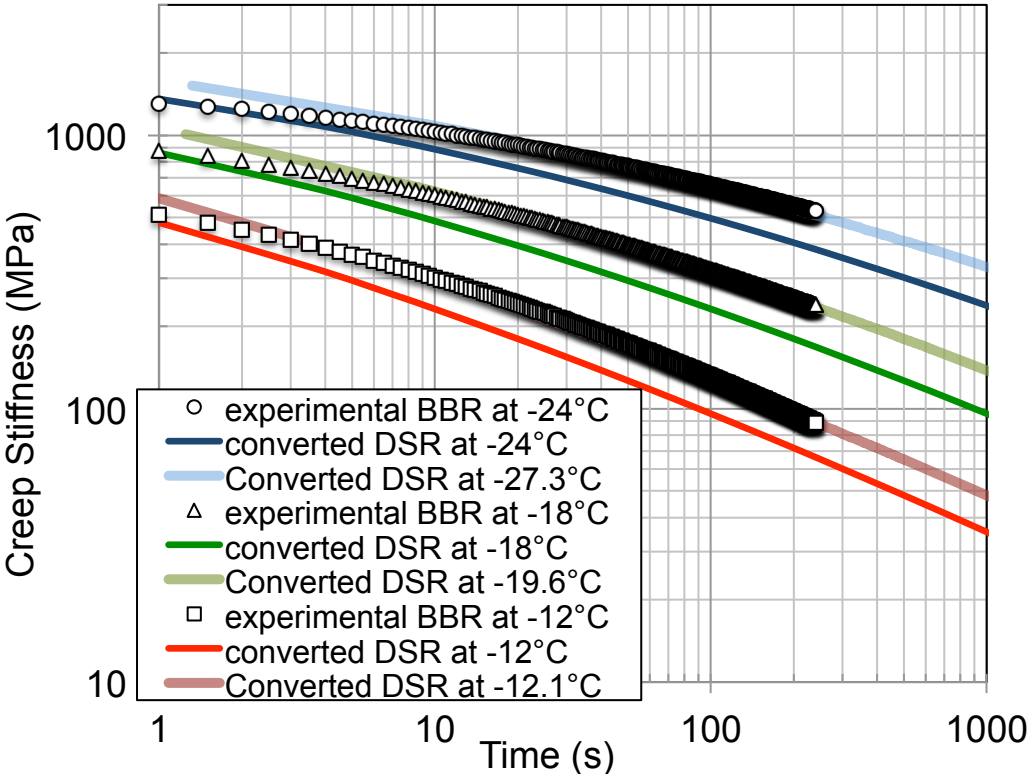


Mastercurve at -18°C for AB 50-70

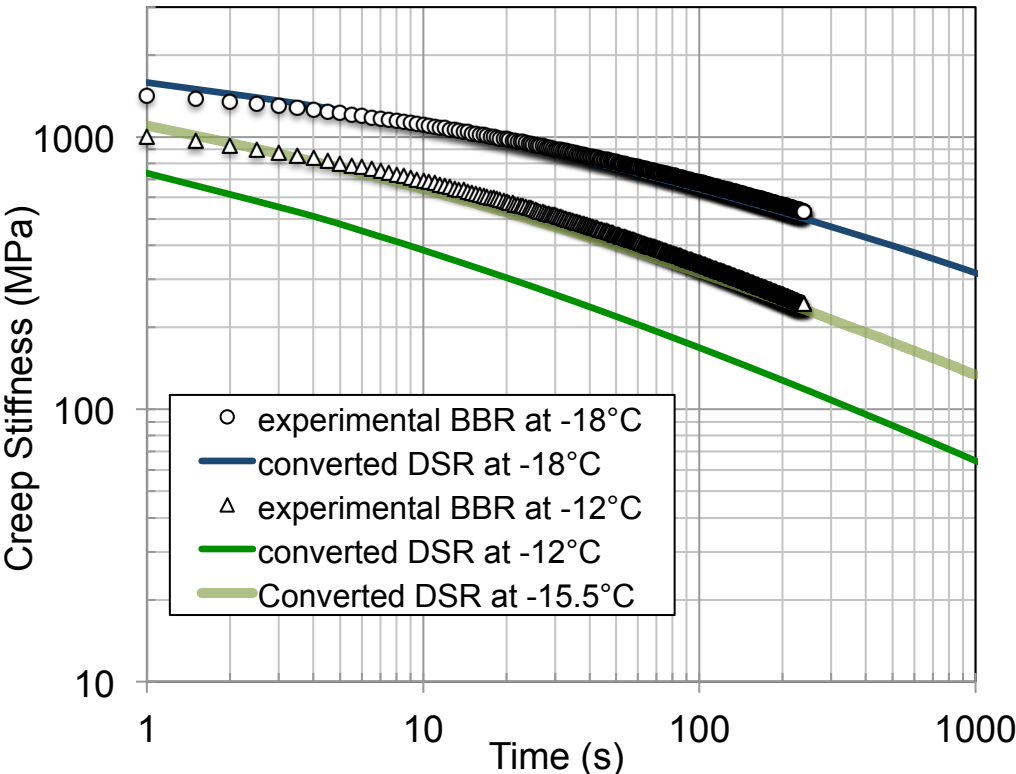


Annexe D : Résultats des simulations à partir du DSR

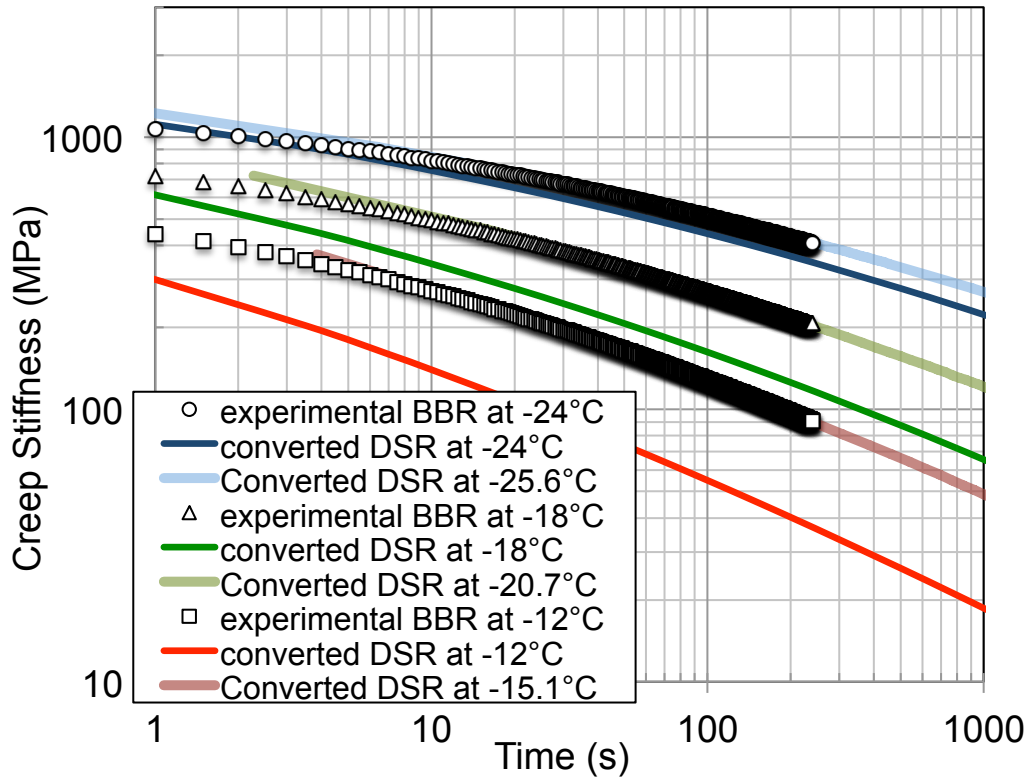
Creep Stiffness for AAF1



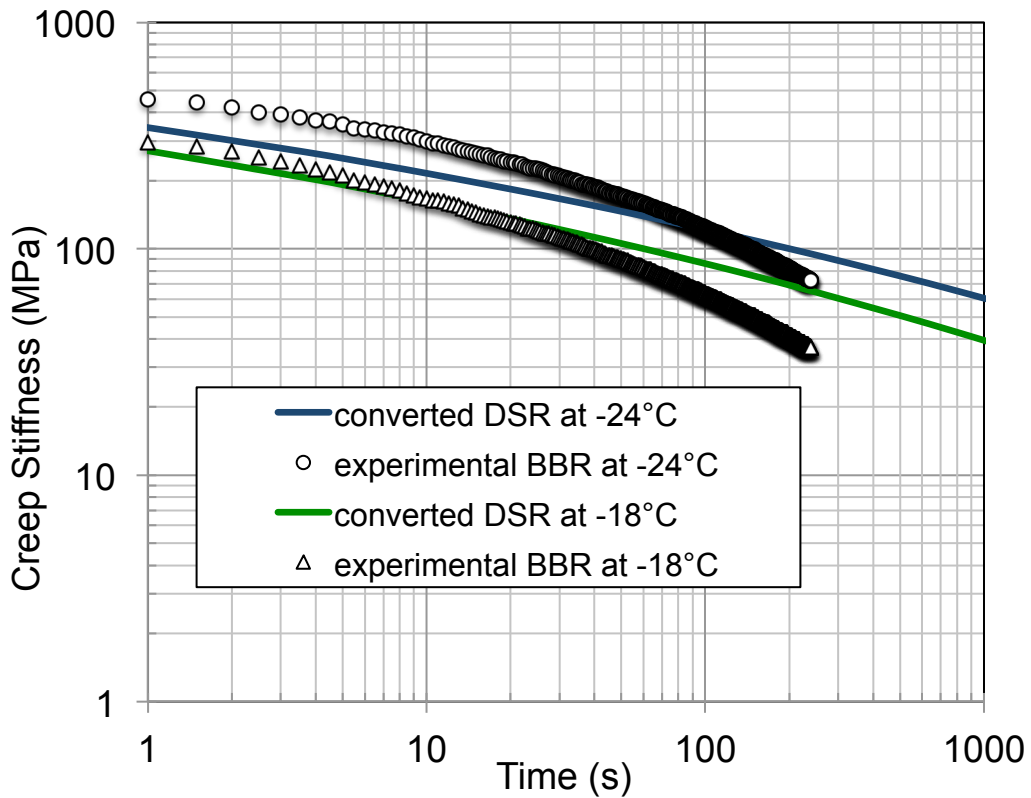
Creep Stiffness for AAG1



Creep Stiffness for AAM1



Creep Stiffness for AB 45-80-65



Creep Stiffness for AB 50-70

