



HAL
open science

**COMPORTEMENT THERMOMÉCANIQUE DES
ENROBÉS BITUMINEUX À BASSES
TEMPÉRATURES. Relations entre les propriétés du
liant et de l'enrobé**

François Olard

► **To cite this version:**

François Olard. COMPORTEMENT THERMOMÉCANIQUE DES ENROBÉS BITUMINEUX À BASSES TEMPÉRATURES. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé. Mécanique [physics.med-ph]. INSA de Lyon, 2003. Français. NNT: . tel-00006050

HAL Id: tel-00006050

<https://theses.hal.science/tel-00006050>

Submitted on 10 May 2004

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

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

THÈSE

présentée devant

L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUÉES DE LYON

pour l'obtention du

GRADE DE DOCTEUR

**ECOLE DOCTORALE DES SCIENCES POUR L'INGENIEUR DE LYON :
Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique (MEGA) –ECL – INSA – UCBL
SPÉCIALITÉ : Génie Civil: Sols, Matériaux, Structures, Physique du Bâtiment**

par

François OLARD

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

COMPORTEMENT THERMOMÉCANIQUE DES ENROBÉS BITUMINEUX À BASSES TEMPÉRATURES Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé

Soutenue devant la Commission d'Examen le 30 octobre 2003 :

Richard KASTNER	Président
Antonio GOMES CORREIA	Rapporteur
Denys BREYSSE	Rapporteur
Hervé DI BENEDETTO	Directeur
Bernard HERITIER	Examineur
Didier LESUEUR	Examineur

Cette thèse a été réalisée au Laboratoire GéoMatériaux du Département Génie Civil et Bâtiment
(URA CNRS 1652) de l'École Nationale des Travaux Publics de l'État

Ecoles Doctorales et Diplômes d'Etudes Approfondies

habilités pour la période 1999-2003

ECOLE DOCTORALE n° code national	RESPONSABLE PRINCIPAL	CORRESPONDANT INSA	DEA INSA n° code national	RESPONSABLE DEA INSA
CHIMIE DE LYON (Chimie, Procédés, Environnement) EDA206	M. D. SINOU UCBL1 04.72.44.62.63 Sec 04.72.44.62.64 Fax 04.72.44.81.60	M. R. GOURDON 87.53 Sec 84.30 Fax 87.17	Chimie Inorganique 910643	
			Sciences et Stratégies Analytiques 910634	
			Sciences et Techniques du Déchet 910675	M. R. GOURDON Tél 87.53 Fax 87.17
ECONOMIE, ESPACE ET MODELISATION DES COMPORTEMENTS (E ² MC) EDA417	M.A. BONNAFOUS LYON 2 04.72.72.64.38 Sec 04.72.72.64.03 Fax 04.72.72.64.48	Mme M. ZIMMERMANN 60.91 Fax 87.96	Villes et Sociétés 911218	Mme M. ZIMMERMANN Tél 60.91 Fax 87.96
			Dimensions Cognitives et Modélisation 992678	M. L. FRECON Tél 82.39 Fax 85.18
ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE (E.E.A.) EDA160	M. D. BARBIER INSA DE LYON 85.47 Fax 60.82		Automatique Industrielle 910676	M. M. BETEMPS Tél 85.59 Fax 85.35
			Dispositifs de l'Electronique Intégrée 910696	M. D. BARBIER Tél 85.47 Fax 60.82
			Génie Electrique de Lyon 910065	M. J.P. CHANTE Tél 87.26 Fax 85.30
			Images et Systèmes 992254	Mme I. MAGNIN Tél 85.63 Fax 85.26
EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION (E2M2) EDA403	M. J.P. FLANDROIS UCBL1 04.78.86.31.50 Sec 04.78.86.31.52 Fax 04.78.86.31.49	M. S. GRENIER 79.88 Fax 85.34	Analyse et Modélisation des Systèmes Biologiques 910509	M. S. GRENIER Tél 79.88 Fax 85.34
INFORMATIQUE ET INFORMATION POUR LA SOCIETE (EDIIS) EDA 407	M. J.M. JOLION INSA DE LYON 87.59 Fax 80.97		Documents Multimédia, Images et Systèmes d'Information Communicants 992774	M. A. FLORY Tél 84.66 Fax 85.97
			Extraction des Connaissances à partir des Données 992099	M. J.F. BOULICAUT Tél 89.05 Fax 87.13
			Informatique et Systèmes Coopératifs pour l'Entreprise 950131	M. A. GUINET Tél 85.94 Fax 85.38
INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES- SANTÉ (EDISS) EDA205	M. A.J. COZZONE UCBL1 04.72.72.26.72 Sec 04.72.72.26.75 Fax 04.72.72.26.01	M. M. LAGARDE 82.40 Fax 85.24	Biochimie 930032	M. M. LAGARDE Tél 82.40 Fax 85.24
MATERIAUX DE LYON UNIVERSITE LYON 1 EDA 034	M. J. JOSEPH ECL 04.72.18.62.44 Sec 04.72.18.62.51 Fax 04.72.18.60.90	M. J.M. PELLETIER 83.18 Fax 85.28	Génie des Matériaux : Microstructure, Comportement Mécanique, Durabilité 910527	M. J.M.PELLETIER Tél 83.18 Fax 85.28
			Matériaux Polymères et Composites 910607	M. H. SAUTEREAU Tél 81.78 Fax 85.27
			Matière Condensée, Surfaces et Interfaces 910577	M. G. GUILLOT Tél 81.61 Fax 85.31
MATHEMATIQUES ET INFORMATIQUE FONDAMENTALE (Math IF) EDA 409	M. F. WAGNER UCBL1 04.72.43.27.86 Fax 04.72.43.00.35	M. J. POUSIN 88.36 Fax 85.29	Analyse Numérique, Equations aux dérivées partielles et Calcul Scientifique 910281	M. G. BAYADA Tél 83.12 Fax 85.29
MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE (MEGA) EDA162	M. J. BATAILLE ECL 04.72.18.61.56 Sec 04.72.18.61.60 Fax 04.78.64.71.45	M. G.DALMAZ 83.03 Fax 04.72.89.09.80	Acoustique 910016	M. J.L. GUYADER Tél 80.80 Fax 87.12
			Génie Civil 992610	M. J.J.ROUX Tél 84.60 Fax 85.22
			Génie Mécanique 992111	M. G. DALMAZ Tél 83.03 Fax 04.78.89.09.80
			Thermique et Energétique 910018	M. J. F. SACADURA Tél 81.53 Fax 88.11

INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON

Directeur : STORCK A.

Professeurs :

AUDISIO S.	PHYSICOCHIMIE INDUSTRIELLE
BABOT D.	CONT. NON DESTR. PAR RAYONNEMENTS IONISANTS
BABOUX J.C.	GEMPPM***
BALLAND B.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
BAPTISTE P.	PRODUCTIQUE ET INFORMATIQUE DES SYSTEMES MANUFACTURIERS
BARBIER D.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
BASTIDE J.P.	LAEPSI****
BAYADA G.	MECANIQUE DES CONTACTS
BENADDA B.	LAEPSI****
BETEMPS M.	AUTOMATIQUE INDUSTRIELLE
BIENNIER F.	PRODUCTIQUE ET INFORMATIQUE DES SYSTEMES MANUFACTURIERS
BLANCHARD J.M.	LAEPSI****
BOISSON C.	VIBRATIONS-ACOUSTIQUE
BOIVIN M. (Prof. émérite)	MECANIQUE DES SOLIDES
BOTTA H.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Développement Urbain
BOTTA-ZIMMERMANN M. (Mme)	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Développement Urbain
BOULAYE G. (Prof. émérite)	INFORMATIQUE
BOYER J.C.	MECANIQUE DES SOLIDES
BRAU J.	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON - Thermique du bâtiment
BREMOND G.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
BRISSAUD M.	GENIE ELECTRIQUE ET FERROELECTRICITE
BRUNET M.	MECANIQUE DES SOLIDES
BRUNIE L.	INGENIERIE DES SYSTEMES D'INFORMATION
BUREAU J.C.	CEGELY*
CAVAILLE J.Y.	GEMPPM***
CHANTE J.P.	CEGELY*- Composants de puissance et applications
CHOCAT B.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Hydrologie urbaine
COMBESURE A.	MECANIQUE DES CONTACTS
COUSIN M.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Structures
DAUMAS F. (Mme)	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON - Energétique et Thermique
DOUTHEAU A.	CHIMIE ORGANIQUE
DUFOUR R.	MECANIQUE DES STRUCTURES
DUPUY J.C.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
EMPTOZ H.	RECONNAISSANCE DE FORMES ET VISION
ESNOUF C.	GEMPPM***
EYRAUD L. (Prof. émérite)	GENIE ELECTRIQUE ET FERROELECTRICITE
FANTOZZI G.	GEMPPM***
FAVREL J.	PRODUCTIQUE ET INFORMATIQUE DES SYSTEMES MANUFACTURIERS
FAYARD J.M.	BIOLOGIE FONCTIONNELLE, INSECTES ET INTERACTIONS
FAYET M.	MECANIQUE DES SOLIDES
FERRARIS-BESSO G.	MECANIQUE DES STRUCTURES
FLAMAND L.	MECANIQUE DES CONTACTS
FLORY A.	INGENIERIE DES SYSTEMES D'INFORMATIONS
FOUGERES R.	GEMPPM***
FOUQUET F.	GEMPPM***
FRECON L.	REGROUPEMENT DES ENSEIGNANTS CHERCHEURS ISOLEES
GERARD J.F.	INGENIERIE DES MATERIAUX POLYMERES
GERMAIN P.	LAEPSI****
GIMENEZ G.	CREATIS**
GOBIN P.F. (Prof. émérite)	GEMPPM***
GONNARD P.	GENIE ELECTRIQUE ET FERROELECTRICITE
GONTRAND M.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
GOUTTE R. (Prof. émérite)	CREATIS**
GOUJON L.	GEMPPM***
GOURDON R.	LAEPSI****
GRANGE G.	GENIE ELECTRIQUE ET FERROELECTRICITE
GUENIN G.	GEMPPM***
GUICHARDANT M.	BIOCHIMIE ET PHARMACOLOGIE
GUILLOT G.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
GUINET A.	PRODUCTIQUE ET INFORMATIQUE DES SYSTEMES MANUFACTURIERS
GUYADER J.L.	VIBRATIONS-ACOUSTIQUE
GUYOMAR D.	GENIE ELECTRIQUE ET FERROELECTRICITE
HEIBIG A.	MATHEMATIQUE APPLIQUEES DE LYON
JACQUET-RICHARDET G.	MECANIQUE DES STRUCTURES
JAYET Y.	GEMPPM***
JOLION J.M.	RECONNAISSANCE DE FORMES ET VISION
JULLIEN J.F.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Structures
JUTARD A. (Prof. émérite)	AUTOMATIQUE INDUSTRIELLE
KASTNER R.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Géotechnique
KOULOUMDJIAN J.	INGENIERIE DES SYSTEMES D'INFORMATION
LAGARDE M.	BIOCHIMIE ET PHARMACOLOGIE
LALANNE M. (Prof. émérite)	MECANIQUE DES STRUCTURES
LALLEMAND A.	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON - Energétique et thermique
LALLEMAND M. (Mme)	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON - Energétique et thermique
LAUGIER A.	PHYSIQUE DE LA MATIERE

LAUGIER C.	BIOCHIMIE ET PHARMACOLOGIE
LAURINI R.	INFORMATIQUE EN IMAGE ET SYSTEMES D'INFORMATION
LEJEUNE P.	UNITE MICROBIOLOGIE ET GENETIQUE
LUBRECHT A.	MECANIQUE DES CONTACTS
MASSARD N.	INTERACTION COLLABORATIVE TELEFORMATION TELEACTIVITE
MAZILLE H.	PHYSICOCHIMIE INDUSTRIELLE
MERLE P.	GEMPPM***
MERLIN J.	GEMPPM***
MIGNOTTE A. (Mle)	INGENIERIE, INFORMATIQUE INDUSTRIELLE
MILLET J.P.	PHYSICOCHIMIE INDUSTRIELLE
MIRAMOND M.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Hydrologie urbaine
MOREL R.	MECANIQUE DES FLUIDES ET D'ACOUSTIQUES
MOSZKOWICZ P.	LAEPSI****
NARDON P. (Prof. émérite)	BIOLOGIE FONCTIONNELLE, INSECTES ET INTERACTIONS
NIEL E.	AUTOMATIQUE INDUSTRIELLE
NORTIER P.	DREP
ODET C.	CREATIS**
OTTERBEIN M. (Prof. émérite)	LAEPSI****
PARIZET E.	VIBRATIONS-ACOUSTIQUE
PASCAULT J.P.	INGENIERIE DES MATERIAUX POLYMERES
PAVIC G.	VIBRATIONS-ACOUSTIQUE
PELLETIER J.M.	GEMPPM***
PERA J.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Matériaux
PERRIAT P.	GEMPPM***
PERRIN J.	INTERACTION COLLABORATIVE TELEFORMATION TELEACTIVITE
PINARD P. (Prof. émérite)	PHYSIQUE DE LA MATIERE
PINON J.M.	INGENIERIE DES SYSTEMES D'INFORMATION
PONCET A.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
POUSIN J.	MODELISATION MATHEMATIQUE ET CALCUL SCIENTIFIQUE
PREVOT P.	INTERACTION COLLABORATIVE TELEFORMATION TELEACTIVITE
PROST R.	CREATIS**
RAYNAUD M.	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON - Transferts Interfaces et Matériaux
REDARCE H.	AUTOMATIQUE INDUSTRIELLE
RETIF J-M.	CEGELY*
REYNOUARD J.M.	UNITE DE RECHERCHE EN GENIE CIVIL - Structures
RIGAL J.F.	MECANIQUE DES SOLIDES
RIEUTORD E. (Prof. émérite)	MECANIQUE DES FLUIDES
ROBERT-BAUDOY J. (Mme) (Prof. émérite)	GENETIQUE MOLECULAIRE DES MICROORGANISMES
ROUBY D.	GEMPPM***
ROUX J.J.	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON – Thermique de l'Habitat
RUBEL P.	INGENIERIE DES SYSTEMES D'INFORMATION
SACADURA J.F.	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON - Transferts Interfaces et Matériaux
SAUTEREAU H.	INGENIERIE DES MATERIAUX POLYMERES
SCAVARDA S.	AUTOMATIQUE INDUSTRIELLE
SOUIFI A.	PHYSIQUE DE LA MATIERE
SOUROUILLE J.L.	INGENIERIE INFORMATIQUE INDUSTRIELLE
THOMASSET D.	AUTOMATIQUE INDUSTRIELLE
THUDEROZ C.	ESCHIL – Equipe Sciences Humaines de l'Insa de Lyon
UBEDA S.	CENTRE D'INNOV. EN TELECOM ET INTEGRATION DE SERVICES
VELEX P.	MECANIQUE DES CONTACTS
VIGIER G.	GEMPPM***
VINCENT A.	GEMPPM***
VRAY D.	CREATIS**
VUILLERMOZ P.L. (Prof. émérite)	PHYSIQUE DE LA MATIERE

Directeurs de recherche C.N.R.S. :

BAIETTO-CARNEIRO M-C. (Mme)	MECANIQUE DES CONTACTS ET DES SOLIDES
BERTHIER Y.	MECANIQUE DES CONTACTS
CONDEMIN G.	UNITE MICROBIOLOGIE ET GENETIQUE
COTTE-PATAT N. (Mme)	UNITE MICROBIOLOGIE ET GENETIQUE
ESCUDIE D. (Mme)	CENTRE DE THERMIQUE DE LYON
FRANCIOSI P.	GEMPPM***
MANDRAND M.A. (Mme)	UNITE MICROBIOLOGIE ET GENETIQUE
POUSIN G.	BIOLOGIE ET PHARMACOLOGIE
ROCHE A.	INGENIERIE DES MATERIAUX POLYMERES
SEGUELA A.	GEMPPM***

Directeurs de recherche I.N.R.A. :

FEBVAY G.	BIOLOGIE FONCTIONNELLE, INSECTES ET INTERACTIONS
GRENIER S.	BIOLOGIE FONCTIONNELLE, INSECTES ET INTERACTIONS
RAHBE Y.	BIOLOGIE FONCTIONNELLE, INSECTES ET INTERACTIONS

Directeurs de recherche I.N.S.E.R.M. :

PRIGENT A.F. (Mme)	BIOLOGIE ET PHARMACOLOGIE
MAGNIN I. (Mme)	CREATIS**

- * CEGELY CENTRE DE GENIE ELECTRIQUE DE LYON
 ** CREATIS CENTRE DE RECHERCHE ET D'APPLICATIONS EN TRAITEMENT DE L'IMAGE ET DU SIGNAL
 ***GEMPPM GROUPE D'ETUDE METALLURGIE PHYSIQUE ET PHYSIQUE DES MATERIAUX
 ****LAEPSI LABORATOIRE D'ANALYSE ENVIRONNEMENTALE DES PROCEDES ET SYSTEMES INDUSTRIELS

AVANT-PROPOS

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une convention "CIFRE" (Conventions Industrielles de Formation par la Recherche, sous l'égide du Ministère de la Recherche) regroupant le Département Génie Civil et Bâtiment (URA CNRS 1652) de l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat et les entreprises routières APPIA et EUROVIA. La société TOTAL a également été associée à l'étude. Il est traditionnel d'exprimer en avant-propos les remerciements adressés à l'ensemble des personnes ayant contribué à l'aboutissement de ce travail de thèse.

Je voudrais exprimer toute ma gratitude, mêlée d'admiration, à Hervé Di Benedetto, mon Directeur de Thèse. Outre m'avoir initié à la pratique de l'Aïkido, il m'a guidé tout au long de ces dernières années, m'a sans cesse encouragé à me dépasser, tout en me témoignant sa confiance. Sa rigueur scientifique et son dynamisme dans le travail font de lui un modèle pour l'ensemble de ses élèves et de ses collaborateurs. Je lui resterai toujours reconnaissant d'avoir formé mon esprit de la sorte. J'espère que nos routes se croiseront à nouveau dans l'avenir, que ce soit dans un cadre strictement professionnel ou sur les *tatami*.

Je remercie le Professeur Richard Kastner de l'INSA de Lyon qui m'a fait l'honneur d'accepter la présidence du Jury.

Je tiens à remercier le Professeur Antonio Gomes Correia du Département de Génie Civil de l'Université de Minho au Portugal, ainsi que le Professeur Denys Breyse du Centre de Développement des Géosciences Appliquées de l'Université de Bordeaux, d'avoir accepté la lourde tâche de rapporter cette thèse.

Mes remerciements vont également à Bernard Héritier d'APPIA et Didier Lesueur d'EUROVIA, pour avoir examiné ce travail et participé au Jury.

Plus généralement, je voudrais remercier l'ensemble de mes collègues d'APPIA (Jean-Pierre Antoine, Bernard Héritier, Michel Saubot, Jean-Pierre Triquigneaux, Jean-Claude Vaniscote), d'EUROVIA (Michèle Cyna, Anne Dony, Bernard Eckmann, Michel Mazé) et de TOTAL (Pierre Chaverot, Gilles Gauthier, Christian Lachèvre, Laurence Lapalu, Michel Malot, Jean-Pascal Planche) pour les discussions fructueuses que nous avons eues au cours de cette thèse. Je remercie plus particulièrement Bernard Eckmann pour son investissement dans ce travail.

Je pense également à Patrice Diez et Stéphane Faucon-Dumont qui m'ont épaulé tout au long du travail expérimental mené en grande partie au Centre de Recherche d'EUROVIA. Outre leur grande disponibilité, ils m'ont initié à la formulation d'enrobés, au compactage et au sciage des plaques d'enrobés, au carottage et au polissage des éprouvettes, sans oublier l'art ô combien difficile du collage des éprouvettes. Je leur dois également de savoir utiliser les presses hydrauliques du laboratoire. Je n'oublie pas non plus Mondher Neifar et Monique Lorient qui m'ont aidé lors du développement de l'essai de fissuration sur bitumes à l'ENTPE.

Enfin, je voudrais dédier cette thèse à l'ensemble de ma famille : à mon amour de femme Migueline pour son soutien et sa patience sans limite, à mon fils Enguerrand, à mes parents et à mes grands-parents qui ont su me donner le goût du travail, à ma belle-famille également pour m'avoir encouragé. Ainsi, je les remercie tous d'avoir contribué de près ou de loin à l'accomplissement de ce travail.

RESUME

Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre l'Ecole Nationale des TPE et les entreprises routières APPIA et EUROVIA. La société pétrolière TOTAL a également été associée à l'étude. Ce travail traite de l'analyse du comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux aux températures basses et intermédiaires et vise à mettre en évidence les relations entre les propriétés des liants et des enrobés. Un large travail expérimental de laboratoire a été réalisé en vue de répondre à ces deux objectifs. Il s'agit notamment de mieux cerner les critères existants de caractérisation des liants, voire d'en proposer de nouveaux, en relation avec le comportement en place des enrobés.

Après une étude bibliographique sur la rhéologie et les propriétés thermo-mécaniques des bitumes, des mastics et des enrobés bitumineux, le travail expérimental mené aussi bien dans le domaine des petites déformations que des grandes déformations, est exposé.

Le comportement à basse température des bitumes a été évalué avec trois tests fondamentaux largement répandus : i) l'essai de module complexe, ii) l'essai de fluage au BBR, iii) l'essai de traction directe SHRP à vitesse de déformation constante et températures constantes. En outre, un nouvel essai de fissuration, consistant en un essai de flexion trois points sur éprouvettes de bitume préentaillées, a été développé à l'ENTPE. Les paramètres de ténacité et d'énergie de rupture des bitumes à basses températures ont pu être déterminés en utilisant les hypothèses de la MLR (Mécanique Linéaire de la Rupture).

Le comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux à basse température a été étudié en réalisant i) des essais de module complexe, ii) des mesures du coefficient de dilatation-contraction thermique, iii) des essais de traction à vitesses de déformation constantes, iv) ainsi que des essais de retrait thermique empêché.

Tout d'abord, des liens pertinents entre les propriétés des liants et des enrobés, et des caractéristiques suffisamment discriminantes au regard des propriétés à basse température des enrobés ont été mis en évidence. Ensuite, l'analyse a consisté à effectuer un travail de modélisation du comportement des liants et des enrobés, en petites et grandes déformations.

Un modèle rhéologique monodimensionnel, qui consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh, a été développé dans le domaine des petites déformations. Ce modèle, appelé modèle "2S2P1D", permet de simuler correctement à la fois le comportement visco-élastique linéaire des bitumes et celui des enrobés bitumineux. A partir de ce modèle, une transformation originale –indépendante du modèle– permettant de prédire le module complexe de l'enrobé à partir de celui du liant est proposée, puis validée.

Enfin, la dernière partie de cette thèse est consacrée à la loi généralisée monodimensionnelle "DBN" (Di Benedetto-Neifar) à partir de laquelle un programme a été développé sur l'interface Visual Basic du logiciel Excel. Ce programme constitue un outil simple de prévision du comportement de l'enrobé bitumineux sous diverses sollicitations (mécaniques et/ou thermiques). Ce modèle rhéologique permet de faire le lien entre les petites et les grandes déformations. Des simulations d'essais de traction à vitesses de déformation constantes, ainsi que des simulations d'essais de retrait thermique, monotones ou cycliques, sont enfin présentées.

ABSTRACT

This thesis has been realized within the framework of a partnership between the Ecole Nationale des TPE, APPIA and EUROVIA. The company Total has also been associated to this project. The study deals with the thermo-mechanical behavior of bituminous materials at low temperatures. The aim is to establish the links between the characteristics of the binder and the properties of bituminous mixes at low temperatures, and to better understand the existing low-temperature parameters and criteria for binders (or to propose new ones), related to the *in-situ* behavior of bituminous mixtures. A large experimental campaign has been carried out so as to fulfill this goal.

After a bibliographical study on the rheology and the thermo-mechanical properties of (pure or modified) binders, mastics and mixes, the experimental campaign carried out both in the small strain domain and in the large strain domain, is presented.

The low temperature behavior of binders has been evaluated with three common fundamental tests : i)the complex modulus determination, ii)the Bending Beam Rheometer and iii)the tensile strength at a constant strain rate and constant temperatures. A new three point bending test on pre-notched bitumen beams has also been developed at the ENTPE. The low-temperature fracture properties of bitumens were studied at constant temperatures and crosshead speeds considering the Linear Elastic Fracture Mechanics (LEFM) assumptions.

The thermo-mechanical behavior of bituminous mixtures has been studied by performing i)complex modulus tests, ii)measurements of the coefficient of thermal dilatation and contraction, iii)tensile tests at constant temperatures and strain rates, and iv)Thermal Stress Restrained Specimen Tests.

Apart from the determination of some pertinent links between binder and mix properties and discriminating characteristics with regard to the thermal cracking of bituminous mixes at low temperatures, the analysis has also consisted in modeling the behavior of bituminous binders and mixes, both in the small strain domain and in the large strain domain.

A unique rheological model has been developed for the modeling of linear viscoelastic properties of both bituminous binders and mixes. This model, called the "2S2P1D" model, consists of a generalization of the Huet-Sayegh analogical model. Finally, from our results, a transformation that is independent of the introduced model allows to predict easily and efficiently the mix complex modulus from the binder one.

Eventually, in the last part of this work, the thermo-viscoplastic law "DBN" (Di Benedetto-Neifar), developed at the ENTPE for bituminous mixes, is presented. This law introduces the various experimental observations : a general linear viscoelastic behavior in the small strain range, non-linearity and viscoplastic flow. The effect of the temperature is described as well for small strain levels, where time-temperature superposition principle is applied, as for larger strain levels. A computer program has been developed on the Visual Basic interface of MS Excel. Numerical simulations of direct tensile test are carried out. Finally, TSRST simulations are presented in order to show the influence of non-linearity on the thermal stress evolution induced by monotonic or cyclic temperature variation.

SOMMAIRE

AVANT-PROPOS	1
RÉSUMÉ.....	3
ABSTRACT	5
SOMMAIRE	7
INTRODUCTION GENERALE.....	13

CHAPITRE I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	17
I.1 INTRODUCTION	17
I.2 GENERALITES SUR LES MATÉRIAUX BITUMINEUX	17
I.2-1 Origine, fabrication, composition et structure des bitumes	17
I.2-1-1 Origine et fabrication des bitumes	17
I.2-1-2 Composition chimique et structure des bitumes	18
I.2-2 Généralités sur les enrobés	19
I.2-2-1 Définition	19
I.2-2-2 Teneur en liant.....	19
I.2-2-3 Influence des actions appliquées à la chaussée	20
I.3 MÉTHODES DE DÉTERMINATION DES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES MATERIAUX BITUMINEUX.....	22
I.3-1 Classification selon le type d'interprétation considéré.....	22
I.3-2 Classification selon l'état de contrainte et de déformation.....	23
I.4 PROPRIÉTÉS RHÉOLOGIQUES DES LIANTS BITUMINEUX.....	25
I.4-1 Classes de comportement des bitumes purs en fonction de $ \varepsilon $ et T	25
I.4-2 Les caractéristiques classiques	25
I.4-2-1 Pénétrabilité (NF T 66-004)	25
I.4-2-2 Point de ramollissement Bille Anneau (NF T 66-008)	26
I.4-2-3 Température de fragilité FRAASS (NF T 66-006)	26
I.4-2-4 Essai RTFOT "Rolling Thin Film Oven Test" (NF T 66-032)	26
I.4-2-5 L'essai PAV "Pressure Aging Vessel" (AASHTO PP1)	27
I.4-3 Caractérisation des propriétés rhéologiques du liant dans le domaine linéaire (VEL)	28
I.4-3-1 Définition d'un corps viscoélastique.....	28
I.4-3-2 Définition d'un corps viscoélastique linéaire.....	28
I.4-3-3 Fonction de retard (ou de fluage) et fonction de relaxation	28
I.4-3-4 Calcul opérationnel	30
I.4-3-5 Module complexe E^* (mode fréquentiel).....	31

I.4-3-6 Essai au “Bending Beam Rheometer” (mode temporel) (AASHTO TP1)	38
I.4-4 Caractérisation des propriétés à la rupture	40
I.4-4-1 Essai de traction directe SHRP (AASHTO TP3)	40
I.4-4-2 Introduction à la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR)	41
I.4-4-3 Caractérisation de l’écoulement visqueux.....	49
I.5 PROPRIÉTÉS DES MASTICS BITUMINEUX.....	50
I.5-1 Définition.....	50
I.5-2 généralités	50
I.5-3 Propriétés rhéologiques des mastics bitumineux.....	51
I.5-3-1 Caractéristiques physiques des fines	51
I.5-3-2 Nature des fines	51
I.5-3-3 Effet de la teneur en fines du liant.....	52
I.5-3-4 Mécanismes de renforcement du bitume par le filler	53
I.5-3-5 Vérification de la composition du mastic en fonction de la nature du bitume et du filler	54
I.6 PROPRIETES RHEOLOGIQUES DES ENROBES BITUMINEUX.....	56
I.6-1 Généralités	56
I.6-2 Grandes classes de comportement	56
I.6-3 Exemples de caractérisation des enrobés à basse température	57
I.6-3-1 Essai de module complexe sur bétons bitumineux.....	58
I.6-3-2 Essai de traction directe.....	62
I.6-3-3 Essai de retrait thermique empêché (AASHTO TP10)	63
I.7 MODÉLISATION DU COMPORTEMENT DES MATÉRIAUX BITUMINEUX.....	67
I.7-1 Modélisation du comportement linéaire (VEL).....	67
I.7-1-1 Assemblage discret de ressorts et d’amortisseurs - spectre discret.....	67
I.7-1-2 Approches considérant un spectre continu.....	68
I.7-2 Modélisation du comportement non linéaire	73
I.7-3 Critère de contraintes maximales	74
I.8 CONCLUSION	75

CHAPITRE II. ETUDE EXPÉRIMENTALE ET MODÉLISATION EN PETITES DÉFORMATIONS.....	77
II.1 INTRODUCTION	77
II.2 DESCRIPTION DES MATÉRIAUX UTILISÉS	77
II.2-1 Description des bitumes utilisés	77
II.2-2 Description des enrobés étudiés	78
II.2-2-1 Caractéristiques du liant.....	78
II.2-2-2 Caractéristiques des granulats.....	78

II.2-2-3 Malaxage et mode de compactage	80
II.3 ESSAIS SUR LIANTS BITUMINEUX.....	81
II.3-1 Essais de module complexe sur liants	81
II.3-1-1 Résultats expérimentaux	81
II.3-1-2 Analyse des courbes maîtresses	84
II.3-2 Tests de fluage sur liants (Bending Beam Rheometer)	87
II.3-2-1 Résultats expérimentaux	87
II.3-2-2 Prédiction des tests de fluage BBR à partir des résultats de module complexe sur liants	89
II.4 ESSAIS DE MODULE COMPLEXE SUR ENROBÉS.....	92
II.4-1 Description du matériel utilisé et de la procédure d'essai.....	92
II.4-2 Résultats expérimentaux	93
II.4-3 Prédiction du module de l'enrobé à partir du module du liant.....	97
II.5 TRANSITION VITREUSE DES LIANTS ET DES ENROBÉS	100
II.5-1 Détermination de la température de transition vitreuse	100
II.5-2 Généralisation du concept de transition vitreuse – fréquence de transition vitreuse	101
II.5-3 Domaines Vitreux/Non Vitreux	101
II.6 CORRÉLATIONS	103
II.7 MODÉLISATION DU COMPORTEMENT LINÉAIRE DES LIANTS ET DES ENROBÉS BITUMINEUX – MODÈLE “2S2P1D”	105
II.7-1 Désavantages des modèles continus utilisés jusqu'à présent.....	105
II.7-1-1 Problème de modélisation de la caractéristique “fluide” des bitumes.....	106
II.7-1-2 Calibration du modèle d'Huet-Sayegh à partir des données sur liants et enrobés	106
II.7-2 Modèle général proposé pour les matériaux bitumineux	108
II.7-2-1 Formalisme du modèle général introduit “2S2P1D”	108
II.7-2-2 Calibration du modèle général “2S2P1D”	110
II.7-3 Prédiction du module de l'enrobé à partir du module du bitume.....	115
II.7-3-1 Prédiction du module complexe des enrobés étudiés	115
II.7-3-2 Validation de la prédiction proposée avec différentes formulations de mastics et d'enrobés - influence du squelette granulaire.....	120

CHAPITRE III. ETUDE EXPÉRIMENTALE EN GRANDES DÉFORMATIONS ET PROPRIÉTÉS À LA RUPTURE.....	125
III.1 INTRODUCTION.....	125
III.2 ESSAIS DE TRACTION SUR LIANTS ET ENROBÉS	126
III.2-1 Essais de traction directe SHRP sur liants	126

III.2-2 Essais de traction directe sur enrobés	128
III.2-2-1 Principe de l'essai	128
III.2-2-2 Résultats expérimentaux	128
III.2-3 Comparaison des essais de traction sur liants et enrobés.....	131
III.3 MESURE DU COEFFICIENT DE DILATATION/CONTRACTION THERMIQUE DES ENROBÉS BITUMINEUX.....	134
III.3-1 Dispositif expérimental	134
III.3-2 Equilibre thermique	135
III.3-3 Coefficients expérimentaux	135
III.4 ESSAI DE RETRAIT THERMIQUE EMPÊCHÉ	137
III.4-1 Principe et préparation de l'essai	137
III.4-2 Evaluation du gradient de température dans une éprouvette type TSRST pour un refroidissement de 10°C/h.....	139
III.4-3 Dérive des extensomètres avec la température	140
III.4-4 Résultats expérimentaux	141
III.4-5 Reproductibilité de l'essai.....	143
III.5 ESSAI DE FISSURATION SUR BITUMES	144
III.5-1 Principe de l'essai	144
III.5-1-1 Calcul de K_{Ic}	145
III.5-1-2 Calcul de G_{Ic}	145
III.5-1-3 Vérifications des hypothèses de calcul	147
III.5-2 Dispositif expérimental	148
III.5-3 Résultats expérimentaux	149
III.5-3-1 Influence de la température sur les paramètres de rupture	149
III.5-3-2 Influence de la vitesse de chargement sur les paramètres de rupture	150
III.5-4 Discussion	151
III.5-5 Conclusions-Recommandations.....	153
III.6 CORRÉLATIONS	154

CHAPITRE IV. DES PETITES AUX GRANDES DÉFORMATIONS : LOI “DBN” POUR LES MÉLANGES BITUMINEUX.....	157
IV.1 INTRODUCTION	157
IV.2 PRÉSENTATION DU MODÈLE	157
IV.2-1 Description du comportement des corps de type "EP"	158
IV.2-2 Description du comportement des corps de types "V"	159
IV.3 CALIBRATION DU MODÈLE	159
IV.3-1 Calibration en petites déformations	159
IV.3-2 Calibration à l'écoulement viscoplastique	162

IV.4 PRÉSENTATION DU PROGRAMME INFORMATIQUE.....	165
IV.5 SIMULATIONS NUMÉRIQUES	167
IV.5-1 Simulations des essais de traction.....	167
IV.5-2 Couplage thermomécanique : l'essai de retrait empêché	169
IV.5-2-1 Variation monotone de la température	169
IV.5-2-2 Variation cyclique de la température.....	172
IV.6 PERSPECTIVES	174

CONCLUSION GENERALE	175
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	181
ANNEXES	191

INTRODUCTION GENERALE

Les structures de chaussées routières sont soumises, en service, à des sollicitations très complexes. La circulation automobile et le climat ont une influence importante sur le comportement des matériaux de chaussées. Dans certains pays tels que le Canada, les Etats-Unis, les pays nordiques et même la France, les chaussées subissent de grandes amplitudes thermiques et sont donc soumises au phénomène de fissuration thermique. Ces dernières années, ce phénomène s'est en plus aggravé par l'intensification des charges supportées par les structures de chaussées, cette intensification étant due en particulier à l'accroissement du trafic Poids Lourds.

Les enjeux économiques sont importants, tant au niveau du dimensionnement (couches de plus en plus minces, mise au point de produits innovants, *etc.*) que de l'entretien de la chaussée (investissements plus durables dans le temps). Il apparaît donc nécessaire d'approfondir les études menées sur les matériaux de chaussées, en particulier les bitumes et les enrobés bitumineux. Une meilleure connaissance des propriétés thermo-mécaniques des matériaux bitumineux utilisés en construction routière permettra à terme de formuler des enrobés suffisamment performants pour résister de manière pérenne aux contraintes appliquées.

Des premiers essais dits traditionnels, ainsi que des méthodes de dimensionnement fondées sur des modèles simples et restrictifs, ont été mis au point dans différents pays pour définir le comportement des enrobés bitumineux *in-situ*. Cependant, ces tests empiriques et ces méthodes de dimensionnement se sont révélés insuffisants pour traduire correctement la réalité des conditions de travail d'une chaussée et prédire le comportement *in-situ* des matériaux innovants utilisant notamment des Bitumes Modifiés aux Polymères (BMP).

Dans ce contexte, s'est imposée la nécessité d'établir de nouvelles méthodes d'essai et des procédures plus rationnelles pour le choix des matériaux et des formules d'enrobés bitumineux.

Dès les années 1970, la France adoptait une démarche novatrice en fondant davantage le dimensionnement des chaussées sur les outils de la mécanique rationnelle, en opposition avec l'école dite empirique. Un guide technique de conception et de dimensionnement des structures de chaussée a notamment été élaboré [63] [64]. Ce guide constitue un cadre de référence technique unitaire permettant d'aborder, selon une démarche commune, la définition des différentes structures de chaussée en fonction de la stratégie d'investissement et de gestion retenue par chaque maître d'ouvrage.

Plus récemment, un système "performantiel" comprenant des méthodes d'essai, un équipement et des spécifications inédits a été élaboré suite au programme de recherche américain SHRP (Strategic Highway Research Program) entre 1987 et 1993. 50 millions de dollars américains (soit 1/3 du budget total du SHRP) ont été attribués à la recherche consacrée aux liants et enrobés bitumineux. Ce système performantiel pour les matériaux bitumineux est appelé "SUPERPAVE" (**S**uperior **P**erforming **A**sphalt **P**avements).

Néanmoins, ces procédures d'essais et ces spécifications n'ont pas toutes été validées à ce jour. En particulier, les nouveaux matériaux tels que les liants modifiés restent difficiles à

caractériser. Les mécanismes d'amélioration (ou non) des bitumes par la modification en polymère sont encore mal compris. En conséquence, une approche rationnelle est plus que jamais requise en vue d'établir en laboratoire des caractéristiques suffisamment pertinentes et discriminantes vis-à-vis des propriétés *in-situ* de l'enrobé. Des recherches en ce sens sont en cours en Europe, et les futures spécifications performantielles européennes constituent l'un des enjeux principaux des actions de recherche actuelles.

La présente étude a été menée de manière à répondre aux deux objectifs suivants : i) fournir des outils pertinents de caractérisation des propriétés à froid des enrobés bitumineux, ii) étudier les relations entre les propriétés des bitumes et celles des enrobés. Un large travail expérimental de laboratoire a été réalisé en vue de répondre à ces deux objectifs. En particulier, cette thèse vise à mieux cerner les critères existants de caractérisation des liants, voire en proposer de nouveaux, en relation avec le comportement en place des enrobés.

L'ensemble de ce projet s'inscrit dans le cadre d'une convention "CIFRE" (Conventions Industrielles de Formation par la Recherche, sous l'égide du Ministère de la Recherche) regroupant le Département Génie Civil et Bâtiment (DGCB, URA CNRS 1652) de l'Ecole Nationale des TPE et les entreprises routières APPIA et EUROVIA. La société TOTAL est également associée à cette étude dans la mesure où certains de ses bitumes ont été testés.

Ce mémoire de thèse comporte quatre chapitres :

Le premier chapitre est entièrement consacré à une étude bibliographique sur la rhéologie et les propriétés thermo-mécaniques des bitumes (purs ou modifiés), des mastics et des enrobés bitumineux, afin d'établir le cadre général de cette étude. Quelques modèles rhéologiques pour les matériaux bitumineux, issus de la littérature, sont présentés en fin de chapitre.

Le deuxième chapitre présente l'étude expérimentale consacrée à la caractérisation des propriétés visco-élastiques linéaires (en petites déformations) des liants et des enrobés bitumineux de cette étude. Des essais de module complexe et de fluage ont été réalisés sur bitumes. Des essais de module complexe ont été effectués sur enrobés. Un modèle rhéologique monodimensionnel développé au cours de cette thèse, et qui consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh, est également présenté. Ce modèle, appelé modèle "2S2P1D", permet de simuler correctement à la fois le comportement visco-élastique linéaire des bitumes et celui des enrobés bitumineux. Finalement, une transformation permettant de prédire facilement et efficacement le module complexe de l'enrobé à partir de celui du liant est proposée.

Le troisième chapitre est consacré à la caractérisation des propriétés à la rupture (en grandes déformations) des liants et des enrobés bitumineux étudiés. Les propriétés à la rupture des liants ont été déterminées en réalisant des essais de traction SHRP à vitesse de déformation constante. Un essai de fissuration, consistant en un essai de flexion trois points sur éprouvettes de bitume préentaillées, a également été développé. Les paramètres de ténacité et d'énergie de rupture des bitumes à basses températures ont pu être déterminés en utilisant les hypothèses de la MLR (Mécanique Linéaire de la Rupture). Les propriétés à la rupture des enrobés ont, quant à elles, été déterminées en réalisant des essais de traction à vitesses de déformation constantes, ainsi que des essais de retrait thermique empêché.

Le quatrième et dernier chapitre expose la loi généralisée monodimensionnelle "DBN" (Di Benedetto-Neifar) à partir de laquelle un programme informatique avait été précédemment

développé au cours de l'étude de DEA (Olard, 2000) sur l'interface Visual Basic du logiciel Excel [101]. Ce programme constitue un outil simple de prévision du comportement de l'enrobé bitumineux sous diverses sollicitations (mécaniques et/ou thermiques). Ce modèle rhéologique permet de faire le lien entre les petites et les grandes déformations. Ce chapitre présente la simulation d'essais de traction à vitesses de déformation constantes, ainsi que des simulations d'essais de retrait thermique, monotones ou cycliques.

Enfin, une conclusion générale reprend les principaux résultats ainsi que les évolutions possibles de nos développements.

CHAPITRE I. ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1 INTRODUCTION

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

Tout d'abord, nous présentons brièvement quelques généralités sur l'origine, la fabrication, la composition, ainsi que la structure des bitumes. Quelques propriétés des enrobés sont alors introduites. Il s'agit en particulier d'étudier l'influence de différents paramètres tels que la nature et la teneur en liant ou en filler, ainsi que l'influence du trafic et de la température sur les propriétés des enrobés bitumineux.

Ensuite, les propriétés rhéologiques des bitumes, des mastics et des enrobés sont abordées, ainsi que leurs principaux essais de caractérisation.

Enfin, sont présentés quelques modèles rhéologiques issus de la littérature permettant la modélisation du comportement des matériaux bitumineux en petites déformations et/ou en grandes déformations, en particulier la loi générale "DBN" (Di Benedetto-Neifar).

I.2 GENERALITES SUR LES MATERIAUX BITUMINEUX

I.2-1 ORIGINE, FABRICATION, COMPOSITION ET STRUCTURE DES BITUMES

I.2-1-1 Origine et fabrication des bitumes

I.2-1-1-a Origine et applications du bitume

Les bitumes sont surtout composés de carbone et d'hydrogène, d'où leur nom d'hydrocarbure. Le bitume est utilisé dans l'industrie pour ses propriétés d'étanchéité et d'isolation (thermique et acoustique). Néanmoins, les applications routières sont les plus nombreuses puisque, en effet, 90% de la production de bitume est utilisée sous forme d'enrobés et d'enduits superficiels. Par ailleurs, on estime que la totalité des réserves mondiales de pétrole brut devrait dépasser les 600Gt, ce qui laisse présager un long et bel avenir à cette industrie [120].

En outre, il convient de distinguer les termes de bitume et de liant hydrocarboné trop souvent confondus. En effet, le liant hydrocarboné peut être bitumineux, goudronneux, à base de bitume fluidifié...

I.2-1-1-b Fabrication du bitume

Concernant les principaux modes de fabrication des bitumes, citons la distillation en raffinerie des pétroles bruts lourds contenant suffisamment de fractions lourdes pour produire du bitume. La première étape de ce processus consiste en une distillation atmosphérique qui permet de séparer les fractions légères du pétrole (essences, kérosène, gaz) des fractions lourdes, ces dernières étant ensuite distillées sous vide pour produire fuels, huiles et bitume.

Outre la distillation, citons encore les procédés de soufflage et de désasphaltage. Le premier procédé consiste à oxyder les résidus sous vide par soufflage d'air chaud à 250 °C. Le deuxième procédé est, quant à lui, utilisé pour des résidus sous vide ayant une teneur en fractions lubrifiantes trop importante et consiste à traverser le résidu sous vide par un courant ascendant de solvant : la différence de solubilité des fractions bitumineuses vis-à-vis du solvant employé permet alors d'obtenir le bitume souhaité. Dans ce dernier cas, le bitume présente une faible pénétrabilité (cf. I.4-2-1).

I.2-1-2 Composition chimique et structure des bitumes

On distingue deux grandes familles de composés du bitume : les **asphaltènes** et les **maltènes**.

Les asphaltènes sont composés essentiellement d'hydrogène et de carbone et se présentent sous la forme d'un "solide" friable brun à noir. Généralement, les bitumes comportent 10 à 20% en poids d'asphaltènes. Quant aux maltènes, ils sont constitués principalement d'huiles saturées, d'huiles aromatiques et de résines.

L'ensemble forme un système colloïdal constitué par une suspension de micelles d'asphaltènes peptisés par les résines dans un milieu huileux (Figure I-1). En effet, les résines s'absorbent sur les asphaltènes et permettent leur dispersion dans le mélange huileux (hydrocarbures aromatiques et saturés). On dit qu'il y a peptisation. Les aromatiques assurent le rôle de solvant, tandis que les saturés assurent le rôle de floculant.

La dispersion des agglomérats d'asphaltènes est plus ou moins forte selon la composition de la phase maltène (huiles + résines) : la structure du bitume est, en effet, différente selon que les asphaltènes forment ou non un réseau floculé, baignant dans un milieu dispersant faiblement structuré par les résines. Dans ce cas, on parle de **structure "gel"** (élastoplastique). Dans le cas d'une structure où les asphaltènes forment une suspension diluée et bien stabilisée dans un milieu dispersant fortement structuré par les résines, les asphaltènes ne peuvent interagir. On parle alors de **structure "sol"** (visqueuse) [1]. Une classe intermédiaire, appelée **"sol-gel"**, correspond aux bitumes intermédiaires.

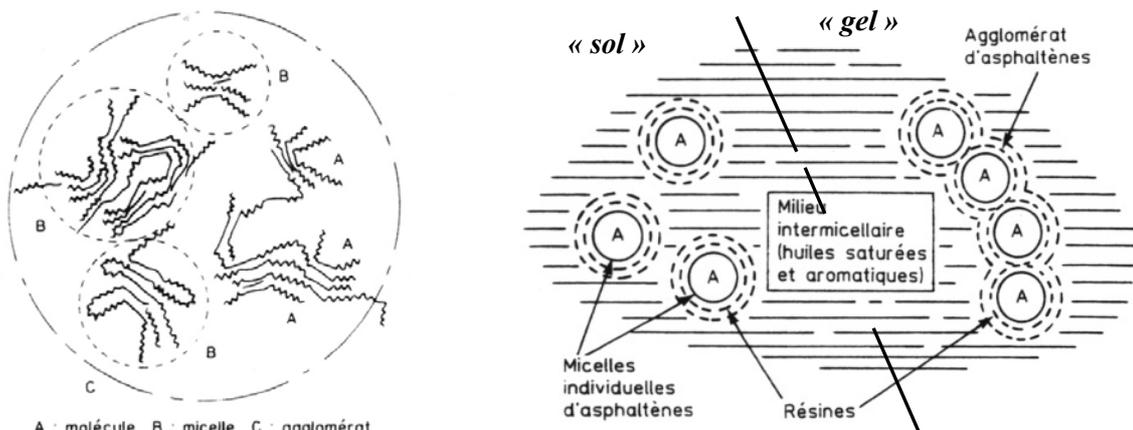


Figure I-1.a) Macrostructure des asphaltènes [1], b) Schématisation de la structure colloïdale du bitume [112].

I.2-2 GENERALITES SUR LES ENROBES

I.2-2-1 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 (goudron, liant à base de bitume fluidifié...).

Un enrobé bitumineux est défini comme un mélange de liant bitumineux (5 à 7 % en masse), d'agrégats et de fines (passant à 80 µm) –les fines étant également appelées "filler".

L'obtention des enrobés par mélange des granulats et du bitume fait appel à des propriétés bien spécifiques aux liants hydrocarbonés en général et donc au bitume en particulier :

- un pouvoir d'adhésion aux granulats,
- une consistance variable avec la température.

I.2-2-2 Teneur en liant

Le liant bitumineux 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 du mélange par un film mince de bitume, et ce, tout en évitant des problèmes de fluage et d'orniérage trop prononcés à haute température (dans le cas d'une trop forte teneur en bitume).

Pour déterminer cette teneur en liant optimale, on introduit la notion de surface spécifique des granulats (Fontana et al., 1998), notée Σ et exprimée en m^2/kg , c'est-à-dire la surface développée qu'auraient les granulats assimilés à des sphères [60].

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

$$100 \Sigma = 0,17 G + 0,33 g + 2,3 S + 12 s + 135 f \quad \text{Equation I-1}$$

avec : G : pourcentage de gros gravillons ($\emptyset > 11$)
 g : pourcentage de petits gravillons ($\emptyset 6/11$)
 S : pourcentage de gros sable ($\emptyset 0,3/6$)
 s : pourcentage de sable fin ($\emptyset 0,08/0,3$)
 f : pourcentage de filler ($\emptyset < 0,08$)

On voit que le pourcentage de filler est prépondérant en ce qui concerne la surface spécifique et donc la teneur en liant. Dans certains cas, on utilise la formule simplifiée suivante :

$$\Sigma = 2,5 + 1,3 f \quad \text{Equation I-2}$$

La teneur en liant optimale, fonction de la surface spécifique des granulats, est donnée par la formule expérimentale suivante :

$$P = \alpha k \sqrt[5]{\Sigma} \quad \text{Equation I-3}$$

avec : p : teneur en liant (%)

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

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

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

Plus globalement, la teneur en liant à retenir peut être définie à partir d'une étude en laboratoire tenant compte du trafic, de l'épaisseur de la couche d'enrobé, des compacités *in situ* exigées et de l'usage envisagé de la chaussée. En particulier, dans le cas d'un trafic Poids Lourds important –supérieur à 200 PL/j- la teneur en bitume doit diminuer.

I.2-2-3 Influence des actions appliquées à la chaussée

I.2-2-3-a Effet du trafic

Chaque couche de chaussée subit des écrasements et des flexions sous l'effet du trafic (Figure I-2). Le calcul des efforts et des déformations qui s'effectue traditionnellement en considérant des multicouches élastiques linéaires isotropes, nécessite, en premier lieu, la connaissance du module de Young et éventuellement du coefficient de Poisson. C'est précisément à partir de ces deux coefficients, que les logiciels *Alizé* ou encore *Ecoroute* –basés sur le modèle de Burmister (1943)- permettent la résolution du problème considéré comme élastique [11].

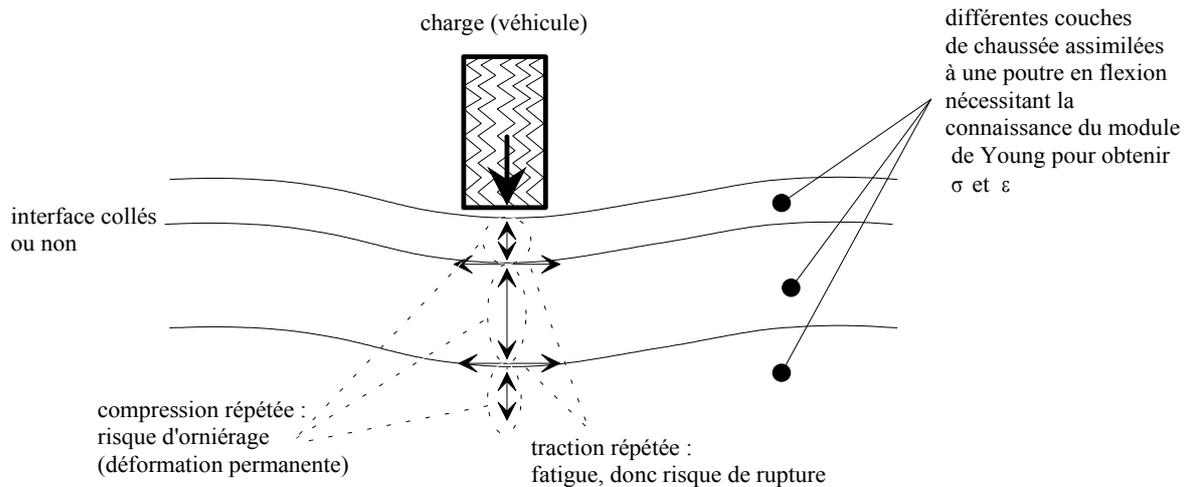


Figure I-2. Schématisation des sollicitations induites par le trafic (Di Benedetto, 1998) [46].

Les tractions répétées à la base des couches, sous l'effet du passage des véhicules, créent des micro-dégradations qui s'accumulent et peuvent entraîner la ruine du matériau. Il s'agit du phénomène de **fatigue** qui s'observe pour de nombreux matériaux. Une fissure peut également apparaître et se propager dans la chaussée.

Les compressions répétées sous le passage de la charge peuvent créer des déformations permanentes qui induisent parfois un **orniérage** à la surface de la chaussée. Cet orniérage peut être dû au tassement des couches de béton bitumineux mais peut aussi être dû éventuellement aux déformations de couches inférieures non traitées.

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.

1.2-2-3-b Effet de la température

A basse température le bitume possède un comportement fragile. La chaussée est, par voie de conséquence, susceptible de se fissurer sous l'effet conjugué des conditions climatiques et des contraintes de trafic. Cependant, la fissuration thermique peut être facilement évitée à basse température si l'on utilise un bitume de grade élevé, c'est-à-dire un bitume moins "dur", et donc moins "cassant" à basse température.

Néanmoins, un bitume de grade trop élevé se révèle néfaste vis-à-vis des problèmes d'orniérage (déformations permanentes de la chaussée) à température élevée. Le bitume idéal doit donc être à la fois le moins susceptible possible aux phénomènes de **fissuration thermique** (à basse température) et d'**orniérage** (à température élevée).

Plus simplement, on doit donc exiger des enrobés deux qualités principales en rapport direct avec la dépendance du liant utilisé vis-à-vis de la température :

- la stabilité, *i.e.* la résistance à la déformation permanente qui est aggravée à haute température,
- la flexibilité, soit l'aptitude à supporter sans fissures thermiques les basses températures.

Ces conditions ont notamment amené les différents groupes pétroliers à développer de nouveaux bitumes pour couvrir ce large intervalle de température (-30°C à 60°C) : les bitumes modifiés aux polymères.

Pour résumer, d'après Di Benedetto (1998), outre le vieillissement du matériau, la température a deux effets mécaniques principaux [46] :

- changement du module du matériau. Un béton bitumineux que l'on chauffe devient plus "mou". Plus généralement, ces matériaux sont dits "thermo-sensibles", c'est-à-dire que leur comportement viscoplastique change selon la température considérée,
- création de contraintes et déformations au sein du matériau en raison des dilatations ou contractions thermiques lors des changements de température (Figure I-3).

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.

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. Cela revient donc à exercer une traction sur cette chaussée dans le sens longitudinal, d'où l'amorçage éventuel de fissures transversales. Ces dernières sont ensuite susceptibles de se propager à travers la structure lors de 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 et de prise. Le retrait, empêché par le frottement à l'interface, peut provoquer une fissure dans la couche en béton bitumineux. Cette fissure évolue avec les cycles thermiques et peut progressivement traverser la couche.

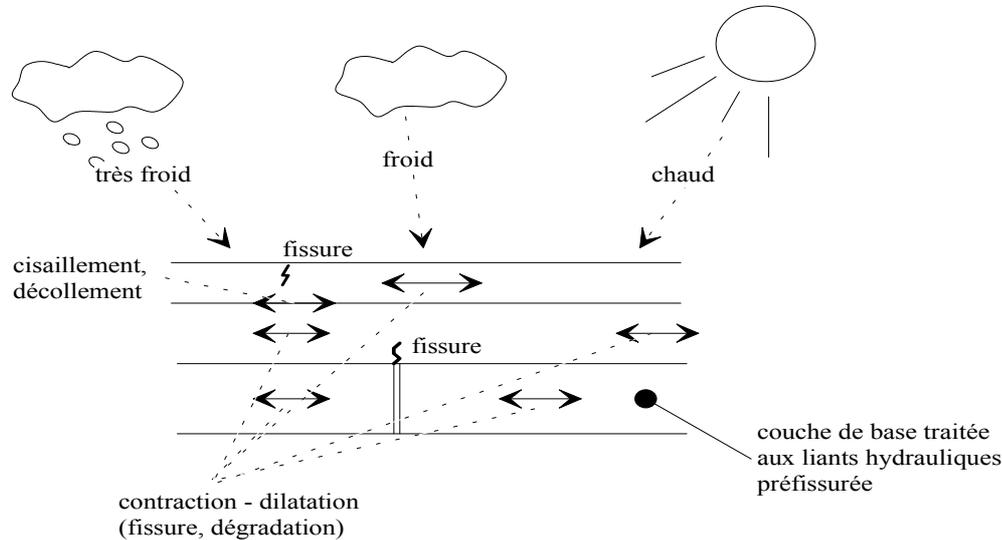


Figure I-3. Schématisation des sollicitations induites par la température [46].

I.3 METHODES DE DETERMINATION DES PROPRIETES MECANQUES DES MATERIAUX BITUMINEUX

Les propriétés mécaniques des matériaux bitumineux peuvent être déduites de l'analyse des résultats d'essais de laboratoire. Ces essais, normalisés lorsqu'ils servent au dimensionnement, sont effectués dans des conditions bien définies de température et sollicitation. Ils sont réalisés sur des éprouvettes confectionnées en laboratoire ou éventuellement prélevées sur place.

Les essais de caractérisation des propriétés mécaniques des matériaux bitumineux sont nombreux et divers, il est néanmoins possible de les classer en différentes catégories. Une première classification en trois catégories qui est plus liée à l'interprétation de l'essai qu'à sa nature, est proposée par Bonnot en 1973 et en 1984 [13] [14]. Une seconde classification proposée par Di Benedetto (1990), introduit deux catégories d'essai : les essais homogènes et les essais non homogènes [41].

I.3-1 CLASSIFICATION SELON LE TYPE D'INTERPRETATION CONSIDERE

La première catégorie est celle des "essais empiriques" dans lesquels le mode de sollicitation est très différent de celui existant dans la chaussée. Ces essais ne permettent pas de déterminer une propriété intrinsèque du matériau. La relation entre la propriété d'usage et le résultat de l'essai ne peut pas être déterminée de façon théorique. Seule l'expérience du praticien et des comparaisons pour de nombreux cas permettent de tirer des conclusions. La propriété d'usage est fonction de paramètres liés au matériau (sa composition) et de paramètres liés à l'usage (les charges, la température, la vitesse de circulation). Pour la propriété d'usage "résistance à l'orniérage", l'exemple type d'essai de cette catégorie est l'essai Marshall.

De plus, les “essais empiriques” ne peuvent être considérés comme valables que si on a l’assurance que le classement obtenu pour les matériaux est le même que celui qui se produit dans la chaussée sous l’effet des sollicitations réelles, au moins pour une gamme donnée de sollicitation. Cependant, ces essais se sont révélés insuffisants pour traduire correctement la réalité des conditions de travail d’une chaussée et prédire le comportement *in-situ* des matériaux innovants utilisant notamment des Bitumes Modifiés par des Polymères (BMP).

La deuxième catégorie correspond aux “essais de simulation”. Cette catégorie d’essai correspond à une première voie pouvant être suivie afin d’améliorer la représentativité des essais. Il s’agit d’utiliser des sollicitations les plus proches possibles, bien qu’à échelle réduite, de celles existant dans la chaussée. Malheureusement, ces essais restent empiriques car les sollicitations appliquées dans ces essais sous charge roulante sont suffisamment complexes, notamment quant aux conditions aux limites, pour qu’il ne soit pas possible d’en déduire de façon théorique la réponse aux sollicitations réelles.

La troisième catégorie d’essai est celle des “essais de détermination”. Elle correspond à une voie toute différente suivie pour assurer la représentativité des essais. Elle consiste à les choisir de telle sorte que l’on puisse passer, par une méthode théorique, de leurs résultats à la propriété d’usage désirée. Cela nécessite une modélisation de la structure de la chaussée et la connaissance des lois de comportement de l’enrobé ; cette modélisation et ces lois peuvent d’ailleurs être seulement approchées. Ces essais utilisent des sollicitations simples, parfaitement définies, et permettent de déterminer les propriétés intrinsèques des matériaux, c’est-à-dire indépendantes des conditions d’essai. Cette voie semble la plus prometteuse.

I.3-2 CLASSIFICATION SELON L’ETAT DE CONTRAINTE ET DE DEFORMATION

Les différents essais existants sur les matériaux bitumineux, ou plus généralement sur les géomatériaux, peuvent être classés en deux grandes catégories : les “essais homogènes” et les “essais non homogènes”.

Les essais homogènes permettent d’avoir accès directement aux contraintes et déformations, donc à la loi de comportement. Pour les essais non homogènes il faut postuler une loi de comportement à priori (viscoélastique linéaire par exemple) et prendre en compte la structure de l’éprouvette (données géométriques) pour obtenir après des calculs qui sont souvent compliqués, les paramètres de la loi de comportement (le module complexe par exemple). La Figure I-4.a présente un exemple d’un essai homogène.

Les essais non homogènes peuvent être utilisés dans le cas où le comportement du matériau est simple (élasticité linéaire isotrope ou viscoélasticité linéaire isotrope). Quand on postule en avance le comportement du matériau, on peut avoir une grande erreur dans la loi de comportement obtenue. La Figure I-4.b présente un exemple d’un essai non homogène.

On peut conclure que les essais homogènes semblent plus pertinents pour décrire le comportement du matériau. En effet, leur analyse conduit plus facilement à définir les paramètres de comportement.

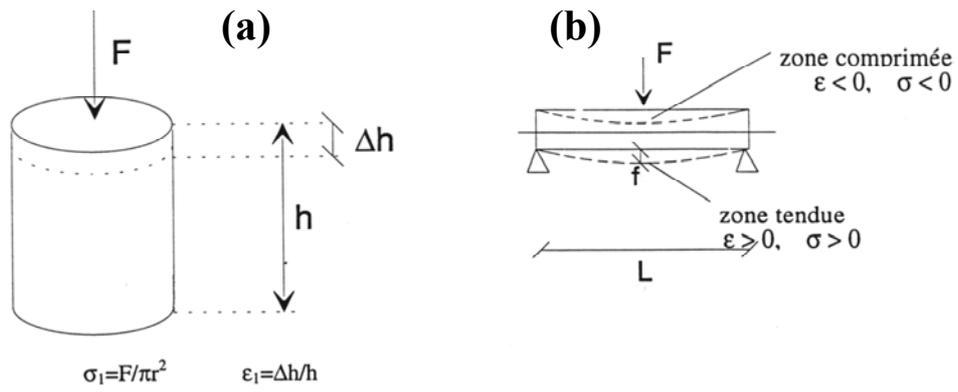


Figure I-4. Exemple d'essai : a) essai de traction-compression (homogène), b) essai de flexion de poutre (non homogène).

I.4 PROPRIETES RHEOLOGIQUES DES LIANTS BITUMINEUX

Si la rhéologie du liant ne constitue pas un but en soi, celle-ci peut toutefois se concevoir comme une approche nécessaire mais non suffisante des propriétés de l'enrobé. Dans le cas présent, il s'agit donc d'apprécier au mieux l'influence des propriétés du liant bitumineux sur celles de l'enrobé, sachant que de tous les facteurs de formulation, le bitume est sans doute celui qui a l'influence la plus nette sur les propriétés rhéologiques des enrobés.

I.4-1 CLASSES DE COMPORTEMENT DES BITUMES PURS EN FONCTION DE $|\epsilon|$ ET T

La Figure I-5 permet d'identifier simplement les principaux types de comportement des bitumes en fonction de l'amplitude de la déformation ($|\epsilon|$) et de la température T , pour une vitesse de déformation fixée.

On y distingue :

- les domaines fragile et ductile, où la résistance à la traction σ_p peut être mesurée,
- la rupture fragile, qui peut être caractérisée par la ténacité K_c ou l'énergie de rupture G_c (Mécanique Linéaire de la Rupture),
- le comportement élastique linéaire, caractérisé par les modules E et G ,
- le domaine viscoélastique linéaire, caractérisé par les modules complexes E^* et G^* ,
- le comportement purement visqueux (Newtonien), caractérisé par la viscosité η ,
- pour des déformations de l'ordre de quelques pour cent, le domaine où le comportement est fortement non linéaire.

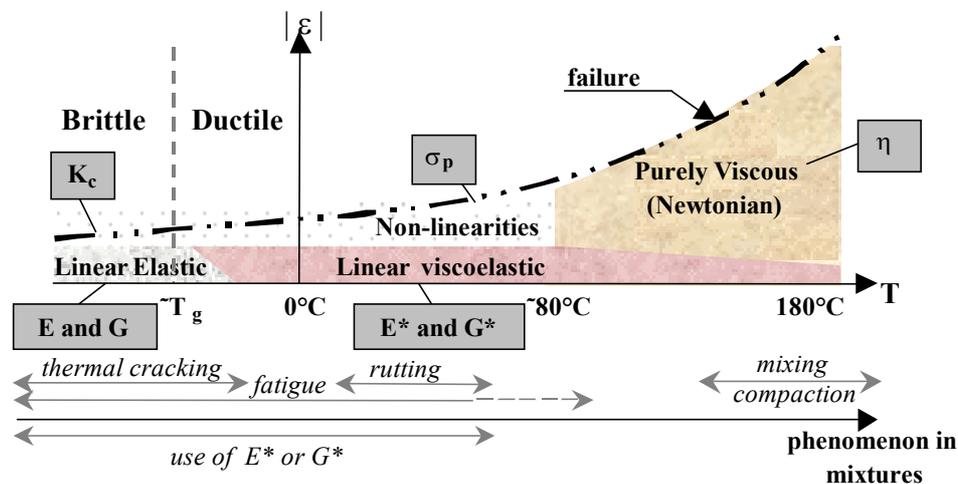


Figure I-5. Classes de comportement des bitumes en fonction de $|\epsilon|$ et T [101] [102].

Les paramètres K_c , E , G , E^* , G^* et η sont introduits par la suite.

I.4-2 LES CARACTERISTIQUES CLASSIQUES

I.4-2-1 Pénétrabilité (NF T 66-004)

La pénétrabilité du bitume représente la mesure de la pénétration (exprimée en dixièmes de millimètres) dans un échantillon de bitume, au bout d'un temps de 5 secondes, d'une aiguille

dont le poids avec son support est de 100g. C'est donc une mesure de la consistance du bitume. La pénétrabilité la plus couramment utilisée est celle mesurée à 25°C.

Dans ces conditions, plus un bitume est dur, plus la valeur de sa pénétrabilité est faible.

A titre d'exemple, on distingue les classes :

- 10/20 et 35/50 ⇒ bitumes durs
- 50/70 et 70/100 ⇒ bitumes semi-durs
- 180/220 ⇒ bitumes mous

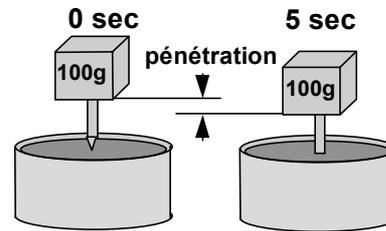


Figure I-6. Essai de pénétrabilité pour le bitume.

I.4-2-2 Point de ramollissement Bille Anneau (NF T 66-008)

C'est la température à laquelle s'enfonce une bille à travers un anneau de bitume dans des conditions définies de fabrication et d'essai. Par voie de conséquence, il s'agit de la température à laquelle le bitume étudié atteint un certain degré de ramollissement.

Les résultats des deux essais empiriques précédents (Pénétrabilité à 25°C et Température Bille Anneau) permettent d'identifier le liant examiné et de le classer par rapport aux spécifications actuellement admises.

I.4-2-3 Température de fragilité FRAASS (NF T 66-006)

La température de fragilité Fraass correspond à la température à laquelle un film mince de bitume rompt sous l'effet d'une flexion, dans des conditions opératoires de fabrication et d'essai bien définies.

Cet essai empirique donne une indication sur les propriétés à froid d'un bitume.

Ramond et Such (1990) précisent que, par expérience, on sait que la zone critique où se présentent les phénomènes de fissuration correspond à des liants bitumineux dont [113] :

- la pénétration est inférieure à 20 1/10 mm,
- la température de ramollissement est supérieure à 70°C,
- la température de fragilité Fraass est supérieure à 0°C.

I.4-2-4 Essai RTFOT "Rolling Thin Film Oven Test" (NF T 66-032)

A l'enrobage, les granulats chauffés aux environs de 160°C sont mis en contact avec le bitume chaud qui se répartit en film mince autour du granulat, favorisant ainsi un vieillissement du liant. L'oxydation chimique est violente car l'apport énergétique est intense (température et oxygène de l'air). L'essai RTFOT est employé pour permettre de caractériser ce type de vieillissement des bitumes car il reproduit assez bien l'oxydation et les pertes de matières volatiles qui apparaissent dans la centrale d'enrobage et lors de la mise en œuvre.

Pour l'essai RTFOT, dans des conditions d'essai précises, le bitume, placé en film mince, est régulièrement exposé à un flux d'air chaud dont le débit est contrôlé. On mesure ensuite les propriétés habituelles sur le liant vieilli : pénétrabilité et température de ramollissement bille

et anneau. Ces valeurs, dites après RTFOT, sont alors comparées aux valeurs initiales. Elles sont plus proches de celles du liant extrait de l'enrobé, que de celles obtenues sur le bitume d'origine. La Figure I-7 présente une schématisation de cet essai.

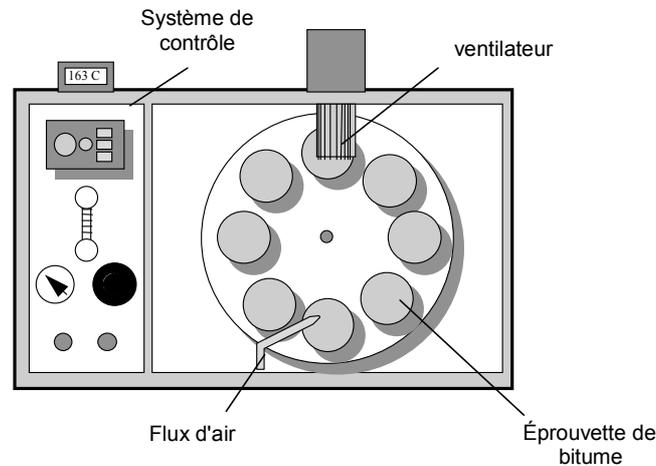


Figure I-7. Essai RTFOT.

I.4-2-5 L'essai PAV "Pressure Aging Vessel" (AASHTO PP1)

Cet essai est employé pour permettre de caractériser le vieillissement des bitumes *in-situ* (après 3 à 5 années de service).

Le résidu de l'essai RTFOT est chauffé et versé dans des plateaux métalliques (coupelles contenant environ 50g de liant) qui constituent les éprouvettes de l'essai PAV. Ces plateaux sont rangés dans un rack qui sera placé dans un récipient dans une enceinte thermique. A la température de l'essai (100°C), une pression d'air de 300psi (=20bars=2MPa) est appliquée dans le récipient. Après une durée de vingt heures (qui constitue un avantage important de l'essai), la pression est diminuée lentement (8 à 10 minutes). Les plateaux d'éprouvettes sont placés ensuite dans un four à 163°C pendant 30 minutes.

On mesure alors les propriétés habituelles du liant : pénétrabilité et température de ramollissement bille et anneau. Ces valeurs, dites après PAV, sont alors comparées aux valeurs initiales et aux valeurs obtenues après RTFOT. Une schématisation de cet essai est présentée Figure I-8.

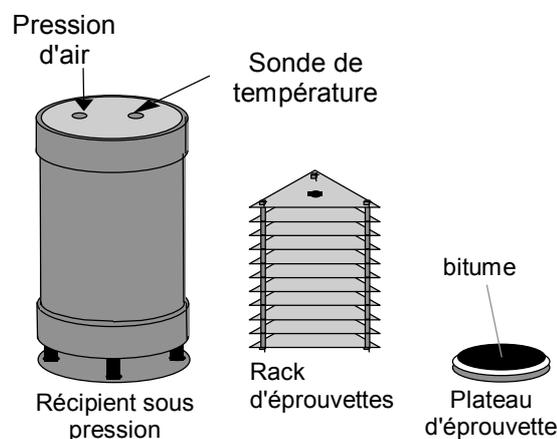


Figure I-8. Essai PAV.

I.4-3 CARACTERISATION DES PROPRIETES RHEOLOGIQUES DU LIANT DANS LE DOMAINE LINEAIRE (VEL)

I.4-3-1 Définition d'un corps viscoélastique

Un corps monodimensionnel et non vieillissant est dit viscoélastique (par opposition à viscoplastique) si l'effacement est total lors d'une expérience d'effacement ($\sigma_\infty \rightarrow 0$). Cette expérience représentée Figure I-9 consiste à appliquer un créneau de déformation au matériau.

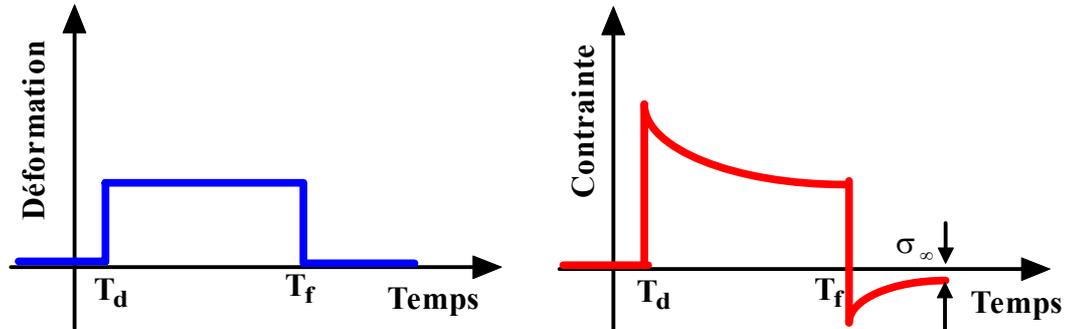
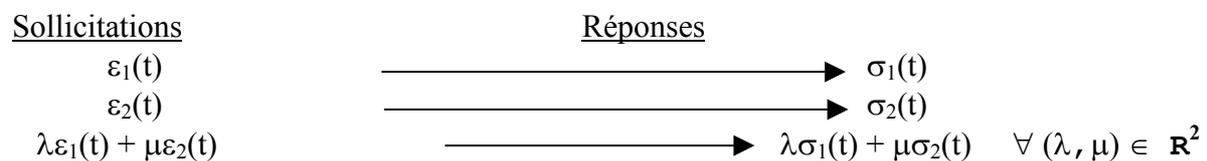


Figure I-9. Expérience d'effacement (à gauche) et réponse du matériau en contrainte (à droite).

I.4-3-2 Définition d'un corps viscoélastique linéaire

De plus, un matériau viscoélastique possède un comportement linéaire s'il suit le principe de superposition de Boltzmann, c'est-à-dire si sa réponse à une sollicitation composée d'un certain nombre de sollicitations élémentaires est la somme des réponses à chacune de ces sollicitations (Salençon, 1983) [117].



I.4-3-3 Fonction de retard (ou de fluage) et fonction de relaxation

I.4-3-3-a Fonction de retard (ou de fluage)

Le phénomène de fluage correspond à l'accroissement différé dans le temps des déformations. On détermine la fonction de fluage, à température constante, sur une éprouvette d'un matériau viscoélastique linéaire en imposant à partir d'un instant t_0 une contrainte σ_0 constante.

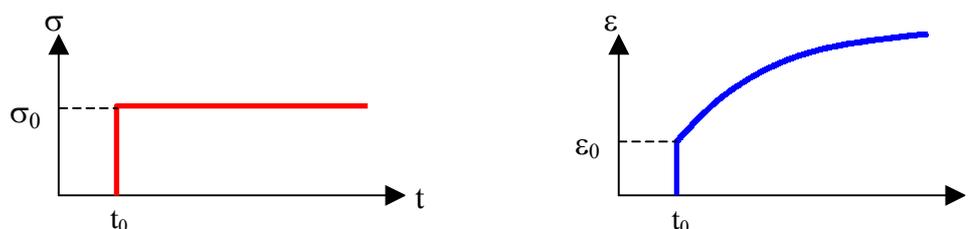


Figure I-10. Essai de fluage - comportement à contrainte constante.

La contrainte échelon imposée est définie par :

$$\sigma(t) = \sigma_0 H(t - t_0) \tag{Equation I-4}$$

avec : $H(t-t_0) = 0$ si $t-t_0 \leq 0$
 $H(t-t_0) = 1$ si $t-t_0 > 0$

La réponse en déformation est :

$$\varepsilon(t) = \sigma_0 J(t_0, t) \quad \text{Equation I-5}$$

avec $J(t_0, t)$ fonction de fluage ou de retard.

Pour une contrainte qui varie dans le temps, à température constante, de la forme suivante :

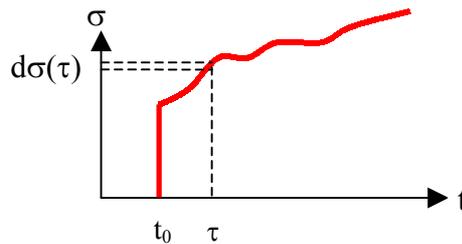


Figure I-11. Sollicitation à contrainte variable dans le temps.

la réponse, à l'instant t , à l'incrément de contrainte $d\sigma(\tau)$ effectué à l'instant τ , vaut :

$$d\varepsilon(t) = d\sigma(\tau) J(\tau, t) \quad \text{Equation I-6}$$

Puis, pour le matériau viscoélastique considéré, comme le principe de superposition de Boltzmann s'applique, la déformation $\varepsilon(t)$ est la somme des réponses à chacune des sollicitations élémentaires, on peut donc écrire :

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^t J(\tau, t) d\sigma(\tau) \quad \text{ou} \quad \varepsilon(t) = \sigma(t_0) J(t_0, t) + \int_{t_0}^t J(\tau, t) \dot{\sigma}(\tau) d\tau \quad \text{si } \sigma \text{ dérivable pour } \tau > t_0 \quad \text{Equation I-7}$$

Pour un matériau non vieillissant (dont les propriétés rhéologiques n'évoluent pas au cours du temps), on a :

$$\varepsilon(t) = \sigma(t_0) J(t - t_0) + \int_{t_0}^t J(t - \tau) \dot{\sigma}(\tau) d\tau \quad \text{Equation I-8}$$

En intégrant par parties le second terme de l'expression ci-dessus, on trouve :

$$\varepsilon(t) = \sigma(t) J(0) + \int_{t_0}^t \sigma(\tau) \frac{\partial J}{\partial \tau} (t - \tau) d\tau \quad \text{Equation I-9}$$

Le premier terme représente la réponse instantanée, tandis que le deuxième terme représente la réponse différée.

Enfin, pour un solide, la fonction de fluage tend vers une limite finie pour $t \rightarrow +\infty$, tandis que pour un liquide elle croît sans limite (Ferry, 1980) [55].

I.4-3-3-b Fonction de relaxation

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

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

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 H(t - t_0) \quad \text{Equation I-10}$$

avec : $H(t-t_0) = 0$ si $t-t_0 \leq 0$ et $H(t-t_0) = 1$ si $t-t_0 > 0$

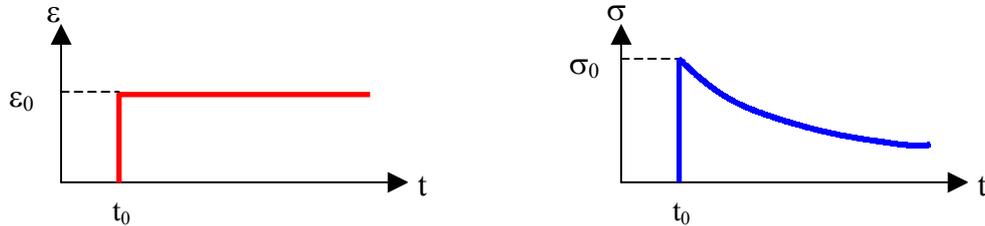


Figure I-12. Essai de relaxation - comportement à déformation constante.

La réponse en contrainte est :

$$\sigma(t) = \varepsilon_0 R(t_0, t) \quad \text{Equation I-11}$$

avec : $R(t_0, t)$ fonction de relaxation.

En faisant l'hypothèse de matériau non-vieillissant, pour une déformation qui varie dans le temps, à température constante, la contrainte peut s'écrire :

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

Le premier terme représente la réponse instantanée, tandis que le deuxième terme représente la réponse différée.

I.4-3-4 Calcul opérationnel

Les relations integro-différentielles Equation I-9 & Equation I-12, dont les paramètres dépendent du temps, sont extrêmement difficiles à utiliser en pratique. En vue de simplifier ces équations, l'utilisation de la transformation de Laplace-Carson pour l'étude de la viscoélasticité linéaire a été décrite par Mandel (1958) [90]. Par le biais de la transformation de Laplace-Carson, on aboutit, en effet, à des résultats simples et applicables pratiquement.

Ainsi, par la transformation de Carson, définie par :

$$g^*(p) = p \int_0^{+\infty} e^{-pt} g(t) dt \quad \text{Equation I-13}$$

avec : $g(t)$: valeur au temps t d'une fonction g quelconque,
 p : temps dans le domaine transformé de Laplace.

les Equation I-9 & Equation I-12 deviennent :

$$\varepsilon^*(p) = J^*(p)\sigma^*(p) \quad \text{Equation I-14}$$

$$\sigma^*(p) = R^*(p)\varepsilon^*(p) \quad \text{Equation I-15}$$

où ε^* , σ^* , J^* et R^* sont les transformées de Carson respectives de la déformation, de la contrainte, de la fonction de fluage, et de la fonction de relaxation.

Ces équations sont algébriques et elles ont les mêmes formes que les équations de l'élasticité.

On remarque enfin que :

$$J^*(p)R^*(p) = 1 \quad \text{Equation I-16}$$

I.4-3-5 Module complexe E^* (mode fréquentiel)

Une des possibilités pour décrire le comportement viscoélastique linéaire est de calculer expérimentalement et de tracer l'évolution du module complexe. Pour ce faire, on utilise un signal de chargement sinusoïdal de fréquence f et de pulsation $\omega=2\pi f$.

Physiquement, le module complexe E^* représente en module ($|E^*|$) le rapport des amplitudes de la contrainte sinusoïdale appliquée et de la déformation correspondante (ou réciproquement), et en argument (φ) le déphasage qui existe entre la contrainte et la déformation. E^* n'est autre que la fonction complexe de relaxation R^* prise au point $p=i\omega$.

L'Equation I-16 devient alors :

$$J^*(\omega)R^*(\omega) = 1 \quad \text{Equation I-17}$$

En écriture complexe, E^* s'écrit :

$$E^* = E_1 + i E_2 \quad \text{ou} \quad E^* = E_0 \cdot e^{i\varphi} \quad \text{ou} \quad E^* = E_0 (\cos\varphi + i \sin\varphi) \quad \text{Equation I-18}$$

avec : i est le nombre complexe dont le carré vaut -1 ,
 E_1 la partie réelle, parfois appelée le module d'élasticité,
 E_2 le module de perte,
 E_0 le module de E^* ,
 φ l'angle de déphasage entre la contrainte et la déformation.

A partir de l'Equation I-17, en posant $p = i\omega$ et $J^*(i\omega) = J_1(\omega) - i J_2(\omega)$, on obtient en écriture complexe les relations suivantes :

$$J_1(\omega) = \frac{E_1(\omega)}{[E_1(\omega)]^2 + [E_2(\omega)]^2} \quad \text{Equation I-19}$$

$$J_2(\omega) = \frac{E_2(\omega)}{[E_1(\omega)]^2 + [E_2(\omega)]^2} \quad \text{Equation I-20}$$

I.4-3-5-a Principe d'équivalence temps-température (PETT)

Les appareillages ayant, en particulier, des limites d'utilisation en fréquence, toutes les mesures possibles se trouvent confinées dans un domaine étroit qui ne correspond pas forcément aux besoins des applications.

Néanmoins, différents auteurs –dont Huet (1963)– ont constaté, en reportant les composantes du module complexe dans le plan complexe (E_1, E_2), appelé aussi plan Cole-Cole, ou encore dans le plan ($\varphi, \log |E^*|$), appelé aussi espace de Black (un exemple est fourni Figure I-13.a)), que les points représentatifs s'ajustent en première approximation sur une courbe unique qui n'est influencée ni par la température, ni par la fréquence [69].

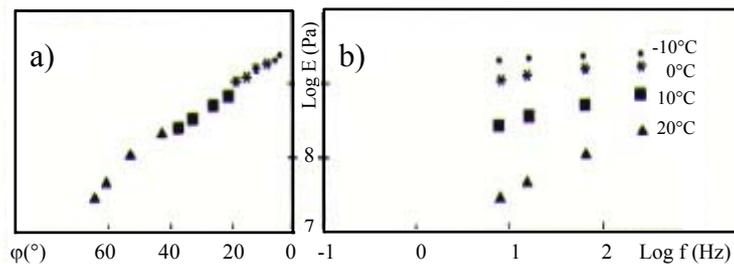


Figure I-13.Exemple de courbe de module complexe dans l'espace de Black d'un bitume pur (thermorhéologiquement simple). b)Isothermes du même bitume pur [113]

Cette constatation montre donc que, pour les bitumes purs et 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. En première approximation, on dit que le bitume pur est un corps thermorhéologiquement simple.

$$E^*(\omega, T) = E^*[g(\omega, T)] \quad \text{Equation I-21}$$

Pour un matériau thermorhéologiquement simple, en traçant les isothermes de $|E^*|$ en fonction de la fréquence en base logarithmique, on remarque qu'en traduisant les isothermes le long de l'axe des fréquences, on obtient une courbe unique, appelée “courbe maîtresse”, qui couvre une isotherme T_s choisie comme référence. La Figure I-14 présente le cas d'une courbe maîtresse obtenue à $T_s=10^\circ\text{C}$ pour un enrobé au bitume pur.

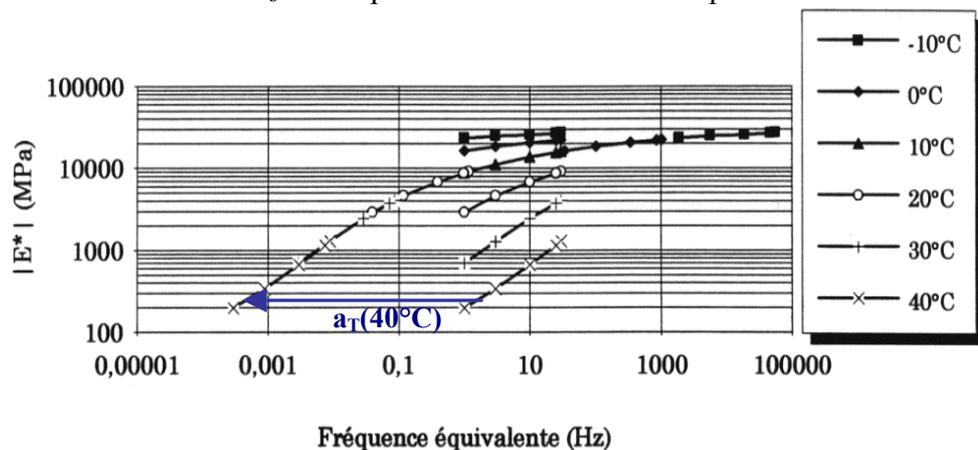


Figure I-14.Exemple d'isothermes et de courbe maîtresse à 10°C d'un enrobé fabriqué à partir d'un bitume pur d'après Di Benedetto et De La Roche (1998) [47].

On peut alors écrire :

$$g(\omega, T) = \omega\tau(T) \quad \text{Equation I-22}$$

où τ est une fonction de la température T et est appelée temps de relaxation. On peut écrire cette fonction de la forme suivante :

$$\tau(T) = \tau_0 a_T \quad \text{Equation I-23}$$

avec a_T : le facteur de translation. Il est égal à 1 à la température de référence choisie T_s .

Différentes formes d'évolution de a_T sont données dans la littérature. Huet (1963) a utilisé la loi d'Arrhenius qui prend la forme suivante [69] :

$$\log(a_T) = \frac{\Delta H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_s} \right) \quad \text{Equation I-24}$$

avec ΔH l'énergie d'activation de relaxation et R la constante des gaz parfaits.

Une forme de a_T souvent utilisée est celle établie expérimentalement par William, Landel et Ferry (W.L.F) (Ferry, 1980) pour une famille de polymères [55], telle que :

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_s)}{C_2 + (T - T_s)} \quad \text{Equation I-25}$$

où C_1 et C_2 sont des constantes du matériau qui varient avec la température de référence T_s .

L'expression de W.L.F. traduit correctement les évolutions obtenues expérimentalement au Laboratoire GéoMatériaux du Département Génie Civil et Bâtiment, en petites déformations [52]. Elle sera utilisée dans la suite de cette étude.

I.4-3-5-b Influence de la teneur en asphaltènes et en paraffines sur la réponse viscoélastique des bitumes purs

Les matériaux hétérogènes sont susceptibles de suivre le PETT si la phase dispersée n'induit pas de relaxation supplémentaire qui vient se superposer à celle de la matrice. A titre de remarque, dans le cas particulier d'un enrobé bitumineux, comme le comportement des granulats (phase dispersée) peut être considéré comme indépendant de la température –pour l'intervalle de température d'emploi tout au moins– l'enrobé suit le PETT uniquement si le bitume utilisé suit le PETT.

Dans cette partie, nous allons étudier l'influence de la composition chimique (teneur en asphaltènes et fractions cristallisables (paraffines)) sur le comportement des bitumes purs dans le domaine viscoélastique linéaire.

Influence de la teneur en asphaltènes

Concernant les bitumes purs, Lesueur (1996) et Champion (1999) ont montré que pour des teneurs élevées en asphaltènes, d'une part, et en paraffines, d'autre part, le PETT n'est plus applicable à haute température [22] [78].

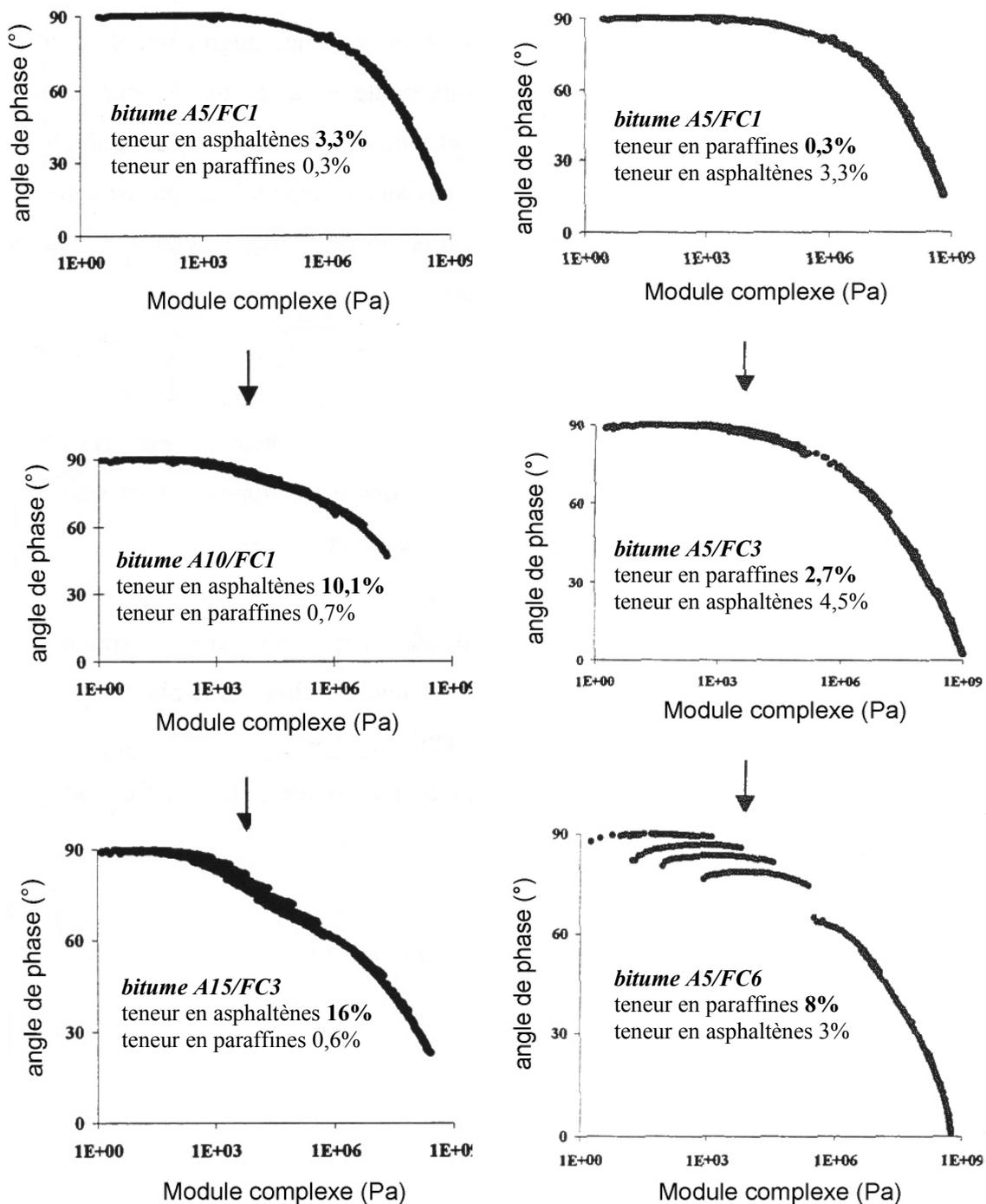


Figure I-15.a) Evolution de la courbe de Black pour des bitumes non paraffiniques lorsque la teneur en asphaltènes augmente, b) Evolution de la courbe de Black pour des bitumes non asphalténiques lorsque la teneur en fractions cristallisables augmente [22].

Dans le cas des liants très asphalténiques et peu paraffiniques (% paraffines < 4%), Lesueur (1996) a montré qu'à la transition vitreuse associée à la phase maltènes à basse température, appelée "relaxation β ", vient s'ajouter une relaxation attribuée au mouvement brownien des asphaltènes à haute température ($\approx 60^\circ\text{C}$), appelée "relaxation α " [78].

Cette transition brownien/non brownien est liée à la température pour deux raisons : l'agitation brownienne (\approx énergie cinétique) des particules d'asphaltènes est directement liée à la température et la viscosité de la phase maltènes qui augmente avec la température limite la diffusion brownienne.

A basse température, la relaxation β correspondant à la vitrification des maltènes marque le passage d'un écoulement viscoélastique à un comportement solide élastique. A haute température, la relaxation α marque le passage d'un écoulement viscoélastique à un écoulement newtonien.

En outre, Champion montre que l'existence de cette relaxation α pourrait expliquer la dispersion de plus en plus importante des points expérimentaux sur la courbe de Black lorsque la teneur en asphaltènes du bitume augmente (cf. Figure I-15.a).

Influence de la teneur en paraffines

Dans le cas des liants très paraffiniques, la Figure I-15.b, tirée du travail de Champion (1999), illustre l'évolution de l'allure des courbes de Black lorsque la teneur en paraffines augmente, pour une teneur en asphaltènes donnée [22]. La Figure I-15.b montre que lorsque la teneur en paraffines augmente, il apparaît une zone de faible recouvrement de plus en plus importante dans le domaine des hautes températures. Cette dispersion des points expérimentaux signifie que temps et température ne sont pas équivalents dans cette région. Par voie de conséquence, les bitumes à forte teneur en paraffines sont moins enclins à suivre le PETT à haute température.

Comme le précise Lesueur (1996), dans le cas des liants très paraffiniques, la relaxation due à la dissolution/cristallisation des paraffines se superpose à la transition vitreuse associée aux maltènes [78]. L'activation de deux phénomènes différents explique la dispersion de plus en plus importante des points expérimentaux sur la courbe de Black lorsque la teneur en fractions cristallisables (paraffines) du bitume augmente.

I.4-3-5-c Comparaison de l'influence respective de la teneur en asphaltènes et paraffines sur la réponse viscoélastique des bitumes purs

La Figure I-16 représente enfin deux courbes de Black : l'une est obtenue pour un bitume riche en asphaltènes et pauvre en paraffines, l'autre pour un bitume pauvre en asphaltènes mais riche en paraffines.

La Figure I-16 montre une dispersion des points expérimentaux plus marquée pour le bitume très paraffinique que pour le bitume très asphalténique. Le phénomène de dissolution/cristallisation des paraffines semble avoir un effet plus marqué sur la non-applicabilité du PETT à haute température.

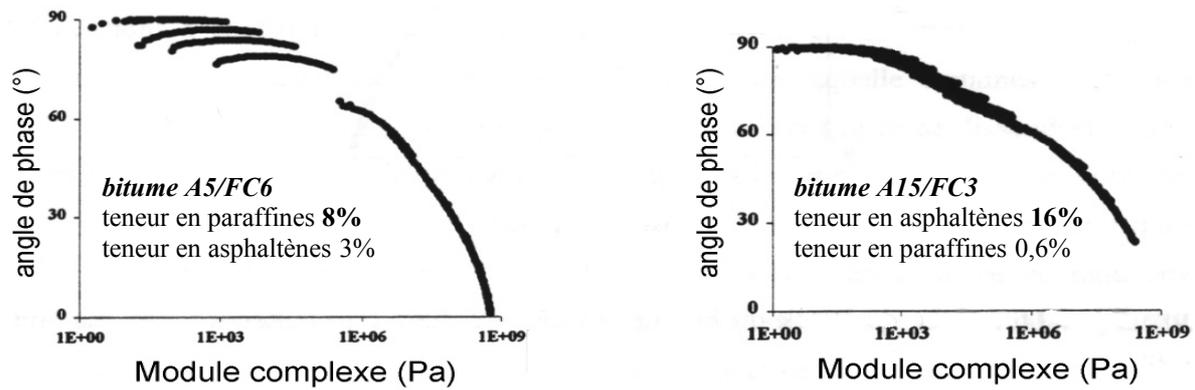


Figure I-16. Courbes de Black des bitumes A5/FC6 et A15/FC3 (Champion, 1999) [22].

Conclusion

Le bitume est un matériau complexe. Il est constitué d'une suspension d'asphaltènes peptisés par des résines dans une matrice de maltènes (huiles saturées et aromatiques, et résines non peptisantes), à l'intérieur de laquelle certaines fractions des huiles saturées, les paraffines sont susceptibles de cristalliser (ou de se dissoudre). Chacune des phases asphalténique et paraffinique présente une relaxation qui se superpose à la vitrification des maltènes, ce qui engendre la non-applicabilité du PETT à haute température pour les liants très asphalténiques et/ou paraffiniques : les points représentatifs du module complexe ne s'alignent plus sur une courbe unique. On parle dans ce cas de corps viscoélastique linéaire **thermorhéologiquement complexe**.

I.4-3-5-d Module complexe du liant modifié au polymère

Le choix des polymères pour modifier le bitume est restreint à quelques familles chimiques, essentiellement les plastomères et les élastomères [10]. Dans le cas de bitume fortement modifié par un ajout de polymère, le PETT n'est généralement plus suivi (les points représentatifs ne s'alignent plus sur une courbe unique).

A titre d'exemple, la Figure I-17 représente les isothermes et la courbe de module complexe dans l'espace de Black d'un bitume-polymère. Cette figure met en évidence une zone de faible recouvrement pour les hautes températures (basses fréquences). Cette dispersion signifie que température et temps ne sont pas équivalents dans cette région.

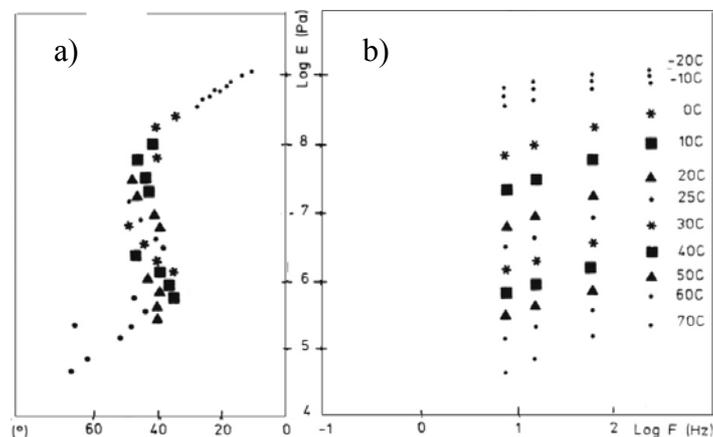


Figure I-17. a) Courbe de module complexe dans l'espace de Black et b) isothermes d'un bitume-polymère (thermorhéologiquement complexe) d'après Ramond et Such (1990) [113].

L'ajout de polymère dans un liant semble avoir deux effets principaux :

- diminution de la susceptibilité thermique du liant à haute température,
- diminution de l'angle de phase à hautes températures, à une fréquence donnée.

Une étude menée par Durand et al. (1997), à partir d'un essai de module complexe réalisé avec un rhéomètre plan-plan (« Dynamic¹ Shear Rheometer ») (cf. Figure I-18), illustre notamment ces deux effets [53].

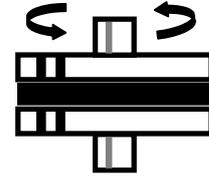


Figure I-18.Schéma du Dynamic Shear Rheometer.

La **susceptibilité thermique** d'un liant se définit, à une fréquence donnée, comme étant la pente de la courbe de module :

$$\left. \frac{dE(f, T)}{dT} \right|_f \quad \text{Equation I-26}$$

La susceptibilité thermique semble diminuer avec la teneur en polymère à haute température. La Figure I-19 illustre cette constatation : l'ajout de polymère diminue la susceptibilité thermique du bitume étudié au dessus de 10°C, ce qui correspond à une moindre diminution de la rigidité du liant au dessus de 10°C. Il ressort ensuite de cette étude menée par Durand et al. (1997) que l'angle de phase maximum diminue avec la teneur en polymère (Figure I-20), ce qui met en évidence la prédominance d'un comportement élastique [53].

A notre connaissance, la diminution de la susceptibilité thermique du liant et de l'angle de phase, à haute température et à une fréquence donnée, est classiquement obtenue après modification en polymère d'un bitume. Dans le cas général, un tel résultat dépend avant tout de la bonne compatibilité –à vérifier au préalable en laboratoire– entre le bitume pur et le polymère utilisé. Enfin, l'influence de la modification en polymère n'est pas toujours aussi importante que dans le cas illustré aux Figures I-19 et I-20.

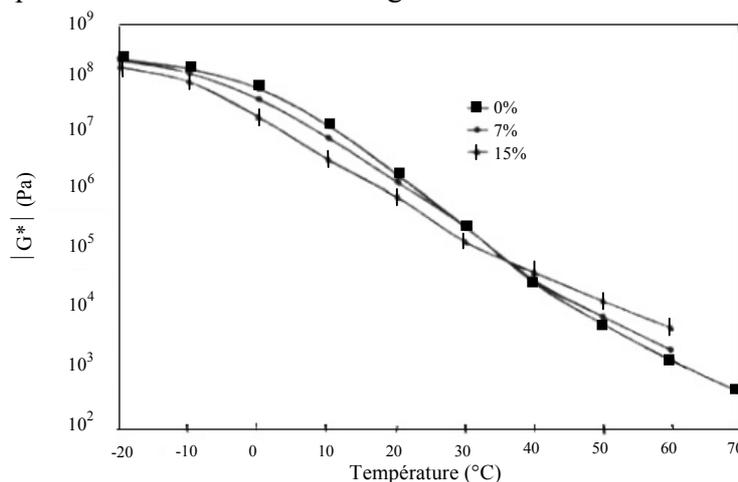


Figure I-19.Courbe isochrone de $|G^*|$ à 1,5Hz dépendant de la teneur en polymère [53].

¹ Rappelons à titre de remarque que le terme « dynamique », couramment utilisé à tort, n'existe que si les phénomènes liés à l'accélération sont non négligeables (propagation d'ondes, etc.). Or, la sollicitation mécanique en question est **quasi-statique** (par opposition à dynamique) et **cyclique** (par opposition à monotone). Le terme de « rhéomètre à cisaillement dynamique » est par là même erroné.

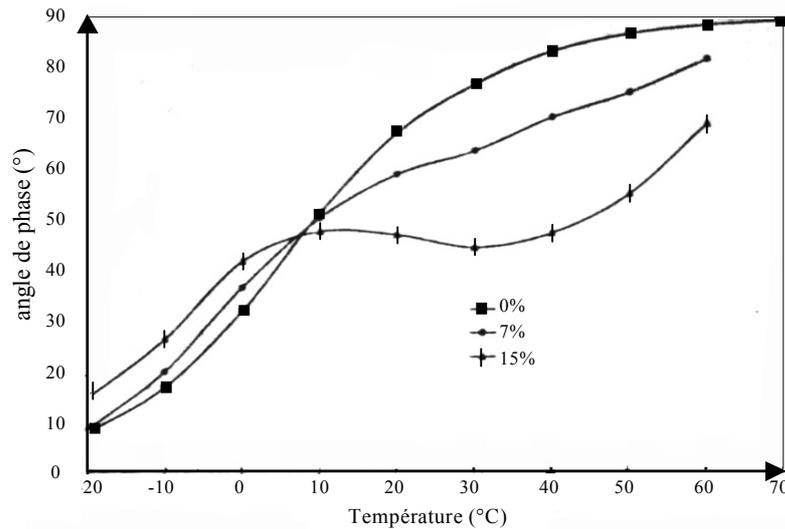


Figure I-20. Courbe isochrone de l'angle de phase à 1,5Hz dépendant de la teneur en polymère [53].

I.4-3-6 Essai au "Bending Beam Rheometer" (mode temporel) (AASHTO TP1) (Anderson, 1994) [5]

Le programme américain SHRP (Strategic Highway Research Program) a permis de mettre en place un ensemble de méthodes d'essai et de spécification pour les enrobés bitumineux à chaud. L'ensemble de ces méthodes et spécifications a été regroupé sous le vocable Superpave™.

Parmi les essais retenus pour la caractérisation des liants figure le "BBR" (Bending Beam Rheometer), encore appelé rhéomètre "poutre en flexion". Il s'agit d'un essai de fluage à basses températures par flexion sur barreau de bitume.

Pour conduire l'essai, le barreau de bitume est immergé dans un bain dont la température est maintenue au niveau requis pour l'essai. Une charge constante de 100 grammes est appliquée sur la poutre pendant 240 secondes, période pendant laquelle la déflexion est mesurée.

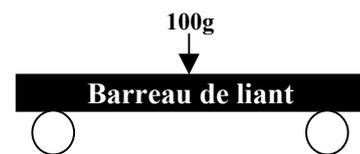


Figure I-21. Schématisation du BBR.

Paramètres mesurés :

- le déplacement du point d'application de la charge $\delta(t)$,
- la charge de 100g maintenue constante, pour vérification.

Paramètres calculés :

- le module en flexion $S(t)$. Il est pris comme indicateur de la propension du bitume au fluage ou de la susceptibilité au temps de charge,
- le paramètre "m" correspondant à la valeur absolue de la pente de la courbe $\log(S)=f(\log(\text{temps}))$.

Certaines valeurs doivent alors être calculées à partir de la théorie des poutres, en assimilant le barreau de bitume à une poutre continue viscoélastique :

a) la contrainte maximale en flexion σ :

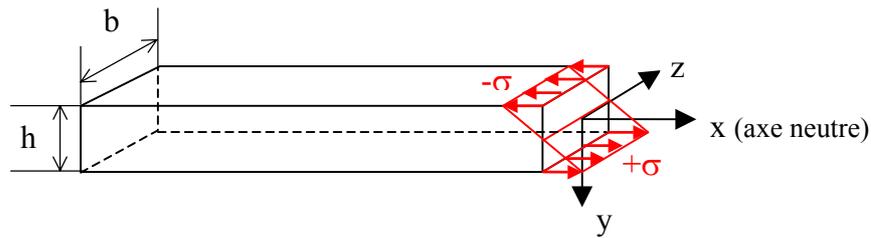


Figure I-22. Distribution des contraintes dans une section perpendiculaire à la fibre moyenne.

L'effort normal et le moment fléchissant M_y étant nuls, la contrainte σ_x se met sous la forme :

$$\sigma_x(x, y) = \frac{M_z(x)}{I_z} y \quad \text{Equation I-27}$$

On obtient alors la contrainte maximale en traction, au centre du barreau, sur la fibre externe :

$$\sigma = \frac{3PL}{2bh^2} \quad \text{Equation I-28}$$

avec : $P = 0,98 \text{ N}$ (charge de 100g maintenue constante)

$L = 102 \text{ mm}$ (longueur entre supports)

$b = 12,7 \text{ mm}$ (largeur du barreau)

$h = 6,35 \text{ mm}$ (épaisseur du barreau)

$I_z = bh^3/12$

b) la déformation maximale au centre du barreau, sur la fibre externe, vaut :

$$\epsilon(t) = 6\delta(t)h/L^2 \quad \text{Equation I-29}$$

avec : $\delta(t)$ la flèche du barreau à l'instant t (mm).

c) le module en flexion $S(t)$ a, quant à lui, l'expression suivante :

$$S(t) = \frac{\sigma}{\epsilon(t)} = \frac{\sigma_0}{\sigma_0 J(t)} = \frac{1}{J(t)} \quad \text{Equation I-30}$$

avec : $J(t)$ la fonction de fluage du matériau,

σ_0 la contrainte maximale en traction, maintenue constante au centre du barreau.

$S(t) = PL^3/4bh^3\delta(t)$	Equation I-31
------------------------------	---------------

L'Equation I-30 montre que le module de rigidité $S(t)$ mesuré à chaque instant t n'est autre que l'inverse de la fonction de fluage $J(t)$.

Paramètres recherchés :

- la température d'isomodule 300MPa pour un temps de charge de 60s, considérée comme la température de fissuration du bitume. En pratique, trois températures suffisent pour encadrer et extrapoler la température recherchée (à laquelle $S(t=60s)=300\text{MPa}$),
- la température d'iso-pente $m=0.3$ pour un temps de charge de 60s qui est également considérée comme la température de fissuration du bitume. La valeur "m" correspond à la valeur absolue de la pente de la tangente à la courbe $\log(S) = f(\log(\text{temps}))$ et donne une

indication sur la **susceptibilité du liant au fluage** (à un instant donné, plus "m" est élevée, plus la composante élastique du bitume est faible et plus les phénomènes de dissipations visqueuses sont importants).

Différents auteurs de la littérature, parmi lesquels King et al. (1993) ou Lu et Isacson (2001), soulignent que la température critique d'isomodule mesurée à l'appareil BBR est pour le moment le meilleur indicateur des performances à froid des enrobés bitumineux [76] [85].

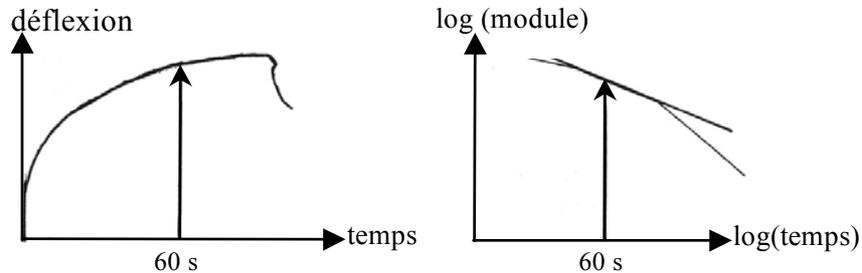


Figure I-23.Principe de l'essai BBR d'après Migliori et al. (1999) [95].

I.4-4 CARACTERISATION DES PROPRIETES A LA RUPTURE

I.4-4-1 Essai de traction directe SHRP (AASHTO TP3)

Cet essai permet de mesurer la résistance à la rupture en traction du bitume, à basse température. Le test est valide dans les zones de température où la déformation nécessaire à la rupture se situe dans un intervalle allant de 1 à 10% environ. Dans cet intervalle, les bitumes évoluent rapidement d'une rupture fragile à une rupture ductile.

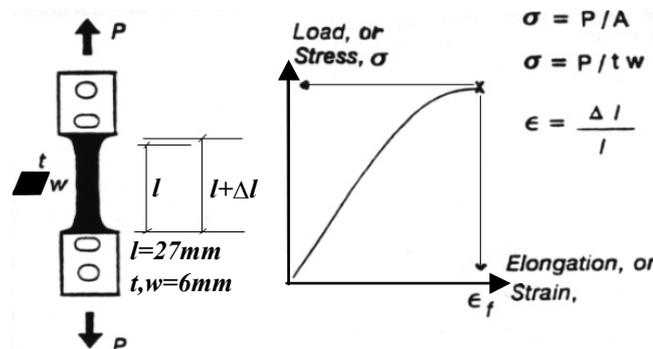


Figure I-24.Essai de traction directe d'après Anderson (1994) [5].

L'échantillon de 27mm de hauteur est soumis à une traction à vitesse de déformation imposée constante de 1mm/min (correspondant à une vitesse de déformation de 2.22m/m/h) à différentes températures maintenues constantes, jusqu'à la rupture du matériau.

Le paramètre recherché dans la spécification actuelle est la température à laquelle la déformation à la rupture (définie à la contrainte maximale) est égale à 1%. Le passage dans la zone de fragilité (pour la vitesse de déformation considérée) semble, en effet, se produire pour une déformation d'environ 1%.

Spécificités de l'approche SHRP [25] :

L'une des particularités du programme de recherche américain SHRP est de déterminer les propriétés des liants dans les conditions de température proches de celles observées *in-situ*. Les températures maximale et minimale sont en particulier déterminées et aboutissent au

choix d'un PG (*performance grade*) adapté : $PG=T_{\max}-T_{\min}$. Sur cette plage de température, le liant utilisé doit satisfaire aux spécifications établies pour lutter efficacement contre l'orniérage aux températures de service élevées, la fissuration par fatigue aux températures intermédiaires et la fissuration thermique aux basses températures.

Dans la version finale de la spécification SuperpaveTM pour les liants à basses températures, l'essai de traction directe a été laissé en option. L'essai de traction directe décrit ci-dessus est un essai complémentaire de l'essai BBR. En effet, l'essai BBR est réalisé en premier lieu à la température $T_{\min}+10^{\circ}\text{C}$ sur le liant vieilli après RTFOT+PAV : le critère retenu est un module $S(t=60\text{s})$ maximum de 300MPa et une valeur minimale de la pente m de 0.3.

Si la rigidité maximum $S(t=60\text{s})$ à la température d'essai $T_{\min}+10^{\circ}\text{C}$ se situe entre 300MPa et 600MPa (tout en ayant une valeur de m répondant aux spécifications), l'essai de traction directe SHRP est réalisé pour vérifier que l'allongement à la rupture soit supérieur à 1% (critère de **ductilité** minimale).

I.4-4-2 Introduction à la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR)

Les spécifications actuelles sur les liants à basse température ne tiennent pas compte de toutes les propriétés de rupture des liants bitumineux. Il n'existe pas de méthode d'essai pratique pour déterminer les propriétés de fracture des liants. En effet, la spécification SHRP recommande uniquement d'utiliser le BBR (rhéomètre à flexion) pour déterminer la température d'isomodule 300MPa et la température à laquelle " m " vaut 0,3 (cf. I.4-3-6). Or, si tous les spécialistes s'accordent à dire que les critères du BBR fonctionnent bien dans le cas des bitumes purs, la plupart regrettent que ces spécifications ne soient pas applicables aux bitumes polymères.

En effet, l'addition de polymère augmente très nettement les propriétés à froid du liant –si toutefois la compatibilité entre le bitume et le polymère est bonne. Et malgré cela, la rigidité du liant ne varie que très faiblement [78]. Dans ces conditions, la température d'isomodule 300MPa n'est plus un bon critère pour différencier les propriétés des liants purs ou modifiés car elle ne varie que très peu également [85]. Plus généralement, un bon nombre d'études mettent en défaut la validité des critères SHRP à basses températures issus des résultats de fluage au BBR et de traction directe SHRP sur liants modifiés (cf. par exemple [65] [110]).

De plus, comme l'essai de fluage à l'appareil BBR est réalisé dans le domaine des petites déformations (ViscoElasticité Linéaire) des bitumes, cet essai ne permet pas de tirer de conclusions quant aux propriétés à la rupture (en grandes déformations) des bitumes. Seul l'essai de traction directe SHRP, facultatif, est mené jusqu'à la rupture du matériau testé.

La solution la plus adaptée consiste, nous semble-t-il, à s'intéresser au mécanisme de fracture et de rupture fragile du liant bitumineux à basse température. Les paragraphes I.4-4-2-a à I.4-4-2-d introduisent de manière non exhaustive les bases nécessaires à la bonne compréhension des concepts de base liés au phénomène de **propagation de fissures**.

I.4-4-2-a .Notions élémentaires

Dans les années 1920, Griffith a su trouver les clefs capables d'aboutir à une harmonisation des phénomènes suivant lesquels peut se manifester la rupture. Le premier apport de Griffith a été d'interpréter le phénomène de rupture par la propagation de micro-fissures préexistantes.

Le type de rupture qui nous intéresse est la **rupture fragile** du bitume, rupture qui intervient à basse température et qui est à l'origine de la **fissuration thermique** des bitumes. Le comportement du bitume est alors considéré en première approximation comme **élastique linéaire fragile**—ce qui simplifie notamment les calculs.

Comme le représente la Figure I-25, il existe trois modes de rupture :



Figure I-25. Modes de rupture d'après Huet (1982) [70].

Mode I – ouverture

Mode II – glissement plan ou cisaillement

Mode III – glissement anti-plan ou déchirement

Par ailleurs, on s'intéresse uniquement par la suite à un problème plan. On ne s'intéresse donc plus au mode III de déchirement.

La Mécanique Linéaire de la Rupture prend donc en compte l'existence d'une fissure préexistante, fissure qui possède alors une taille bien déterminée supposée connue. De l'analyse des conditions régnant dans le voisinage de la fissure, on pourra déduire un critère de déclenchement de la progression. Ce critère constituera un critère de rupture si cette progression se poursuit jusqu'à rupture complète.

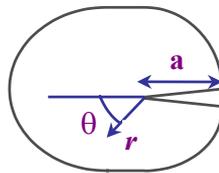


Figure I-26. Coupe d'une fissure.

Si r désigne le rayon-vecteur par rapport au front de la fissure et θ l'angle polaire, la partie principale du champ de contrainte est de la forme :

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_m}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^m(\theta), \quad m = I, II \quad (\text{convention d'Einstein}) \quad \text{Equation I-32}$$

où m désigne chacun des modes de rupture et a la longueur de fissure.

La singularité est donc en $r^{-1/2}$. Le facteur de forme f_{ij}^m est une fonction de θ seul. K_m est appelé classiquement "facteur d'intensité de contrainte" ("Stress intensity factor").

Les valeurs de K_I , K_{II} sont données par ($\theta=0$) :

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{\theta\theta} \sqrt{2\pi r} \quad \text{Equation I-33}$$

$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{r\theta} \sqrt{2\pi r} \quad \text{Equation I-34}$$

L'expression des champs de contraintes et de déplacement en pointe de fissure est la suivante :

en mode I :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{r\theta} \end{bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \begin{bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} (1 + \sin^2 \frac{\theta}{2}) \\ \cos^3 \frac{\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \end{bmatrix} \quad \text{Equation I-35}$$

$$\begin{bmatrix} u_r \\ u_\theta \end{bmatrix} = \frac{K_I}{2E} \left(\frac{r}{2\pi} \right)^{1/2} \begin{bmatrix} (1+\nu)((2k-1)\cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2}) \\ (1+\nu)(-(2k+1)\sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2}) \end{bmatrix} \quad \text{Equation I-36}$$

en mode II :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{r\theta} \end{bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{bmatrix} \sin \frac{\theta}{2} (1 - 3 \sin^2 \frac{\theta}{2}) \\ -3 \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} (1 - 3 \sin^2 \frac{\theta}{2}) \end{bmatrix} \quad \text{Equation I-37}$$

$$\begin{bmatrix} u_r \\ u_\theta \end{bmatrix} = \frac{K_{II}}{2E} \left(\frac{r}{2\pi} \right)^{1/2} \begin{bmatrix} (1+\nu)(-(2k-1)\sin \frac{\theta}{2} + 3 \sin \frac{3\theta}{2}) \\ (1+\nu)(-(2k+1)\cos \frac{\theta}{2} + 3 \cos \frac{3\theta}{2}) \end{bmatrix} \quad \text{Equation I-38}$$

où E représente le module de Young, ν le coefficient de Poisson, et

$$\begin{aligned} k &= (3-\nu)/(1+\nu) && \text{en contraintes planes} \\ k &= (3-4\nu) && \text{en déformations planes} \end{aligned}$$

On notera que les facteurs d'intensité de contrainte ont une interprétation géométrique directe. Chacun d'eux est en effet proportionnel à la discontinuité de déplacement suivant l'un des modes. Pour $\theta = \pm\pi$, on obtient :

$$\begin{aligned} [u_I] &= K_I \frac{k+1}{\mu} \left(\frac{r}{2\pi} \right)^{1/2} \\ [u_{II}] &= K_{II} \frac{k+1}{\mu} \left(\frac{r}{2\pi} \right)^{1/2} \end{aligned} \quad \text{Equation I-39}$$

Les expressions des champs de contraintes et de déplacements (cf. Equation I-35 à Equation I-38) au voisinage du fond de fissure, en un point fixé, sont uniquement fonctions des facteurs d'intensité de contrainte et des propriétés du matériau (E, ν). Ainsi, les facteurs d'intensité de contrainte sont des paramètres qui représentent une mesure des contraintes appliquées, de la forme et de la taille de la fissure, et de la géométrie de l'éprouvette sollicitée.

1.4-4-2-b . Critère de rupture d'Irwin : ténacité K_{Ic}

En Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR), on admet généralement que la fissure commence à progresser dès que la valeur de K_I (qui caractérise, on l'a vu, l'intensité du champ de contrainte en fond de fissure, en mode I) atteint, par valeurs inférieures, une valeur

critique notée K_{IC} et appelée "ténacité", **caractéristique intrinsèque** de chaque matériau. Par ailleurs, ceci revient à dire d'après l'Equation I-39 qu'il existe une **ouverture critique** de la fissure au-delà de laquelle la progression du front de fissure ne peut être empêchée.

Dans le cas d'une rupture fragile, en mode I, K_{IC} constitue un critère de rupture. En effet, dès que K_I atteint par valeurs inférieures la valeur critique K_{IC} , la progression de la fissure se poursuit immédiatement jusqu'à rupture complète.

I.4-4-2-c .Critère énergétique de rupture de Griffith : taux statique de restitution d'énergie G

bilan énergétique

Considérons une fissure d'aire A , de longueur a , dans un milieu déformable tel que représenté Figure I-26 et soumis à un chargement quelconque. Le 1^{er} principe de la thermodynamique s'écrit alors de la manière suivante :

$$dW_{\text{ext}} + dQ = dU + dC \quad \text{Equation I-40}$$

avec : dW_{ext} le travail fourni par les forces extérieures,
 dQ la quantité de chaleur reçue par l'extérieur,
 dU la variation d'énergie interne,
 dC la variation d'énergie cinétique.

Entre deux états successifs fixes de ce système $dC=0$. Le bilan énergétique devient donc :

$$dW_{\text{ext}} + dQ = dU \quad \text{Equation I-41}$$

avec, d'après le 2^{ème} principe, en introduisant T_0 , dS et dD , respectivement la température, la variation d'entropie du système et l'énergie dissipée au cours de la transformation :

$$dQ = T_0 dS - dD \quad \text{Equation I-42}$$

Dans le cas d'une force isolée, $dW_{\text{ext}} = Fd\xi$; on obtient alors :

$$dU = Fd\xi + T_0 dS - dD \quad \text{Equation I-43}$$

avec $U=U(\xi, S, A)$, il vient :

$$dU = \frac{\partial U}{\partial \xi} d\xi + \frac{\partial U}{\partial S} dS + \frac{\partial U}{\partial A} dA \quad \text{Equation I-44}$$

puis, par identification entre l'Equation I-43 et l'Equation I-44 :

$$T_0 = \frac{\partial U}{\partial S} \quad \text{Equation I-45}$$

$$F = \frac{\partial U}{\partial \xi} \quad \text{Equation I-46}$$

$$dD = -\frac{\partial U}{\partial A} dA = +GdA \quad \text{Equation I-47}$$

$$\text{avec, par définition de } G : G = -\frac{\partial}{\partial A} U(\xi, S, A) = G(\xi, S, A) \quad \text{Equation I-48}$$

G s'exprime donc à partir du taux de variation de l'énergie interne U, à entropie et déplacement constants. De plus, G est défini pour tous les états d'équilibre du système, y compris pour les sollicitations insuffisantes pour assurer la progression de la fissure. G représente l'énergie disponible pour faire avancer la fissure. On l'appelle "taux statique de restitution d'énergie" ou –dans la littérature anglo-saxonne– "force de propagation de la fissure" car G a la dimension $F.L^{-1}$.

Lorsque G atteint par valeurs inférieures une valeur critique notée G_c , la fissure progresse : c'est le critère de rupture de Griffith. G_c définit donc une énergie de fracture. Si γ représente l'énergie nécessaire pour que puisse se former une unité de surface supplémentaire en pointe de fissure, l'Equation I-48 nous donne l'expression du critère de rupture selon Griffith :

$$G = -\frac{\partial U}{\partial A} = 2\gamma = G_c \quad \text{Equation I-49}$$

le facteur 2 faisant en particulier référence aux deux lèvres de la fissure. γ est appelée "énergie spécifique de rupture", c'est une **caractéristique intrinsèque** du matériau considéré, et donc indépendante des géométries de la fissure et de l'éprouvette.

La définition précédente de G ne tient pas compte de la variation de G en fonction de θ : la fissure s'étend dans son propre plan ($\theta=0$). C'est pourquoi, pour prendre en compte la possibilité que la fissure change de direction au cours de sa propagation, une meilleure définition a été proposée. Celle-ci s'appuie sur la réversibilité (supposée !) du phénomène d'ouverture et de fermeture de la fissure.

G étant défini à déplacement constant, la perte d'énergie élastique du système est utilisée pour fournir l'énergie GdA nécessaire à la progression de fissure : $GdA = -dU = -dU^{\text{élastique}}$. La réversibilité du phénomène implique que cette diminution d'énergie élastique stockée est égale –au signe près– au travail qu'il faut fournir pour refermer la fissure de dA et par là même revenir au même état initial du système.

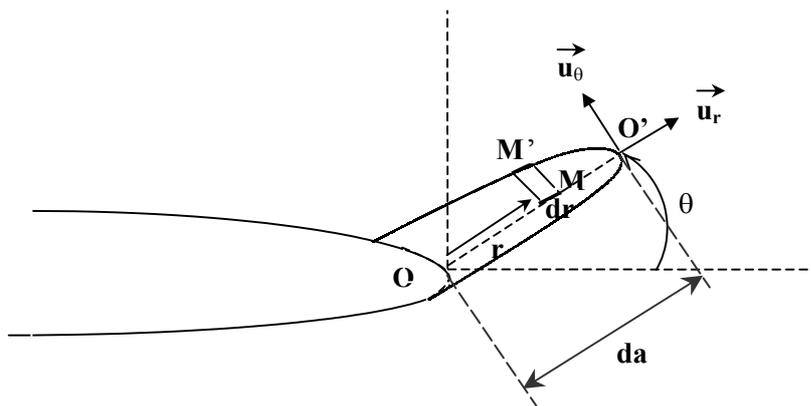


Figure I-27. Schématisation d'une propagation de fissure déviée d'un angle θ .

Considérons à présent un élément dr des lèvres de la fissure de coordonnées polaires (r, θ) . Avant fermeture, cet élément se situe en M' et la force appliquée est nulle, tandis qu'après fermeture ($O' \rightarrow O$), l'élément est en M et la force appliquée vaut σdr , σ étant la contrainte au point M due à la fissure d'extrémité O . Pour refermer la fissure, l'élément dr effectue le déplacement $M'M$, égal au déplacement dû à la fissure d'extrémité O' . On fait en outre l'hypothèse que, dans le repère local (O', r', θ') , le champ de déplacement solution reste le

même qu'en (O, r, θ). Le déplacement M'M vaut donc u(da-r, π) en utilisant les expressions de l'Equation I-36 et de l'Equation I-38 du champ de déplacement.

Quant au travail développé pour amener l'élément dr de M' en M, celui-ci est égal à $\frac{1}{2}\sigma(r)u(da-r, \pi)$.

En toute rigueur, on a :

$$G = \frac{2}{da} \int_0^{da} \frac{1}{2} (\sigma_{\theta\theta}(r)u_{\theta}(da-r, \pi) + \sigma_{r\theta}(r)u_r(da-r, \pi)) dr \quad \text{Equation I-50}$$

avec toutefois les nouveaux facteurs d'intensités de contraintes K_I' et K_{II}' valables au point O' (si la distance OO' est faible) pour la facette orientée selon $\theta'=0$ (direction θ) tels que :

$$u_r = \frac{K_{II}'}{2E} \left(\frac{da-r}{2\pi} \right)^{1/2} (1+\nu)(2k+2) \quad \text{Equation I-51}$$

$$u_{\theta} = \frac{K_I'}{2E} \left(\frac{da-r}{2\pi} \right)^{1/2} (1+\nu)(2k+2)$$

$$K_I' = K_I \cos^3 \frac{\theta}{2} - 3K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} \quad \text{Equation I-52}$$

$$K_{II}' = K_I \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} + K_{II} \cos \frac{\theta}{2} (1 - 3 \sin^2 \frac{\theta}{2})$$

L'Equation I-50 peut alors s'écrire sous la forme suivante :

$$G = \frac{(1+\nu)(k+1)}{2\pi E} \left[(K_I \cos^3 \frac{\theta}{2} - 3K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2})^2 + (K_I \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} + K_{II} \cos \frac{\theta}{2} (1 - 3 \sin^2 \frac{\theta}{2}))^2 \right] \quad \text{Equation I-53}$$

$$* \frac{1}{da} \int_0^{da} \sqrt{\frac{1-\frac{r}{da}}{\frac{r}{da}}} dr$$

Puis, en utilisant le changement de variable $\frac{r}{da} = \sin^2 t$ et $dr = 2da \sin t \cos t dt$, on obtient :

$$\frac{1}{da} \int_0^{da} \sqrt{\frac{1-\frac{r}{da}}{\frac{r}{da}}} dr = \int_0^{\pi/2} 2 \cos^2 t dt = \int_0^{\pi/2} (1 + \cos 2t) dt = \frac{\pi}{2} \quad \text{Equation I-54}$$

Finalement :

$$G(\theta) = \frac{(1+\nu)(k+1)}{4E} \left[(K_I \cos^3 \frac{\theta}{2} - 3K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2})^2 + (K_I \sin \frac{\theta}{2} \cos^2 \frac{\theta}{2} + K_{II} \cos \frac{\theta}{2} (1 - 3 \sin^2 \frac{\theta}{2}))^2 \right] \quad \text{Equation I-55}$$

Puis, en se plaçant en mode I, pour $\theta=0$, on trouve la relation suivante :

$$G_I = \frac{(1+\nu)(k+1)}{4E} K_I^2 \quad \text{Equation I-56}$$

En déformations planes, $k=(3-4\nu)$. Par conséquent, l'Equation I-56 devient :

$$G_I = \frac{K_I^2(1-\nu^2)}{E} = \frac{0.75K_I^2}{E} \quad \text{Equation I-57}$$

avec $\nu = 0,5$ (isotropie et incompressibilité).

Représentation graphique et calcul de G

On considère à présent une courbe de charge choisie arbitrairement, représentée Figure I-28. Le spécimen en question a une épaisseur notée B . Au point A_0 , la fissure, de longueur initiale a_0 , commence à progresser. En un point quelconque A_n de cette courbe correspondant à un état d'équilibre stable du système, l'énergie élastique stockée et récupérable $U^{\text{élastique}}$ vaut $F(A_n) \cdot u(A_n) / 2$. En effet, en A_n , si l'on décharge l'éprouvette étudiée, on retourne à l'état initial O : le bitume est considéré à ce titre comme élastique linéaire pour les températures d'essais considérées ($\approx -20^\circ\text{C}$). Le chemin de décharge A_nO est représenté Figure I-28.

A noter également que l'énergie interne U se réduit à l'énergie élastique $U^{\text{élastique}}$ dans notre étude puisque les déformations plastiques y sont négligées.

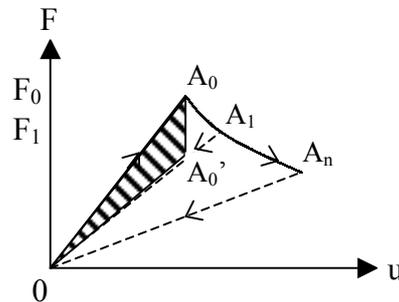


Figure I-28. Détermination de G_c sur la courbe de charge-déplacement, dans le cas d'une propagation contrôlée.

Le taux de restitution d'énergie étant défini à déplacement constant, l'Equation I-49 peut se mettre sous la forme :

$$G_c = -\frac{(OA_0A_0')}{B(a_1 - a_0)} = -\frac{(OA_0A_0')}{B\Delta a} \quad \text{Equation I-58}$$

où (OA_0A_0') représente l'aire hachurée de la Figure I-28 et $\Delta a = a_1 - a_0$ l'augmentation de longueur de la fissure entre A_0 et A_1 . C'est donc la diminution de l'énergie élastique stockée qui est utilisée pour faire progresser la fissure.

En pratique, quand a_1 est proche de a_0 , on pourra cependant utiliser l'expression suivante :

$$G_c \approx -\frac{(OA_0A_1)}{B(a_1 - a_0)} \quad \text{Equation I-59}$$

car l'aire du triangle $(A_0A_1A_0')$ vaut $\Delta F \Delta u / 2$ (infinitement petit du 2^{ème} ordre) tandis que l'aire du triangle (OA_0A_0') vaut $u \Delta F / 2$ (infinitement petit du 1^{er} ordre). Plus généralement :

$$G_c \approx -\frac{(OA_iA_{i+1})}{B(a_{i+1} - a_i)} = \frac{F_i u_{i+1} - F_{i+1} u_i}{2B(a_{i+1} - a_i)} \quad \text{avec } i \in N^+ \quad \text{Equation I-60}$$

I.4-4-2-d. Travaux sur bitumes

Parmi tous les tests que les différents auteurs tentent de mettre au point pour caractériser les propriétés à la rupture des bitumes purs ou modifiés à basse température, celui développé par Hesp semble le plus intéressant [65] [78]. Hesp, puis Champion-Lapalu [22] [23] [24], ont

appliqué les principes de la Mécanique Linéaire de la Rupture des aciers et des polymères aux bitumes. Le test est un essai de flexion trois points réalisé sur des éprouvettes entaillées. Il permet de déterminer la ténacité K_{Ic} et l'énergie de rupture G_{Ic} du matériau.

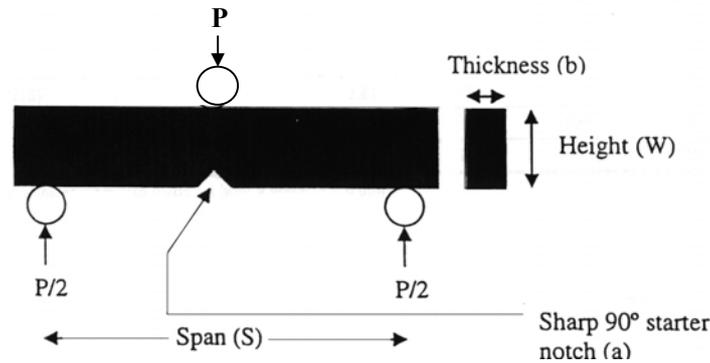


Figure I-29. Schéma de l'essai de flexion 3 points sur éprouvette de bitume préentaillée, d'après Lee et Hesp (1994) [78].

La ténacité K_{Ic} ($N.m^{-3/2}$) est déterminée à partir des dimensions de l'éprouvette et de la charge à la rupture P_Q à partir de la formule suivante :

$$K_{Ic} = \frac{P_Q S}{BW^{3/2}} \left(\frac{3 \left(\frac{a}{W} \right)^{1/2} \left[1.99 - \frac{a}{W} \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left(2.15 - 3.93 \frac{a}{W} + 2.7 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right) \right]}{2 \left(1 + 2 \frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \right) \quad \text{Equation I-61}$$

où a représente la taille de l'entaille (5 mm), B (12,5 mm) l'épaisseur de l'éprouvette, et W (25 mm) la hauteur de l'éprouvette.

Il convient également de noter que Hesp et ses collaborateurs déduisent G_{Ic} à partir de la mesure expérimentale de K_{Ic} (cf. Equation I-61), en faisant une approximation erronée du module d'Young. Ils supposent que le barreau de bitume n'est pas entaillé (assimilé à une poutre) et utilisent directement les équations de la Résistance Des Matériaux pour calculer le module d'Young à partir de la pente expérimentale force-déplacement [65] [67] [68]. Or, la pente expérimentale dépend de la hauteur de pré-fissure initiale. Différentes façons de calculer rigoureusement G_{Ic} à partir de cet essai sont détaillées au paragraphe III.5-1-2.

Les premiers résultats de Hesp concernent l'effet de la teneur en polymère SBS sur l'énergie de fracture G_{Ic} . Il ressort notamment de ses résultats que l'ajout de polymère SBS améliore nettement les propriétés du liant vis-à-vis de la propagation de fissure. Plus généralement, contrairement aux propriétés des liants en petites déformations (visco-élasticité linéaire) (température d'isomodule 300MPa à l'essai BBR, etc.), les différences de comportement semblent ici plus nettes. G_{Ic} est une propriété à la rupture à froid très discriminante : les différences de comportement vis-à-vis de la propagation de fissure (propriété à la rupture) sont très nettes.

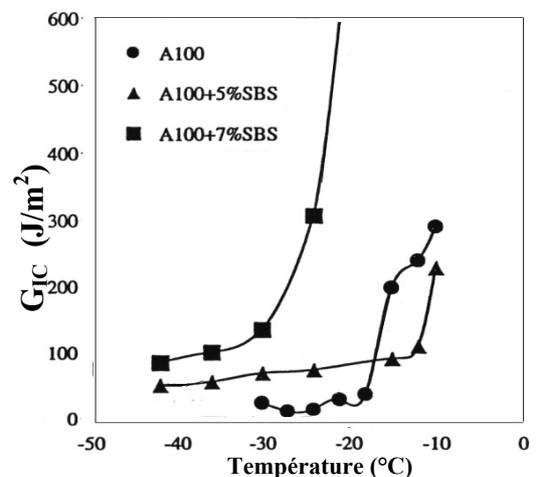


Figure I-29. Energie de rupture pour un liant pur et modifié (Hesp, 1999) [65].

I.4-4-3 Caractérisation de l'écoulement visqueux

L'écoulement visqueux est étudié à haute température (cf. Figure I-5. Classes de comportement des bitumes en fonction de $|\dot{\epsilon}|$ et T).

L'objet de cette thèse étant l'étude du comportement à froid des bitumes et des enrobés, nous allons ici nous limiter à la description du **Viscosimètre Brookfield** adopté par le SHRP (norme ASTM D 4402) qui –comme son nom l'indique– permet la mesure de la viscosité du bitume.

Aux températures d'enrobage et de compactage où les liants se comportent généralement comme des fluides Newtoniens, le viscosimètre rotatif Brookfield a été choisi à la place du viscosimètre à tubes capillaires. L'appareil permet des taux de cisaillement contrôlés qui sont plus proches de ceux observés pendant les opérations d'enrobage et de compactage. Comme le souligne Anderson (1994), on peut conduire des essais à différentes températures avec le même échantillon, l'appareil est plus facile à nettoyer et demande moins de solvant que les viscosimètres à tubes capillaires classiques, d'où un intérêt pour la préservation de l'environnement [5].



Figure I-30. Viscosimètre Brookfield.

Les viscosimètres de type Brookfield sont des rhéomètres cylindre-cylindre. Ils permettent de mesurer la viscosité Newtonienne du fluide grâce à la mesure de la vitesse de rotation et du couple appliqué. A vitesse constante, le couple appliqué est proportionnel à la résistance sur l'axe immergé, et donc à la viscosité du fluide.

Les rhéomètres cône-plan et plan-plan sont également utilisés.

I.5 PROPRIETES DES MASTICS BITUMINEUX

I.5-1 DEFINITION

Un mastic bitumineux est composé du bitume et du filler (encore appelé « fines »), dont la définition normalisée correspond aux particules passant par un tamis de 80 μ m. Ainsi, le mastic, composé par la suspension des fines dans le bitume, devient le véritable liant. On constate, en effet, que l'agent qui agglomère l'ossature granulaire d'un enrobé est en réalité le mastic, soit le mélange bitume-filler.

Le mastic bitumineux pouvant à juste titre être traité comme une suspension, les lois connues sur les suspensions peuvent s'appliquer, sous réserve que les particules minérales n'entrent pas en contact, ce qui impose que la fraction volumique du filler reste inférieure à la fraction d'empilement maximum. Dans le cas contraire, les propriétés rhéologiques du mastic s'apparentent à celles des enrobés bitumineux, avec notamment un module limite élastique à haute température plutôt qu'un écoulement Newtonien [114].

Le fait que le mastic bitumineux puisse être considéré comme une suspension alors que le bitume est lui-même une suspension est un résultat très intéressant. Ceci s'explique par la différence de taille entre les particules d'asphaltènes (quelques nm) et les fines minérales (quelques μ m), ce qui permet de traiter le bitume comme un milieu homogène vis-à-vis des fines [83]. Il est à noter que les mastics ne peuvent plus être considérés comme de simples suspensions dans le cas particulier de filler « actif » (se dit d'un filler ayant une interaction plus ou moins grande avec certains bitumes, cf. I.5-3-2). En effet, les fillers « actifs » ne se comportent pas comme de simples charges, mais modifient l'équilibre colloïdal du bitume [83].

Comme le soulignent Cupo-Pagano et al. (1997), au lieu de considérer un mélange bitume + fines + sables et graviers + air, il convient de considérer un mélange mastic + sables et graviers + air [36].

I.5-2 GENERALITES

On a vu l'importance du filler concernant la teneur en liant dans l'enrobé (cf. I.2-2-2, Equation I-1 et Equation I-2). D'autre part, le filler complète la granulométrie en remplissant une partie des vides du granulat et peut ainsi jouer un rôle mécanique, mais celui-ci demeure faible. En effet, les particules ne peuvent que difficilement rentrer en contact les unes avec les autres, vu qu'elles sont enveloppées chacune par un film de bitume et qu'elles sont noyées dans la matrice de bitume.

En outre, le filler accroît la compactibilité du mélange. Il permet également un dosage élevé en liant, ce qui a pour effet d'accroître la cohésion et l'imperméabilité de l'enrobé sans risque de ressuage. La viscosité du liant est augmentée; la viscosité et la stabilité de l'enrobé sont par là même augmentées. Il convient enfin de souligner qu'une partie des huiles volatiles du bitume est adsorbée par le filler. Le filler restitue lentement ces huiles à la masse au cours de la vie de la chaussée, diminuant ainsi le vieillissement dû à l'évaporation de ces huiles.

Une connaissance plus précise des propriétés des mastics et de l'interaction bitume-filler paraît indispensable. Les essais sur mastics doivent accompagner les essais sur bitumes, d'autant plus que les fines influencent en particulier les caractéristiques physico-chimiques du

bitume. A l'avenir, il conviendrait d'adapter les appareils initialement prévus pour la caractérisation des bitumes, à la caractérisation des mastics. Citons, à titre d'exemple, le développement récent d'un rhéomètre à cisaillement annulaire au Département Génie Civil et Bâtiment à l'Ecole Nationale des TPE, spécialement conçu pour la réalisation d'essais rhéologiques sur bitumes et mastics bitumineux [127].

Bien que sa structure composite confère aux mastics un caractère hétérogène, on peut faire l'hypothèse d'homogénéité macroscopique à l'échelle des éprouvettes de mastics classiquement étudiées en laboratoire. En effet, la taille du filler (passant à 80 μ m) est négligeable devant la taille des éprouvettes utilisées.

I.5-3 PROPRIETES RHEOLOGIQUES DES MASTICS BITUMINEUX

La compatibilité et la performance des mélanges bitume-filler dépend bien évidemment des deux composants pris séparément. Dans la littérature, la grande majorité des auteurs s'intéressent à l'influence que peut avoir le filler sur les propriétés des mastics, pour un bitume fixé [27] [36] [53] [82] [96] [116] [136].

Les paramètres étudiés sont généralement :

- la masse volumique des grains,
- la taille des grains (\Rightarrow la surface spécifique des fines),
- le pourcentage de vides des fines,
- la nature du filler,
- la concentration fines/bitume,
- la forme des grains,
- l'angularité.

I.5-3-1 Caractéristiques physiques des fines

La masse volumique des fines est déterminée au moyen de pesées relatives avec immersion dans un solvant dans un pycnomètre.

La teneur en vides du filler compacté (sans prendre en compte les vides inclus dans les grains) se détermine par la méthode de Rigden (1947). Cette méthode consiste à compacter une quantité déterminée de filler, moyennant une méthodologie et un appareillage standard. L'appareil est une éprouvette graduée dans laquelle le filler est compacté par une masse qui tombe 100 fois. La teneur en vides est généralement comprise entre 30 et 45%.

La surface spécifique des grains de filler va dicter le dosage optimum de liant pour que l'enrobage soit complet et que le film de liant ne soit pas trop épais causant un risque de ressuage. La méthode de Blaine est utilisée pour sa détermination. Cette méthode consiste à mesurer le temps mis par un volume d'air donné pour traverser un échantillon de filler compacté. La surface spécifique des grains de filler est généralement supérieure à 1000m²/kg.

I.5-3-2 Nature des fines

De la nature chimique des fines dépend étroitement la compatibilité entre le grain de filler et le bitume, *i.e.* la bonne adhésivité à leur interface. En particulier, l'utilisation de filler « actif »

(se dit d'un filler ayant une interaction plus ou moins grande avec certains bitumes) semble améliorer les propriétés du mastic et donc de l'enrobé. Le filler dit « actif » semble avoir un effet beaucoup plus marqué sur le bitume, et ainsi sur le mastic, qu'un filler « inerte » (sans interaction avec le bitume).

La chaux hydratée est un exemple de filler « actif » souvent étudié, et qui semble faire l'unanimité parmi les différents auteurs [21] [82] [83] [116]. A titre d'exemple, Lesueur et al. (1999) montrent qu'une couche adsorbée (interactive) de bitume se développe autour des particules de chaux hydratée [82]. Le volume de cette couche adsorbée pouvant être assez substantielle. Comme le précisent Sinton et al. (1999), la chaux hydratée réagit à la fois avec le granulat et le bitume, modifiant par la même le comportement global des mélanges bitumineux [116]. Ce constat se traduit par :

- une amélioration de la tenue au désenrobage,
- une résistance à l'orniérage accrue,
- une plus grande souplesse et ténacité à basse température,
- une augmentation de la cohésion des mastics bitumineux,
- une meilleure résistance au vieillissement.

I.5-3-3 Effet de la teneur en fines du liant

La teneur en fines se révèle être le paramètre le plus important pour obtenir des performances optimales. En particulier, il ressort des différentes études sur les mastics qu'en augmentant la teneur en filler (jusqu'à des rapports « volume fines/volume bitume » de $\frac{3}{4}$ dans les articles étudiés), on augmente :

- la consistance, car la pénétrabilité à 25°C (cf. I.4-2-1) baisse [36],
- la viscosité [36],
- la rigidité [21] [36] [53] [96] [136],
- les propriétés élastiques à haute température (l'angle de phase δ obtenu par l'essai de module complexe diminue) [53],
- le point de ramollissement Bille et Anneau (cf. I.4-2-2) [36].

Par expérience, les auteurs affirment que les trois dernières propriétés entraînent un meilleur comportement de la chaussée vis-à-vis de l'orniérage à haute température.

Cupo-Pagano et al. (1997) trouvent en outre que la stabilité Marshall (valeur de la charge maximale, en Kg, obtenue par un essai de compression exercée suivant une génératrice d'une éprouvette cylindrique semi-frettée) dépend très nettement du dosage fines/bitume [36]. Pour certaines fines utilisées (calcaire, ciment, basalte), la courbe donnant la stabilité Marshall en fonction du dosage fines/bitume passe par un maximum. Cette constatation expérimentale illustre à nouveau l'existence d'un **dosage fines/bitume optimal**.

Concernant l'influence des fines sur le liant à basse température, les différents auteurs ne s'accordent pas tout à fait. En effet, Chen et Peng (1998), après avoir utilisé l'appareil SHRP de traction directe (I.4-4-1) aux températures de -10°C et -15°C, trouvent que la contrainte de rupture σ_f et l'allongement à la rupture ε_f (de l'ordre du pour cent) augmentent avec la teneur en filler [27]. Ainsi, à la fois la rigidité et la cohésion du liant augmentent. Le liant est donc plus résistant. Il faut, en effet, fournir plus d'énergie pour le déformer jusqu'à la rupture.

Durand et al. (1997) trouvent quant à eux que σ_f augmente avec la teneur en filler, mais aussi que ε_f chute nettement [53]. La ductilité du liant est donc diminuée. Néanmoins, leur essai a été réalisé à 5°C et l'allongement mesuré va jusqu'à 400% pour l'essai pratiqué sur le bitume non chargé en fines. Le bitume n'a donc pas du tout un comportement fragile. Au contraire son comportement est très ductile. L'étude de Durand et al. se focalise également sur les interactions polymère/bitume/filler. Le polymère étudié est un copolymère d'éthylène et d'acétate de vinyle. Sachant que filler et polymère se gonflent des huiles légères, ils jouent chacun le rôle de compétiteur vis-à-vis de l'autre constituant, et ce jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint.

Finalement, la comparaison entre les résultats de Chen et Peng [27] et de Durand et al. [53] est impossible. Aucune conclusion ne peut donc être tirée concernant l'influence des fines sur les propriétés du liant à basse température. Une étude expérimentale paramétrique complète prenant en compte l'effet de la composition des mastics, de la température, ainsi que de la vitesse de déformation, semble nécessaire.

I.5-3-4 Mécanismes de renforcement du bitume par le filler

Les surfaces spécifiques élevées, les textures rugueuses, et un taux d'adsorption élevé provoquent une augmentation de la rigidité du mastic. Buttlar et al. (1999) ont recensé trois types de mécanismes de renforcement [21] :

- Par remplissage d'un volume : c'est le renforcement causé par la présence d'inclusions rigides dans une matrice moins rigide.
- Physico-chimique : c'est le renforcement obtenu par les effets d'interfaces entre le bitume et les fines, il inclut l'absorption ainsi que l'adsorption. Le bitume altéré forme une couche rigide, et donc on obtient une concentration plus élevée de matrice rigide. Ainsi, le renforcement physico-chimique, permettrait d'identifier une couche rigide équivalente autour de chaque particule, cette couche aurait une importance croissante avec sa taille, dans le renforcement des mastics (Figure I-31).
- Par interaction de particules : au-delà des deux mécanismes cités, celui-ci décrit le contact entre particules qui forment un squelette. Ainsi son effet s'accroît par l'augmentation de la concentration de fines.

D'après Lesueur (2002), une couche d'asphaltènes adsorbée autour des particules minérales existe quelle que soit la nature minéralogique du filler considéré [83]. Néanmoins, comme le soulignent Lesueur et al. (1996), pour la chaux ou les cendres volantes, les tailles de particules sont faibles, ce qui a pour effet d'amplifier l'effet de la couche adsorbée, et de créer une augmentation de volume effectif des charges non-négligeable [82]. De plus, la présence de porosités notables pourrait amplifier les effets viscosifiants [82].

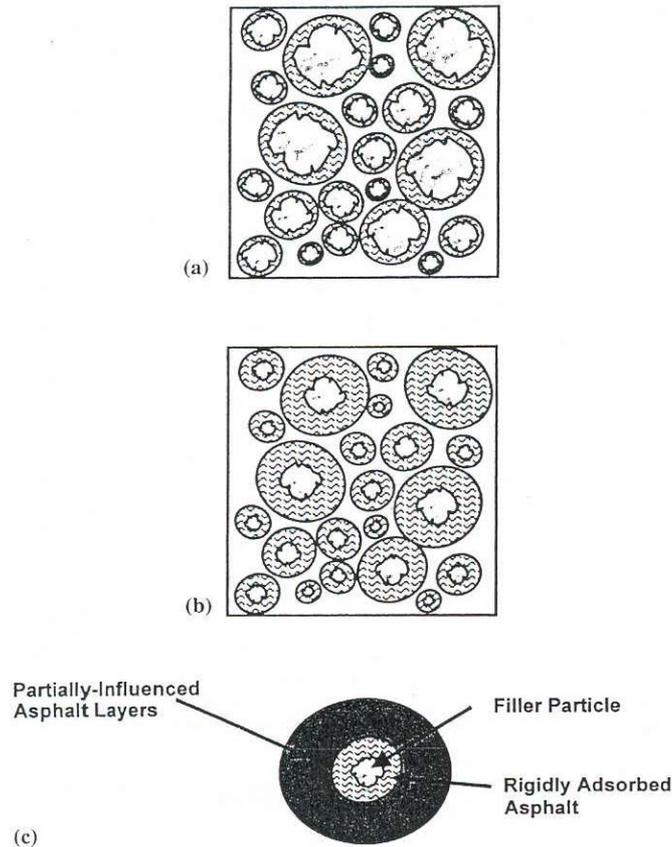


Figure I-31. Couches de bitume adsorbées : a) Activité de surface basse; b) Activité de surface élevée; c) Couches de bitume partiellement influencées [21].

I.5-3-5 Vérification de la composition du mastic en fonction de la nature du bitume et du filler

Une méthode simple basée sur le code de bonne pratique du Centre de Recherches Routières –CRR R 69/97– à Bruxelles, permet de vérifier la composition d'un mastic [30]. D'après cette méthode, les principaux facteurs influençant les propriétés du mastic sont :

- les caractéristiques du bitume (Pénétration, Anneau et Bille, Viscosité),
- le pouvoir rigidifiant du filler,
- le rapport des fractions volumiques filler/bitume : $K=f/b$

Le pouvoir rigidifiant du filler est mis en évidence par la variation de la température de ramollissement Bille et Anneau induite par l'incorporation de différentes quantités de filler. Ce changement de consistance du mastic dépend du pourcentage de vides du filler sec compacté (vides selon l'essai Rigden), noté v_f , et du rapport des fractions volumiques filler/bitume $K=f/b$.

La Figure I-32, issue d'une analyse statistique, représente l'accroissement de la température de ramollissement Bille et Anneau en fonction du rapport $K=f/b$ et de v_f (vides du filler).

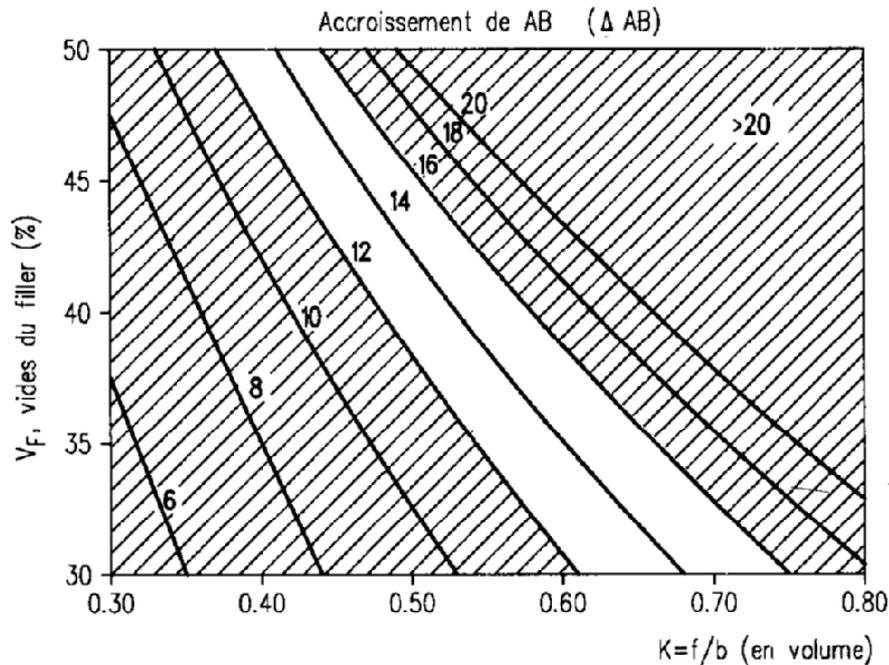


Figure I-32. Accroissement de la température de ramollissement Bille et Anneau en fonction du rapport $K=f/b$ et de v_f (vides du filler) [30].

Il est nécessaire de vérifier que le mastic a la consistance appropriée. Dans les cas de bitumes purs, l'expérience indique que l'accroissement du point de ramollissement Bille et Anneau doit être compris entre 12 à 16°C, et dans les cas des bitumes modifiés aux polymères de l'ordre de 20 à 30°C. Dans ces conditions, pour un filler donné, et par là même une teneur en vides des fines donnée, il s'agit d'optimiser le rapport $K=f/b$.

D'après le code de bonne pratique du Centre de Recherches Routières (CRR R 69/97), cette exigence permet de trouver une teneur optimale en filler et un compromis entre les deux exigences suivantes [30] :

- d'éviter le surremplissage en bitume et de garantir la durabilité de l'enrobé (résistance à la fatigue et à l'usure, imperméabilité, *etc.*) en ayant un mastic souple relativement riche en bitume et pauvre en filler.
- d'assurer sa stabilité : il faut un mastic suffisamment rigide, relativement pauvre en bitume et riche en filler.

I.6 PROPRIETES RHEOLOGIQUES DES ENROBES BITUMINEUX

I.6-1 GENERALITES

L'analyse des sollicitations et des dégradations observées sur chaussées, sous l'effet conjugué du trafic et de la température, montre qu'il convient principalement de prendre en compte et de caractériser quatre propriétés thermomécaniques pour les mélanges bitumineux :

- le module (rigidité) et sa dépendance vis-à-vis de la température et du mode de chargement,
- la fatigue,
- l'évolution des déformations permanentes,
- la fissuration et la propagation des fissures à basse température.

Les deux premières propriétés permettent de préciser l'effet structurel et son évolution dans le temps. La troisième est liée à la caractérisation de l'orniérage. La dernière qui fait apparaître des couplages thermo-mécaniques, est en général non modélisée malgré son importance pratique. Soulignons encore que la température joue toujours un rôle essentiel dans les études relatives à ces matériaux.

Chacune de ces propriétés correspond à un type de comportement du matériau. Grâce à des considérations sur le matériau, d'une part, et sur la thermo-mécanique des milieux déformables, d'autre part, il est possible de préciser pour quelles gammes de sollicitations les divers comportements sont obtenus.

I.6-2 GRANDES CLASSES DE COMPORTEMENT

Les enrobés bitumineux ont un comportement complexe. La Figure I.25 permet d'identifier les quatre types de comportement principaux des enrobés bitumineux en considérant l'amplitude de la déformation $|\varepsilon|$ et le nombre de cycles de chargement appliqués N , (Di Benedetto, 1990) [41] :

- Pour un faible nombre de chargements et des déformations de quelques pour cents, le comportement observé est fortement non linéaire.
- Pour des chargements comprenant quelques centaines de cycles et des déformations "faibles" ($<10^{-4}$) le comportement est considéré, en première approximation, viscoélastique linéaire.
- Lors de chargements de plusieurs dizaines de milliers de cycles et des déformations "faibles", les phénomènes d'endommagement apparaissent, le matériau se "fatigue".
- En outre, lorsque des cycles déviatoires en contraintes sont appliqués à partir d'une contrainte nulle, des déformations irréversibles non négligeables existent pour des amplitudes de déformation "proches" de la rupture. Leur accumulation crée de l'orniérage. C'est le quatrième type de comportement qu'il convient d'identifier.

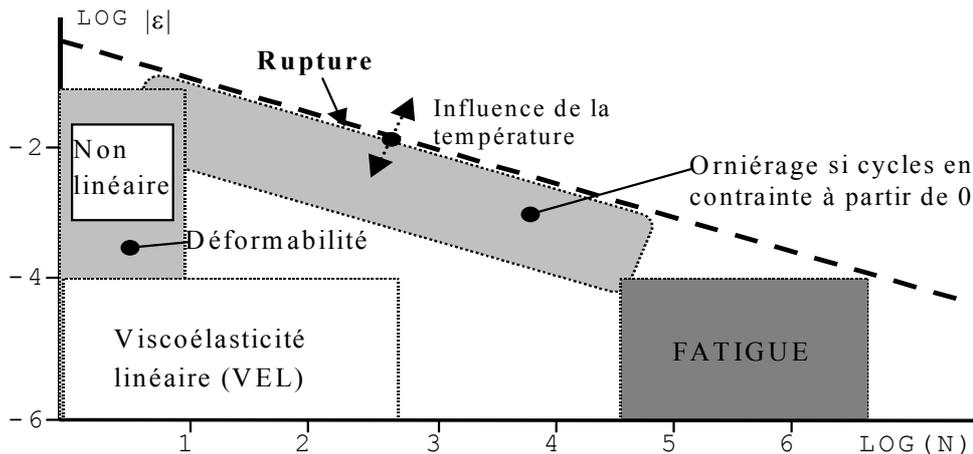


Figure I-33. Comportement "type" des bétons bitumineux, (ϵ) déformation – (N) nombre de chargements [41].

La Figure I-33 permet de fixer un ordre de grandeur des différents domaines de comportement du mélange bitumineux pour une température fixée. Les frontières considérées correspondent bien évidemment à des ordres de grandeur qui peuvent varier sensiblement selon le matériau, la température et la direction du chemin de sollicitation suivi (compression, cisaillement, ...).

Dans ces conditions, les quatre propriétés mécaniques importantes pour les matériaux traités aux liants hydrocarbonés utilisés dans le domaine routier sont :

- la rigidité ou le module (comportement viscoélastique linéaire : VEL),
- le comportement en fatigue,
- le comportement à l'orniérage qui correspond à l'accumulation de déformations permanentes. Cela constitue donc un phénomène lié aux irréversibilités et aux non linéarités déjà existantes dans le domaine des faibles déformations,
- la fissuration et la propagation de fissure au travers de la structure de chaussée. En particulier, le phénomène de fissuration par apparition de contraintes liées aux variations de température (dilatation et/ou contraction thermique) est un aspect important qui introduit un couplage thermique/mécanique.

I.6-3 EXEMPLES DE CARACTERISATION DES ENROBES A BASSE TEMPERATURE

Les hypothèses de milieu continu et d'isotropie des enrobés bitumineux sont retenues.

Au regard de l'hypothèse de milieu continu, bien que sa structure composite grenue confère à l'enrobé utilisé couramment sur chaussées un caractère hétérogène, on peut faire l'hypothèse d'homogénéité macroscopique à l'échelle d'une couche de chaussée. Pour les éprouvettes de laboratoire, on considère généralement qu'un rapport de 10 entre la taille du plus gros granulat et celle de l'éprouvette est suffisante pour considérer celle-ci homogène. Bien que ce rapport ne soit pas toujours obtenu (de l'ordre de 6 pour les éprouvettes testées en retrait thermique empêché (cf. III.4-1)), on fait l'hypothèse d'homogénéité.

Concernant l'hypothèse d'isotropie, le mode de mise en œuvre de l'enrobé sur chaussées (répandage du matériau foisonné par couche et compactage par passages successifs de compacteurs à la surface) confère au matériau une certaine anisotropie (orientation privilégiée

des grains par le compactage). De la même façon, les éprouvettes fabriquées en laboratoire présentent ce type de propriété. Pour minimiser ces effets, on réalise souvent les essais sur des éprouvettes prélevées dans une même direction du matériau. Dans les calculs de dimensionnement routier, on fait l'hypothèse d'isotropie du matériau.

I.6-3-1 Essai de module complexe sur bétons bitumineux

I.6-3-1-a Considérations générales

Dans le domaine viscoélastique linéaire "VEL" (cf. Figure I-33), on pratique sur enrobés les essais de module complexe avec la même procédure que celle décrite au paragraphe I.4-3-5. Suite à de nombreuses études sur le module complexe des enrobés bitumineux réalisées entre autres par Di Benedetto et De la Roche, on montre que celui-ci est directement influencé par :

- la formulation du matériau [52],
- la température [52] [47],
- la fréquence de sollicitation [52] [47],
- la fatigue [124],
- le niveau de sollicitation [26] [52].

I.6-3-1-b Limite du domaine linéaire

Concernant la dernière propriété énoncée ci-dessus, Charif (1990) a notamment étudié l'évolution de la norme du module complexe d'un enrobé bitumineux en fonction de l'amplitude de déformation (cf. Figure I-34). Rappelons que le comportement viscoélastique des enrobés est linéaire si le principe de Boltzmann (cf. I.4-3-2) est vérifié. Charif (1990) obtient un comportement linéaire des enrobés pour des déformations inférieures à 10^{-4} m/m. Quant à Doubbaneh (1995), il trouve que le domaine linéaire des enrobés est limité à des déformations n'excédant pas quelques 10^{-5} m/m [52]. Plus récemment, Airey et al. (2002 et 2003) ont vérifié à partir de trois formulations d'enrobés et deux bitumes (un bitume pur 50/70 et un bitume modifié au copolymère tribloc en étoile de styrène et de butadiène) que la limite du comportement linéaire des enrobés correspond à des déformations de l'ordre de 10^{-4} m/m [2] [3].

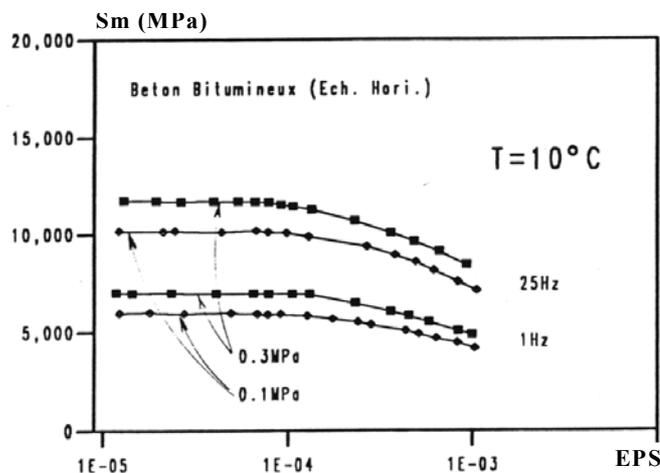


Figure I-34. Evolution de la norme du module complexe S_m avec l'amplitude de déformation axiale, d'après Charif (1990) [26].

I.6-3-1-c Influence de la formulation d'enrobé

Comme la réalisation des essais de détermination du module complexe des enrobés bitumineux est longue et coûteuse, de nombreux chercheurs se sont intéressés à la possibilité de prédire la valeur de ce module à partir de la composition de l'enrobé bitumineux, cela dans l'optique d'obtenir un ordre de grandeur utilisable dans le dimensionnement des chaussées.

Les relations trouvées sont dérivées de statistiques basées sur la comparaison de résultats d'essais mécaniques sur plusieurs enrobés bitumineux ayant des compositions qui balayent les principaux paramètres de formulation. De plus, parmi les formules empiriques trouvées dans la littérature, la majorité d'entre elles concerne uniquement la norme du module complexe, l'angle de phase étant rarement étudié. A notre connaissance, peu d'auteurs ont établi des relations entre le module complexe du liant et celui de l'enrobé, valables à la fois pour la norme et pour l'angle de phase du module complexe [56] [129] [138] [134] [135].

Plusieurs types de formules prévisionnelles ont donc été développés pour établir une relation empirique entre le module des enrobés et les propriétés de leur liant, en y introduisant la distribution volumique des différents constituants du mélange. Citons, par exemple, les relations d'Heukelom et Klomp [66], d'Ugé et al. [129], de Francken et al. [56] [57] [59] et de Witczak et al. [134] [135].

Relation de Heukelom et Klomp (1964)

$$|E_{\text{enrobé}}^*| = S_b \left[1 + \frac{2.5}{n} \cdot \frac{C_v}{1 - C_v} \right]^n \quad \text{Equation I-62}$$

avec $n = 0.83 \cdot \log \frac{4 \cdot 10^4}{S_b}$ et $C_v = \frac{g}{g + b}$

où S_b (Pa) est le module de rigidité du bitume tiré de l'abaque de Van der Poel (voir [131]) qui donne le module de rigidité d'un bitume en fonction de la fréquence, de la température et de l'indice de pénétration (IP) du liant [109]. g et b sont respectivement la fraction volumique des granulats et celle du bitume (%).

Cette formule peut être utilisée pour calculer le module d'une grande variété de formulations, mais elle a été établie avec des teneurs en vides toujours proches de 3 %. Les expériences ont montré qu'elle s'applique médiocrement aux enrobés bitumineux moins compactés, ainsi cette relation a été corrigée pour être appliquée aux enrobés bitumineux moins compactés [132], en utilisant C_v' au lieu de C_v défini comme :

$$C_v' = \frac{C_v}{0.97 + 0.01 \cdot (100 - (g + b))} \quad \text{Equation I-63}$$

Relation d'Ugé et al. (1977)

Cette relation donne la norme et l'angle de phase du module complexe de l'enrobé à partir des propriétés du liant et de la composition de l'enrobé.

$$A \equiv \log(E_{\infty} [\text{Pa}]) = 10.82 - 1.342 \cdot \left(\frac{100 - g}{g + b} \right) \quad \text{Equation I-64}$$

Si $10^7 < S_b < 10^9$ Pa :

$$\log|E_{\text{enrobé}}^*| = M * (\log S_b - 8) + B \quad \text{Equation I-65}$$

Si $10^9 < S_b < 3*10^9$ Pa :

$$\log|E_{\text{enrobé}}^*| = B + M + (A - B - M) * \frac{(\log S_b - 9)}{\log(3)} \quad \text{Equation I-66}$$

avec : $B = 8 + 5.68*10^{-3}g + 2.135*10^{-4}g^2$

$$M = (1.12(A-B))/\log(30)$$

g et b : respectivement la fraction volumique des granulats et celle du bitume (%)

S_b : module de rigidité du bitume tiré de l'abaque de Van der Poel (voir [131]) (Pa)

E_∞ : module asymptotique de l'enrobé à basse température et haute fréquence

Ugé et al. (1977) fournissent également une expression empirique de l'angle de phase du module complexe de l'enrobé en fonction du module de rigidité du liant, S_b , de la teneur en vides, ν (%), et de la fraction volumique du bitume, b (%). Pour un module de rigidité du liant compris entre 5 et 2000MPa, l'angle de phase de l'enrobé peut être prédit en utilisant l'équation suivante dans laquelle S_b est exprimée en MPa :

$$\varphi_{\text{enrobé}} = 16.36 * b^{0.352} * \exp\left[0.974 * \frac{\log(S_b / 5)}{\log(S_b / 2000)} * \nu^{-0.172}\right] \quad \text{Equation I-67}$$

Lorsque S_b est supérieur à 2000MPa, $\varphi_{\text{enrobé}}$ est supposé nul.

Relation de Francken et al. (1995)

Tout comme Ugé et al. (1977), Francken et al. ont montré que le module maximum asymptotique de l'enrobé à basse température et à haute fréquence, E_∞ , ne dépend que de la composition de l'enrobé :

$$E_\infty[\text{MPa}] = 14360 \left(\frac{g}{b}\right)^{0.55} \exp(-0.584\nu) \quad \text{Equation I-68}$$

La norme du module complexe de l'enrobé est ensuite décomposée comme suit :

$$R^*(T, f) = E_{\text{enrobé}}^*(T, f) / E_\infty \quad \text{Equation I-69}$$

$$\log R^* = \log B^* \left[1 - 1.35 \left(1 - \exp\left(-0.13 \frac{g}{b}\right) \right) (1 + 1.11 \log B^*) \right] \quad \text{Equation I-70}$$

avec : $R^*(T, f)$: le module réduit de l'enrobé à une température T et à une fréquence f

B^* : le module réduit du bitume, défini à partir du module en cisaillement du bitume

g et b : respectivement la fraction volumique des granulats et celle du bitume (%)

ν : la teneur en vides de l'enrobé (%)

Francken et Vanelstraete (1995) ont également mis en évidence expérimentalement une relation entre l'angle de phase de l'enrobé et celui du liant. Cette relation, présentée Figure I-35, a été vérifiée pour différents bitumes purs et modifiés.

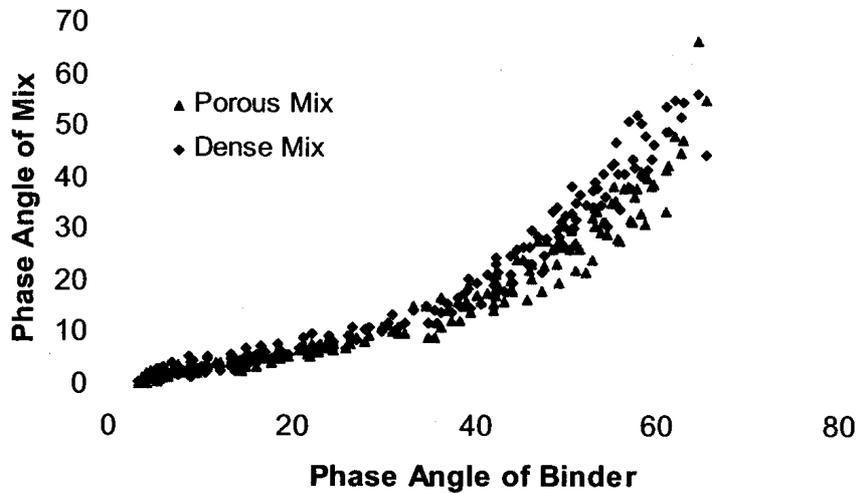


Figure I-35. Relation entre l'angle de phase des enrobés et l'angle de phase des liants [57].

Relation de Witczak et al. (1999)

La relation de Witczak et al. (1999 et 2000) permet de prédire la norme du module complexe de l'enrobé à partir des propriétés du liant et de la composition de l'enrobé [134] [135]. Plus de 2800 mesures de module complexe, sur environ 200 formulations d'enrobé différentes, ont permis d'établir cette relation empirique :

$$\log|E_{\text{enrobé}}^*| = -1.249937 + 0.029232(\rho_{200}) - 0.001767(\rho_{200})^2 - 0.002841(\rho_4) - 0.058097(V_a) - \frac{0.802208(V_{\text{beff}})}{V_{\text{beff}} + V_a} + \frac{3.871977 - 0.0021(\rho_4) + 0.003958(\rho_{38}) - 0.000017(\rho_{38})^2 + 0.005470(\rho_{34})}{1 + e^{(-0.603313 - 0.313351 * \log(f) - 0.393532 * \log(\eta))}}$$

Equation I-71

avec : $|E_{\text{enrobé}}^*|$: norme du module complexe (10^5 psi),

η : viscosité du bitume (10^6 Poise),

f : fréquence (Hz),

V_a : teneur en vides (%),

V_{beff} : fraction volumique du bitume (%),

ρ_{34} : pourcentage cumulé retenu avec une maille de 19mm (%),

ρ_{38} : pourcentage cumulé retenu avec une maille de 9.5mm (%),

ρ_4 : pourcentage cumulé retenu avec une maille de 4.76mm (%),

ρ_{200} : pourcentage de tamisats passant avec une maille de 75 μ m (%).

La relation suivante permet ensuite de déterminer l'angle de phase de l'enrobé connaissant la rigidité de l'enrobé et la fréquence considérée :

$$\varphi_{\text{enrobé}} = -464.568 + 186.6469(\log|E_{\text{enrobé}}^*|) - 17.5259(\log|E_{\text{enrobé}}^*|)^2 + 0.326268f$$

Equation I-72

Aussi séduisantes que puissent paraître les formules d'Heukelom et Klomp [66], d'Ugé et al. [129], de Francken et al. [56] [57] [59] et de Witczak et al. [134] [135], il convient de garder à l'esprit que ces formules ont été établies de manière empirique sur un large échantillon de compositions d'enrobés. Such et al. (1999) ont récemment mis en évidence que les trois premières relations, appliquées à un sable enrobé, conduisent à des erreurs importantes [126].

A noter également que les formules d'Heukelom et Klomp [66], d'Ugé et al. [129], de Francken et al. [56] [57] [59] et de Witczak et al. [134] [135] ne tiennent pas compte de la taille, de la forme, ni de la rugosité des matériaux minéraux définis uniquement par leur volume. Comme le soulignent Such et al. (1999), cela revient notamment à négliger le frottement interne du sable et des enrobés [126].

I.6-3-2 Essai de traction directe

Il s'agit d'un essai de traction à température constante et à vitesse de déformation constante. Au cours de l'essai, les paramètres mesurés sont la contrainte, la déformation et la température à l'instant t .

La contrainte maximale, encore appelée contrainte de rupture, et la déformation correspondante, donnent directement accès à la résistance en traction du matériau testé, pour les conditions d'essais (température, vitesse) considérées.

On observe classiquement que plus la vitesse de déformation imposée est élevée, plus l'enrobé a un comportement rigide (contrainte maximale plus élevée) et l'allongement à la rupture est faible (cf. Figure I-36).

Il est à noter enfin que l'essai de compression diamétrale (« essai de traction indirecte » ou encore « essai brésilien ») peut également être réalisé en laboratoire afin de déterminer la résistance en traction d'un enrobé bitumineux. Le principal avantage de ce dernier essai réside dans le fait que les éprouvettes peuvent être directement prélevées *in-situ* et qu'elles ne doivent pas être collées sur des casques en métal. Son principal désavantage est qu'il s'agit d'un « essai non-homogène » (cf. I.3-2).

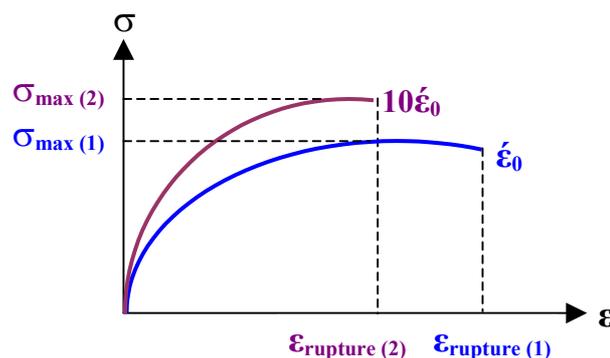


Figure I-36. Résultats classiques pour l'essai de traction directe sur enrobés [101].

- (1) essai à vitesse de déformation $\dot{\epsilon}_0$
- (2) essai à vitesse de déformation $10\dot{\epsilon}_0$

I.6-3-3 Essai de retrait thermique empêché (AASHTO TP10)

I.6-3-3-a Principe de l'essai

Lorsqu'un matériau est soumis à une variation de température, il subit des déformations. Si celles-ci sont empêchées, les variations de température créent des contraintes appelées contraintes thermiques. Ce type de couplage thermo-mécanique est par exemple à l'origine des problèmes de fissuration observés à basse température sur les chaussées.

Les chaussées sont un exemple où les déformations sont restreintes. En moyennes températures, les enrobés sont des corps viscoélastiques. Lorsque la température augmente les contraintes thermiques créées, qui sont des contraintes de compression, se dissipent par la relaxation. En basse température, l'enrobé se comporte comme un corps élastique très rigide. Lorsque la température baisse, des contraintes de tension se créent sans pouvoir se dissiper. Lorsque ces contraintes atteignent la limite de résistance du matériau, des fissures apparaissent. Ce phénomène est illustré à la Figure I-37. La température à laquelle apparaît la fissure est appelée température de fissuration thermique.

Le principe de l'essai de retrait thermique empêché, encore appelé Thermal Stress Restrained Specimen Test (TSRST), consiste donc à maintenir la hauteur d'une éprouvette d'enrobé constante tout en diminuant la température à vitesse constante (généralement -10°C/h).

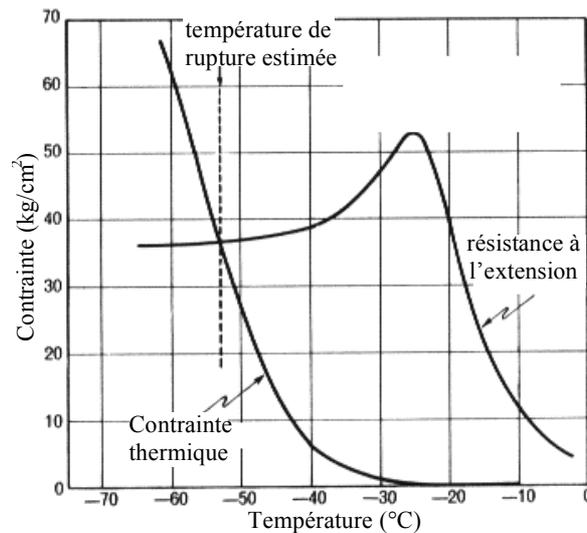


Figure I-37. Méthode d'estimation de la contrainte de rupture thermique.

La déformation totale, notée ϵ^{totale} , peut se décomposer en la somme d'une déformation mécanique et d'une déformation d'origine thermique, respectivement notées $\epsilon^{\text{mécanique}}$ et $\epsilon^{\text{thermique}}$. Il vient :

$$\epsilon^{\text{totale}} = \epsilon^{\text{mécanique}} + \epsilon^{\text{thermique}} \quad \text{Equation I-73}$$

Etant donné que le retrait est empêché :

$$\epsilon^{\text{totale}} = 0 \quad \text{Equation I-74}$$

$$\epsilon^{\text{mécanique}} = -\epsilon^{\text{thermique}} = -\alpha\Delta T \quad \text{Equation I-75}$$

avec α le coefficient de dilatation/contraction thermique moyen de l'enrobé ($\alpha \approx 30 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ (Di Benedetto & Neifar, 1997)).

Cet essai introduit un **couplage thermo-mécanique** puisque, à partir d'une sollicitation thermique ($\varepsilon^{\text{thermique}} = \alpha \cdot \Delta T$), on obtient une sollicitation mécanique induite ($\varepsilon^{\text{mécanique}} = -\alpha \cdot \Delta T$).

Au cours de l'essai, la contrainte de traction induite par la variation de température (« contrainte thermique ») se développe dans l'éprouvette d'enrobé jusqu'à la fracture de celle-ci. L'essai de retrait thermique empêché utilisé permet donc de caractériser le comportement de la chaussée à basse température. En effet, la procédure de l'essai est fondée sur l'hypothèse que la contraction de la couche de surface pendant un refroidissement est restreinte dans la direction longitudinale (la longueur de la route peut être considérée comme infinie).

Les paramètres de l'essai les plus souvent considérés sont : la contrainte de rupture et la température de rupture. La Figure I-40 montre le résultat typique d'un essai de retrait empêché sur un enrobé au bitume pur et sur un enrobé au liant modifié.

I.6-3-3-b Méthodes expérimentales de détermination des contraintes thermiques

Historiquement, la fréquence élevée de la fissuration de surface des routes dans les pays à climats extrêmes a motivé le développement d'un essai de laboratoire simulant le couplage thermo-mécanique à basse température auquel sont soumis les enrobés bitumineux dans les chaussées routières. Le développement de l'essai de retrait thermique empêché remonte aux travaux de Monismith et al. (1965) [188] et Fabb (1974) [184]. Les éprouvettes sont fixées sur une structure en invar de manière à restreindre leur déformation. L'ensemble est placé dans une chambre thermostatée qui permet de faire varier la température. Dès 1987, Arand met au point à l'Université de Braunschweig un essai de retrait thermique empêché dans lequel la déformation est mesurée par un extensomètre [8] [9] [125]. Un asservissement, contrôlé par ordinateur, est utilisé pour maintenir la déformation constante à $10^{-5} \text{m}/\text{m}$ près à partir du signal délivré par l'extensomètre.

D'autres études ont enfin été menées sur l'apport de l'émission acoustique lors des essais TSRST. L'utilisation de l'émission acoustique permet de suivre en temps réel l'endommagement de l'éprouvette et de connaître la température d'initiation de la fissuration ainsi que la densité de l'activité acoustique (cinétique d'endommagement) au cours de l'essai. Citons à titre d'exemple les travaux de Valkering et Jongeneel (1991) [130], Jolivet et al. (1993) [71], Hesp et al. (1999) [65], Crossley et Hesp (2000) [35], Cordel et al. (2003) [33]. En particulier, d'après Jolivet et al. (1993), « une fissuration brutale, correspondant à un comportement fragile, se traduit par une activité acoustique intense et de durée limitée ». En revanche, « une activité moyenne et prolongée correspond à un endommagement progressif et volumique dû à la formation et à l'avancée de petites fissures » [71].

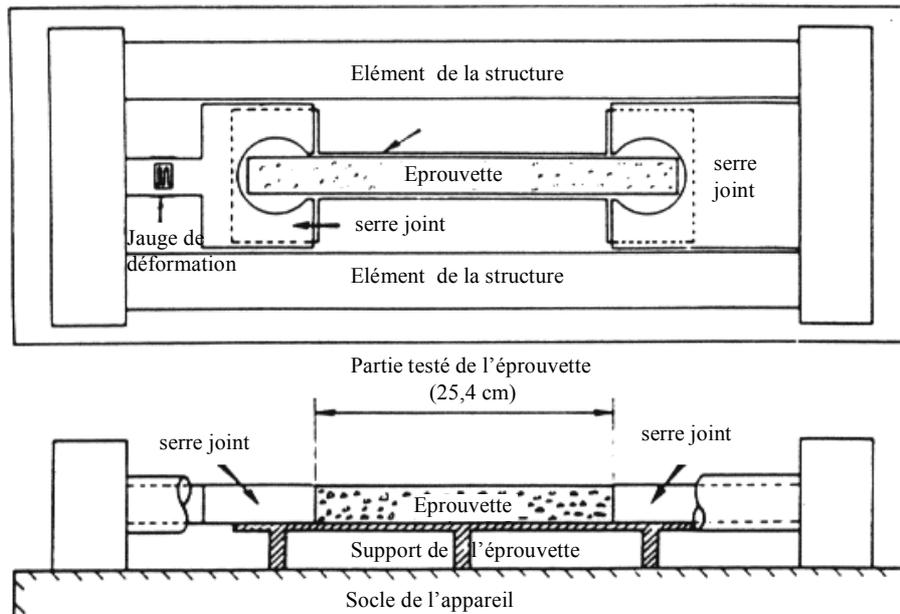


Figure I-38. Appareil développé par Monismith et al. (1965) pour l'essai de retrait thermique empêché [97].

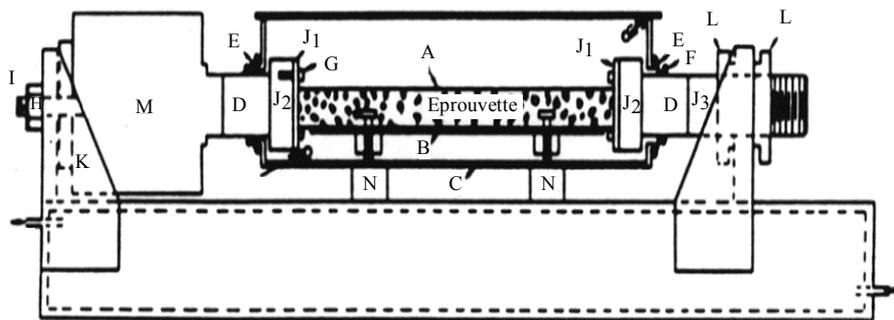


Figure I-39. Appareil utilisé par Fabb (1974) pour l'essai de retrait thermique empêché [54].

I.6-3-3-c Résultats issus de la littérature

Différents facteurs susceptibles d'influencer le comportement à basses températures peuvent être étudiés à l'aide de cet essai (teneur en bitume, classe du bitume, influence de la modification en polymère du liant, vieillissement, etc.). Le rôle prédominant du liant est généralement mis en avant [54]. Différents auteurs soulignent notamment les bonnes corrélations entre les propriétés du liant (Pénétrabilité à 15°C ou à 25°C, températures critiques mesurées à l'appareil BBR (cf. I.4-3-6), etc.) et la température de fissuration thermique mesurée sur l'enrobé lors de l'essai TSRST [72] [73] [86] [85] [123].

Néanmoins, concernant en particulier la Pénétrabilité du bitume à 15°C ou 25°C, King et al. (1993) ont montré, pour 16 bitumes et une formulation d'enrobé fixée, que ce paramètre ne se corrèle pas avec la température de fissuration thermique obtenue lors de l'essai de retrait thermique empêché [76]. Les auteurs concluent leur étude en précisant que la température critique d'isomodulus mesurée à l'appareil BBR (cf. section I.4-3-6) est pour le moment le meilleur indicateur des performances à froid des enrobés bitumineux [76].

King et al. (1993) [76] et Hoare & Hesp (2000) [67] [68] ont en particulier utilisé l'essai TSRST pour caractériser l'influence de l'ajout de polymère sur le comportement à froid d'un enrobé. D'après leurs études, l'ajout de polymère semble avoir un effet bénéfique (rôle de retardateur de fissuration thermique) vis-à-vis du phénomène de fissuration à froid des enrobés. L'étude de King et al. (1993) montre notamment que plus la teneur en polymère augmente, plus la température de fissuration thermique est basse [76].

La Figure I-40 issue de [67] montre l'influence de la modification en polymère. Dans le cas de l'enrobé au bitume pur, la fracture est catastrophique, *i.e.* immédiate. Au contraire, concernant l'enrobé au bitume modifié, au-delà du pic en force, la force diminue progressivement sans fracture catastrophique. Ce phénomène de diminution de la pente de la force appliquée avant la fracture complète est appelé « "soft" cracking phenomenon », littéralement « phénomène de fissuration "douce" ». Cette diminution progressive de la pente de la force avant la fracture complète peut être interprétée comme l'initiation et la propagation d'une (ou de plusieurs) macro-fissure(s) au sein de l'éprouvette d'enrobé. Par voie de conséquence, la diminution de la force appliquée est due à la diminution de la section efficace (non endommagée) de l'éprouvette.

Il convient néanmoins de ne pas généraliser ce résultat à l'ensemble des matériaux bitumineux puisque, en effet, Lu et al. [85] [86] ont récemment mis en évidence pour 3 bitumes purs et 4 types de polymères différents (avec une teneur en polymère fixée à 6% en masse), et pour une formulation d'enrobé fixée, que la modification en polymère n'influence pas favorablement la résistance de l'enrobé vis-à-vis de la fissuration thermique.

Enfin, la validation de l'essai de retrait empêché dans son rôle prédictif de la dégradation sur chaussée reste encore à confirmer bien que quelques études concluent positivement [75] [112].

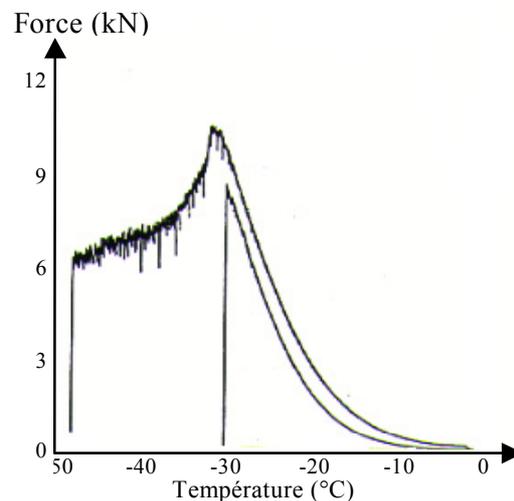


Figure I-40. Exemple de courbes obtenues à l'essai de retrait empêché (TSRST) [67].

- (1) enrobé au bitume pur (courbe inférieure)
- (2) enrobé au bitume modifié (+7% SBS) (courbe supérieure)

I.7 MODELISATION DU COMPORTEMENT DES MATERIAUX BITUMINEUX

I.7-1 MODELISATION DU COMPORTEMENT LINEAIRE (VEL)

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, *i.e.* dans le domaine visco-élastique linéaire (VEL).

I.7-1-1 Assemblage discret de ressorts et d'amortisseurs - spectre discret

Toute combinaison de ressorts (éléments élastiques) et d'amortisseurs linéaires (éléments visqueux Newtoniens) constitue un modèle viscoélastique linéaire analogique (Ferry, 1980) [55]. De nombreux modèles combinant ressorts et amortisseurs linéaires ont, par ailleurs, été employés et présentés dans la littérature de manière à décrire le comportement viscoélastique linéaire des liants et des mélanges bitumineux. Les combinaisons les plus simples sont les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt.

I.7-1-1-a Modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt

En ce qui concerne les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt, un ressort et un amortisseur sont respectivement placés en série ou en parallèle. Ces deux modèles sont présentés Figure I-41. Les équations respectives des fonctions de fluage et de relaxation des deux modèles sont présentées en ANNEXE 1.

Les modèles analogiques de Maxwell (liquide viscoélastique) et de Kelvin-Voigt (solide viscoélastique) ne peuvent pas décrire correctement le comportement complexe des matériaux bitumineux [34], mais ils peuvent constituer les éléments de base pour des associations plus complexes.

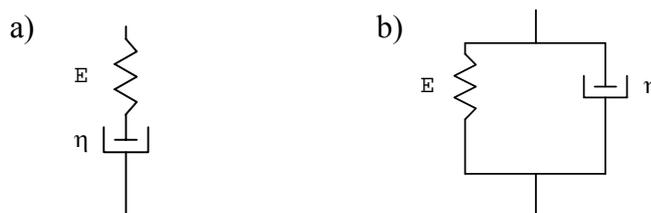


Figure I-41. Eléments de Maxwell (a) et de Kelvin-Voigt (b).

I.7-1-1-b Modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés

Le modèle de Maxwell généralisé est constitué d'un groupe de n éléments de Maxwell montés en parallèle, avec éventuellement un ressort et un amortisseur linéaire en parallèle. Le modèle de Kelvin-Voigt généralisé est constitué d'un groupe de n éléments de Kelvin-Voigt en série, avec éventuellement un ressort et un amortisseur linéaire en série.

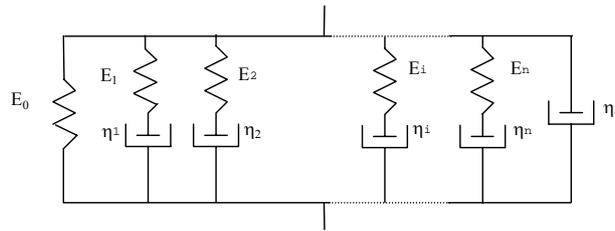


Figure I-42. Modèle de Maxwell généralisé.

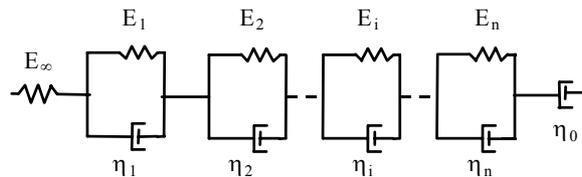


Figure I-43. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé.

Les modèles généralisés de Maxwell et de Kelvin-Voigt (Figure I-42 & Figure I-43) permettent une description tout à fait satisfaisante du comportement des liants et des enrobés bitumineux à condition qu'un nombre suffisant d'éléments (n) soit considéré [80] [87] [48] ($n=8$ apparaît comme un minimum). Les équations respectives des fonctions de fluage et de relaxation des deux modèles sont présentées en ANNEXE 1.

I.7-1-2 Approches considérant un 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 viscoélastique linéaire complexe. Néanmoins, en augmentant n , la modélisation du comportement 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 (cf. ANNEXE 1).

Plus généralement, Mandel (1966) précise que 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 [91].

Les différents modèles ayant un spectre continu peuvent être classés en deux catégories :

- les modèles dans lesquels des expressions analytiques du module complexe (domaine fréquentiel) ou des fonctions de fluage et/ou de relaxation (domaine temporel) sont proposées pour se caler aux données expérimentales. Il est à noter que des relations mathématiques existent entre ces trois fonctions de la fréquence ou du temps dans le cas des matériaux viscoélastiques linéaires [47] [55] [92],

- les modèles analogiques "avancés".

Des exemples de ces deux types de modèles sont donnés respectivement dans les sections I.7-1-2-a et I.7-1-2-b.

I.7-1-2-a Expressions analytiques des fonctions visco-élastiques linéaires

Exemples d'expressions analytiques pour les liants bitumineux

Les modèles "CA" (Christensen-Anderson) [28] et "CAM" (Christensen-Anderson-Marasteanu) [92] [93] sont des expressions empiriques de la norme du module complexe de cisaillement G^* et de l'angle de phase δ , comme suit :

$$|G^*(f, T)| = \frac{G_g}{\left[1 + (f_c / f)^k\right]^{m_e / k}} \quad \text{Equation I-76}$$

$$\delta = \frac{90 m_e}{1 + (f_c / f)^k} \quad \text{Equation I-77}$$

Dans les deux équations précédentes, T est la température, f est la fréquence, f_c est appelé paramètre de localisation, G_g est le module de cisaillement vitreux (à très basse température et très haute fréquence) et k est un paramètre de forme sans dimension.

Le modèle "CA" correspond au cas particulier où $m_e=1$. Dans ce cas, f_c , également appelée fréquence de croisement, correspond à la fréquence, à une température donnée, où la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe sont égales.

Exemples d'expressions analytiques pour les enrobés bitumineux

Dans le cadre des travaux du Superpave, une version de la loi de puissance a été employée dans le rapport SHRP-A-357 [88] pour modéliser le comportement viscoélastique linéaire des mélanges bitumineux. La fonction de fluage, notée par la suite J(t), est comme suit (et pourrait être également employée pour modéliser le comportement des bitumes en première approximation) :

$$J(t) = J_0 + J_1 t^m \quad \text{Equation I-78}$$

avec t : temps

J_0 : valeur de la fonction de fluage à $t=0$

J_1, m : constantes du matériau

Plus récemment, Zeng et al. (2001) ont proposé la généralisation suivante du modèle "CAM" (cf. Equation I-76) valable à la fois pour les liants et les enrobés bitumineux [138] :

$$|G^*(f, T)| = G_e + \frac{G_g - G_e}{\left[1 + (f_c / f)^k\right]^{m_e / k}} \quad \text{Equation I-79}$$

Dans l'Equation I-79, G_e est le module de cisaillement minimum asymptotique ($f \rightarrow 0$), G_g est le « module de cisaillement vitreux » (module maximum asymptotique à très hautes fréquences) ($f \rightarrow \infty$), f_c est appelé « paramètre de localisation », k et m_e sont des paramètres de forme sans dimension.

Si $G_e=0$, l'Equation I-79 se ramène à l'Equation I-76 correspondant aux modèles "CA" et "CAM".

L'expression analytique donnant la courbe maîtresse de l'angle de phase est plus compliquée et n'est pas donnée ici.

I.7-1-2-b *Modèles analogiques “avancés”*

Les modèles analogiques « avancés » à spectre continu (*i.e.* pouvant être représentés par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle) ont une signification et une représentation physiques. On préférera ainsi utiliser ces modèles aux expressions analytiques empiriques présentées au paragraphe I.7-1-2-a.

Elément 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 :

$$J(t) = a \left(\frac{t}{\tau} \right)^h \tag{Equation I-80}$$

$$E^*(i\omega\tau) = \frac{(i\omega\tau)^h}{a\Gamma(h+1)} \tag{Equation I-81}$$

- avec i : nombre complexe défini par $i^2 = -1$,
- $\omega = 2\pi$ *fréquence, la pulsation,
- h : exposant tel que $0 < h < 1$,
- a : constante sans dimension,
- Γ : fonction gamma²,
- τ : temps caractéristique dont la valeur varie uniquement avec la température.

τ est une fonction de la température (cf. Equation I-23) et tient compte du Principe d'Equivalence Temps-Température (cf. I.4-3-5-a). L'évolution de τ peut être approchée par la loi WLF [55] sur l'intervalle de température utilisé en laboratoire (cf. Equation I-23 & Equation I-25) [52] [48] [101] [102] :

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

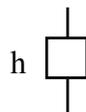


Figure I-44.Représentation de l'élément parabolique.

Modèle de Huet

Le modèle de Huet [69] fut initialement proposé pour modéliser le comportement des liants et des enrobés bitumineux. Il s'agit d'un modèle analogique constitué d'un assemblage d'un ressort de rigidité E_∞ (qui représente le module instantané) et de deux éléments à fluage parabolique ($J_1(t)=at^h$ et $J_2(t)=bt^k$) montés en série (cf. Figure I-45).

Ce modèle a également un spectre continu, *i.e.* qu'il peut être représenté par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle.

L'expression du module complexe est la suivante :

² $\Gamma(n) = \int_0^\infty t^{n-1} e^{-t} dt$ avec $n > 0$ ou $\text{Re}(n) > 0$

$$E^*(\omega) = \frac{E_\infty}{1 + \delta (i\omega \tau)^{-k} + (i\omega \tau)^{-h}} \quad \text{Equation I-82}$$

avec i : nombre complexe défini par $i^2 = -1$,
 $\omega = 2\pi$ *fréquence, la pulsation,
 E_∞ : limite du module complexe quand $\omega\tau \rightarrow \infty$,
 h, k : exposants tels que $0 < k < h < 1$,
 δ : constante sans dimension,
 τ : temps caractéristique dont la valeur varie uniquement avec la température; tient compte du Principe d'Equivalence Temps-Température (cf. I.4-3-5-a).

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

$$J(t) = \frac{1}{E_\infty} \left(1 + \delta \frac{(t/\tau)^k}{\Gamma(k+1)} + \delta \frac{(t/\tau)^h}{\Gamma(h+1)} \right) \quad \text{Equation I-83}$$

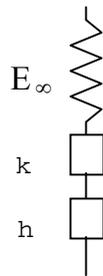


Figure I-45. Représentation du modèle de Huet (1963) [69].

La forme de la courbe représentative de ce modèle dans le plan de Cole-Cole est donnée Figure I-47. Elle tend vers l'origine pour les températures croissantes et les fréquences décroissantes, et vers le point asymptotique E_∞ , situé sur l'axe réel (module élastique E_1), quand la fréquence tend vers l'infini et que la température décroît. Les paramètres h et k du modèle sont reliés aux pentes à l'origine et au point asymptotique E_∞ .

Modèle de Huet-Sayegh

Ce modèle diffère de celui de Huet pour le domaine des basses fréquences et des hautes températures. Le modèle de Huet donne, en effet, un comportement fluide aux enrobés dans le domaine des basses fréquences et des hautes températures. En particulier, la norme du module complexe tend vers zéro à haute température et basse fréquence (cf. Equation I-82).

Pour ce même domaine de fréquence et de température, Sayegh (1965) obtient une courbe du module complexe qui tend vers un module réel non nul [118], appelé module statique, noté E_0 , qui est très faible par rapport à E_∞ (Figure I-47). Le module statique, E_0 , dépend probablement du squelette granulaire.

Le modèle de Huet-Sayegh (1965) est obtenu en associant en parallèle au modèle de Huet un ressort de raideur E_0 représentant le module statique (Figure I-46).

Le module complexe du modèle de Huet-Sayegh est donné par l'expression suivante :

$$E^*(i\omega\tau) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad \text{Equation I-84}$$

avec les mêmes notations que précédemment et E_0 le module statique quand $\omega\tau \rightarrow 0$.

Le modèle d'Huet-Sayegh [118] (ayant un spectre continu) traduit correctement le comportement des enrobés bitumineux dans le domaine des petites déformations quelles que soient la fréquence et la températures considérées [34] [38] [52] [99] [48] [101] [118].

De plus, seulement six constantes (δ , k , h , E_∞ , E_0 et τ_0) (Equation I-84) sont nécessaires pour déterminer le comportement viscoélastique linéaire 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.

Si le module statique E_0 est nul, les modèles de Huet et de Huet-Sayegh sont identiques.

Contrairement au modèle de Huet, aucune expression analytique de la fonction de fluage du modèle de Huet-Sayegh n'est disponible dans le domaine temporel.

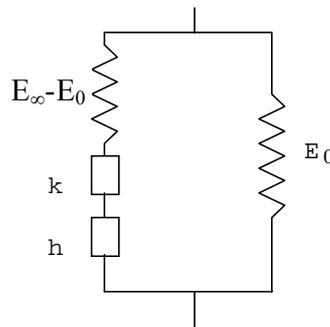


Figure I-46. Représentation du modèle de Huet-Sayegh (1965) [118], h et k sont deux éléments à fluage parabolique.

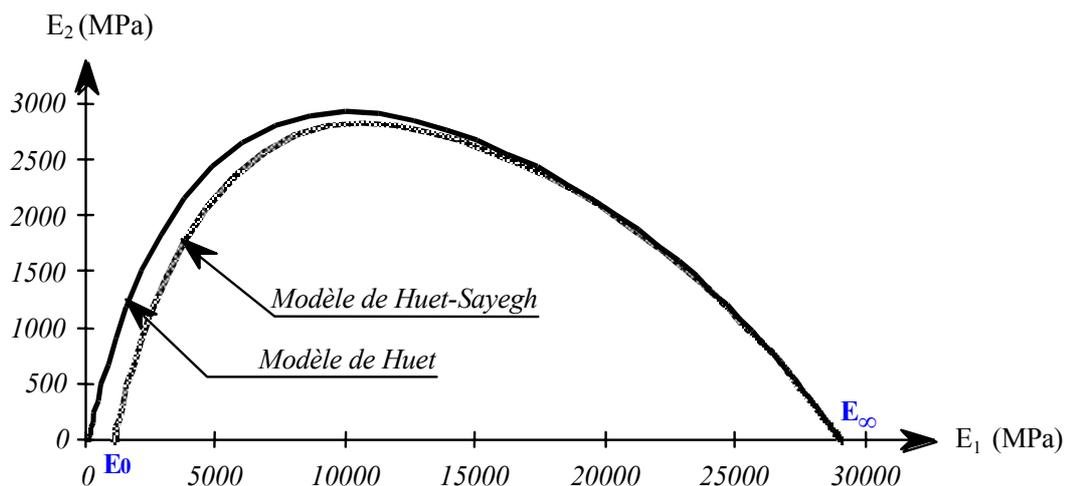


Figure I-47. Exemple de courbes de module complexe des modèles de Huet et de Huet-Sayegh dans le plan Cole-Cole.

I.7-2 MODELISATION DU COMPORTEMENT NON LINEAIRE

Généralement, la modélisation du comportement non-linéaire des matériaux bitumineux consiste à considérer la décomposition suivante de la déformation :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{vp} \tag{Equation I-85}$$

avec ε^e : la composante élastique de la déformation.

ε^{vp} : la composante viscoplastique de la déformation.

Bonnier (1993) a par exemple proposé un modèle pour les enrobés bitumineux [12]. Il simule correctement des essais de fluage menés en laboratoire, où plusieurs incréments de contraintes sont appliqués.

Plus récemment, Airey et al. (2003) ont également proposé un modèle prenant en compte le comportement non-linéaire des enrobés bitumineux. L'efficacité du modèle a jusqu'à présent été vérifiée pour la simulation d'essais de compression [4].

Un modèle rhéologique monodimensionnel spécifiquement développé pour les enrobés bitumineux a été développé au Département Génie Civil et Bâtiment / L.G.M de l'ENTPE cette dernière décennie. Ce modèle, appelé modèle « DBN » (Di Benedetto-Neifar) introduit un comportement viscoélastique linéaire général en petites déformations, et prend en compte les non-linéarités et l'écoulement viscoplastique. Ces deux types de comportement sont reliés par une relation qui a été choisie hyperbolique, dans un premier temps, afin de simplifier la formulation. L'effet de la température est décrit aussi bien en petites déformations, où le Principe d'Equivalence Temps-Température s'applique, qu'en grandes déformations. Le modèle permet donc de décrire de manière unifiée, un comportement linéaire (module complexe, *etc.*) utilisé en pratique pour les calculs des efforts et déformations dans les structures routières, et un comportement non linéaire et irréversible apparaissant, par exemple, lors de l'orniérage ou de la fissuration des chaussées.

Des modélisations d'essais de compression, de traction, ou de l'essai de retrait thermique empêché (I.6-3-3) sont tout à fait possibles [48] [99] [100] [101].

Le développement de cette modélisation performante est devenu possible grâce aux différents travaux expérimentaux réalisés au Département Génie Civil et Bâtiment / L.G.M de l'ENTPE cette dernière décennie. Ces travaux concernent aussi bien le comportement des mélanges bitumineux en petites déformations [48] [52] [100] que leur comportement à l'écoulement ou à la rupture [40] [48] [52] [100] [101] [102].

La description du comportement du béton bitumineux, à l'aide du modèle généralisé de Di Benedetto (1987) (Figure I-48), s'effectue en qualifiant et en identifiant les corps non-visqueux EP_j (élasto-plasticité) et visqueux V_j.

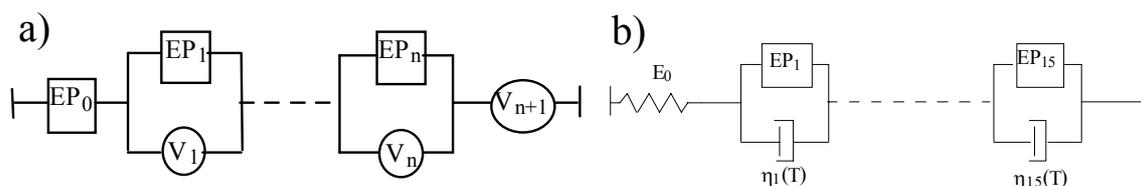


Figure I-48.a)Modèle généralisé d'après Di Benedetto (1987) [40]; b)Structure choisie comme modèle discret pour les enrobés bitumineux.

Le nombre de corps considérés doit se situer dans une fourchette “raisonnable” afin de trouver un compromis entre la complexité des développements et une description “fine” du comportement du matériau. Des modèles constitués de 10 à 20 éléments permettent une description assez fine du comportement des enrobés [48] [99] [100] [101]. En outre, l’aspect “discret” de la modélisation présentée ne doit donc pas être considéré comme une restriction du modèle puisque qu’il est possible d’étendre le modèle en considérant une infinité de corps [48] [99] [100].

La description de cette loi thermo-visco-élasto-plastique « DBN » est détaillée au Chapitre IV. Les principaux développements du Chapitre IV reposent en effet sur cette loi « DBN ».

I.7-3 CRITERE DE CONTRAINTES MAXIMALES

Un critère de rupture pour les enrobés bitumineux a été proposé à partir des résultats d’essais triaxiaux réalisés par Di Benedetto et Yan (1994) [137]. Dans l’espace des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$), ce critère est constitué de deux parties coniques coupant les trois plans de coordonnées selon une courbe unique: l’une lorsque les contraintes principales sont positives et l’autre quand au moins une des contraintes principales est négative. Les axes des deux cônes se superposent avec la trisectrice (écrouissage isotrope). L’intersection de ce critère avec un plan déviatoire (perpendiculaire à la trisectrice) donne un triangle équilatéral. Les arêtes de ce critère sont déterminées par l’expression analytique donnée en ANNEXE II, de la contrainte axiale de rupture en compression σ_{1p} en fonction des variables imposées (compacité C_p , confinement σ_c , vitesse de déformation axiale $\dot{\epsilon}_a$, température T). Ce critère est tracé Figure I-49.

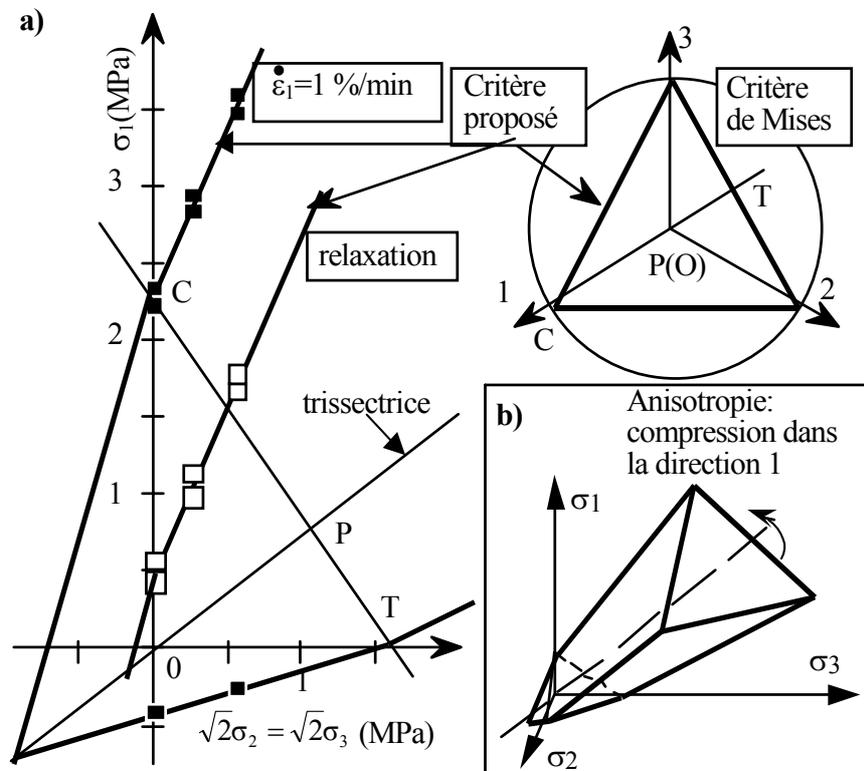


Figure I-49. Critère de rupture de Di Benedetto pour les enrobés bitumineux. a) représentation dans les axes contrainte axiale (σ_1)-contrainte radiale ($\sqrt{2}\sigma_2 = \sqrt{2}\sigma_3$) et dans le plan déviatoire ; b) représentation dans l’espace des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$).

I.8 CONCLUSION

Dans ce chapitre, les principales propriétés rhéologiques et thermo-mécaniques des liants et des enrobés bitumineux ont été présentées. Elles établissent le cadre général de cette étude et permettent la bonne compréhension des différents éléments introduits aux chapitres suivants, consacrés à la présentation des résultats expérimentaux obtenus au cours de cette étude et à la modélisation du comportement des enrobés bitumineux.

Le Chapitre 1 a mis l'accent sur la complexité du comportement thermo-mécanique des liants et des enrobés bitumineux. Ce comportement, à caractère visqueux, peut être linéaire, non linéaire ou "proche" de la rupture, selon le niveau de sollicitation. Dans un ouvrage *in-situ*, les trois types de comportement peuvent se présenter.

La suite de ce rapport de thèse s'attache à décrire ces trois types de comportement : le domaine visco-élastique linéaire (VEL) en petites déformations (cf. Chapitre 2), le domaine à la rupture décrivant les propriétés de rupture des matériaux bitumineux (cf. Chapitre 3), ainsi que le domaine non-linéaire faisant le lien entre ces deux derniers types de comportement (cf. Chapitre 4). En particulier, au Chapitre 4, l'utilisation de la loi "DBN" proposée pour les enrobés bitumineux permet d'intégrer les comportements linéaire, non linéaire et le comportement à la rupture.

Les chapitres suivants sont également consacrés aux relations entre les caractéristiques des bitumes et les propriétés des enrobés bitumineux.

CHAPITRE II. ETUDE EXPERIMENTALE ET MODELISATION EN PETITES DEFORMATIONS

II.1 INTRODUCTION

Ce chapitre présente les différents résultats obtenus dans le domaine des petites déformations (visco-élastique linéaire) des liants et des enrobés bitumineux. Le but étant notamment d'établir les liens existants entre les propriétés viscoélastiques des liants et celles des enrobés bitumineux, mais également d'établir des caractéristiques pertinentes et suffisamment discriminantes au regard des propriétés à basses températures des enrobés bitumineux.

Le comportement viscoélastique linéaire des liants a été évalué à partir de l'essai de module complexe (cf. I.4-3-5) et de l'essai de fluage BBR (cf. I.4-3-6). Le comportement viscoélastique linéaire des enrobés a été étudié à partir d'essais de module complexe en traction/compression (cf. I.6-3-1). La Figure II-1 présente une vue d'ensemble de cette étude du comportement linéaire des liants et des enrobés bitumineux.

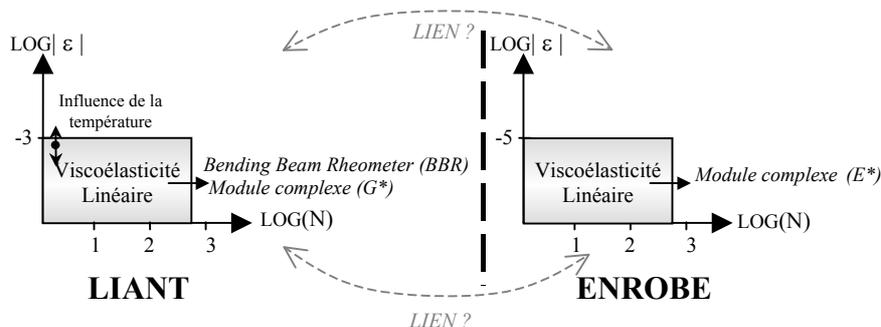


Figure II-1. Tests réalisés sur les liants et les enrobés dans le domaine linéaire.

II.2 DESCRIPTION DES MATERIAUX UTILISES

II.2-1 DESCRIPTION DES BITUMES UTILISES

Dix bitumes très différents ont été sélectionnés pour l'ensemble de ce travail de thèse de manière à étudier l'influence du liant :

- cinq bitumes purs (de classe respective 0/10, 10/20, 20/30, 35/50 et 50/70). Par la suite, ces cinq bitumes sont respectivement dénommés bitume 0/10, bitume 10/20, bitume 20/30, *etc.*

- cinq bitumes modifiés aux polymères, dont trois bitumes modifiés avec une faible teneur en élastomère, avec ou sans réticulation, et deux bitumes modifiés avec une forte teneur en élastomère ou en plastomère. Ces cinq bitumes modifiés sont appelés dans la suite PMB1, PMB2, PMB3, PMB4 et PMB5.

Il est à noter que seul le liant PMB3 est un bitume mou (cf. Tableau II-1). De plus, il convient de souligner que les liants PMB4 et PMB5 correspondent à des liants modifiés avec une forte teneur en polymère, dans lesquels le polymère est la phase continue tandis que le bitume est la phase dispersée du mélange. Citons à titre d'exemple les travaux de Dony (1991), Brûlé

(1993) ou Durand et al. (1997) selon lesquels au delà d'une concentration critique en polymère (généralement entre 4 et 5%), les particules d'asphaltènes précipitent pour former des agrégats dispersés au sein d'une phase de polymère gonflé par les huiles [19] [50] [53]. Pour une teneur en polymère faible (cas des liants PMB1, PMB2 et PMB3), le polymère utilisé, gonflé par les huiles du bitume, est dispersé dans une matrice bitume enrichie en asphaltènes [19] [50] [53].

Le Tableau II-1 présente les résultats des tests standards (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et Point de fragilité Fraass) initialement réalisés sur les différents liants.

liant	0/10	10/20	20/30	35/50	50/70	PMB1	PMB2	PMB3	PMB4	PMB5
Teneur en polymère						faible	faible	faible	forte	forte
Pén 25°C (mm/10)	8	18	25	38	60	24	52	47	88	54
Température Bille-Anneau (°C)	88	62	60	53.5	48.5	68	57.5	55.4	100	65.8
Fraass (°C)	7	-10	-11	-15	-18	-17	-16	-12	-20	-17

Tableau II-1. Résultats des essais conventionnels sur les liants étudiés.

II.2-2 DESCRIPTION DES ENROBES ETUDIÉS

Les enrobés testés sont fabriqués à partir des dix bitumes présentés au Tableau II-1 et d'une formule granulométrique 0/10 composée de granulats concassés de diorite dite "Moreau". La teneur en liant est de 6ppc (parties pour cent en poids de liant par rapport aux granulats).

II.2-2-1 Caractéristiques du liant

Les caractéristiques conventionnelles (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et Point de fragilité Fraass) des liants utilisés sont décrites au paragraphe précédent (II.2-1). Il convient de noter que la densité des bitumes à 20°C vaut environ 1,03.

II.2-2-2 Caractéristiques des granulats

La formulation granulométrique utilisée permet d'obtenir une formulation d'enrobé type Béton Bitumineux Semi-Grenu (« BBSG »). La formule granulométrique continue 0/10 considérée utilise des fines et des graviers de formule 0/2, 2/6 et 6/10. Des fines d'apport calcaires ont également été utilisées. Une analyse granulométrique a été effectuée pour les trois fractions utilisées (0/2, 2/6 et 6/10) et le filler d'apport. Les résultats de cette analyse sont regroupés dans le Tableau II-2.

Les proportions des différentes fractions sont les suivantes :

- granulats du type 0/2.....32%
- granulats du type 2/6.....23%
- granulats du type 6/10.....43%
- fines d'apport.....2%

Les courbes granulométriques obtenues sont représentées Figure II-2.

Diamètre du Tamis (mm)	Tamisats (%)			
	6/10	2/6	0/2	filler d'apport
16				
14	100.0			
12.5	99.8			
10	86.5	100.0		
8	46.3	100.0		
6.3	7.7	97.0		
5	1.1	77.7		
4	0.6	54.2	100.0	
3.15	0.6	31.1	100.0	
2	0.5	4.6	92.0	
1	0.5	1.7	65.2	100.0
0.5	0.5	1.4	45.8	99.4
0.315	0.5	1.4	35.6	98.1
0.2	0.4	1.3	28.2	95.5
0.125	0.4	1.2	22.0	91.4
0.08	0.4	1.2	18.1	85.2
0.063				

Tableau II-2. Analyses granulométriques.

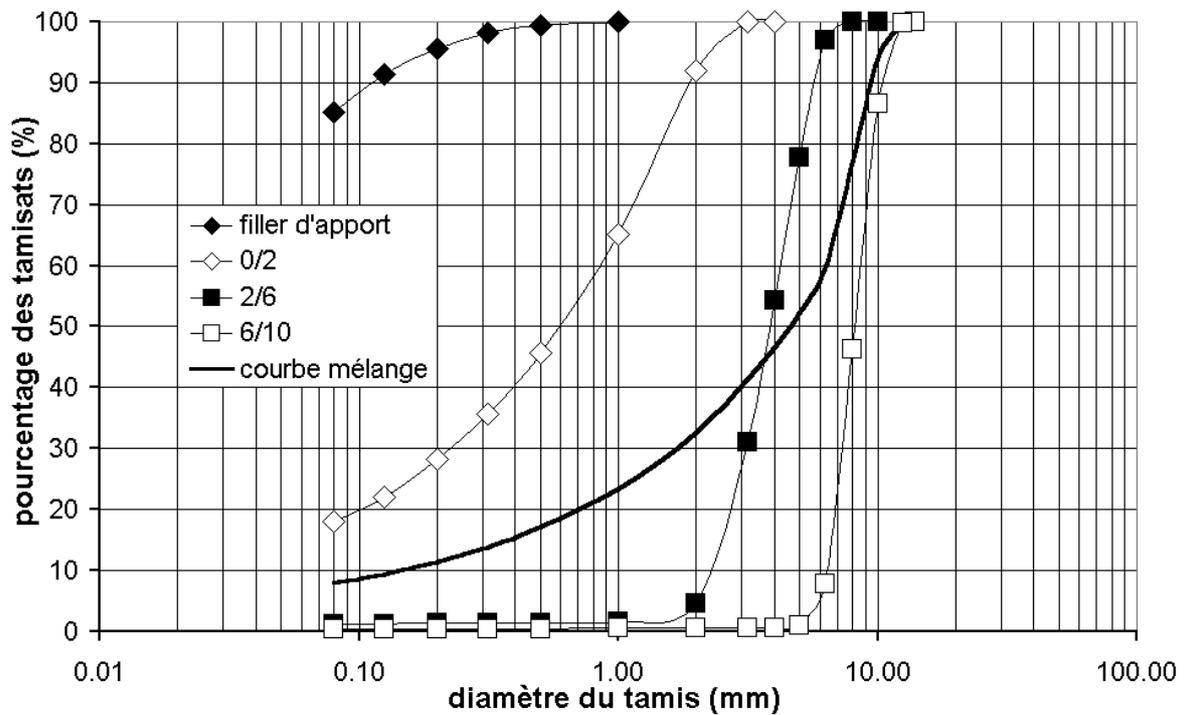


Figure II-2. Courbes granulométriques des fractions utilisées.

Les densités des différentes proportions qui permettent de déterminer la masse volumique réelle du mélange sont regroupées au Tableau II-3.

Fraction granulométrique	6/10	2/6	0/2	fines d'apport
Densité	2,832	2,789	2,817	2,689

Tableau II-3. Densités des fractions granulométriques.

II.2-2-3 Malaxage et mode de compactage

II.2-2-3-a Malaxage

Tous les matériaux du mélange sont chauffés à la température d'enrobage désirée (comprise pour les enrobés étudiés entre 150°C et 180°C). Ensuite, les granulats sont pesés et malaxés. Les différents poids sont déterminés en fonction de la compacité visée. Enfin, on ajoute la quantité de bitume nécessaire. Le mélange est de nouveau replacé dans une étuve pendant quelques minutes.

II.2-2-3-b Compactage des plaques

Pour se rapprocher de la réalité *in-situ*, les dimensions des plaques d'enrobés fabriquées étaient de 60x40x15cm³. Le compacteur de plaque utilisé est un matériel des Laboratoires des Ponts et Chaussées. La table de compactage se compose d'une cavité formée par une hausse et un moule qui reçoit le mélange bitumineux préparé. Ce moule étant rempli d'enrobé, un mécanisme impose un mouvement longitudinal et transversal à une roue (ou un jumelage) garnie d'un (de) pneumatique(s) lisse(s) circulant sur l'enrobé ce qui permet de le compacter. De plus, le fond du moule est mobile afin de maintenir le matériau sensiblement dans le plan supérieur du moule. Au cours de l'essai, il est possible de contrôler la pression dans le(s) pneu(s), la charge sur la roue (le jumelage), le nombre de passes, ainsi que la répartition transversale des passes.

Ces plaques ont été confectionnées en majorité au Centre de Recherche d'EUROVIA à Dourdan (91), quelques unes ont également été fabriquées au laboratoire central d'APPIA à Corbas (69). La Figure II-3 représente le compacteur de plaque utilisé au Centre de Recherche d'EUROVIA.



Figure II-3. Table de compactage LPC.

Concernant la procédure de compactage, la norme NF P 98-250-2 (novembre 1997) a été suivie en visant une compacité de la plaque de 95% et en adoptant un compactage fort type 2bis avec des moules de dimensions 60x40x15cm³.

Le plan de carottage des différentes éprouvettes d'enrobés testées est fournie en ANNEXE 3.a. La compacité moyenne des éprouvettes carottées, mesurées au banc gamma LPC (norme NF P 98-250-5), vaut 97±1%, ce qui correspond à une teneur en vides moyenne de 3±1%.

A noter que la compacité C_p d'un échantillon est donnée par la formule suivante :

$$C_p = \frac{MVA}{MVR} * 100 \quad [\%] \quad \text{Equation II-1}$$

avec MVA: masse volumique apparente de l'échantillon,
MVR: masse volumique réelle du mélange bitumineux préparé.

La masse volumique réelle "théorique" d'une éprouvette, *i.e.* celle qu'elle aurait à une compacité de 100% (teneur en vides nulle), est déterminée à partir des densités et des proportions des différents constituants. La MVR de notre mélange est égale à 2,563 t/m³.

Concernant enfin le mûrissement de l'enrobé avant essai, il a été retenu un temps minimum de deux semaines entre la fabrication de la plaque et le carottage, puis d'une semaine minimum entre le carottage et l'essai. Cela assure donc un délai minimum de trois semaines entre la fabrication de la plaque d'enrobé et les essais sur éprouvettes. L'ANNEXE 3.b présente cinq tableaux sommaires récapitulant les essais réalisés pour chacun des cinq enrobés testés.

II.3 ESSAIS SUR LIANTS BITUMINEUX

II.3-1 ESSAIS DE MODULE COMPLEXE SUR LIANTS

II.3-1-1 Résultats expérimentaux



Figure II-4.Appareil Métravib.

La majorité des essais de module complexe sur liants bitumineux ont été réalisés au laboratoire TOTAL de Feyzin (69) avec un appareil Métravib sur un domaine de fréquence compris entre 6,3 et 250Hz. Pour les températures comprises entre -30 et +30°C, des essais de traction/compression ont été menés sur éprouvettes cylindriques (diamètre=10mm, hauteur=22mm). De +30 à +60°C, les tests réalisés ont consisté en un cisaillement annulaire sur éprouvettes en cylindre creux (diamètre intérieur=8mm, diamètre extérieur=10mm, hauteur=20mm).

En ce qui concerne le prélèvement et la fabrication des éprouvettes :

-en traction-compression, les boîtes de conditionnement des bitumes (de 1Kg dans notre cas) sont chauffées à 180°C maximum, pendant 30 minutes environ. L'échantillon est

alors moulé. On attend ensuite qu'il soit stabilisé à la température ambiante pendant environ 30 minutes. L'échantillon de bitume est ensuite stocké au réfrigérateur 10 minutes avant de l'introduire dans la machine pour réaliser l'essai.

-en cisaillement annulaire, on prélève à la température ambiante, au moyen d'une spatule, un morceau de bitume qu'on installe directement dans l'anneau. Ensuite, on chauffe à 80°C pendant 10 minutes pour que l'éprouvette se mette en place. On se place alors à la température d'essai.

Le temps de stabilisation appliqué entre chaque palier de température est de 15 minutes.

La relation $|E^*|=3|G^*|$ (incompressibilité et isotropie) entre les modules complexes en traction/compression (E^*) et en cisaillement (G^*) est supposée valable. Cette relation permet de tracer l'ensemble des résultats en fonction de G^* uniquement.

Les courbes de module complexe des bitumes purs et des bitumes modifiés dans le diagramme de Black (angle de phase–norme du module complexe) sont représentées Figure II-5 et Figure II-6.

Comme les courbes de module complexe des liants modifiés ne sont pas uniques et continues dans le diagramme de Black (Figure II-6), le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) (cf. I.4-3-5-a) ne s'applique pas aux liants modifiés testés dans cette étude.

Cependant, pour ces mêmes bitumes modifiés, des courbes maîtresses de la norme du module complexe de cisaillement ($|G^*|$) peuvent être tracées à une température de référence, notée par la suite T_s , en translatant les différentes isothermes selon l'axe des fréquences (Figure II-8). Nous appelons cette propriété "Principe d'Equivalence Partielle Temps-Température" (PEPTT) puisque la procédure de translation des isothermes donne une courbe maîtresse unique et continue uniquement pour la norme du module.

La Figure II-7 illustre la procédure de construction de la courbe maîtresse de la norme du module complexe de cisaillement ($|G^*|$) du bitume 50/70. Ainsi, la valeur de $|G^*|$ à toute température peut être obtenue, à condition que le facteur de translation a_T soit connu.

En ce qui concerne les cinq bitumes purs étudiés, le PETT est valable puisque, en effet, les courbes de Black obtenues peuvent être considérées comme uniques et continues (Figure II-5). De plus, les Figure II-5 et Figure II-8 mettent en évidence la transition entre un comportement purement visqueux (angle de phase presque égal à 90°) et un plateau vitreux ($|G^*|\approx 0.67\text{GPa}$). Ce plateau vitreux à 0.67GPa est proche des valeurs de modules vitreux obtenues par Franken et al. (1997) sur huit bitumes ($|G^*|\approx 0.719\pm 0.066\text{GPa}$) [58].

La Figure II-9 montre que les facteurs de translation a_T des dix bitumes testés sont relativement proches sur l'intervalle de température considéré. Cela signifie que, lors du processus de construction des courbes maîtresses, les translations avec la température selon l'axe des fréquences sont quasi-identiques pour les dix bitumes étudiés. Une étude complémentaire sur ces dix liants après deux types de vieillissement (RTFOT et RTFOT+PAV) (cf. I.4-2-4 et I.4-2-5) a également validé ce résultat. Néanmoins, ce dernier ne peut pas être généralisé à toutes les familles de bitumes, mais semble valable, en première approximation, pour les dix bitumes étudiés au cours de ce travail.

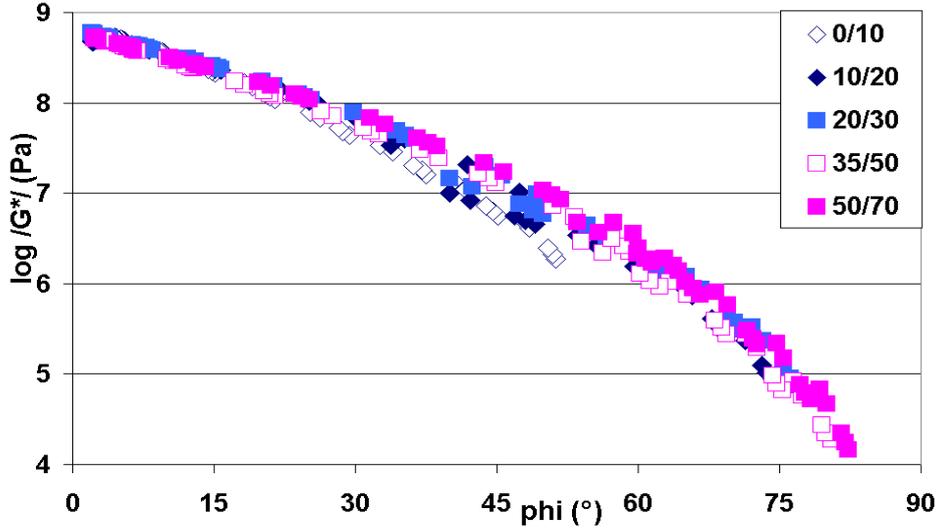


Figure II-5. Module complexe des bitumes purs dans l'espace de Black.

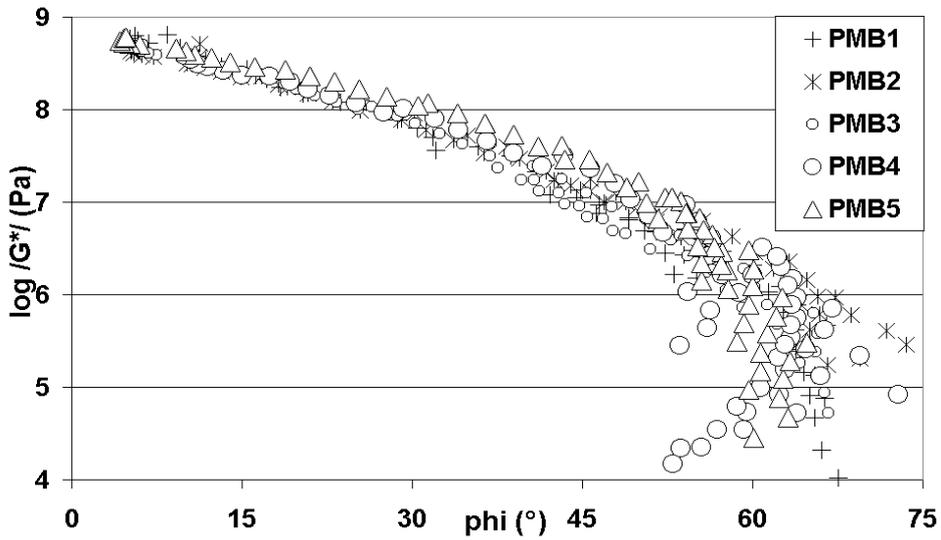


Figure II-6. Module complexe des bitumes modifiés aux polymères dans l'espace de Black.

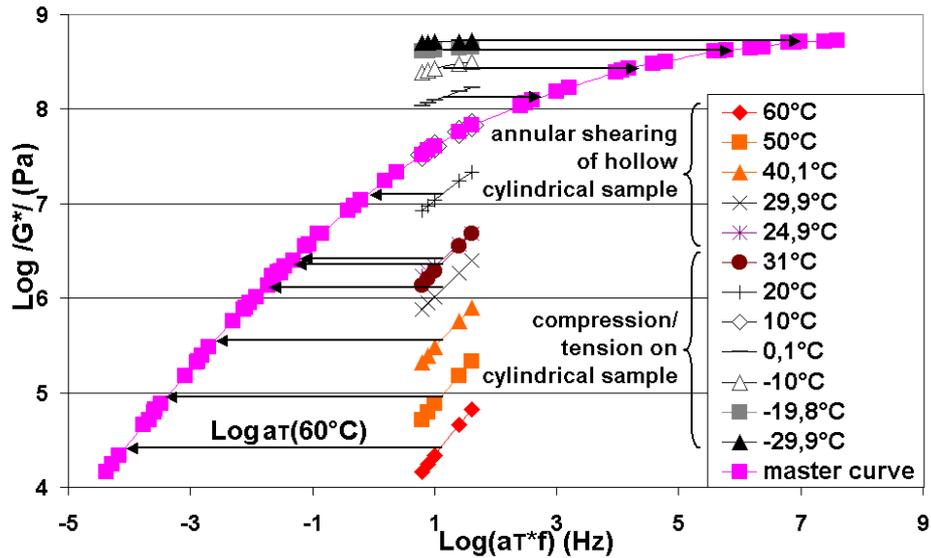


Figure II-7. Construction de la courbe maîtresse du bitume 50/70 à $T_s=10^\circ\text{C}$.

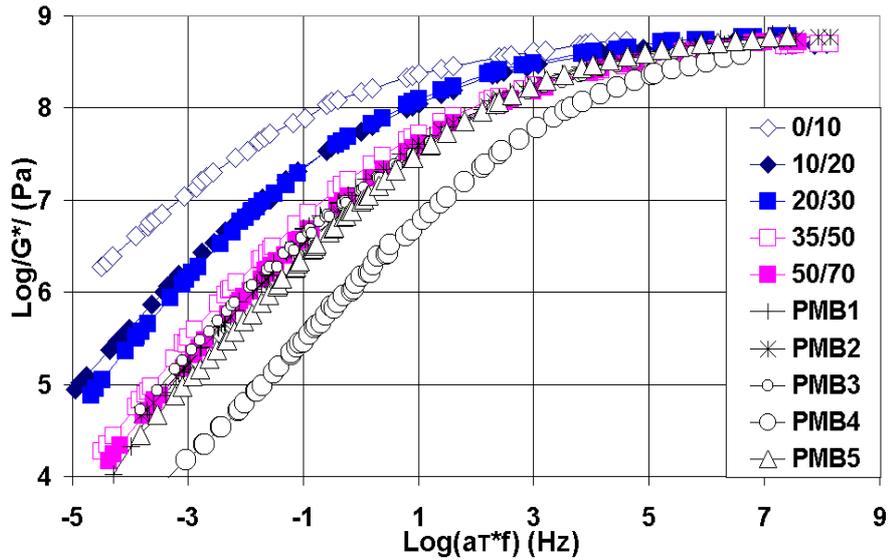


Figure II-8. Courbes maîtresses de $|G^*|$ des bitumes à $T_s=10^\circ\text{C}$.

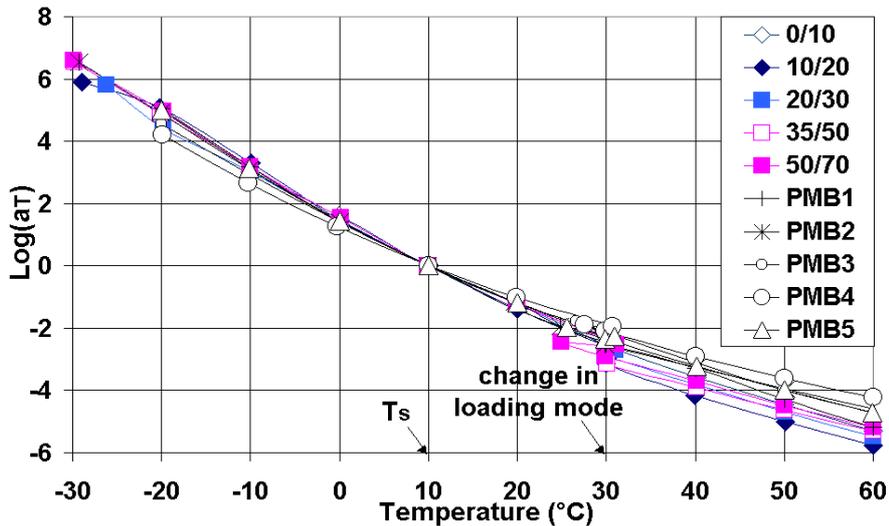


Figure II-9. Facteurs de translation a_T ($T_s=10^\circ\text{C}$).

II.3-1-2 Analyse des courbes maîtresses

Comme l'illustrent les Figure II-10 et Figure II-11, il semble possible de superposer les courbes maîtresses de $|G^*|$ des différents liants à différentes températures. Nous avons considéré le bitume 50/70 comme matériau de référence, les différentes courbes maîtresses sont toutes superposées sur celle du bitume 50/70 tracée à la température de référence. Dans les Figure II-10 et Figure II-11, la courbe maîtresse de référence du bitume 50/70 est considérée respectivement à $T_s=10^\circ\text{C}$ et $T_s=R\&B$ (*i.e.* température Bille et Anneau). Les températures des autres liants indiquées dans les légendes des Figure II-10 et Figure II-11 sont respectivement notées $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } 10^\circ\text{C})$ et $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } R\&B)$.

La mise en évidence expérimentale de l'existence d'une courbe maîtresse "générale" unique signifie que, dans le domaine des petites déformations, et uniquement en première approximation, ces dix bitumes (de composition et structure physico-chimiques très différentes) ont le même module à toute fréquence lorsqu'ils sont considérés aux températures appropriées, comme par exemple celles données dans les légendes des Figure II-10 et Figure

II-11. Ce résultat très simplificateur est d’une grande importance pratique. Mais il convient de souligner que pour d’autres types de bitumes (bitumes soufflés...) cette courbe maîtresse “générale” unique pourrait être mise en défaut. Ce résultat ne doit donc être considéré valable que pour les dix bitumes testés, en première approximation. Il serait intéressant, suite à ce travail de thèse, d’examiner ce résultat avec d’autres familles de bitumes.

Pour les dix bitumes testés, la norme $|G^*|$ obtenue avec l’appareil Métravib aux températures indiquées Figure II-10–notée $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } 10^\circ\text{C})$ – peut être approchée à l’aide de la formule de Christensen-Anderson [28] [93] ($-4 < \text{Log}f < +9$) :

$$|G^*(f, T_{\text{superposition}})| = \frac{G_g}{[1 + (f_c/f)^k]^{1/k}} = \frac{6.7 \cdot 10^8}{[1 + (0.8/f)^{0.18}]^{1/0.18}} \quad [\text{Pa}] \quad \text{Equation II-2}$$

Dans cette équation, G_g représente le module vitreux (cf. plateau vitreux en Figure II-11), f_c est un paramètre dit de localisation (également appelé fréquence de croisement), et k est un paramètre de forme.

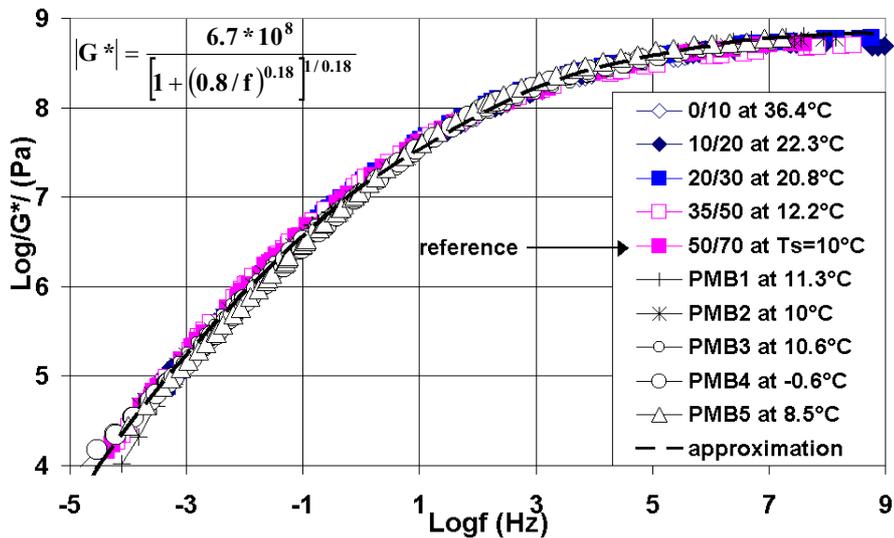


Figure II-10. Superposition des courbes maîtresses des dix liants bitumineux étudiés. f est la fréquence à la température donnée dans la légende.

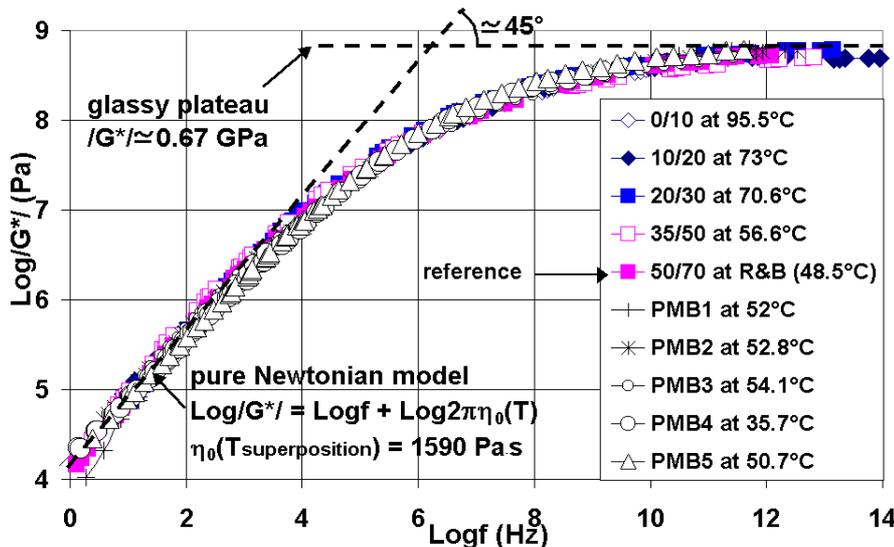


Figure II-11. Superposition des courbes maîtresses des dix liants bitumineux étudiés. f est la fréquence à la température donnée dans la légende.

Il convient de noter qu'à la Figure II-11, les courbes maîtresses des bitumes 0/10, 10/20 et 20/30 sont obtenues à partir de coefficients de translation extrapolés à partir de la Figure II-9. En effet, ces trois liants n'ont pas été testés à des températures aussi élevées que 95.5, 73 et 70.6°C respectivement.

Les Figure II-12 et Figure II-13 présentent respectivement une comparaison entre les températures Bille et Anneau (notées R&B) (cf.I.4-2-2) et $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$, et entre les températures Bille et Anneau (R&B) et $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } R\&B)$.

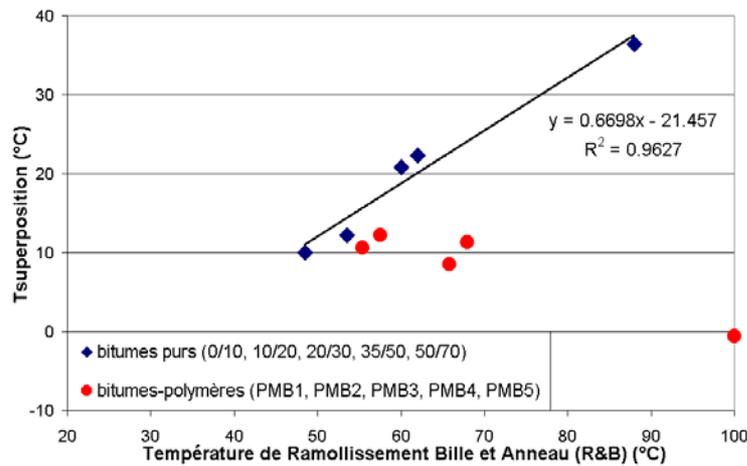


Figure II-12. Comparaison entre les températures Bille et Anneau (R&B) et les températures auxquelles les courbes maîtresses des liants se superposent sur celle du liant 50/70 à $T_s=10^{\circ}\text{C}$. Les points expérimentaux des bitumes modifiés ne sont pas utilisés pour la régression.

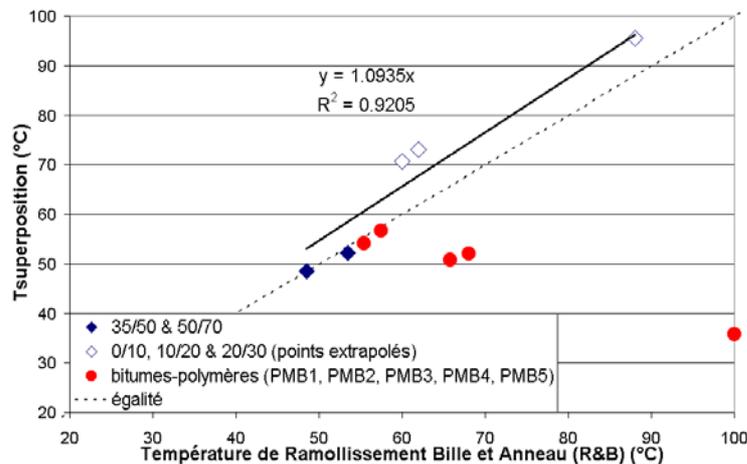


Figure II-13. Comparaison entre les températures Bille et Anneau (R&B) et les températures auxquelles les courbes maîtresses des liants se superposent sur celle du liant 50/70 à $T_s=R\&B^{\circ}\text{C}$. Les points expérimentaux des bitumes modifiés ne sont pas utilisés pour la régression.

En ce qui concerne les cinq bitumes purs, la température de ramollissement Bille et Anneau (R&B) semble bien corrélée avec $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ et $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } R\&B)$ (respectivement $r^2=0.96$ & 0.92). Quant aux cinq bitumes-polymères testés, il n'y a aucune corrélation entre la température de ramollissement Bille et Anneau et $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ ou $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } R\&B)$ (cf. Figure II-12 et Figure II-13). Ceci peut notamment s'expliquer du fait que la température de ramollissement Bille et Anneau (R&B) est associée aux grandes déformations, et ne peut donc être comparée avec les caractéristiques mesurées dans le domaine linéaire (en petites déformations).

On peut également ajouter en particulier que le liant PMB4 (à forte teneur en polymère) possède la valeur Bille et Anneau la plus haute mais le module le plus faible.

Ainsi, la température conventionnelle de ramollissement Bille et Anneau (cf. I.4-2-2) ne paraît pas être pertinente et significative dans le cas des bitumes-polymères. Ce résultat a précédemment été démontré dans la littérature par Gubler et al. (1997) [62].

Ceci démontre que les caractéristiques conventionnelles des bitumes –déterminées au moyen d’essai empiriques– telles que la température de ramollissement Bille et Anneau peuvent conduire à un classement erroné des bitumes-polymères, en comparaison avec les caractéristiques fondamentales dans le domaine linéaire.

De plus, comme les Figure II-5, Figure II-8 et Figure II-11 mettent en évidence un comportement purement visqueux (angle de phase proche de 90°) pour les cinq bitumes purs dans le domaine des hautes températures et des basses fréquences, leur comportement peut alors être modélisé dans ce domaine par un amortisseur linéaire de viscosité Newtonienne notée η_0 .

Par conséquent, dans le domaine des hautes températures et des basses fréquences, et en première approximation, le module complexe G^* des cinq bitumes purs peut être exprimé comme suit :

$$G^*(\omega, T) = i\omega\eta_0(T) \quad \text{Equation II-3}$$

où ω : fréquence en radians par seconde ($\omega = 2\pi f$),
 $\eta_0(T)$: viscosité Newtonienne à la température T considérée.

Puis :

$$\text{Log}|G^*(f, T)| = \text{Log}f + \text{Log}(2\pi\eta_0(T)) \quad \text{Equation II-4}$$

Considérant les cinq bitumes purs à la Figure II-11 (superposition des courbes maîtresses des liants sur celle du liant 50/70 à $T_s=R\&B$), la viscosité Newtonienne $\eta_0(T_{\text{superposition}})$ peut être calculée à partir de l’Equation II-4 et vaut environ 1590Pa.s.

Selon Pfeiffer et al. (1936) ou Heukelom et al. (1973), le Point de Ramollissement Bille et Anneau (R&B) est une température d’équiviscosité des bitumes, qui vaut environ 1200 ou 1300Pa.s dans le cas d’un bitume de distillation directe contenant peu de paraffines [66] [109]. Ceci confirme la bonne corrélation entre $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } R\&B)$ et la température R&B pour les bitumes purs.

II.3-2 TESTS DE FLUAGE SUR LIANTS (BENDING BEAM RHEOMETER)

II.3-2-1 Résultats expérimentaux

Les essais de fluage sur bitumes ont été réalisés conformément à la norme américaine AASHTO TP1, à l’aide d’un rhéomètre à flexion de poutre (“Bending Beam Rheometer”) à trois températures différentes, dans un premier temps sur les dix bitumes non vieillis. La procédure d’essai est décrite au paragraphe I.4-3-6.

L'échantillon de bitume, de forme parallélépipédique (125*12.7*6.35mm³) est immergé dans un bain à température constante et maintenu à chaque température testée pendant 30 minutes. Une charge constante de 100g est appliquée sur la partie supérieure du barreau de bitume, posé sur deux rouleaux en acier inoxydable (entraxe : 100mm), la déflexion au centre du barreau de bitume est mesurée de manière continue. La rigidité en flexion S et la pente m sont déterminées à six temps de charge différents entre 8 et 240s. Le calcul de la rigidité en flexion S est décrit au paragraphe I.4-3-6.

Les températures critiques "Superpave" (cf. I.4-3-6) sont la température d'iso-module S=300MPa et la température d'iso-pente m=0.3, pour un temps de charge de 60s. Ces deux températures critiques sont respectivement notées T(S(t=60s)=300MPa) et T(m(t=60s)=0.3) et sont présentées au Tableau II-4 pour les dix bitumes étudiés.

Liant neuf	0/10	10/20	20/30	35/50	50/70	PMB1	PMB2	PMB3	PMB4	PMB5
T(S(t=60s)=300MPa) [°C]	-6.2	-12.2	-13.3	-17.4	-19.3	-15.8	-19.5	-19	-28.8	-19.3
T(m(t=60s)=0.3) [°C]	-0.6	-14	-14.5	-18.9	-20.9	-15.1	-20.9	-19	-29.1	-21.7

Tableau II-4. Températures critiques "Superpave" au BBR (t=60s).

En outre, des courbes maîtresses de S(t) ont pu être construites. La Figure II-15 présente, en exemple, les courbes maîtresses des liants 10/20, 50/70, PMB4 et PMB5 construites à partir des trois isothermes sur chaque liant (-3; -9; -15°C pour le 10/20, -12; -18; -24°C pour le 50/70, -12.5; -18.5; -24.5°C pour le PMB1, -24.5; -27.5; -30.5°C pour le PMB4, -18.5; -21.5; -24.5°C pour le PMB5) à la température de référence T_s=-24.5°C.

Il est alors possible d'obtenir des facteurs de translation b_T qui doivent être égaux (si l'hypothèse d'un comportement visco-élastique linéaire thermorheologiquement simple peut être appliquée aux bitumes testés) à l'inverse des facteurs a_T, obtenus à partir des essais de module complexe. La Figure II-16 confirme que les coefficients a_T et 1/b_T des bitumes étudiés sont proches. Néanmoins, comme les liants 10/20 et 50/70 n'ont pas été testés à des températures aussi basses que -24.5°C, il convient de noter que leurs courbes maîtresses ont été obtenues en utilisant des coefficients extrapolés à partir de la Figure II-16.

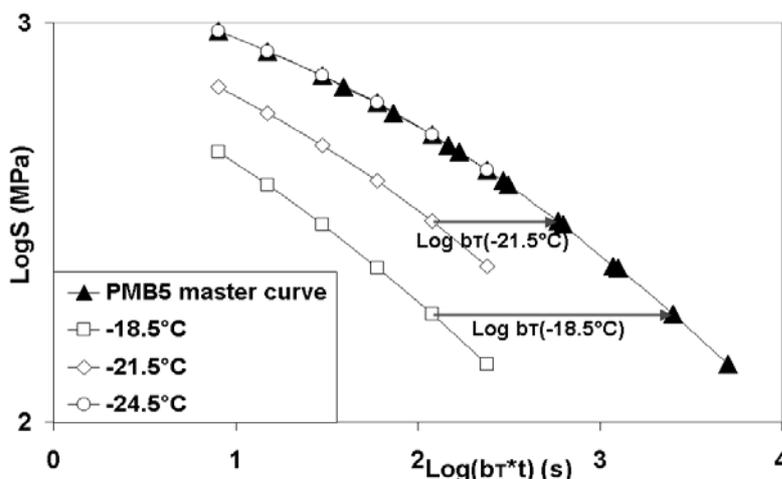


Figure II-14. Exemple de construction de la courbe maîtresse S(t) à T_s=-24.5°C (température de référence) dans le cas du liant PMB5.

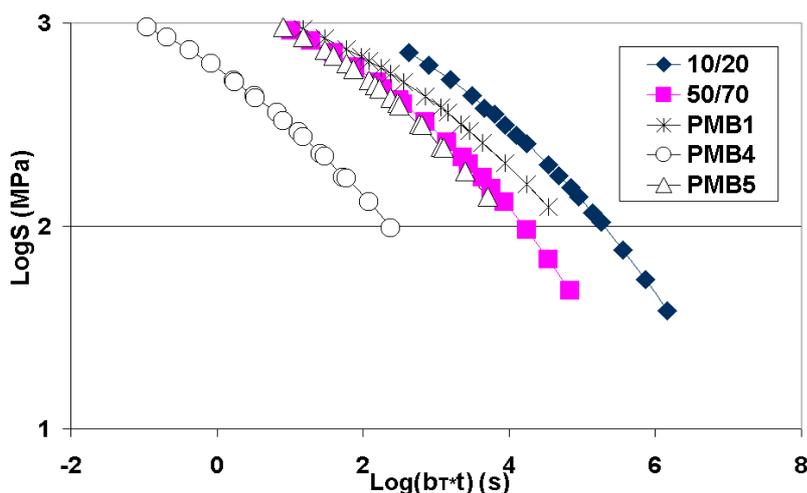


Figure II-15. Courbes maîtresses S à $T_s = -24.5^\circ\text{C}$ (température de référence).

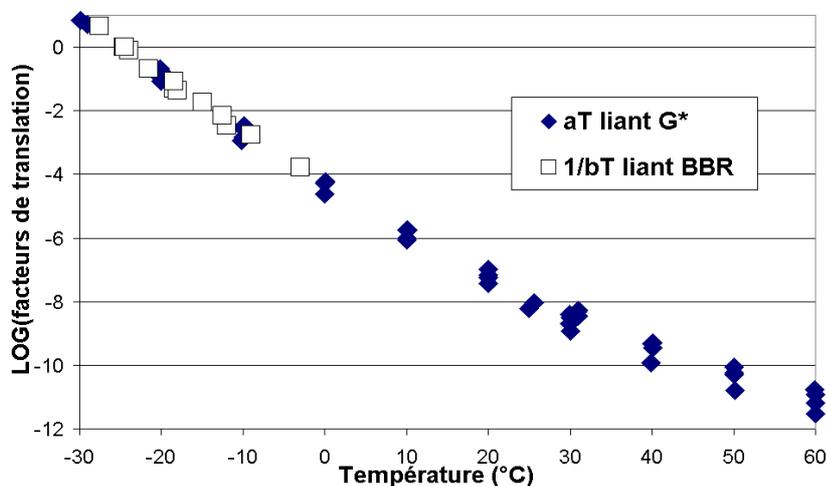


Figure II-16. Comparaison entre les facteurs de translation a_T (déduts de la Figure II-9) et $1/b_T$ pour les cinq bitumes représentés Figure II-15 ($T_s = -24.5^\circ\text{C}$).

II.3-2-2 Prédiction des tests de fluage BBR à partir des résultats de module complexe sur liants

Comme les essais de module complexe et de fluage au BBR sont tous deux réalisés dans le domaine des petites déformations des liants (cf. Figure II-1), ces deux essais donnent accès aux fonctions viscoélastiques linéaires des liants.

L'essai de module complexe, par le biais de l'Equation I-17, donne en particulier accès à la transformée de Carson de la complaisance complexe $J^*(\omega, T)$ qui dépend de la pulsation ω et de la température T . Concernant l'essai BBR, le module de rigidité $S(t)$ mesuré à chaque instant t , et à une température T donnée, n'est autre que l'inverse de la fonction de fluage $J(t)$ à la température T (cf. Equation I-30).

Ainsi, à une température T donnée, la complaisance complexe $J^*(\omega)$ et la fonction de fluage $J(t)$ peuvent être obtenues respectivement à partir de l'essai de module complexe et de l'essai de fluage au BBR.

Les relations intégrales entre $J^*(\omega)$ et $J(t)$, disponibles dans la littérature [55] sont difficiles à mettre en œuvre. Elles ont été approchées par des relations simples. Afin de convertir la complaisance complexe $J^*(\omega)$ en fonction de fluage $J(t)$, les quatre équations approchées suivantes –tirées de l'étude bibliographique de la thèse de Marasteanu (1999) [92]– ont été utilisées :

$$J(t) \approx |J^*(\omega)|_{\omega = 1/t} \quad \text{Kopelman (1958)} \quad \text{Equation II-5}$$

$$J(t) \approx J'(\omega)_{\omega = 2/\pi t} \quad \text{Christensen (1982)} \quad \text{Equation II-6}$$

$$J(t) \approx J'(\omega) - 0,4J''(0,4\omega) + 0,014J''(10\omega)_{\omega = 1/t} \quad \text{Ninomiya \& Ferry (1959)} \quad \text{Equation II-7}$$

$$J(1,25t) \approx J'(\omega) + 0,5303J''(0,5282\omega) + 0,021J''(0,0849\omega) - 0,0418J''(6,37\omega)_{\omega = 1/t} \quad \text{Schwarzl \& Struik (1968)} \\ \text{Equation II-8}$$

Ces quatre équations approchées permettent, en particulier, de passer du domaine fréquentiel au domaine temporel.

Les formules de Ninomiya & Ferry et de Schwarzl & Struik (Equation II-7 et Equation II-8) nécessitent que les fonctions $J'(\omega)$ et $J''(\omega)$ (parties réelle et imaginaire de la complaisance complexe) soient connues, alors que la formule de Kopelman (Equation II-5) et celle de Christensen (Equation II-6) utilisent uniquement la partie réelle $J'(\omega)$. Par conséquent, les équations de Kopelman et de Christensen, bien que faciles d'emploi, ne peuvent être aussi précises que les formules de Ninomiya & Ferry et de Schwarzl & Struik.

La formule approchée de Schwarzl & Struik présente l'intérêt supplémentaire d'être associée à un calcul théorique de l'erreur relative sur J ($\delta J/J$). Pour un angle de déphasage inférieur (resp. supérieur) à 45° , l'erreur relative reste inférieure à 1,6% (resp. 10%). Or, $S(t)$ n'est autre que l'inverse de $J(t)$. L'erreur relative sur S ($\delta S/S$) est donc égale, en valeur absolue, à l'erreur relative sur J ($\delta J/J$).

Afin d'appliquer les quatre formules approchées (Equation II-5 à Equation II-8), les modules complexes G' et G'' sont tout d'abord calculés en utilisant le PETT pour obtenir les courbes maîtresses à la température de l'essai BBR. Ensuite, les modules complexes G' et G'' sont convertis en complaisances J' et J'' à l'aide des Equation I-19 et Equation I-20.

Pour appliquer les formules de Ninomiya & Ferry d'une part, et de Schwarzl & Struik d'autre part, le logarithme de la complaisance J'' est alors approché par un polynôme du 4^{ème} degré. Ceci permet de calculer les termes $J''(0,4\omega)$; $J''(10\omega)$ de l'Equation II-7 et $J''(0,5282\omega)$; $J''(0,0849\omega)$; $J''(6,37\omega)$ de l'Equation II-8.

La Figure II-17 présente la comparaison entre les données de module complexe converties et les données expérimentales obtenues à l'essai de fluage BBR, pour les quatre liants 10/20, 50/70, PMB4 and PMB5. Cette figure met en évidence la bonne précision des quatre équations approchées utilisées.

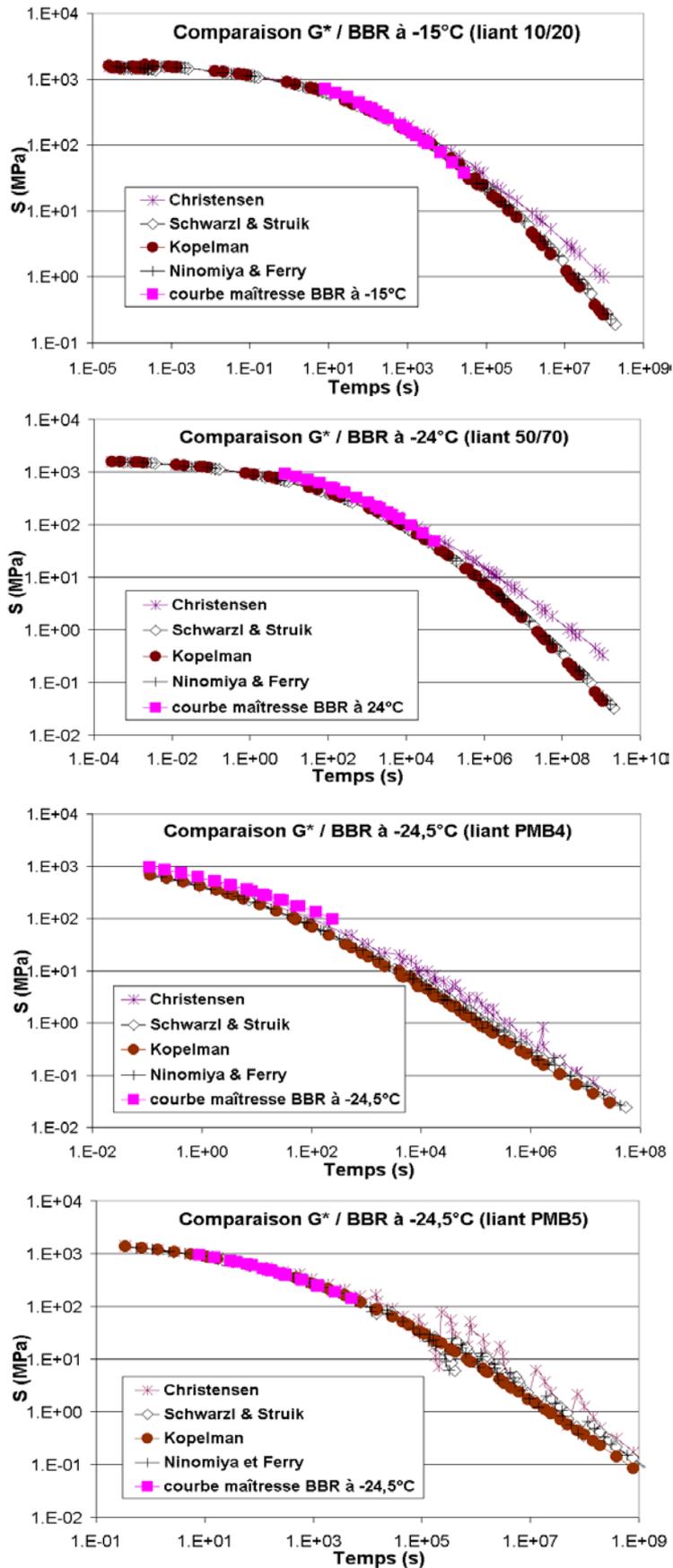


Figure II-17. Comparaison entre les données converties de module complexe et les données expérimentales obtenues à l'essai de fluage BBR des liants 10/20, 50/70, PMB4 et PMB5.

La Figure II-17 montre que la formule approchée de Christensen (Equation II-6) donne des valeurs de la fonction de fluage $J(t)$ plus faibles, et donc des valeurs plus fortes de la rigidité $S(t)$ (cf. Equation I-30), en comparaison des équations approchées de Ninomiya & Ferry et de Schwarzl & Struik, plus précises. Ces différences augmentent avec le temps t , par conséquent avec l'angle de phase. De la même manière, une étude complémentaire sur ces quatre bitumes après vieillissement RTFOT+PAV (cf. I.4-2-4 et I.4-2-5) et les résultats de Marasteanu [92] montrent que la formule de Kopelman donne des valeurs de $J(t)$ plus faibles, en comparaison des équations de Ninomiya & Ferry et de Schwarzl & Struik.

Comme le montre la Figure II-17, les données de module complexe converties couvrent un intervalle de temps important tandis que les données expérimentales obtenues à l'essai de fluage au BBR sont confinées sur un intervalle de temps réduit. En effet, pour chaque liant, le module en flexion (S) a été déterminé à six temps de chargement différents entre 8s et 240s, à trois températures. Ainsi, les courbes maîtresses BBR, construites à partir de trois isothermes, sont constituées de 18 points expérimentaux seulement sur un intervalle de temps réduit (Figure II-17).

Finalement, le présent travail confirme qu'il est possible de prévoir le comportement du liant lors de l'essai BBR à partir de l'essai de module complexe. En pratique, la donnée de l'essai de module complexe permet de prévoir de façon précise le comportement d'un matériau lors d'une sollicitation quelconque pourvu que celui-ci reste dans son domaine linéaire des petites déformations. Il convient également de retenir que tous les calculs proposés dans ce paragraphe ne restent valables que si le comportement du liant est viscoélastique linéaire ou "proche" de ce comportement.

II.4 ESSAIS DE MODULE COMPLEXE SUR ENROBES

II.4-1 DESCRIPTION DU MATERIEL UTILISE ET DE LA PROCEDURE D'ESSAI

Les essais de module complexe sur enrobés bitumineux ont été effectués en utilisant une presse MTS à asservissement hydraulique au Centre de Recherche d'EUROVIA à Dourdan (91). La force est mesurée à l'aide d'une cellule d'une capacité de $\pm 100\text{KN}$. Les déformations sont mesurées à l'aide de trois extensomètres MTS munis de rallonges en invar (longueur totale: 185 mm). En ce qui concerne les voies de pilotage, il est possible d'agir sur la force, le déplacement du piston, ainsi que sur la moyenne des mesures des trois extensomètres susnommés. L'enceinte thermique permet enfin d'atteindre des températures avoisinant les -31°C .

Les éprouvettes testées sont cylindriques (200mm de hauteur et 80mm de diamètre). Les extensomètres sont placés sur trois génératrices à 120° autour des éprouvettes.



Figure II-18. Photographie de la presse hydraulique utilisée.

La presse hydraulique et le caisson utilisés ont permis des investigations à basses températures (+45 ; +30 ; +15; 0; -15; -30°C) et à des fréquences comprises entre 10^{-3} et 30Hz. Des sollicitations sinusoïdales en traction/compression ont été effectuées avec un mode de contrôle en force. A chaque cycle, la déformation axiale de l'éprouvette est calculée comme la moyenne des mesures de déformation délivrées par les trois extensomètres utilisés. A chaque mesure de module, il a été vérifié que l'amplitude de déformation obtenue soit inférieure à 10^{-5} m/m (\approx limite du domaine linéaire [2] [3] [43] [52]). Des amplitudes de déformations de l'ordre de $5 \cdot 10^{-6}$ m/m ont pu être atteintes.

Une durée de stabilisation de trois heures a été effectuée à chaque mise en température. En effet, la sonde de température utilisée (PT100) délivrait la température de surface. Trois quarts d'heure étaient nécessaires pour que la température de surface se stabilise. Puis, une heure supplémentaire environ pour que le cœur de l'éprouvette soit en température. Le délai retenu de trois heures permet d'obtenir un champ de température homogène. Il est à souligner enfin que seul l'enrobé au liant PMB1 a été testé à +45 et à +30°C.

Une seule répétition a été effectuée pour chacun des cinq enrobés de l'étude (enrobés aux liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5). En effet, le test est assez long à réaliser, la presse étant immobilisée entre deux et trois jours, à raison de deux à trois isothermes par jour.

Rappelons que l'ANNEXE 3.b présente cinq tableaux sommaires récapitulant l'ensemble des essais réalisés pour chacun des cinq enrobés testés (en petites et en grandes déformations).

II.4-2 RESULTATS EXPERIMENTAUX

Comme l'illustre la Figure II-19, les trois enrobés aux liants modifiés (PMB1, PMB4 et PMB5) possèdent un comportement thermorhéologiquement complexe. En effet, le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) (cf. I.4-3-5-a) n'est pas valide pour ces trois enrobés puisque leurs courbes de Black ne sont pas uniques et continues (Figure II-19).

Néanmoins, en première approximation, pour ces trois enrobés aux liants modifiés, des courbes maîtresses de la norme du module complexe ($|E^*|$) peuvent être tracées à une température de référence T_s , en translatant les différentes isothermes selon l'axe des fréquences (Figure II-20). Cette propriété, vérifiée précédemment pour les cinq bitumes-polymères (cf. Figure II-6 et Figure II-8), est appelée "Principe d'Equivalence Partielle Temps-Température" (PEPTT). Le PEPTT s'applique aux trois enrobés aux liants modifiés pour l'intervalle de température considéré (6 isothermes étudiées : +45 ; +30 ; +15 ; 0 ; -15°C ; -30°C).

Ainsi, à partir de nos résultats sur cinq bitumes modifiés et sur trois enrobés aux bitumes modifiés, même si le PETT ne s'applique pas, il s'avère possible, en ne considérant que la norme du module complexe, de tracer des courbes maîtresses uniques et continues de la norme du module complexe à une température de référence, notée T_s . Ce résultat n'est valable que pour l'intervalle de température et de fréquence considéré.

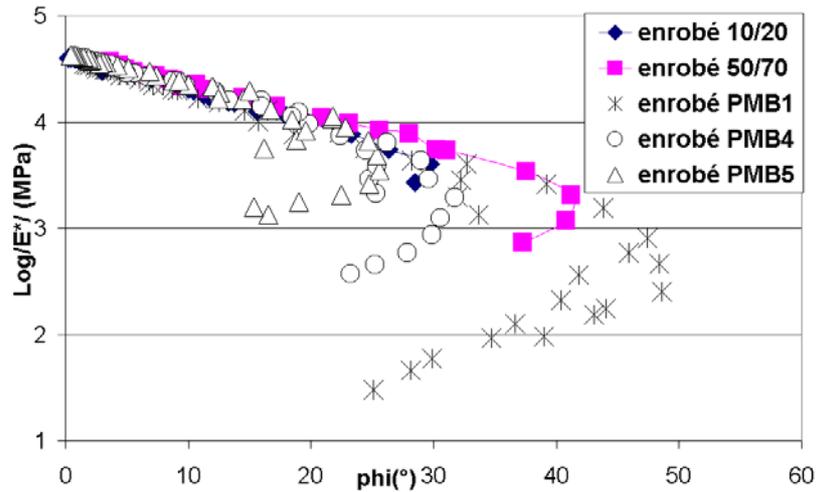


Figure II-19. Diagrammes de Black des enrobés.

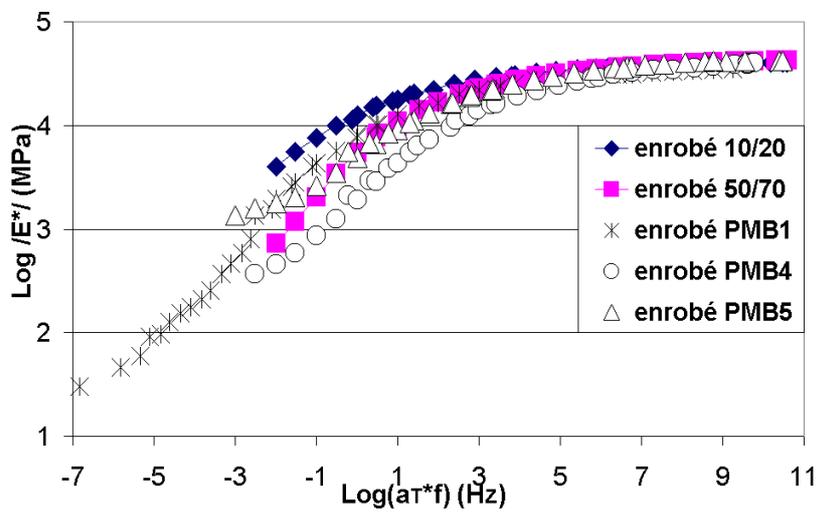


Figure II-20. Courbes maîtresses $|E^*|$ des enrobés à $T_s=15^\circ\text{C}$.

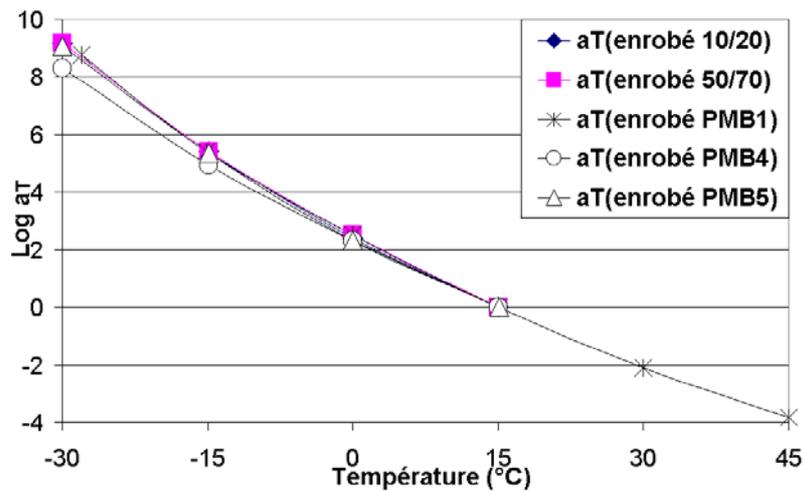


Figure II-21. Facteurs de translation a_T des enrobés à $T_s=15^\circ\text{C}$.

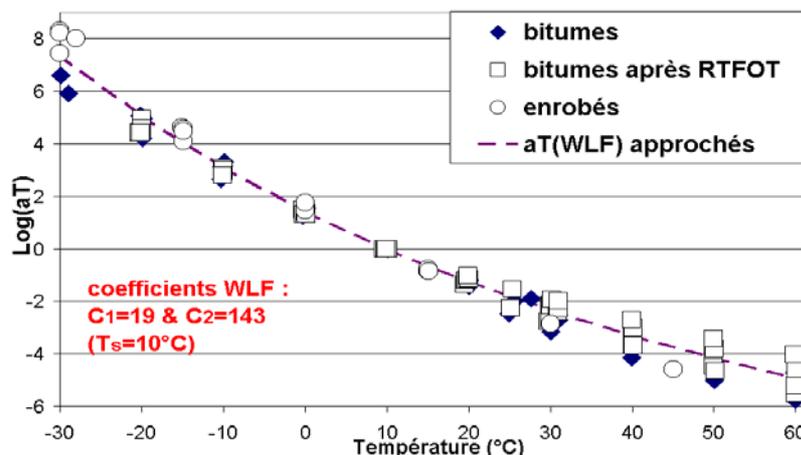


Figure II-22. Facteurs de translation a_T des liants [10/20, 50/70, PMB1, PMB4, PMB5] et des enrobés à $T_s=10^\circ\text{C}$.

Les Figure II-21 et Figure II-22 montrent respectivement que les facteurs de translation a_T des cinq enrobés sont très proches sur l'intervalle de température considéré et que les facteurs de translation des bitumes et des enrobés sont très proches (précédemment mis en évidence dans la littérature [16] [17] [18] [43] [102] [103]). Ainsi, sur l'intervalle de températures considéré, les translations selon l'axe des fréquences des courbes maîtresses sont dues au liant et sont quasi-identiques pour les cinq enrobés testés.

Dans ces conditions, tout comme Ferry (1980) postula l'existence de constantes universelles C_1 et C_2 pour les polymères [55], il semble possible, en 1^{ère} approximation uniquement, de considérer des constantes "universelles" pour tous les matériaux bitumineux (bitumes et enrobés). Les coefficients appropriés $C_1=19$ et $C_2=143$ ont été déterminés à la température de référence $T_s=10^\circ\text{C}$, et ont également été vérifiés avec les dix liants étudiés après vieillissements au RTFOT et RTFOT+PAV. Les coefficients C_1 et C_2 sont définis par l'équation de Williams, Landel et Ferry, appelée équation WLF (cf. Equation I-25), qui donne $\log(a_T)$ en fonction de C_1 , C_2 , de la température de référence T_s et de la température considérée $T[^\circ\text{C}]$:

$$\log(a_T) = \frac{-C_1(T - T_s)}{C_2 + (T - T_s)} \approx \frac{-19(T - 10)}{143 + (T - 10)} \quad \text{Equation II-9}$$

Les valeurs optimisées des coefficients C_1 et C_2 des dix bitumes et des cinq enrobés testés, à la température de référence considérée de 10°C , sont données en ANNEXE 4.

En outre, comme pour les courbes maîtresses des liants, il est possible de superposer les courbes maîtresses $|E^*|$ des enrobés (Figure II-23). Néanmoins, celles-ci ont une apparence légèrement différente les unes des autres pour les fréquences réduites très faibles (*i.e.* à basse fréquence et à haute température). Deux explications sont envisageables.

Premièrement, soulignons que les cinq enrobés ont été testés à des fréquences comprises entre 10^{-3}Hz et 30Hz , alors que les dix bitumes ont été testés sur un intervalle restreint de fréquences élevées, entre $6,3$ et 250Hz . A "haute" température ($\geq 15^\circ\text{C}$) et basse fréquence, le PEPTT n'est peut-être pas tout à fait valide pour les enrobés aux liants modifiés.

Deuxièmement, les échantillons d'enrobés testés pourraient posséder un squelette granulaire et/ou une teneur en vides légèrement différents. En particulier, la teneur en vides des éprouvettes est de $3\pm 1\%$. Par voie de conséquence, le module minimum des éprouvettes d'enrobés testées, à basses fréquences et hautes températures, peut varier légèrement. En effet, la valeur minimum asymptotique du module ("module statique"), à basses fréquences et à hautes températures, est probablement liée au squelette granulaire de l'éprouvette. La contribution du liant dans la valeur globale du module de l'éprouvette est sans doute négligeable dans ce domaine des hautes températures et basses fréquences.

La faible différence (observable à l'œil nu) entre les éprouvettes testées est l'explication privilégiée. Pour tenir compte de l'apparence légèrement différente des courbes maîtresses pour les fréquences réduites très faibles, le logarithme de $|E^*|$ aux températures indiquées dans la légende de la Figure II-23, $T_{\text{superposition_enrobé}}$ (enrobé 50/70 à 10°C), a été approché uniquement pour $|E^*| > 1000\text{MPa}$ avec le polynôme de degré 3 suivant ($-3 < \text{Log}f < +10$) :

$$\text{Log}|E^*(f, T_{\text{superposition_enrobé}})| \approx 0.001 * (\text{Log}f)^3 - 0.028 * (\text{Log}f)^2 + 0.226 * (\text{Log}f) + 3.936 \quad [\text{MPa}]$$

Equation II-10

La Figure II-23 présente la superposition des courbes maîtresses des enrobés sur la courbe maîtresse référence de l'enrobé au liant 50/70 qui est considéré à $T_s=10^\circ\text{C}$. Les températures des autres enrobés qui sont indiqués dans la légende de la Figure II-23 sont notées par la suite $T_{\text{superposition_enrobé}}$ (enrobé 50/70 à 10°C).

Le Tableau II-5 présente les valeurs $T_{\text{superposition_liant}}$ (50/70 à 10°C) et $T_{\text{superposition_enrobé}}$ (enrobé 50/70 à 10°C) obtenues pour chacun des matériaux bitumineux testés. Cinq enrobés bitumineux restent encore à être testés.

liant	0/10	10/20	20/30	35/50	50/70 à 10°C (référence)	PMB1	PMB2	PMB3	PMB4	PMB5
$T_{\text{superposition_liant}}$ [°C]	36.4	22.3	20.8	12.2	10	11.3	10	10.6	-0.6	8.5
$T_{\text{superposition_enrobé}}$ [°C]		20.3			10	13			2.4	8.5

Tableau II-5. $T_{\text{superposition_liant}}$ (50/70 à 10°C) et $T_{\text{superposition_enrobé}}$ (enrobé 50/70 à 10°C).

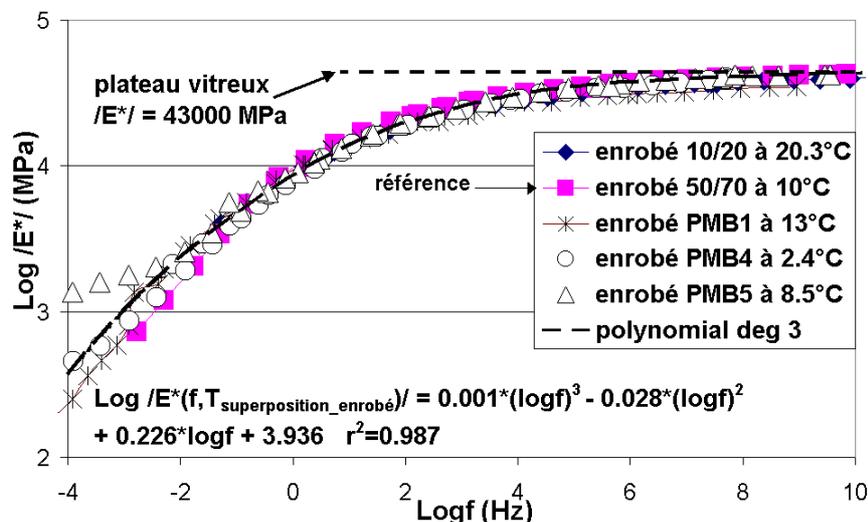


Figure II-23. Superposition des courbes maîtresses des enrobés.

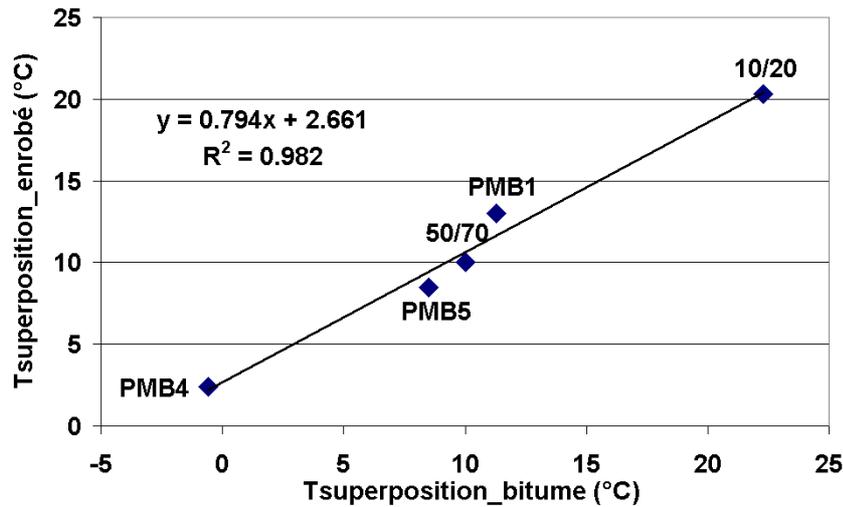


Figure II-24. Relation entre $T_{\text{superposition_liant}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ et $T_{\text{superposition_enrobé}}(\text{enrobé } 50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$.

La Figure II-24 montre la bonne corrélation ($r^2=0.982$) entre $T_{\text{superposition_liant}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ et $T_{\text{superposition_enrobé}}(\text{enrobé } 50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$. Ce résultat est d'une grande importance puisqu'il confirme que la susceptibilité thermique des enrobés est gouvernée par le liant :

$$T_{\text{superposition_enrobé}}(\text{enrobé } 50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C}) = a_1 * T_{\text{superposition_liant}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C}) + b_1 \quad \text{Equation II-11}$$

avec : $a_1 = 0.794$ et $b_1 = 2.661$

Dans la suite, $T_{\text{superposition_liant}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ et $T_{\text{superposition_enrobé}}(\text{enrobé } 50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ sont considérés, en 1^{ère} approximation, comme égaux et notés $T_{\text{superposition}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$. Le vieillissement du liant lors de l'enrobage et surtout ici le manque de points expérimentaux peuvent expliquer que $a_1 \neq 1$ et $b_1 \neq 0$. L'essai de module complexe sur quelques enrobés supplémentaires permettrait d'affiner l'Equation II-11.

De plus, il convient de souligner que poser $T_{\text{superposition_enrobé}}(\text{enrobé } 50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C}) = T_{\text{superposition_liant}}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ revient à supposer que :

$$|G_1^*|(T_{\text{superposition_liant } 1, f}) = |G_2^*|(T_{\text{superposition_liant } 2, f}) \quad \forall f$$

$$\Rightarrow |E_1^*|(T_{\text{superposition_liant } 1, f}) = |E_2^*|(T_{\text{superposition_liant } 2, f}) \quad \forall f$$

où $|G^*|$ et $|E^*|$ sont respectivement le module de cisaillement du liant et le module d'Young de l'enrobé correspondant.

II.4-3 PREDICTION DU MODULE DE L'ENROBE A PARTIR DU MODULE DU LIANT

De nombreuses études ont déjà été réalisées dans la littérature afin de relier les modules du liant et de l'enrobé pour une formulation d'enrobé donnée ([16] [17] [43] [56] [57] [59] [61] [88] [120] [138]). De plus, les relations entre les modules du liant et de l'enrobé sont valables sur un assez faible intervalle de température et de fréquence, voire pour des modules mesurés dans les mêmes conditions de température et de fréquence. Ainsi, des relations simples linéaires en base logarithmique entre $|G^*|$ et $|E^*|$ ont été trouvées, pour une formulation d'enrobé donnée. Cependant, pour des conditions très différentes de température et de

fréquence, ces relations ne sont plus valables. De plus, à notre connaissance hormis les travaux d'Ugé et al. (Equation I-67) [129], de Francken et al. (Figure I-35) [56] [57] [59] et de Zeng et al. [138], très peu d'auteurs proposent des formules de prédiction de l'angle de phase de l'enrobé à partir des propriétés du liant.

Dans ce paragraphe, nous présentons une relation entre la norme du module complexe du liant et la norme du module complexe de l'enrobé. Cette relation repose sur le PETT pour les matériaux bitumineux purs et sur le PEPTT pour les matériaux bitumineux modifiés aux polymères.

Cependant, il convient de souligner qu'au paragraphe II.7-3, est présentée une autre relation, plus générale et prometteuse, permettant de faire le lien entre le module complexe (norme et angle de phase) du liant et celui de l'enrobé. Qui plus est, cette relation ne nécessite pas que le PETT, voire le PEPTT, soient valables.

A partir des Equation II-2 et Equation II-10 valables chacune à $T_{superposition}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$, il est possible d'établir la relation approchée suivante entre $\text{Log}|G^*|$ et $\text{Log}|E^*|$ sur l'intervalle de fréquence réduite compris entre 10^{-3} et 10^{+9} Hz :

$$\text{Log} | E^* (f, T_{superposition}) | \approx a_2 * (\text{Log} | G^* (f, T_{superposition}) |)^{b_2} \quad [\text{Pa}] \quad \text{Equation II-12}$$

avec : $a_2 = 5.3488$ et $b_2 = 0.3158$

Puis, sachant que les coefficients de translation a_T des bitumes et des enrobés sont identiques ([16] [17] [18] [43] [102] [103]), l'Equation II-12 reste valable quelle que soit la température T considérée :

$$\text{Log} | E^* (f, T) | \approx a_2 * (\text{Log} | G^* (f, T) |)^{b_2} \quad [\text{Pa}] \quad \text{Equation II-13}$$

avec : $a_2 = 5.3488$ et $b_2 = 0.3158$. Ces deux coefficients a_2 et b_2 dépendent de la formulation d'enrobé (squelette granulaire, teneurs en liant et en vides).

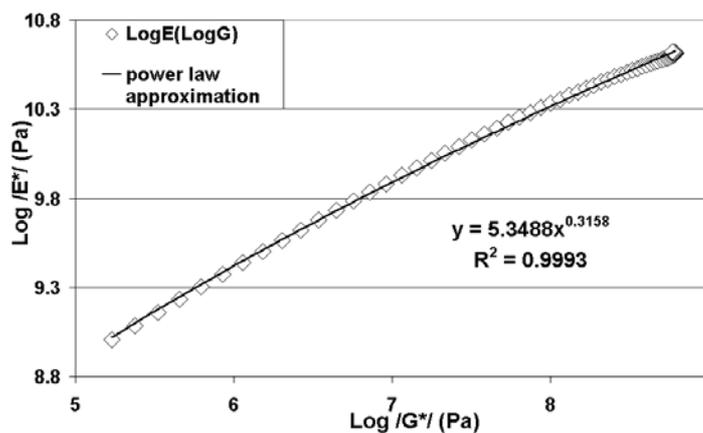


Figure II-25. Relation entre $\text{Log}|G^*|$ et $\text{Log}|E^*|$ à $T_{superposition}(50/70 \text{ à } 10^{\circ}\text{C})$ ($-3 < \text{Log}f < +9$).

L'Equation II-13 constitue un outil efficace et nouveau de prédiction du module de l'enrobé à partir du module du liant, pour la formulation d'enrobé étudiée. Ainsi, par exemple, le module des cinq enrobés qui n'ont pas encore été testés –fabriqués à partir des liants 0/10, 20/30, 35/50, PMB2 et PMB3– peut être prédit à partir de l'Equation II-13 pour tout couple

(fréquence-température). Il convient de rappeler enfin que cette relation a été mise en évidence à partir de nos résultats expérimentaux, uniquement pour des modules de rigidité de l'enrobé $|E^*| > 1000 \text{MPa}$ (cf. Figure II-23).

Pour résumer, s'il est possible de superposer la courbe maîtresse d'un bitume i quelconque sur celles des dix bitumes ici étudiés à une température donnée $T_{\text{superposition}_i}$ (50/70 à 10°C), alors, comme la rhéologie de l'enrobé dépend directement de la rhéologie du liant pour le squelette granulaire et la teneur en liant considérés, la courbe maîtresse de l'enrobé peut être prédite à partir de l'Equation II-12 valable à $T_{\text{superposition}_i}$ (50/70 à 10°C) ou à partir de l'Equation II-13 valable à n'importe quelle température T .

Il convient de garder à l'esprit que la présente procédure repose sur le Principe d'Equivalence Partielle Temps-Température (PEPTT) qui semble valable pour les bitumes et enrobés modifiés aux polymères à hautes températures.

Par voie de conséquence, cet outil prédictif peut être utilisé pour estimer la rigidité d'un enrobé dans le domaine des basses et moyennes températures ($\leq 15^\circ\text{C}$) car seul l'enrobé au liant PMB1 a été testé à $+30^\circ\text{C}$ et $+45^\circ\text{C}$. De plus, cet outil est utilisable seulement si la courbe maîtresse du liant se superpose sur la courbe maîtresse du liant 50/70, pris ici comme matériau de référence, à une température donnée. Un travail de laboratoire important de fabrication de plaques d'enrobés pourrait ainsi être évité à l'avenir.

Rappelons qu'au paragraphe II.7-3, est présentée une autre relation, beaucoup plus générale et prometteuse, permettant de faire le lien entre le module complexe (norme et angle de phase) du liant et celui de l'enrobé. Qui plus est, cette relation ne nécessite pas que le PETT, voire le PEPTT, soient valables. Enfin, cette relation ne nécessite pas la superposition des courbes maîtresses.

II.5 TRANSITION VITREUSE DES LIANTS ET DES ENROBES

II.5-1 DETERMINATION DE LA TEMPERATURE DE TRANSITION VITREUSE

Un paramètre souvent utilisé pour caractériser les propriétés à basse température des bitumes est la température de transition vitreuse, notée T_g . Ce phénomène de transition vitreuse n'est pas encore parfaitement compris. Cette transition des propriétés mécaniques du matériau peut s'expliquer à partir du concept de volume libre introduit par Turnbull et Cohen (1961) [128], des théories cinétiques ou des théories thermodynamiques. Pour résumer, T_g est une transition thermique associée à un changement des propriétés mécaniques du matériau considéré. Aux températures inférieures à T_g , le matériau est à l'état de solide vitreux et fragile.

Plusieurs types de méthodes peuvent être utilisées pour la détermination de T_g . La plupart sont basées soit sur une analyse dilatométrique [6], soit sur une analyse calorimétrique (en utilisant la DSC : "Differential Scanning Calorimetry" [29] [84] [110]), soit sur une analyse mécanique (en utilisant des tests cycliques de détermination du module complexe [85] [110]). Les T_g obtenues par ces différentes méthodes ne sont pas forcément égales.

Dans la littérature, en analyse mécanique, la température de transition vitreuse des bitumes (resp. des enrobés), notée ici T_{gG^*} (resp. T_{gE^*}), est choisie égale à la température qui maximise la composante imaginaire G'' (resp. E'') obtenue à l'essai de module complexe à 7.8Hz. La fréquence de 7,8Hz correspond à un choix arbitraire. Or, il convient de souligner que le maximum de G'' (resp. de E'') dépend de la fréquence d'essai considérée (cf. Figure II-26). L'augmentation de la T_g avec l'augmentation de la fréquence d'essai s'opère en accord avec le Principe d'Equivalence Temps-Température et l'équation WLF (cf. Equation I-25).

Le Tableau II-6 présente les températures de transition vitreuse des bitumes et des enrobés (T_{gG^*} et T_{gE^*}) à 7,8Hz.

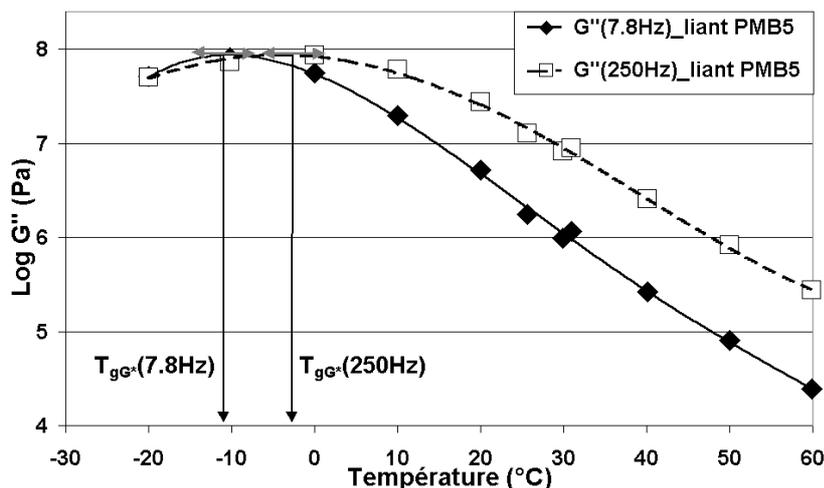


Figure II-26. Influence de la fréquence sur la détermination de la température où la partie imaginaire du module complexe est maximale, exemple du liant PMB5.

liant	0/10	10/20	20/30	35/50	50/70	PMB1	PMB2	PMB3	PMB4	PMB5
$T_{gG^*}(7,8\text{Hz})$ [°C]	2.5	-2	-2.5	-9	-11	-11	-12	-12	-20	-11
$T_{gE^*}(7,8\text{Hz})$ [°C]		15.5			9	11			-1.5	7

Tableau II-6. $T_{gG^*}(7,8\text{Hz})$ et $T_{gE^*}(7,8\text{Hz})$ des matériaux testés.

II.5-2 GENERALISATION DU CONCEPT DE TRANSITION VITREUSE – FRÉQUENCE DE TRANSITION VITREUSE

Les températures de transition vitreuse introduites précédemment pour les liants et enrobés, $T_{gG^*}(f)$ et $T_{gE^*}(f)$, correspondent respectivement aux températures qui maximisent les composantes imaginaires G'' et E'' à une fréquence donnée f .

Il est possible de généraliser ce concept de transition vitreuse et de définir, à température fixée, une fréquence de transition vitreuse notée f_g . Les fréquences de transition vitreuse des liants et enrobés f_{gG^*} et f_{gE^*} correspondent respectivement aux fréquences qui maximisent G'' et E'' à une température donnée. Une première tentative de généralisation du concept de transition vitreuse a été proposée par Planche et al. (1995) [110].

Les courbes maîtresses de G'' à la température de référence étudiée dans notre étude ($T_s=10^\circ\text{C}$) ont été exploitées en vue de déterminer une fréquence $f_{gG^*}(T_s)$ pour chaque bitume. Les valeurs du logarithme de $f_{gG^*}(T_s=10^\circ\text{C})$ sont présentées au Tableau II-7.

liant	0/10	10/20	20/30	35/50	50/70	PMB1	PMB2	PMB3	PMB4	PMB5
$\text{Log}f_{gG^*}(T_s=10^\circ\text{C})$ (Hz)	2	2.7	2.7	3.7	4.1	4.2	4.2	4.1	5.2	4.1

Tableau II-7. Fréquences de transition vitreuse des bitumes, $f_{gG^*}(T_s=10^\circ\text{C})$, à 10°C .

En écrivant le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) pour le maximum de la partie imaginaire G'' à une température donnée θ (d'après nos résultats, et en 1^{ère} approximation, le PETT est applicable aux bitumes modifiés aux polymères aux températures inférieures à 10°C , alors qu'à hautes températures, le Principe d'Equivalence Partielle Temps-Température (PEPTT) est valable (courbe maîtresse de la norme du module complexe $|G^*|$) :

$$G''_{\max}(\theta, f_g(\theta)) = G''_{\max}(T_s, f_g(T_s)) \quad \text{Equation II-14}$$

Il vient :

$$f_g(T_s) = f_g(\theta) * a_T(\theta) \quad \text{Equation II-15}$$

avec : $a_T(\theta)$ le facteur de translation correspondant à la température θ .

Puis :

$$f_g(\theta) = \frac{f_g(T_s)}{a_T(\theta)} \quad \text{Equation II-16}$$

II.5-3 DOMAINES VITREUX/NON VITREUX

Ainsi, concernant les liants par exemple, après avoir déterminé la fréquence $f_{gG^*}(T_s=10^\circ\text{C})$ et connaissant le facteur de translation $a_T(\theta)$, il est possible de calculer la fréquence de transition vitreuse $f_{gG^*}(\theta)$ quelle que soit la température θ en utilisant l'Equation II-16.

Ceci fournit un moyen à la fois nouveau et pertinent de présenter graphiquement les comportements vitreux et non-vitreux des liants ou des enrobés. Ces comportements vitreux et non-vitreux dépendent de la fréquence et de la température. Cette approche est appelée

“Concept généralisé de représentation des comportements vitreux et non-vitreux dans les axes (température ; Log(fréquence))”. L’Equation II-16 repose sur le PETT, valable à basse température uniquement (<10°C en 1^{ère} approximation) pour les bitumes modifiés.

Cette nouvelle représentation graphique permet de classer facilement les différents liants (Figure II-27). Dans l’espace fréquence-température (Figure II-27), les courbes $f_g(\theta)$ et $T_g(f)$ correspondant à la transition vitreuse des bitumes séparent alors deux demi-espaces correspondant chacun à un comportement qualifié de vitreux ou non-vitreux.

En considérant les propriétés à basses températures à une fréquence donnée, plus la température de transition vitreuse est basse, meilleur est le liant. De la même façon, à température fixée, plus la fréquence de transition vitreuse est haute, meilleur est le liant.

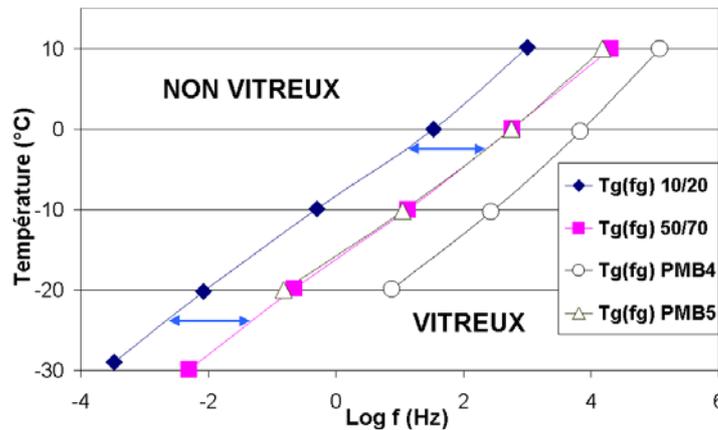


Figure II-27. Comportements vitreux et non-vitreux des liants 10/20, 50/70, PMB4 et PMB5 dans les axes température-Log(fréquence) pour l’essai de module complexe.

Comme les facteurs de translation a_T des matériaux bitumineux (bitumes+enrobés) sont très proches les uns des autres, et à partir de l’Equation II-16, les courbes T_g et f_g peuvent se superposer par une translation selon l’axe des fréquences, en 1^{ère} approximation.

Finalement, à partir de l’Equation II-16 et de l’équation WLF (Equation I-25), il est possible de calculer T_g à une fréquence fixée en utilisant l’équation suivante :

$$T_g(f) = T_s - \frac{C_2 \log\left(\frac{f_g(T_s)}{f}\right)}{\log\left(\frac{f_g(T_s)}{f}\right) + C_1} \quad \text{Equation II-17}$$

Quelques enseignements peuvent être tirés de ces quelques développements :

a) la proposition de représentation des espaces vitreux et non-vitreux d’un matériau bitumineux dans un diagramme d’axes Log(fréquence)-température est pertinente. Elle repose sur le PETT, applicable uniquement à basse température (d’après nos résultats, pour des températures inférieures à +10°C environ) pour les bitumes modifiés aux polymères. Ce concept généralisé d’espace vitreux en fonction de la température et de la fréquence permet de classer les matériaux bitumineux pour toute température et toute fréquence. En ceci, cette représentation améliore la classification conventionnelle des bitumes qui ne considère que la fréquence de 7,8Hz.

b) le concept de fréquence de transition vitreuse ici introduit repose sur le PETT. En pratique, au lieu d'extrapoler directement la température de transition vitreuse comme à la Figure II-26, avec peu de points expérimentaux pour une seule isochrone (11 points expérimentaux), il semble plus pertinent et précis d'opérer comme suit :

- tracer la courbe maîtresse de la composante G'' à la température de référence, à partir de l'ensemble des points expérimentaux (plusieurs isochrones/isothermes),
- calculer les coefficients de l'équation WLF (Equation I-25),
- déterminer la fréquence $f_g(T_s)$ qui maximise G'' à T_s (cf. Figure II-28),
- utiliser enfin l'Equation II-17.

Il convient de souligner que l'ensemble des valeurs de $T_{gG^*}(7,8\text{Hz})$ et $T_{gE^*}(7,8\text{Hz})$ présentées au Tableau II-6 ont été calculées à partir de l'Equation II-17 et des coefficients WLF des différents matériaux bitumineux testés (cf. ANNEXE 4).

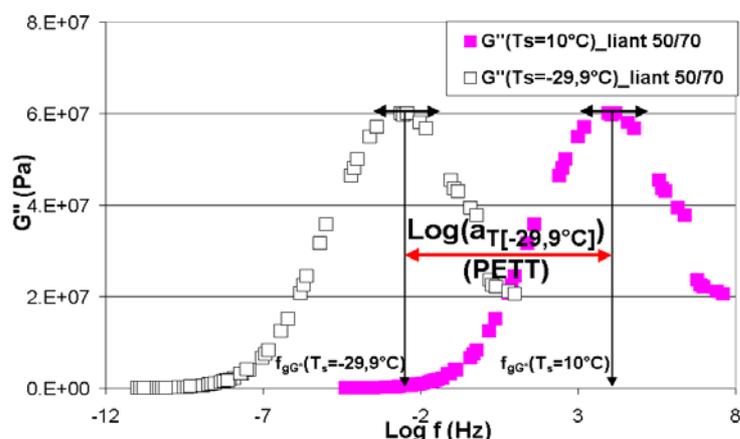


Figure II-28. Détermination de la fréquence de transition vitreuse f_g à la température de référence T_s , pour le bitume 50/70. Influence de la température de référence considérée.

II.6 CORRELATIONS

Le Tableau II-8 regroupe les résultats des essais traditionnels empiriques réalisés sur bitumes (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et Point de fragilité Fraass) ainsi que les différents paramètres utilisés au cours de ce travail pour caractériser les propriétés visco-élastiques linéaires des liants et des enrobés bitumineux, dans le domaine des petites déformations ($T(S(t=60s)=300\text{MPa})$, $T(m(t=60s)=0.3)$, $T_{gG^*}(7,8\text{Hz})$ et $T_{gE^*}(7,8\text{Hz})$).

liant	0/10	10/20	20/30	35/50	50/70	PMB1	PMB2	PMB3	PMB4	PMB5
Pén 25°C (mm/10)	8	18	25	38	60	24	52	47	88	54
Température Bille et Anneau (°C)	88	62	60	53.5	48.5	68	57.5	55.4	100	65.8
Fraass (°C)	7	-10	-11	-15	-18	-17	-16	-12	-20	-17
$T_{gG^*}(7,8\text{Hz})$ (°C)	2.5	-2	-2.5	-9	-11	-11	-12	-12	-20	-11
$T_{gE^*}(7,8\text{Hz})$ (°C)		15.5			9	11			-1.5	7
$T(S(t=60s)=300\text{MPa})$ (°C)	-6.2	-12.2	-13.3	-17.4	-19.3	-15.8	-19.5	-19	-28.8	-19.3
$T(m(t=60s)=0.3)$ (°C)	-0.6	-14	-14.5	-18.9	-20.9	-15.1	-20.9	-19	-29.1	-21.7

Tableau II-8. Résultats des essais conventionnels sur les liants étudiés et paramètres retenus pour la caractérisation des propriétés visco-élastiques des matériaux bitumineux.

Le Tableau II-9 regroupe les coefficients de corrélation entre les 3 paramètres traditionnels et les 4 paramètres rationnels ou semi-rationnels introduits au cours de ce travail pour caractériser les propriétés visco-élastiques linéaires des matériaux bitumineux, concernant uniquement les cinq liants et enrobés bitumineux 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5.

Premièrement, les 3 paramètres traditionnels –surtout la température de ramollissement Bille et Anneau– sont mal corrélés avec les 4 paramètres rationnels ou semi-rationnels utilisés dans l'étude pour la caractérisation des propriétés visco-élastiques linéaires des matériaux bitumineux. Ces 3 paramètres traditionnels (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et Point de fragilité Fraass) se révèlent donc inadaptés pour traduire correctement le comportement visco-élastique linéaire des matériaux bitumineux à basse température. Ceci peut en particulier s'expliquer par le fait que ces 3 paramètres traditionnels correspondent à des sollicitations en grandes déformations.

Deuxièmement, les 4 paramètres rationnels de l'étude ($T(S(t=60s)=300MPa)$, $T(m(t=60s)=0.3)$, $T_{gG^*}(7,8Hz)$ et $T_{gE^*}(7,8Hz)$) sont relativement bien corrélés entre eux. Par voie de conséquence, chacun de ces paramètres semble pouvoir être utilisé de manière à classer les liants ou les enrobés bitumineux selon leur comportement visco-élastique linéaire à basses températures.

	Pén 25°C	B&A	Fraass	$T_{gG^*}(7,8Hz)$	$T_{gE^*}(7,8Hz)$	$T_{S=300}$	$T_{m=0.3}$
Pén 25°C		0.31	0.64	0.75	0.88	0.92	0.98
B&A			0.18	0.50	0.59	0.55	0.44
Fraass				0.87	0.70	0.69	0.60
$T_{gG^*}(7,8Hz)$					0.92	0.90	0.78
$T_{gE^*}(7,8Hz)$						0.98	0.94
$T_{S=300}$							0.96
$T_{m=0.3}$							

Tableau II-9.Coefficients de corrélation entre les paramètres conventionnels et les paramètres retenus pour la caractérisation des propriétés visco-élastiques des matériaux bitumineux. Les chiffres gris correspondent aux coefficients de corrélation < 0.9.

II.7 MODELISATION DU COMPORTEMENT LINEAIRE DES LIANTS ET DES ENROBES BITUMINEUX – MODELE “2S2P1D”

Cette partie est consacrée à la présentation d’un modèle rhéologique monodimensionnel développé au cours de cette thèse, et qui consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh. Ce modèle, appelé modèle “2S2P1D”, permet de simuler correctement à la fois le comportement visco-élastique linéaire des bitumes et celui des enrobés bitumineux. Finalement, une transformation permettant de prédire facilement et efficacement le module complexe (norme et angle de phase) de l’enrobé à partir de celui du liant est proposée. La plupart des développements de cette partie sont détaillés dans [104].

II.7-1 DESAVANTAGES DES MODELES CONTINUS UTILISES JUSQU’A PRESENT

Premièrement, les modèles analogiques “avancés” à spectre continu (*i.e.* pouvant être représentés par une infinité d’éléments de Kelvin-Voigt en série ou d’éléments de Maxwell en parallèle) ont une signification et une représentation physiques. On préférera ainsi utiliser ces modèles aux expressions analytiques empiriques présentées au paragraphe I.7-1-2-a.

Deuxièmement, considérons les différents modèles à spectre continu introduits à la section I.7-1-2 à très basses fréquences : le modèle SHRP, les modèles CA et CAM, le modèle de Zeng, l’élément parabolique, les modèles de Huet et de Huet-Sayegh.

A partir de l’Equation I-78, il est possible de montrer que le modèle SHRP consiste en un ressort et un élément parabolique montés en série.

Le modèle CAM (resp. modèle CA) est équivalent à un élément parabolique (resp. un amortisseur linéaire) lorsque $\omega \rightarrow 0$ (dans le domaine fréquentiel) ou $t \rightarrow \infty$ (dans le domaine temporel). La même remarque est également valable pour le modèle de Zeng, puisqu’il équivaut au modèle CAM pour les liants (cf. Equation I-79). En effet, les Equation I-76 et Equation I-77 deviennent :

$$G^*(if) \underset{f \rightarrow 0}{\approx} G_g f_c^{-m_c} (if)^{m_c} \quad \text{Equation II-18}$$

$$J^*(if) \underset{f \rightarrow 0}{\approx} G_g^{-1} f_c^{m_c} (if)^{-m_c} \quad \text{Equation II-19}$$

Concernant le modèle de Huet, il équivaut à un élément parabolique lorsque $\omega \rightarrow 0$, et donc également lorsque $t \rightarrow \infty$ pour un fluage ou une relaxation. A noter également que pour les bitumes purs ($E_0=0$), le modèle de Huet-Sayegh est équivalent au modèle de Huet.

Finalement, à très basses fréquences, tous les modèles concernés –excepté le modèle CA qui est équivalent à un amortisseur linéaire– sont équivalents à un élément parabolique (éventuellement avec un ressort en série). Ainsi, pour les modèles précédents, la fonction de fluage, notée $J(t)$, peut s’écrire (uniquement lorsque $t \rightarrow \infty$) :

$$J(t) \approx at^m \quad \text{Equation II-20}$$

où t représente le temps ; a et m sont des constantes.

II.7-1-1 Problème de modélisation de la caractéristique “fluide” des bitumes

Un inconvénient notable des modèles précédents –excepté pour le modèle CA– est qu’ils ne peuvent modéliser correctement la caractéristique fluide des bitumes. Afin de mettre en évidence ce résultat, considérons l’expérience illustrée Figure II-29.

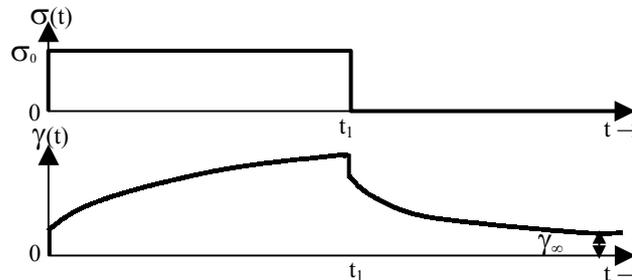


Figure II-29. Exemple de fluage et de recouvrement dans le cas des modèles précédents, à partir de l’Equation II-20. La valeur γ_∞ est introduite dans le texte.

Durant une expérience de fluage, la contrainte est soudainement annulée au temps $t=t_1$ (cf. Figure II-29). La vitesse de déformation change alors de signe. Cette phase de déformation est appelée “recouvrement”. En considérant la Figure II-29 et l’Equation II-20, après un temps suffisamment long, la déformation tend vers une valeur finale $\gamma_\infty = \sigma_0 a m t_1^m$.

Si $m < 1$, le matériau peut être modélisé par un élément parabolique et considéré comme un solide visco-élastique puisque le recouvrement est total ($\gamma_\infty = 0$). Le matériau retourne vers son état initial de référence (définition proposée par Ferry (1980) [55]).

Si $m = 1$, le matériau peut être modélisé par un amortisseur linéaire et son comportement est celui d’un liquide. En effet, le matériau n’a aucun état de référence privilégié.

Le cas $m > 1$ n’est pas physiquement acceptable pour les bitumes car $\gamma_\infty \rightarrow \infty$. Cela signifierait que la déformation tende vers l’infini alors qu’aucune contrainte n’est appliquée.

Par conséquent, parmi les modèles précédents, seul le modèle CA ($m=1$) peut être utilisé pour modéliser les fluides visco-élastiques tels que les bitumes, à très basses fréquences ou pour des temps de charges très élevés. Une tentative d’utilisation des formules CA (Equation I-76 et Equation I-77 avec $m_e=1$) pour modéliser le comportement visco-élastique linéaire du bitume 50/70, est présentée en ANNEXE 5. Les défauts de ce modèle y sont soulignés. Certains de ces défauts sont également mentionnés par Marasteanu (1999) [92].

II.7-1-2 Calibration du modèle d’Huet-Sayegh à partir des données sur liants et enrobés

Une tentative d’utilisation du modèle de Huet-Sayegh (cf. I.7-1-2-b) avec les données expérimentales obtenues sur le bitume 50/70 (resp. l’enrobé au bitume 50/70) est présentée Figure II-30 (resp. Figure II-31).

Comme souligné au paragraphe I.7-1-2-b, le modèle de Huet-Sayegh traduit correctement le comportement linéaire des enrobés bitumineux dans le domaine des petites déformations quel que soit l’intervalle de fréquence et de température considéré. Ce point qui a déjà été montré dans différentes études ([34] [38] [99] [100] [101] [118]) est mis en évidence à la Figure II-31

pour l'enrobé au bitume 50/70. Néanmoins, la Figure II-30 montre que ce modèle (similaire au modèle de Huet (cf. I.7-1-2-b) dans ce cas puisque $E_0=0$) ne convient pas pour le bitume 50/70 à très basse fréquence. En effet, le modèle de Huet-Sayegh équivaut à très basse fréquence à un élément parabolique au lieu d'un amortisseur linéaire. Comme illustré Figure II-30 et Figure II-31, le paramètre h (resp. k) du modèle de Huet-Sayegh est directement lié au ratio $\Delta E_2/\Delta E_1$ (pente dans le plan complexe) lorsque $\omega\tau$ tend vers 0 (resp. vers l'infini).

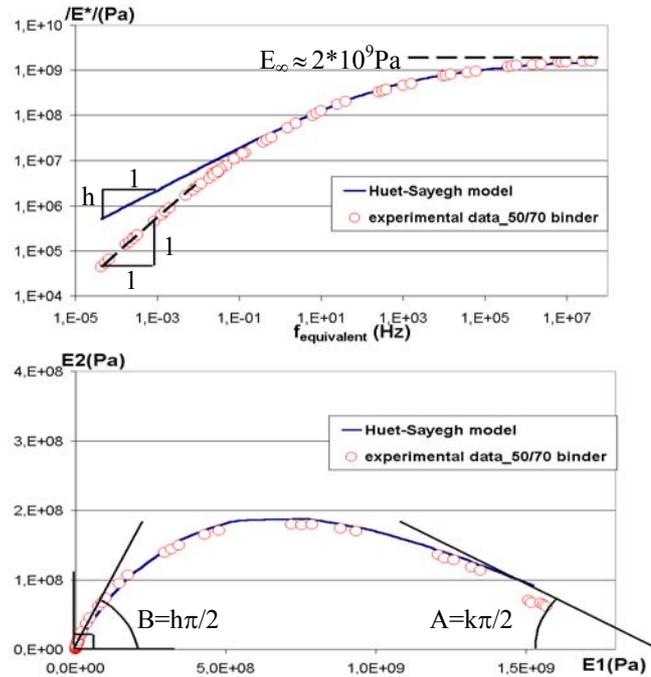


Figure II-30. Comparaison entre les données expérimentales du module complexe du bitume 50/70 et le modèle de Huet-Sayegh correspondant calibré ($T_s=10^\circ\text{C}$).

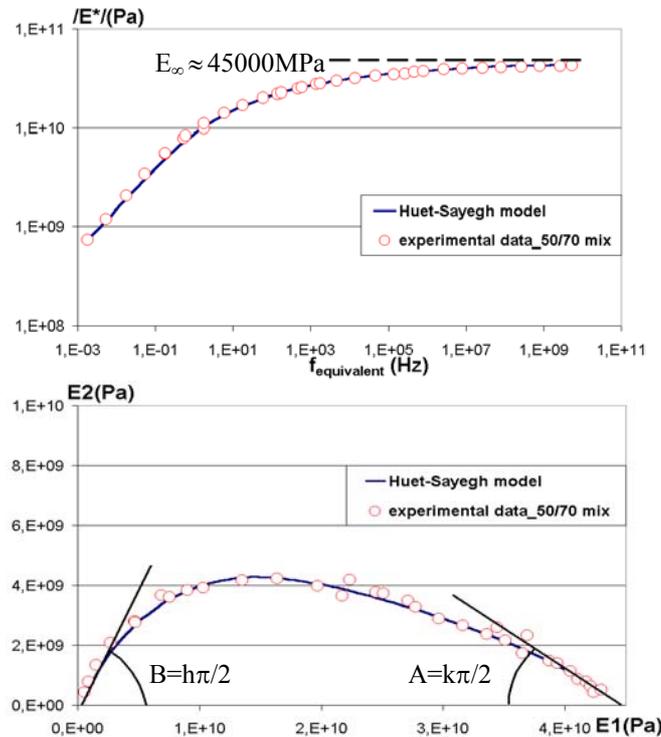


Figure II-31. Comparaison entre les données expérimentales du module complexe de l'enrobé au liant 50/70 et le modèle de Huet-Sayegh correspondant calibré ($T_s=10^\circ\text{C}$).

Le Tableau II-10 présente les paramètres calibrés du modèle de Huet-Sayegh pour le bitume 50/70 et l'enrobé correspondant. Il est à noter que, comme montré à la section II.7-2-2, δ , k et h ont respectivement les mêmes valeurs pour les liants et les enrobés.

paramètres	δ	k	h	E_0 (MPa)	E_∞ (MPa)	$\text{LOG}\tau_0(T_s=10^\circ\text{C})$
bitume 50/70	2.5	0.20	0.56	0	2000	-3.795
enrobé 50/70	2.5	0.20	0.56	200	45000	-1.071

Tableau II-10. Paramètres du modèle de Huet-Sayegh pour le bitume 50/70 et l'enrobé correspondant.

II.7-2 MODELE GENERAL PROPOSE POUR LES MATERIAUX BITUMINEUX

II.7-2-1 Formalisme du modèle général introduit "2S2P1D"

Afin d'éviter les différents inconvénients présentés au paragraphe II.7-1, un nouveau modèle analogique a été développé pour la caractérisation des propriétés viscoélastiques linéaires des liants et des enrobés bitumineux. Ce modèle est constitué d'une combinaison d'éléments analogiques simples (ressort, amortisseur linéaire et élément parabolique) et consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh [118]. Ce dernier a été adapté en ajoutant un amortisseur linéaire en série avec les deux éléments paraboliques et le ressort de rigidité $E_\infty-E_0$ (Figure II-32).

Le modèle développé permet de pallier les lacunes des modèles existants. Il permet notamment d'améliorer le modèle de Huet-Sayegh à hautes températures et basses fréquences (cf. Figure II-30). En effet, dans le cas des bitumes, pour lesquels $E_0=0$, le modèle introduit est équivalent à un amortisseur linéaire (viscosité Newtonienne) à très basse fréquence.

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

A une température donnée, ce modèle possède 7 constantes et son module complexe est donné par l'expression suivante :

$$E^*(i\omega\tau) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad \text{Equation II-21}$$

avec :

- i : nombre complexe défini par $i^2 = -1$,
- $\omega = 2\pi$ *fréquence, la pulsation,
- k, h : exposants tels que $0 < k < h < 1$,
- E_0 ("module statique") le module lorsque $\omega\tau \rightarrow 0$,
- E_∞ ("module vitreux") le module lorsque $\omega\tau \rightarrow \infty$,
- τ : temps caractéristique, dont la valeur dépend uniquement de la température,
- β : constante sans dimension,
- η : viscosité Newtonienne (cf. Figure II-32), $\eta = (E_\infty - E_0)\beta\tau$. Lorsque $\omega\tau \rightarrow 0$, alors $E^*(i\omega\tau) \rightarrow E_0 + i\omega(E_\infty - E_0)\beta\tau$.

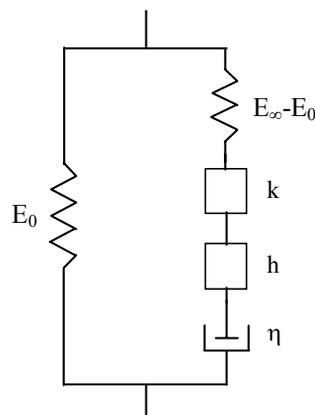


Figure II-32. Représentation du modèle général introduit “2S2P1D” pour les liants et les enrobés bitumineux, h et k sont deux éléments à fluage parabolique.

Seulement 7 constantes (δ , k , h , E_∞ , E_0 , β et τ_0 (Equation I-23)) sont donc nécessaires pour déterminer entièrement le comportement visco-élastique linéaire du matériau bitumineux considéré, à une température donnée. Pour les liants, le module statique expérimental E_0 est très proche de zéro (voire égal à zéro). Ainsi, dans l’Equation II-21, E_0 peut être considéré nul pour les liants et le nombre de constantes du modèle réduit à six.

De plus, si l’hypothèse d’un comportement visco-élastique linéaire thermo-rhéologiquement simple peut être utilisée pour le matériau considéré (*i.e.* Principe d’Equivalence Temps-Température valide), seul le paramètre τ dépend de la température. L’évolution de τ peut être décrite par la loi WLF (Ferry, 1980) [55] pour l’intervalle de températures observées en laboratoire (cf. Equation I-23 & Equation I-25) [52] [48] [101] [102].

Si le PETT est valide, les deux constantes supplémentaires C_1 et C_2 (calculées à la température de référence T_s) de l’équation WLF (Equation I-25) sont nécessaires. Le nombre de constantes du modèle s’élève à 9 (et 8 pour la majorité des bitumes pour lesquels $E_0=0$).

D’après nos résultats sur dix liants et cinq enrobés, pour notre formulation d’enrobé, le modèle introduit convient bien à la fois aux liants et aux enrobés bitumineux, aussi bien dans le domaine des hautes températures et basses fréquences que dans le domaine des basses températures et hautes fréquences. Ce point est mis en évidence ci-dessous. Il convient de souligner que, jusqu’à présent, dans la littérature, aucun modèle n’a permis de décrire convenablement à la fois le comportement des liants et des enrobés bitumineux sur une très large gamme de températures et de fréquences.

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.

Le paragraphe suivant présente la procédure de calibration du modèle 2S2P1D ainsi qu’une comparaison des données expérimentales et simulées de module complexe sur liants et enrobés.

II.7-2-2 Calibration du modèle général “2S2P1D”

La méthode de détermination des constantes du modèle “2S2P1D” (Equation II-21) consiste à minimiser la somme des distances entre le module complexe expérimental et celui du modèle général introduit en N points de pulsation ω_i (méthode des moindres carrés). Cette minimisation est faite à la température de référence T_s en utilisant le *Solver* de MS Excel. Il vient :

$$\text{minimisation de } \sum_{i=1}^{i=N} \left([E_1^{\text{exp}}(\omega_i) - E_1^{\text{model}}(\omega_i)]^2 + [E_2^{\text{exp}}(\omega_i) - E_2^{\text{model}}(\omega_i)]^2 \right) \quad \text{Equation II-22}$$

E_1^{exp} et E_2^{exp} sont respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe expérimental $E^{*\text{exp}}$. E_1^{model} et E_2^{model} sont respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe $E^{*\text{model}}$ donné par le modèle “2S2P1D”.

La Figure II-34 présente une comparaison entre les données expérimentales de module complexe du liant 50/70 et le modèle général correspondant calibré à la température de référence $T_s=10^\circ\text{C}$. Concernant l’enrobé au liant 50/70, la Figure II-35 présente une comparaison entre les données expérimentales de module complexe et le modèle général correspondant calibré à la même température de référence $T_s=10^\circ\text{C}$. Ces deux figures mettent en évidence que le modèle “2S2P1D” traduit correctement le comportement visco-élastique linéaire à la fois des liants et des enrobés bitumineux, dans le domaine des petites déformations, quel que soit le couple fréquence-température considéré. Ce modèle convient également pour les bitumes-polymères et les enrobés aux bitumes-polymères (cf. ANNEXE 6). Ainsi, d’après ces premiers résultats, le modèle “2S2P1D” semble être plus performant que les modèles analogiques utilisés jusqu’à présent dans la littérature.

Néanmoins, les Figure II-34 et Figure II-35 montrent que le modèle général introduit ne “colle” pas parfaitement aux données expérimentales de l’angle de phase lorsque celui-ci est compris entre 50° et 70° pour le bitume 50/70, et entre 35° et 40° pour l’enrobé au liant 50/70. Concernant le bitume 50/70, ces valeurs d’angle de phase correspondent à la transition progressive vers le comportement visqueux Newtonien quand $\omega\tau \rightarrow 0$. Il convient de souligner que la calibration du modèle pourrait être sensiblement améliorée en ajoutant un troisième élément parabolique au modèle. Cette alternative a été abandonnée pour éviter de compliquer le modèle considéré.

En outre, la différence entre l’angle de phase expérimental et celui prédit par le modèle reste inférieur à 5.5° (resp. 3.8°) pour le bitume 50/70 (resp. l’enrobé au liant 50/70).

A partir de nos résultats sur cinq liants (10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5) et cinq enrobés, nous pouvons conclure que le modèle “2S2P1D” traduit correctement le comportement linéaire des liants bitumineux ainsi que des enrobés bitumineux. Les résultats obtenus suite à la calibration du modèle pour les liants 10/20, PMB1, PMB4 et PMB5, ainsi que pour les enrobés correspondants, sont donnés en ANNEXE 6.

Le Tableau II-11 présente les différents paramètres du modèle introduit pour les liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5, et les cinq enrobés correspondants (à $T_s=10^\circ\text{C}$ pour τ_0).

Il convient de garder à l’esprit que les bitumes-polymères ne suivent qu’en première approximation le Principe d’Equivalence Partielle Temps-Température (PEPTT) (cf. II.3-1-1)

ici introduit à hautes températures. A partir de nos résultats, le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) est valable pour les bitumes-polymères uniquement pour les températures inférieures à 10°C.

Le Tableau II-11 met en évidence que les cinq bitumes ont des paramètres assez proches (excepté pour τ à 10°C (τ_0)). Ce résultat a également été vérifié avec les cinq autres bitumes. Ce point est également vrai pour les cinq enrobés étudiés. En effet, comme l'illustre la Figure II-33, les cinq enrobés testés possèdent une représentation assez proche dans le diagramme de Cole-Cole. Les cinq liants utilisés pour la fabrication de ces enrobés ont pourtant été choisis pour leurs compositions physico-chimiques différentes.

Matériau	δ	k	h	E_0 (MPa)	E_∞ (MPa)	β	LOG $\tau_0(10^\circ\text{C})$
liant 10/20	2.2	0.19	0.52	0	2000	800	-2.481
liant 50/70	2.5	0.20	0.56	0	2000	400	-3.795
liant PMB1	2.5	0.19	0.55	0	2300	700	-3.823
liant PMB4	2.1	0.18	0.54	0.01 ³	2000	1000	-5.221
liant PMB5	1.7	0.18	0.46	0.004 ³	2000	1500	-4.251
enrobé 10/20	2.2	0.19	0.52	200	41500	800	0.210
enrobé 50/70	2.5	0.20	0.56	200	45000	400	-1.071
enrobé PMB1	2.5	0.19	0.55	40	40000	700	-0.523
enrobé PMB4	2.1	0.18	0.54	200	44000	1000	-2.347
enrobé PMB5	1.7	0.18	0.46	800	43000	1500	-1.634

Tableau II-11. Paramètres du modèle introduit pour les liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5, et les cinq enrobés correspondants.

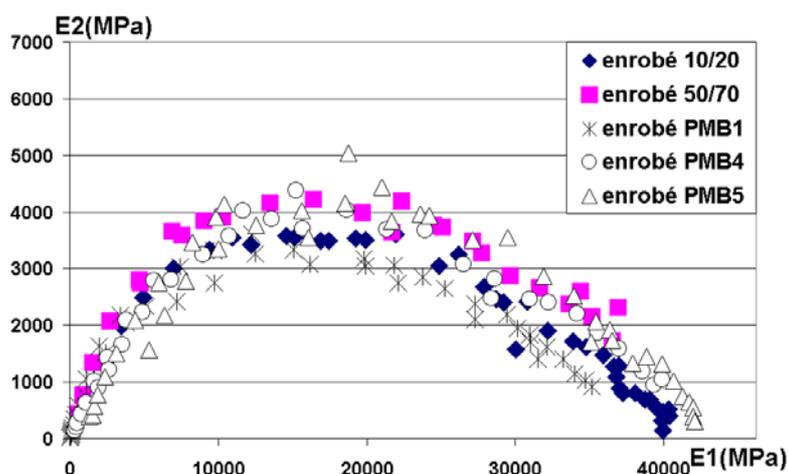


Figure II-33. Données expérimentales de module complexe des cinq enrobés (fabriquées à partir des bitumes 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5) représentées dans le plan Cole-Cole.

³ $E_0 > 0$ en général pour les bitumes modifiés avec une forte teneur en polymère (retour élastique à hautes températures, cf. Figure II-6). Mais ces valeurs sont très faibles et peuvent même être négligées en première approximation.

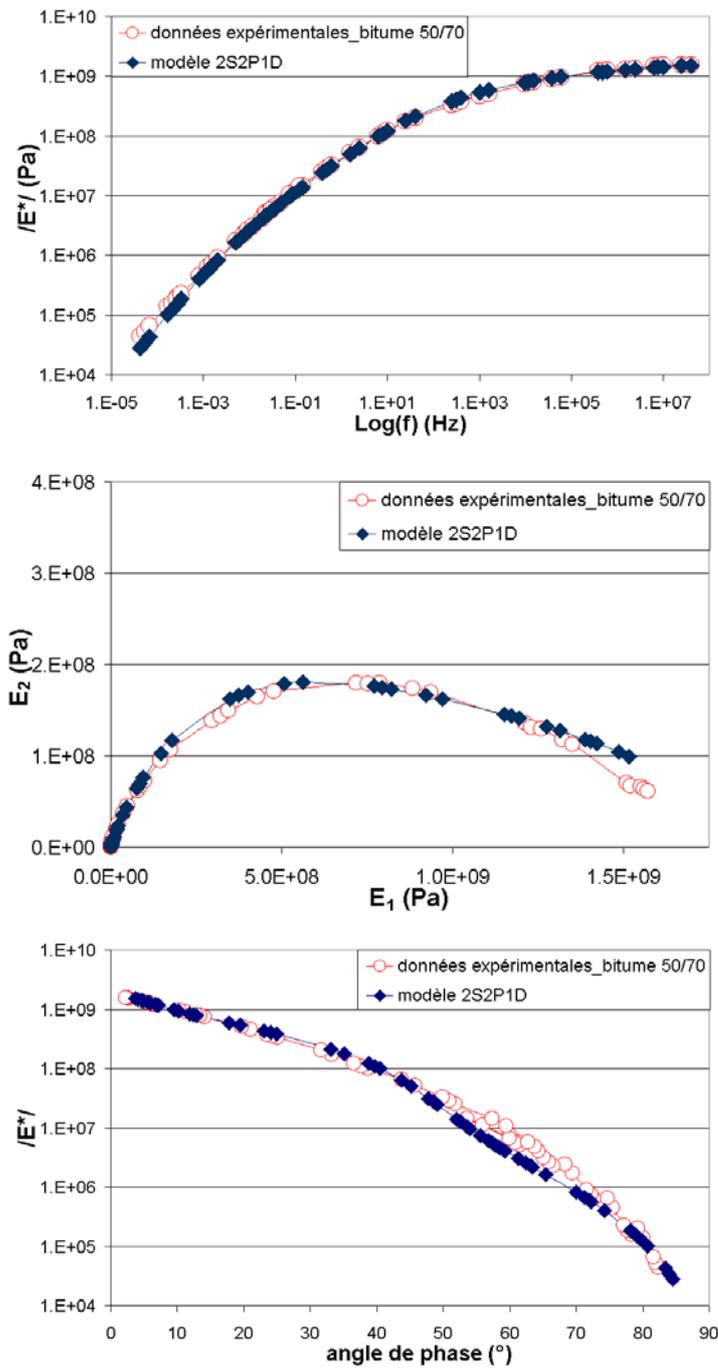


Figure II-34. Comparaison entre les résultats expérimentaux de module complexe du liant 50/70 et du modèle général “2S2P1D” correspondant ($T_s=10^\circ\text{C}$). Les constantes sont données dans le Tableau II-11.

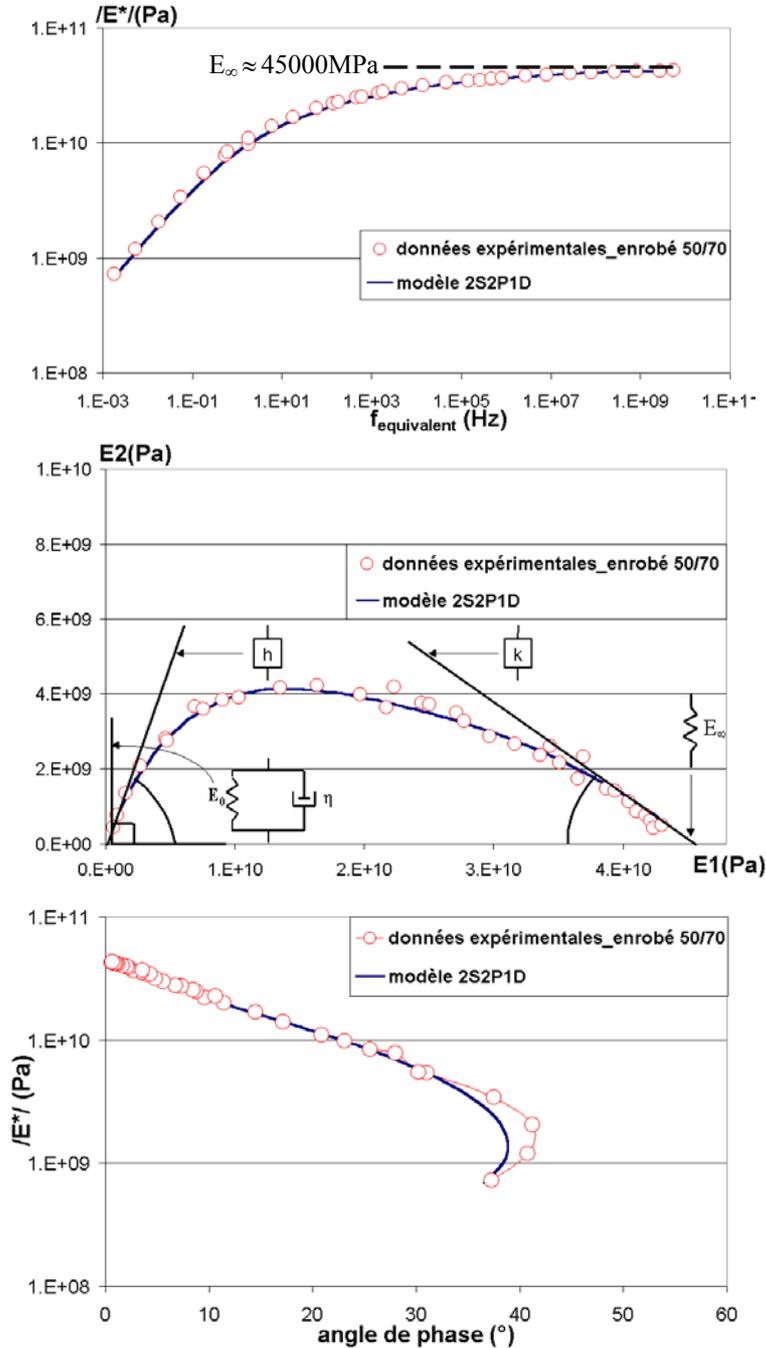


Figure II-35. Comparaison entre les résultats expérimentaux de module complexe de l'enrobé au liant 50/70 et du modèle général "2S2P1D" correspondant ($T_s=10^\circ\text{C}$). Les constantes sont données dans le Tableau II-11.

Le Tableau II-11 met en évidence que chaque enrobé possède les mêmes paramètres δ , k , h et β (Equation II-21) que le liant correspondant. Les seuls paramètres différents entre les modules complexes du liant et de l'enrobé sont les modules statique et vitreux (E_0 et E_∞) et τ_0 .

Ceci confirme que la rhéologie de l'enrobé dépend directement de la rhéologie du liant pour le squelette granulaire et la teneur en liant considérés. Ainsi, l'Equation II-21 donne les deux expressions suivantes respectivement pour les modules complexes du liant et de l'enrobé :

$$E_{\text{liant}}^* (i\omega\tau_{\text{liant}}) = E_{0_liant} + \frac{E_{\infty_liant} - E_{0_liant}}{1 + \delta(i\omega\tau_{\text{liant}})^{-k} + (i\omega\tau_{\text{liant}})^{-h} + (i\omega\beta\tau_{\text{liant}})^{-1}} \quad \text{Equation II-23}$$

$$E_{\text{enrobé}}^* (i\omega\tau_{\text{enrobé}}) = E_{0_enrobé} + \frac{E_{\infty_enrobé} - E_{0_enrobé}}{1 + \delta(i\omega\tau_{\text{enrobé}})^{-k} + (i\omega\tau_{\text{enrobé}})^{-h} + (i\omega\beta\tau_{\text{enrobé}})^{-1}} \quad \text{Equation II-24}$$

où seulement τ_{liant} et $\tau_{\text{enrobé}}$ sont des fonctions de la température.

Le module vitreux E_{∞_liant} est identique pour chaque liant, et égal à $2 \cdot 10^9$ Pa. Cette valeur est très proche des valeurs de modules vitreux trouvés par Franken et al. (1997) [58] pour huit bitumes ($E_{\infty} \approx 2.157 \pm 0.198$ GPa).

Concernant les cinq enrobés bitumineux testés, leur module statique (resp. vitreux) est compris entre 40 et 800 MPa (resp. entre 40000 et 45000 MPa). La variation du module statique d'un enrobé à un autre pourrait notamment s'expliquer du fait de la faible variation du squelette granulaire et/ou de la teneur en vides ($3 \pm 1\%$) entre les éprouvettes testées. En effet, comme le module statique des enrobés dépend probablement du squelette granulaire et de la teneur en vides (la contribution du liant à haute température et basse fréquence est négligeable), cette valeur asymptotique minimale du module peut varier légèrement.

De plus, il convient de noter que seul l'enrobé au liant PMB1 a été testé à +30 et +45°C, alors que la température d'essai la plus chaude pour les quatre autres enrobés était de +15°C. Pour ces quatre enrobés, nous avons donc disposé d'assez peu de points expérimentaux correspondant aux températures élevées et aux basses fréquences pour assurer une estimation précise du module statique. A l'avenir, il conviendrait de tester au moins l'isotherme +30°C pour la détermination du module statique E_0 d'une formulation d'enrobé donnée.

Comme l'illustre la Figure II-36, les logarithmes de τ_{0_liant} et $\tau_{0_enrobé}$, déterminés à $T_s=10^\circ\text{C}$ respectivement pour les liants et les enrobés, sont bien corrélés ($r^2=0.96$) :

$$\tau_{0_enrobé} = 10^\alpha \tau_{0_liant} \quad \text{Equation II-25}$$

avec $\alpha = 2.82$ qui dépend probablement de la formulation d'enrobé et du vieillissement durant l'enrobage.

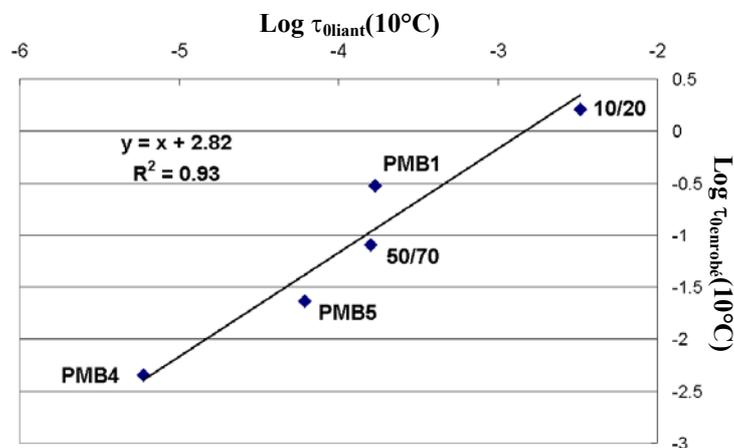


Figure II-36. Relation entre $\text{Log}\tau_{0_liant}$ et $\text{Log}\tau_{0_enrobé}$ déterminés à 10°C .

De plus, comme les facteurs de translation a_T des bitumes et des enrobés sont quasi-identiques ([16] [17] [18] [43] [102] [103]), l'Equation I-23 entraîne la relation suivante entre τ_{liant} et $\tau_{enrobé}$ pour la formulation d'enrobé considérée :

$$\tau_{enrobé}(T) = 10^\alpha \tau_{liant}(T) \quad \text{Equation II-26}$$

avec $\alpha = 2.82$ pour toute température "T". α dépend probablement de la formulation d'enrobé et du vieillissement durant l'enrobage comme mentionné précédemment.

Dans les précédents développements, le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) a été utilisé pour construire les courbes maîtresses à $T_s=10^\circ\text{C}$. Ceci permet d'affiner la calibration du modèle avec l'ensemble des points expérimentaux. Néanmoins le PETT n'est valable qu'en première approximation pour les liants et enrobés bitumineux modifiés aux polymères, dans le domaine des températures basses et intermédiaires. A hautes températures ($>10^\circ\text{C}$ environ d'après nos résultats), nous avons introduit un "Principe d'Equivalence Partielle Temps-Température" (PEPTT) valable uniquement en première approximation pour la norme du module complexe (cf. II.3-1-1 et II.4-2).

L'Equation II-21 étant valable à une température T donnée, l'ensemble des développements précédents reste valable en raisonnant directement à partir de chacune des isothermes.

II.7-3 PREDICTION DU MODULE DE L'ENROBE A PARTIR DU MODULE DU BITUME

II.7-3-1 Prédiction du module complexe des enrobés étudiés

De nombreuses études ont déjà été réalisées dans la littérature afin de relier les modules du liant et de l'enrobé pour une formulation d'enrobé donnée ([16] [17] [43] [56] [57] [59] [61] [88] [120] [138]). De plus, les relations entre les modules du liant et de l'enrobé sont valables sur un assez faible intervalle de température et de fréquence, voire pour des modules mesurés dans les mêmes conditions de température et de fréquence. De plus, à notre connaissance hormis les travaux d'Ugé et al. (Equation I-67) [129], de Francken et al. (Figure I-35) [56] [57] [59] et de Zeng et al. [138], très peu d'auteurs proposent des formules de prédiction de l'angle de phase de l'enrobé à partir des propriétés du liant.

Dans ce paragraphe, nous présentons une relation entre le module complexe (norme et angle de phase) du liant et celui de l'enrobé. Cette relation ne repose pas nécessairement sur le PETT. De plus, même si cette relation entre les modules complexes du liant et de l'enrobé est établie dans un premier temps à l'aide du modèle "2S2P1D", le lecteur notera que cette relation est indépendante de tout modèle rhéologique. Ainsi, la relation peut directement s'appliquer aux données expérimentales brutes obtenues pour le liant considéré.

A partir des Equation II-23 et Equation II-24, la relation suivante entre le module complexe du liant et celui de l'enrobé peut être obtenue :

$$E_{enrobé}^*(\omega, T) = E_{0_enrobé} + \left[E_{liant}^*(10^\alpha \omega, T) - E_{0_liant} \right] \frac{E_{\infty_enrobé} - E_{0_enrobé}}{E_{\infty_liant} - E_{0_liant}} \quad \text{Equation II-27}^4$$

⁴ Concernant les valeurs expérimentales du Tableau II-11, $E_{0_liant} \ll E_{\infty_liant}$ et $E_{0_enrobé} \ll E_{\infty_enrobé}$. Ainsi, l'Equation II-27 peut éventuellement être simplifiée en première approximation :

$$E_{enrobé}^*(\omega, T) = E_{0_enrobé} + E_{liant}^*(10^\alpha \omega, T) \frac{E_{\infty_enrobé}}{E_{\infty_liant}}$$

avec :

- ω : pulsation,
- T : température,
- α : coefficient dépendant probablement de la formulation d'enrobé considérée et du vieillissement durant l'enrobage et la mise en œuvre,
- E_{∞_liant} ("module vitreux") le module du liant considéré lorsque $\omega\tau \rightarrow \infty$ (2GPa pour les neuf liants testés dans cette étude),
- $E_{0_enrobé}$ ("module statique") le module de l'enrobé lorsque $\omega\tau \rightarrow 0$,
- $E_{\infty_enrobé}$ ("module vitreux ") le module de l'enrobé lorsque $\omega\tau \rightarrow \infty$.

Dans le plan complexe de Cole-Cole, l'Equation II-27 a une interprétation géométrique. Elle correspond, en effet, à une expansion isotrope et à une translation selon l'axe E_1 de la courbe du liant.

Trois constantes uniquement sont nécessaires pour prédire le module complexe de l'enrobé à partir de celui du liant : $E_{0_enrobé}$, $E_{\infty_enrobé}$ et α . Les deux premières constantes possèdent une signification physique claire : $E_{0_enrobé}$ et $E_{\infty_enrobé}$ correspondent respectivement aux valeurs asymptotiques minimale et maximale de la norme du module complexe de l'enrobé, respectivement à très basses fréquences et à très hautes fréquences. Concernant le paramètre supplémentaire α (Equation II-25 et Equation II-26), il dépend probablement de la formulation d'enrobé considérée et du vieillissement durant l'enrobage et la mise en œuvre.

Si, de plus, le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT), et par voie de conséquence l'Equation I-25, sont vérifiés pour les bitumes, la propriété suivante peut être ajoutée à l'Equation II-27 (idem pour les enrobés) :

$$E_{liant}^*(10^\alpha \omega, T) = E_{liant}^*(10^\alpha \omega a_T(T), T_s) \quad \text{Equation II-28}$$

avec :

- $a_T(T)$: le facteur de translation temps-température à la température T,
- T_s la température de référence.

Pour résumer, l'Equation II-27 est d'une grande importance pratique puisqu'il s'agit d'une relation très simple entre le module complexe de l'enrobé et celui du liant, pour la formulation d'enrobé considérée et quel que soit le couple fréquence-température considéré.

En outre, les paramètres du modèle "2S2P1D" n'apparaissent pas dans l'Equation II-27. Cela signifie que cette relation entre le module complexe de l'enrobé et celui du liant ne dépend pas du modèle considéré pour le liant et peut donc être appliquée à n'importe quel modèle. Bien sûr, les modèles traduisant correctement le comportement visco-élastique linéaire des liants (modèle "2S2P1D" ou modèle CA par exemple), associés à l'Equation II-27, donneront de meilleures simulations.

L'Equation II-27 peut enfin être utilisée directement avec les données expérimentales de module complexe sur liant pour prédire le module complexe de l'enrobé, et ce, sans avoir recours à aucun modèle.

L'Equation II-27 apparaît donc comme un outil très simple et efficace de prédiction du module complexe de l'enrobé à partir du module complexe du liant. L'efficacité de cette équation est mise en évidence Figure II-37 (resp. Figure II-38) qui représente la comparaison des résultats expérimentaux de module complexe obtenus pour l'enrobé au liant 50/70 (resp. PMB4) et le module complexe prédit par l'Equation II-27 dans laquelle les données

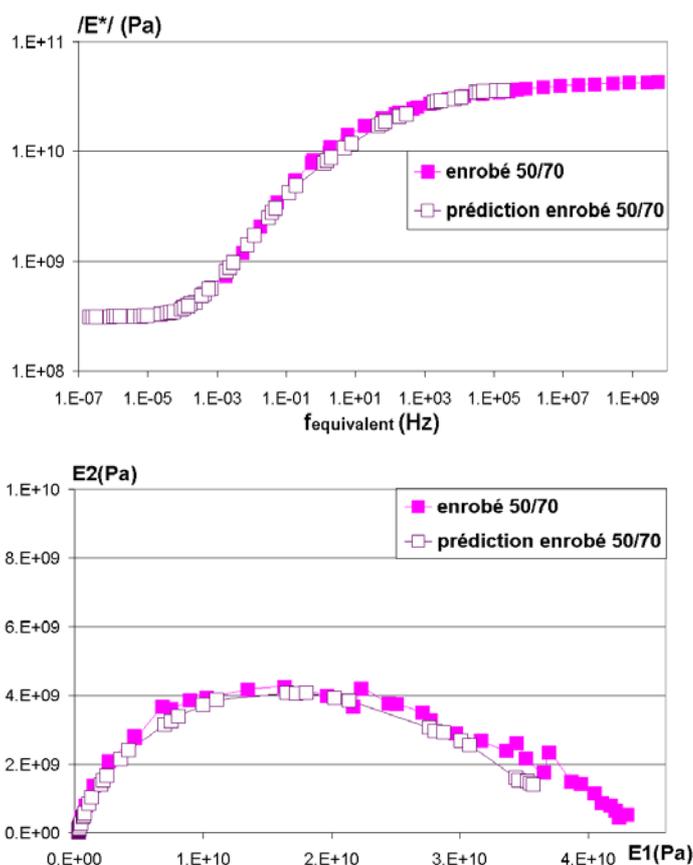
expérimentales du liant 50/70 (resp. PMB4) sont introduites. La validité de l'équation a également été vérifiée avec succès pour les trois enrobés aux liants 10/20, PMB1 et PMB5 (cf. ANNEXE 7).

Le module des cinq enrobés qui n'ont pas été testés (enrobés aux liants 0/10, 20/30, 35/50, PMB2 et PMB3) peut être facilement prédit à partir de l'Equation II-27 puisque les modules statique et vitreux des enrobés, pour la formulation d'enrobé étudiée, sont connus. Si une autre formulation d'enrobé est étudiée, $E_{0_enrobé}$ (resp. $E_{\infty_enrobé}$) pourrait être obtenu simplement en réalisant un essai de module complexe à $+30^{\circ}\text{C}$ (resp. -30°C) sur un intervalle de fréquences donné de manière à déterminer précisément la valeur asymptotique.

Plus généralement, un travail de laboratoire important de fabrication de plaques d'enrobés pourrait ainsi être évité à l'avenir.

Il convient également de souligner que l'Equation II-27 ne suppose pas que le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) soit vérifié. Si cette propriété est valide pour le bitume, elle apparaîtra comme automatiquement vérifiée pour l'enrobé correspondant.

En bref, si un bitume i et l'enrobé i correspondant –pour une formulation d'enrobé fixée– ont été testés, le module complexe d'un bitume quelconque j est alors suffisant pour prédire le module complexe de l'enrobé j correspondant, pour la formulation d'enrobé considérée.



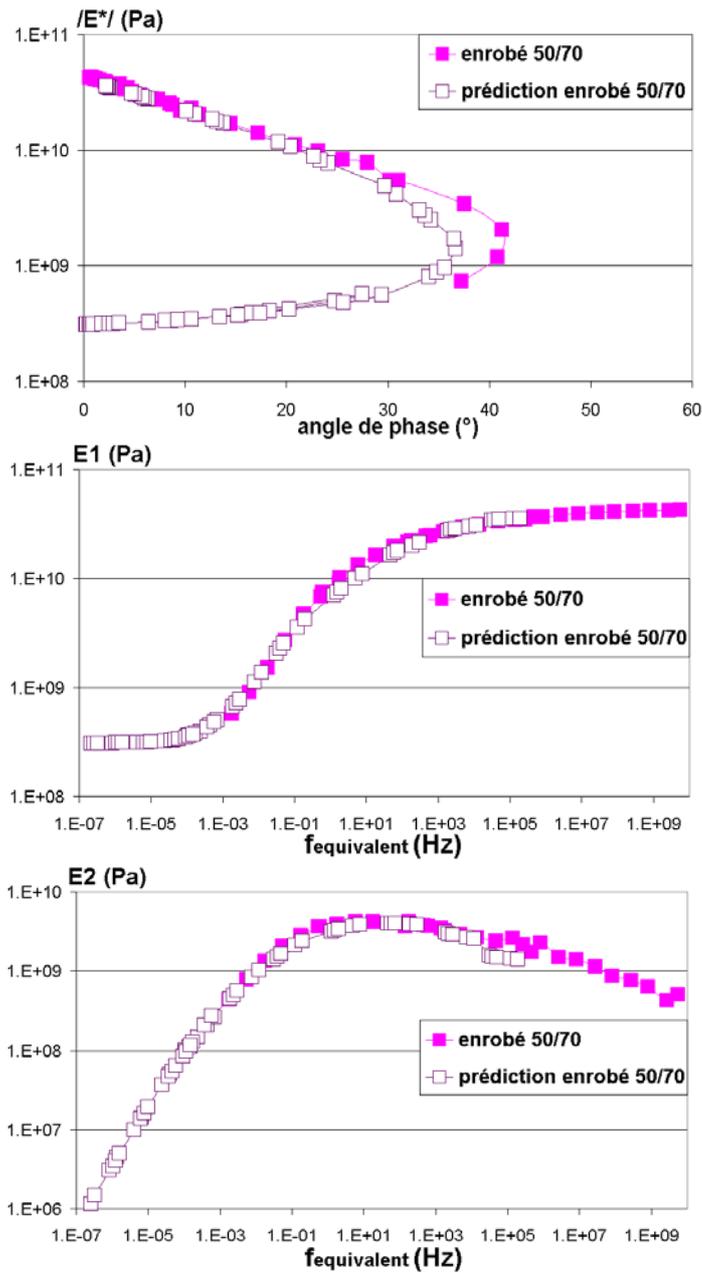
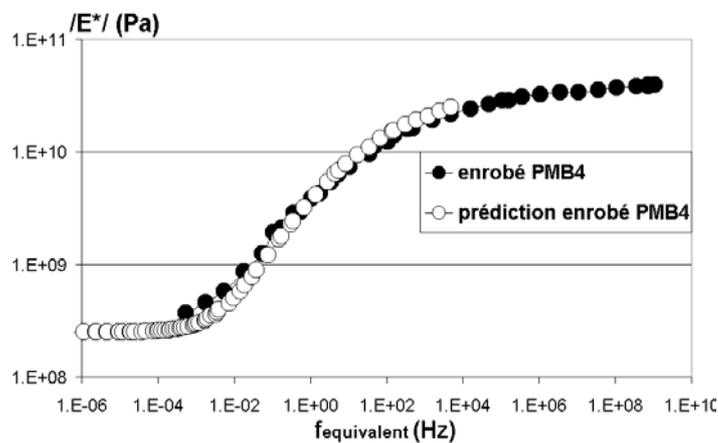


Figure II-37. Comparaison entre les données expérimentales de l'enrobé au liant 50/70 et le module complexe prédit à partir de l'Equation II-27 en utilisant les résultats expérimentaux du liant 50/70, à la température de référence $T_s=10^\circ\text{C}$.



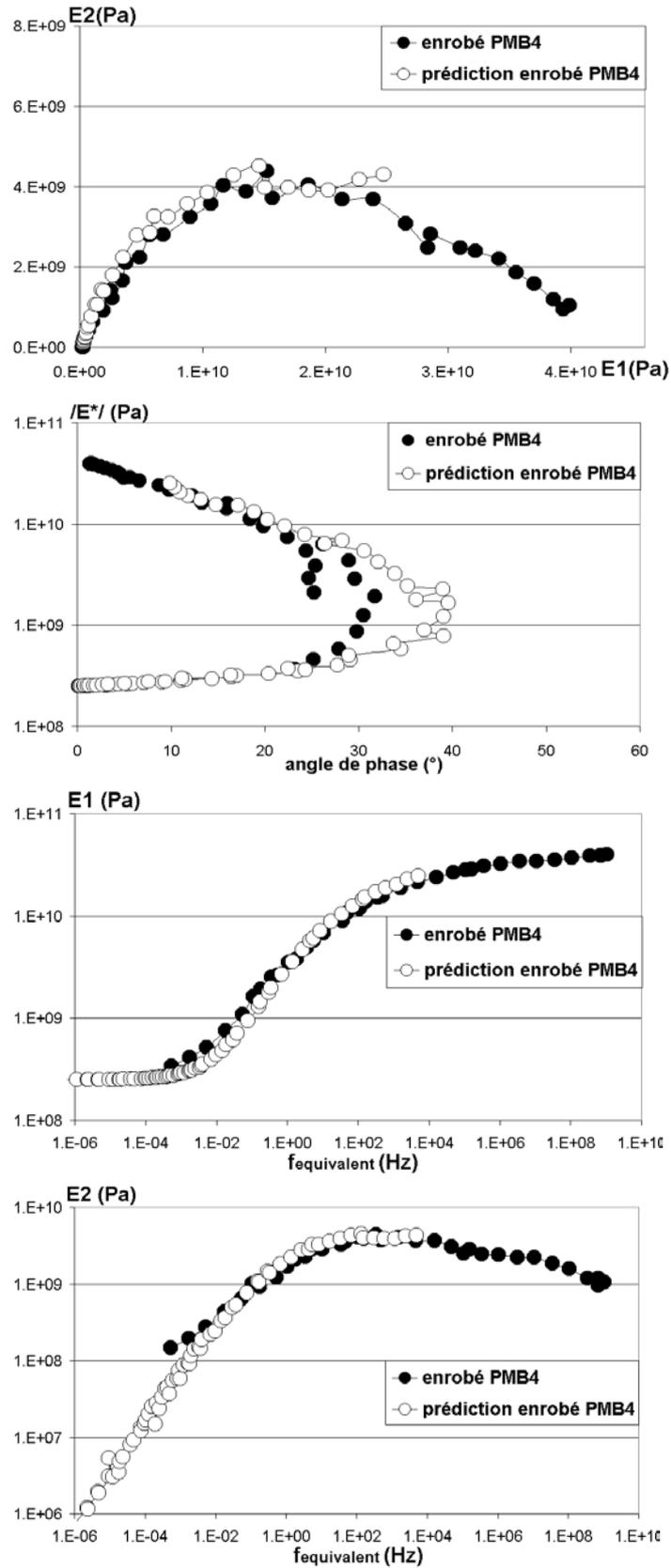


Figure II-38. Comparaison entre les données expérimentales de l'enrobé au liant PMB4 et le module complexe prédit à partir de l'Equation II-27 en utilisant les résultats expérimentaux du liant PMB4, à la température de référence $T_s=10^\circ\text{C}$.

II.7-3-2 Validation de la prédiction proposée avec différentes formulations de mastics et d'enrobés - influence du squelette granulaire

Ce paragraphe est consacré à la validation du modèle 2S2P1D, ainsi qu'à la validation de l'Equation II-27. Pour ce faire, une étude paramétrique sur les liants 50/70 et PMB5, et diverses mélanges bitumineux (différents mastics et formulations d'enrobés supplémentaires) a été effectuée en parallèle à cette étude. Cette section doit notamment au travail expérimental de Brice Delaporte sur les mastics bitumineux, mené au Laboratoire GéoMatériaux du Département Génie Civil et Bâtiment de l'ENTPE, dans le cadre de son stage de DEA [37].

En tenant compte de la formulation d'enrobés testée au cours de ce travail de thèse, il est possible de montrer que l'on obtient un pourcentage de 32% en volume de fines (passant à 80µm) sur le volume total de mastic. Il a donc été décidé de réaliser, dans le cadre du DEA de Brice Delaporte, des essais sur des mastics à 32% pour comparer les résultats avec ceux obtenus sur les enrobés correspondants. Une deuxième concentration de 48% (en volume de fines sur le volume total de mastic) a également été choisie de manière à tester l'influence de la teneur en fines.

En ce qui concerne les enrobés testés pour valider le modèle 2S2P1D et l'Equation II-27, hormis la formule d'enrobé testée lors de cette thèse, nous avons repris les résultats obtenus avant cette étude pour deux enrobés :

- un enrobé drainant fabriqué à partir du liant PMB5, d'une formule granulométrique discontinue 0/2 et 6/10 (granulats concassés de type diorite). La teneur en liant est de 7.5ppc, la teneur en vides de 24.8%.
- un enrobé dit «DGCB» fabriqué à partir d'un liant 50/70 et d'une formulation granulométrique adoptée depuis 1984 au Laboratoire GéoMatériaux du DGCB à l'ENTPE (formule 0/6 continue reconstituée à partir de granulats concassés de type diorite). La teneur en liant est de 7.3ppc, la teneur en vides de 4%. Les résultats de module complexe de cet enrobé sont issus de la thèse de Doubbaneh (1995) [52].

L'étude paramétrique est résumée au Tableau II-12 :

bitume	mastics % de fines (en volume)			enrobés		
	50/70	0	32	48	—	enrobé «DGCB»
PMB5	0	32	48	enrobé drainant	—	enrobé de cette étude

 matériaux testés par Brice Delaporte à l'ENTPE (2003) [37]

Tableau II-12. Etude paramétrique menée sur les bitumes 50/70 et PMB5.

Ainsi, chacun des liants 50/70 et PMB5 a été testé tel quel, avec deux formulations différentes de mastics et deux formulations différentes d'enrobés.

Le Tableau II-13 (resp. Tableau II-14) regroupe les paramètres du modèle 2S2P1D pour le liant 50/70 (resp. PMB5), ainsi que pour les deux formulations différentes de mastics et les deux formulations d'enrobés correspondantes.

Matériau	δ	k	h	E_0 (MPa)	E_∞ (MPa)	β	$\text{LOG}\tau_0(10^\circ\text{C})$
bitume 50/70	2.5	0.20	0.56	0	2000	400	-3.795
mastic 50/70 32%	2.5	0.20	0.56	0	9000	400	-3.917
mastic 50/70 48%	2.5	0.20	0.56	0	20000	400	-3.788
enrobé 50/70 DGCB	2.5	0.20	0.56	90	29000	400	-0.722
enrobé 50/70 de cette étude	2.5	0.20	0.56	200	45000	400	-1.071

Tableau II-13. Paramètres du modèle 2S2P1D pour le liant 50/70, ainsi que pour les deux formulations différentes de mastics et les deux formulations différentes d'enrobés.

Matériau	δ	k	h	E_0 (MPa)	E_∞ (MPa)	β	$\text{LOG}\tau_0(10^\circ\text{C})$
bitume PMB5	1.9	0.22	0.55	0.004	2000	1500	-4.251
mastic PMB5 32%	1.9	0.22	0.55	0.5	9000	1500	-4.698
mastic PMB5 48%	1.9	0.22	0.55	0.5	21500	1500	-4.688
enrobé PMB5 drainant	1.9	0.22	0.55	85	12400	1500	-1.455
enrobé PMB5 de cette étude	1.9	0.22	0.55	800	43000	1500	-1.634

Tableau II-14. Paramètres du modèle 2S2P1D pour le liant PMB5, ainsi que pour les deux formulations différentes de mastics et les deux formulations d'enrobés correspondantes.

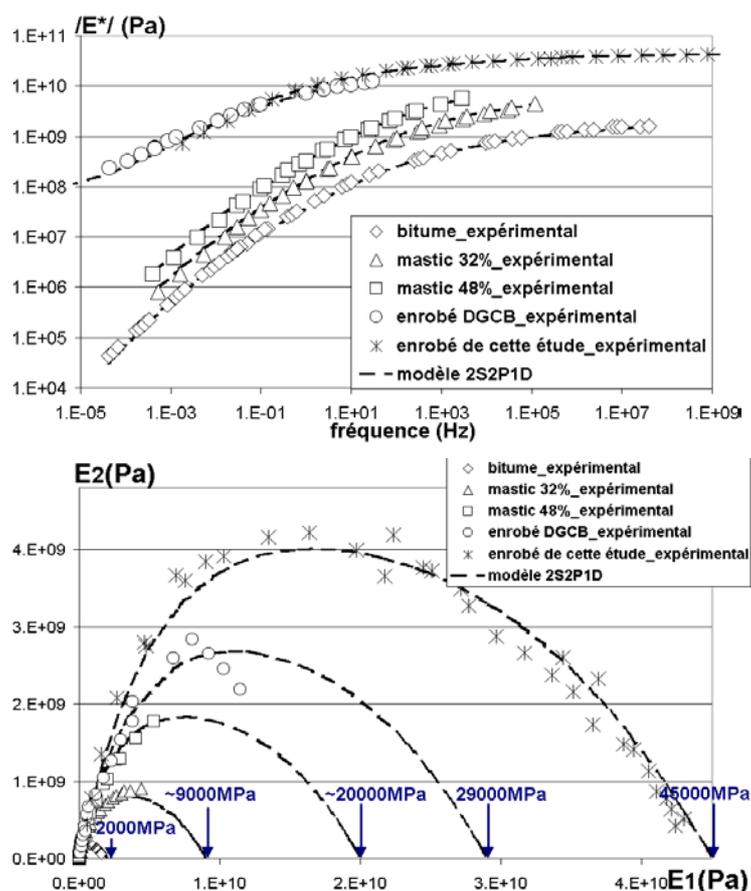


Figure II-39. Comparaison des résultats expérimentaux de module complexe avec le modèle 2S2P1D, pour le bitume 50/70, ainsi que pour deux formulations différentes de mastics et deux formulations d'enrobés.

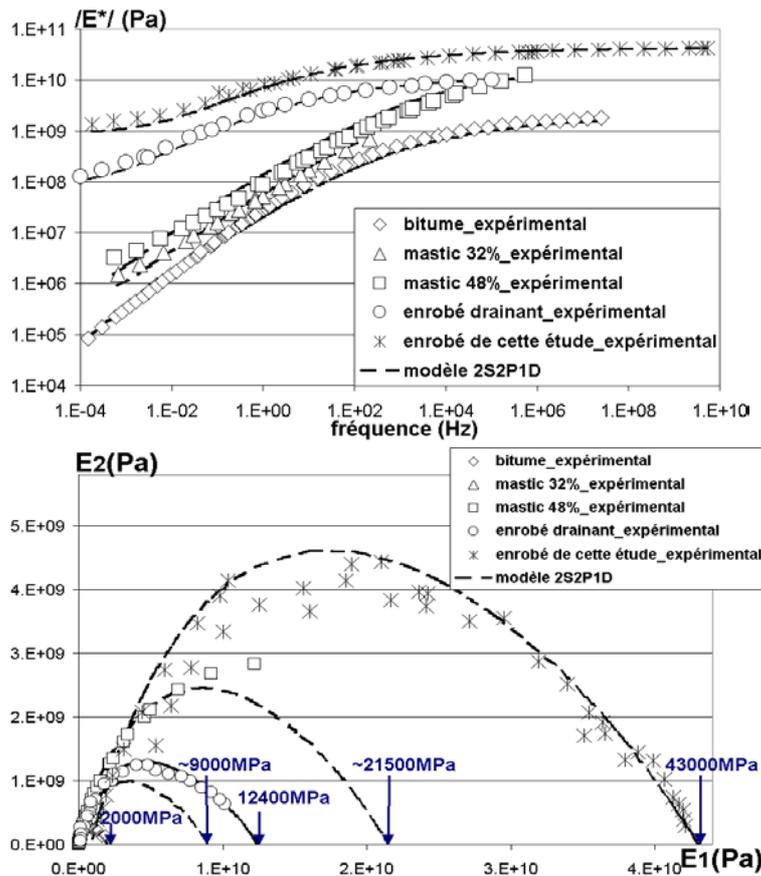


Figure II-40. Comparaison des résultats expérimentaux de module complexe avec le modèle 2S2P1D, pour le liant PMB5, ainsi que pour deux formulations différentes de mastics et deux formulations d'enrobés.

Comme l'illustre la Figure II-39, le "module vitreux" de l'enrobé DGCB au liant 50/70 n'a pu être déterminé à l'aide des résultats expérimentaux de module complexe de Doubbaneh (1995) [52]. Néanmoins, lors de la thèse de Doubbaneh [52], le "module vitreux" de l'enrobé DGCB au liant 50/70 a pu être déterminé à l'aide de mesures d'ondes ultrasonores, à -15°C , en procédant à une analyse inverse et en faisant l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire isotrope à -15°C , et en supposant également que $\nu=0.2$.

A partir des résultats obtenus pour cette étude paramétrique menée sur les bitumes 50/70 et PMB5 (Tableau II-13 & Tableau II-14)), les conclusions suivantes peuvent être tirées :

a) pour chaque liant, les paramètres δ , h , k et β restent identiques, quelle que soit la formulation de mastic ou d'enrobé considérée. Seuls les paramètres E_0 , E_{∞} et τ_0 semblent dépendre de la formulation étudiée.

b) pour une formulation donnée, commune aux liants 50/70 et PMB5, seuls les paramètres τ_0 , δ , h , k et β diffèrent d'un bitume à l'autre. Les paramètres E_0 et E_{∞} des enrobés semblent dépendre directement de la formulation étudiée et être indépendants du bitume. Ceci a précédemment été mis en évidence pour la formulation d'enrobé étudiée et les 5 enrobés de cette étude (cf. Tableau II-11). Ce point mérite cependant d'être vérifié pour d'autres types de bitumes.

c) comme le montrent les Tableaux II-13 & II-14, pour les différentes formulations de mastics et d'enrobés étudiés, il semble exister un seuil critique du volume de particules granulaires présentes dans les mélanges étudiés, influant directement sur la valeur du paramètre τ_0 . D'après les résultats obtenus pour nos deux bitumes (Tableau II-13 & Tableau II-14), le paramètre τ_0 est très proche pour le bitume et les deux mastics 32% et 48%. Mais τ_0 prend une valeur très différente pour les deux formulations d'enrobés considérées pour chaque bitume. Nous pensons que ce changement radical de la valeur de τ_0 est lié au volume de particules granulaires dans le mélange, permettant d'avoir ou non contact entre les grains. Deux cas sont envisageables :

- i) pour un mastic dans lequel les fines ne sont pas en contact les unes avec les autres (cas d'une suspension de particules granulaires dans une matrice de bitume), le paramètre τ_0 semble être identique à celui du bitume,
- ii) dans le cas d'une forte teneur en particules granulaires dans le mélange bitumineux (cf. enrobé drainant et enrobé de cette étude au liant PMB5, ou enrobé DGCB et enrobé de cette étude au liant 50/70), le paramètre τ_0 est différent de la valeur obtenue pour le bitume. L'évolution du paramètre τ_0 reste à étudier avec, par exemple, d'autres compositions de mastics à forte teneur en filler et d'autres enrobés à forte teneur en bitume.

Une étude sur des mastics à forte teneur en fines (52% par exemple) est prévue à l'ENTPE afin d'étudier la relation entre la densité de l'empilement des particules granulaires et le paramètre τ_0 . De même, une étude d'enrobés à forte teneur en liant pourrait être réalisée.

La Figure II-41 représente l'évolution du paramètre $\text{Log} \tau_0$ en fonction du rapport entre le volume de bitume, noté v_b , et le volume de particules granulaires, noté v_g .

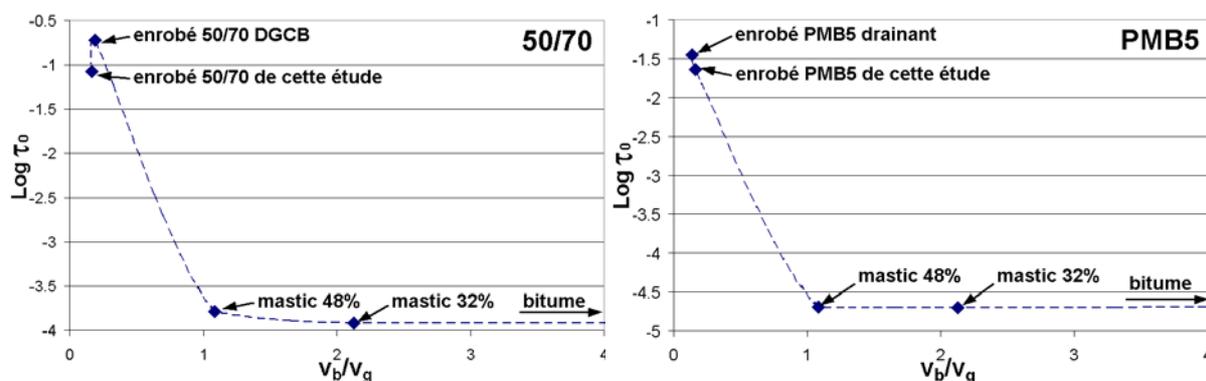


Figure II-41. Evolution de $\text{Log} \tau_0$ en fonction du rapport v_b/v_g .

Finalement, ces premiers essais de validation du modèle 2S2P1D et de l'Equation II-27 sont assez encourageants. D'autres bitumes et d'autres formulations de mastics et d'enrobés restent néanmoins à tester. Enfin, des essais de module complexe à très basses températures et à très hautes fréquences seraient nécessaires pour déterminer correctement les paramètres k et E_∞ du modèle 2S2P1D dans le cas des mastics, ce qui n'a pas été possible avec le dispositif de mesure utilisé par Brice Delaporte à l'ENTPE [37].

CHAPITRE III. ETUDE EXPERIMENTALE EN GRANDES DEFORMATIONS ET PROPRIETES A LA RUPTURE

III.1 INTRODUCTION

Ce troisième chapitre présente les différents résultats obtenus dans le domaine des grandes déformations des liants et des enrobés bitumineux. On applique néanmoins les hypothèses des petites transformations (déformations maximales de l'ordre de 20%). Nous nous intéressons ici exclusivement aux propriétés à la rupture (résistance en traction des liants et des enrobés, température de fissuration à l'essai de retrait thermique empêché (TSRST), ténacité et énergie de rupture des bitumes à basses températures). Le but étant notamment d'établir les liens existants entre les propriétés à la rupture des liants et celles des enrobés bitumineux, mais également d'établir des caractéristiques pertinentes et suffisamment discriminantes au regard des propriétés à basses températures des enrobés bitumineux.

Le lien entre les propriétés en petites déformations et les propriétés à la rupture des enrobés bitumineux est établi au quatrième et dernier chapitre de ce mémoire. Le quatrième chapitre introduit, en effet, la loi "DBN" (Di Benedetto-Neifar) qui permet de décrire de manière unifiée un comportement visco-élastique linéaire en petites déformations, les non-linéarités pour des niveaux de déformation plus élevés, et un écoulement viscoplastique. La prise en compte par le modèle DBN des propriétés à la rupture présentées dans ce troisième chapitre constitue notamment l'originalité de cette thèse (prédiction de la rupture fragile).

Le comportement à la rupture des liants a été évalué à partir de l'essai de traction directe SHRP (cf. I.4-4-1) et d'un essai de fissuration utilisant les principes de la Mécanique Linéaire de la Rupture (cf. I.4-4-2). Le comportement à la rupture des enrobés a été étudié à partir d'essais de traction directe (cf. I.6-3-1) et de retrait thermique empêché (cf. I.6-3-3). La Figure III-1 représente une vue d'ensemble de cette étude du comportement à la rupture des liants et des enrobés bitumineux.

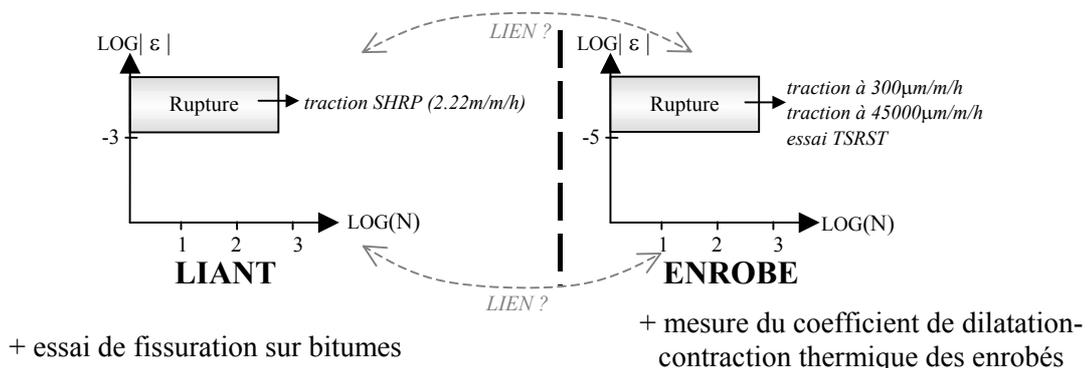


Figure III-1. Tests réalisés sur les liants et les enrobés dans le domaine des grandes déformations (propriétés à la rupture).

Aucun essai de mesure de la résistance à la propagation de fissure des enrobés n'a été mené dans le cadre de cette thèse. De plus, les liens théoriques entre l'essai de fissuration et les autres essais n'étant pas évidents, on prévoit principalement une corrélation statistique des résultats obtenus avec ceux des autres essais sur liants et enrobés.

Il est à noter que la mesure du coefficient de dilatation-contraction thermique de chaque enrobé a également été réalisée. La connaissance de ce coefficient permet en particulier de déterminer la vitesse de déformation mécanique équivalente lors de l'essai de retrait thermique empêché.

III.2 ESSAIS DE TRACTION SUR LIANTS ET ENROBES

III.2-1 ESSAIS DE TRACTION DIRECTE SHRP SUR LIANTS

L'essai de traction directe est l'un des essais retenus par le programme SHRP pour caractériser le comportement à la rupture des liants bitumineux à basse température. L'essai est réalisé selon la procédure AASHTO TP3 (cf. I.4-4-1). L'ensemble de ces essais a été sous-traité et réalisé aux Etats-Unis par Raj Dongré (Dongré Laboratory Services Inc.).

Les échantillons de bitume de 27mm de hauteur (Figure I-24) sont soumis à une traction à vitesse de déplacement imposée constante de 1mm/min (correspondant à une vitesse de déformation de 2.22m/m/h) à différentes températures maintenues constantes, jusqu'à la rupture du matériau. L'influence de la vitesse de déformation sur la résistance en traction des bitumes n'a donc pu être évaluée.

Au moins six répétitions ont été réalisées à chaque température. Mis à part la détermination de la température conventionnelle correspondant à une déformation de 1% à la rupture (cf. I.4-4-1), $T_{\epsilon=1\%}$, l'analyse des résultats a également consisté à caractériser une température seuil séparant les comportements fragile et ductile (à la vitesse de déformation considérée de 2.22m/m/h). La résistance en traction (contrainte de traction maximale) et la déformation correspondante à chaque température sont représentées Figure III-2.a et Figure III-2.b.

S'il est intéressant, selon nous, de classer les bitumes en fonction de leur tolérance à la déformation, le paramètre $T_{\epsilon=1\%}$ n'en reste pas moins arbitraire et empirique. Ce paramètre sera comparé par la suite avec un nouveau concept de température de transition fragile/ductile des liants, qui est introduit à la vitesse de déformation étudiée. La détermination de cette température de transition fragile/ductile des liants est expliquée ci-dessous.

Il ressort de nos résultats que la température de transition entre le comportement ductile (écoulement viscoplastique à la rupture) et fragile (comportement quasi-élastique jusqu'à une rupture brutale) du matériau à la vitesse de déformation étudiée, se situe environ à la température qui correspond au pic de résistance dans le diagramme température-résistance.

Autant il est facile de déterminer à partir de l'examen des courbes contrainte-déformation si le matériau est purement fragile ou purement ductile, autant il est plus difficile de déterminer la transition progressive entre ces deux comportements extrêmes (en fonction de la température et de la vitesse d'essai). C'est pourquoi, dans tous les développements suivants, la température de transition fragile/ductile est déterminée à partir du pic en contrainte qui est plus franc (cf. Figure III-2.a). Cette nouvelle méthode de détermination de la température de transition fragile/ductile est plus facile et précise, puisque le pic en contrainte peut être clairement identifié.

La température de transition fragile/ductile des bitumes (à 2.22m/m/h), notée T_{fdb} , constitue, à notre sens, un nouveau paramètre dont le sens physique est directement lié au type de rupture des spécimens (ductile ou fragile), qui influence la forme des courbes contrainte-déformation.

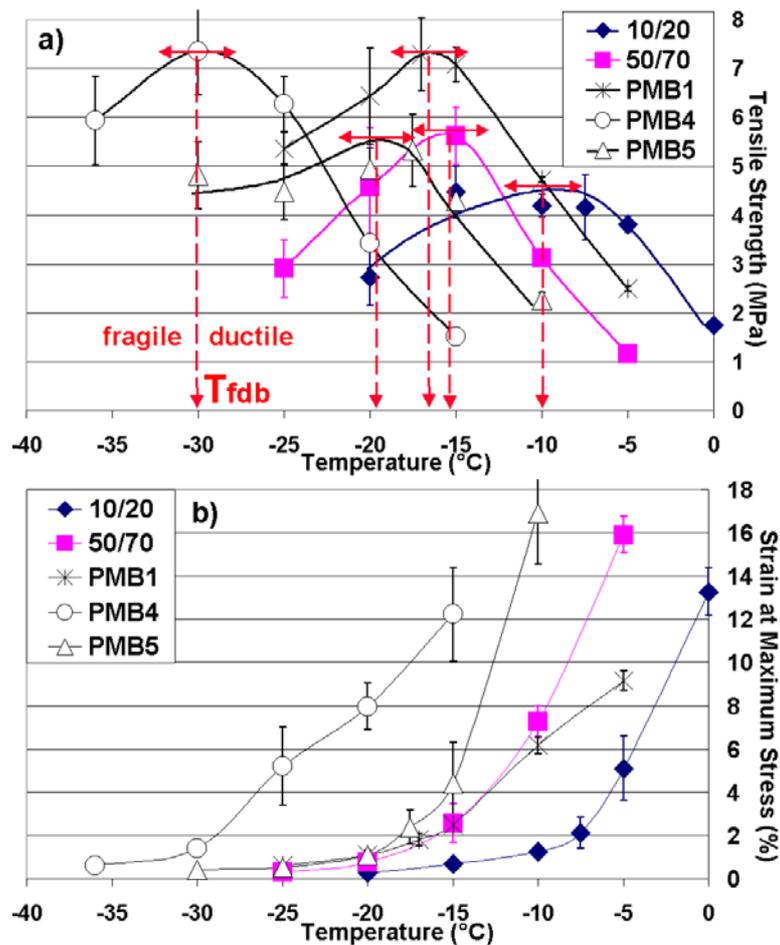


Figure III-2. Bilan des essais de traction SHRP (Olard et al., 2003-04) [102] [105] [107].

King et al. (1993) ont précédemment remarqué que lorsque la température chute en dessous de -15°C environ, la résistance en traction des enrobés bitumineux décroît et la rupture devient une rupture de type fragile avec des faibles niveaux de déformation [76].

Les valeurs de T_{fdb} sont présentées au Tableau III-1 avec la température correspondant à une déformation à la rupture de 1%, $T_{\varepsilon=1\%}$. T_{fdb} et $T_{\varepsilon=1\%}$ sont fortement corrélées ($r^2=0.97$). Néanmoins, des investigations complémentaires sur d'autres types de bitumes sont nécessaires avant de pouvoir tirer toute conclusion définitive.

Le Tableau III-1 ci-dessous présente les deux types de températures limites déterminées à partir des résultats de traction SHRP : $T_{\varepsilon=1\%}$ et T_{fdb} .

Bitume	10/20	50/70	PMB1	PMB4	PMB5
T_{fdb} (°C)	-10	-15.5	-16.5	-30	-20
$T_{\varepsilon=1\%}$ (°C)	-11	-18.5	-20.5	-32.5	-20.5

Tableau III-1. Températures limites ($T_{\varepsilon=1\%}$ et T_{fdb}) à l'essai de traction SHRP sur liants.

Comme l'illustre la Figure III-2, la réalisation pratique de tels essais dans le domaine de comportement fragile des liants a conduit à des valeurs de contrainte très dispersées. En effet, d'après nos résultats de résistance en traction des liants (Figure III-2.a), la dispersion des résultats diminue dans le domaine des températures hautes et intermédiaires. Comme l'ont précisé récemment Largeaud et al. (2003), la dispersion des résultats de traction SHRP sur liants à basses températures pourrait notamment être expliquée par l'influence néfaste d'occlusions de petites bulles d'air dans la faible section des éprouvettes [77].

Concernant la déformation à la rupture (Figure III-2.b), la dispersion augmente fortement à hautes et moyennes températures, nuisant quelque peu à la détermination de $T_{\epsilon=1\%}$.

De par la dispersion des résultats à basses températures, il semble nécessaire à l'avenir, dans le cadre des projets de spécifications européennes par exemple, d'utiliser un pas d'échantillonnage pour les températures d'essai de l'ordre du °C dans la zone de transition afin de pouvoir détecter avec précision le changement de comportement.

III.2-2 ESSAIS DE TRACTION DIRECTE SUR ENROBES

III.2-2-1 Principe de l'essai

Ces tests de traction directe sur enrobés ont été réalisés à températures constantes entre 5°C et -46°C, à vitesse de déformation constante. Deux vitesses de déformation très différentes (300 et 45000µm/m/h) ont été choisies en vue d'étudier l'influence de la vitesse de déformation sur les propriétés à la rupture des enrobés. La majorité de ces essais ont été réalisés avec deux (voire trois) répétitions. Environ 110 essais de traction sur enrobés ont ainsi été réalisés.

Des éprouvettes cylindriques de 220mm de hauteur et de 80mm de diamètre ont été testées en traction en utilisant une presse MTS à asservissement hydraulique au Centre de Recherche d'EUROVIA à Dourdan (Figure II-18). La force est mesurée à l'aide d'une cellule d'une capacité de ±100KN. Les déformations sont mesurées à l'aide de trois extensomètres MTS munis de rallonges en invar (longueur totale:185 mm), placés sur trois génératrices à 120° autour des éprouvettes. La déformation axiale de l'éprouvette est calculée comme la moyenne des mesures de déformation délivrées par les trois extensomètres utilisés.

L'enceinte thermique permet d'atteindre des températures avoisinant les -31°C. Néanmoins, un système de refroidissement à l'azote permet, si besoin est, d'atteindre des températures avoisinant les -50°C. Ce système de refroidissement à l'azote a ici été utilisé pour les essais réalisés à des températures inférieures à -31°C. A noter qu'une durée de stabilisation en température de trois heures a été effectuée avant chaque essai afin d'obtenir un champ de température homogène pendant l'essai.

III.2-2-2 Résultats expérimentaux

La Figure III-3 présente le bilan des essais de traction sur les cinq enrobés étudiés (fabriqués à partir des liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5).

D'une part, comme l'avaient précédemment montré Di Benedetto et al. [40] [42], les résultats expérimentaux obtenus pour les cinq enrobés bitumineux testés montrent que la contrainte à la rupture (écoulement visco-plastique) dépend fortement de la vitesse de déformation dans le domaine ductile (à haute température) (cf. Figure III-3).

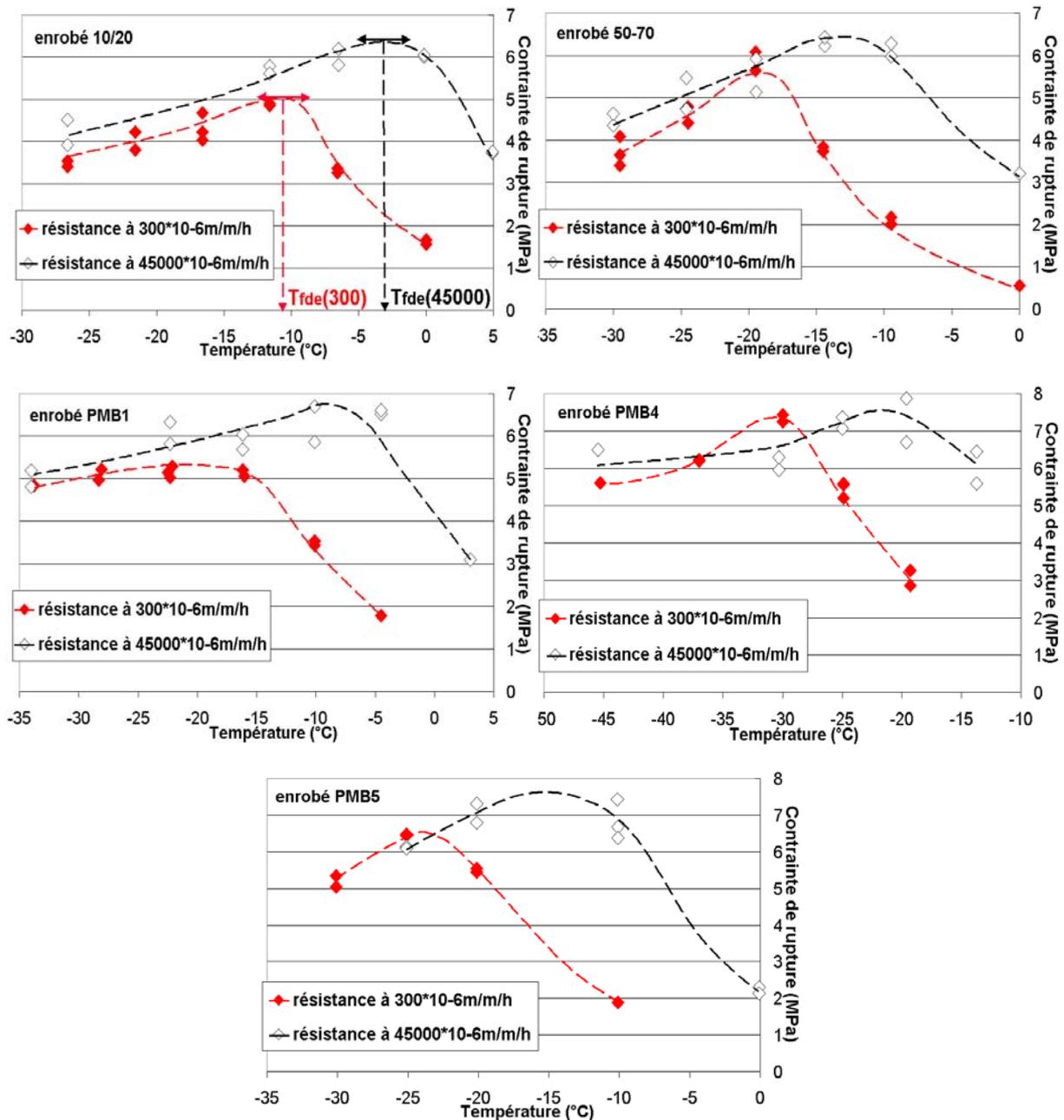


Figure III-3. Bilan des essais de traction à 300 et $45000 \cdot 10^{-6} \text{ m/m/h}$ sur les enrobés aux liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5 (Olard et al., 2003-04) [102] [105] [107].

Enrobé	10/20	50/70	PMB1	PMB4	PMB5
$T_{fde}(300 \mu\text{m/m/h})$ (°C)	-11	-19.5	-20	-30.1	-24
$T_{fde}(45000 \mu\text{m/m/h})$ (°C)	-3	-13	-11	-22.5	-16

Tableau III-2. Températures de transition fragile/ductile des enrobés $T_{fde}(300 \mu\text{m/m/h})$ et $T_{fde}(45000 \mu\text{m/m/h})$.

D'autre part, la contrainte à la rupture des cinq enrobés ne dépend que très peu de la vitesse de déformation dans le domaine fragile à basse température (Figure III-3). Ainsi, en première approximation, la résistance en traction des enrobés dans le domaine fragile peut être considérée comme indépendante de la vitesse de déformation. Ce point est d'une grande importance puisqu'une grande vitesse de déformation peut être utilisée dans le domaine fragile (à très basse température) afin de gagner du temps.

Il convient de souligner que Stock et Arand (1993) ont précédemment affirmé que dans le domaine fragile, à très basse température, la résistance en traction des enrobés décroît légèrement lorsque l'on augmente la vitesse de déformation considérée [125]. Néanmoins, aucun résultat expérimental ne vient étayer cette affirmation. Ce point pourrait être vérifié en testant d'autres types d'enrobés, mais il est à noter que, d'après nos résultats obtenus pour cinq enrobés bitumineux très différents, la résistance en traction des enrobés dans le domaine fragile peut être considérée, en première approximation, indépendante de la vitesse de déformation.

De plus, en référence au concept de température de transition fragile/ductile présenté pour les liants (cf. III.2-1), nous introduisons ici une température de transition fragile/ductile des enrobés bitumineux, notée T_{fde} , qui dépend de la vitesse de déformation appliquée (Figure III-3). Cette température de transition fragile/ductile des enrobés bitumineux, T_{fde} , peut varier jusqu'à 9°C environ en fonction de la vitesse de déformation choisie (300 ou 45000µm/m/h). Les valeurs de $T_{fde}(300µm/m/h)$ et $T_{fde}(45000µm/m/h)$ sont reportées au Tableau III-2. Ces deux paramètres sont fortement corrélés ($r^2=0.97$), mais des investigations sur d'autres types de bitumes sont nécessaires avant de pouvoir tirer toute conclusion définitive.

Comme illustré à la Figure III-3 où la rupture de chaque essai de traction est représentée, la dispersion des résultats est assez faible quelle que soit la vitesse de déformation et la température. La répétabilité d'un tel test sur enrobés apparaît comme bonne, aussi bien dans le domaine fragile que dans le domaine ductile.

Enfin, la Figure III-4 présente une comparaison des résistances en traction des enrobés aux liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5, à 300 et 45000*10⁻⁶m/m/h. Les résultats obtenus sont discriminants. Il conviendrait à l'avenir d'utiliser un pas d'échantillonnage pour les températures d'essai de l'ordre du °C dans la zone de transition afin de pouvoir détecter avec précision le changement de comportement.

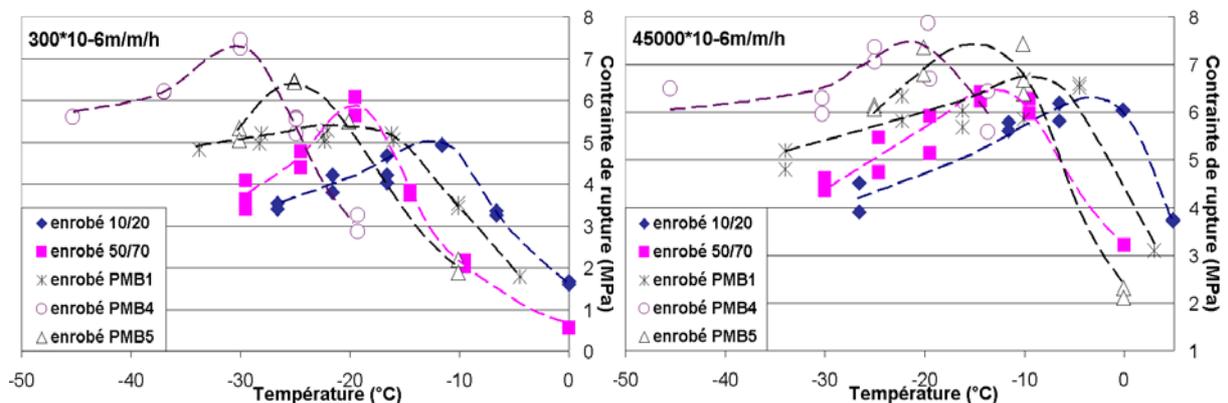


Figure III-4. Comparaison des résistances en traction des enrobés aux liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5, à 300 et 45000*10⁻⁶m/m/h.

III.2-3 COMPARAISON DES ESSAIS DE TRACTION SUR LIANTS ET ENROBES

La Figure III-5 présente la comparaison des résistances obtenues à l'essai de traction SHRP sur liants (à 2.22m/h) et à l'essai de traction sur enrobés (à 300µm/m/h et 45000µm/m/h).

De nombreux auteurs supposent que, dans le domaine fragile (à basses températures), la résistance du liant lors des essais de traction SHRP peut être considérée comme égale à la résistance de l'enrobé ([7] [15] [115]). Or, à notre connaissance, aucune étude n'a été menée dans ce sens pour valider cette hypothèse.

Hormis nos résultats expérimentaux obtenus sur les matériaux PMB1 et PMB4, les résultats obtenus pour les matériaux 10/20, 50/70 et PMB5 ne confirment pas cette hypothèse. En effet, même en 1^{ère} approximation, la résistance de l'enrobé dans le domaine fragile (à basse température) est nettement supérieure à la résistance du liant obtenue en traction SHRP (Figure III-5).

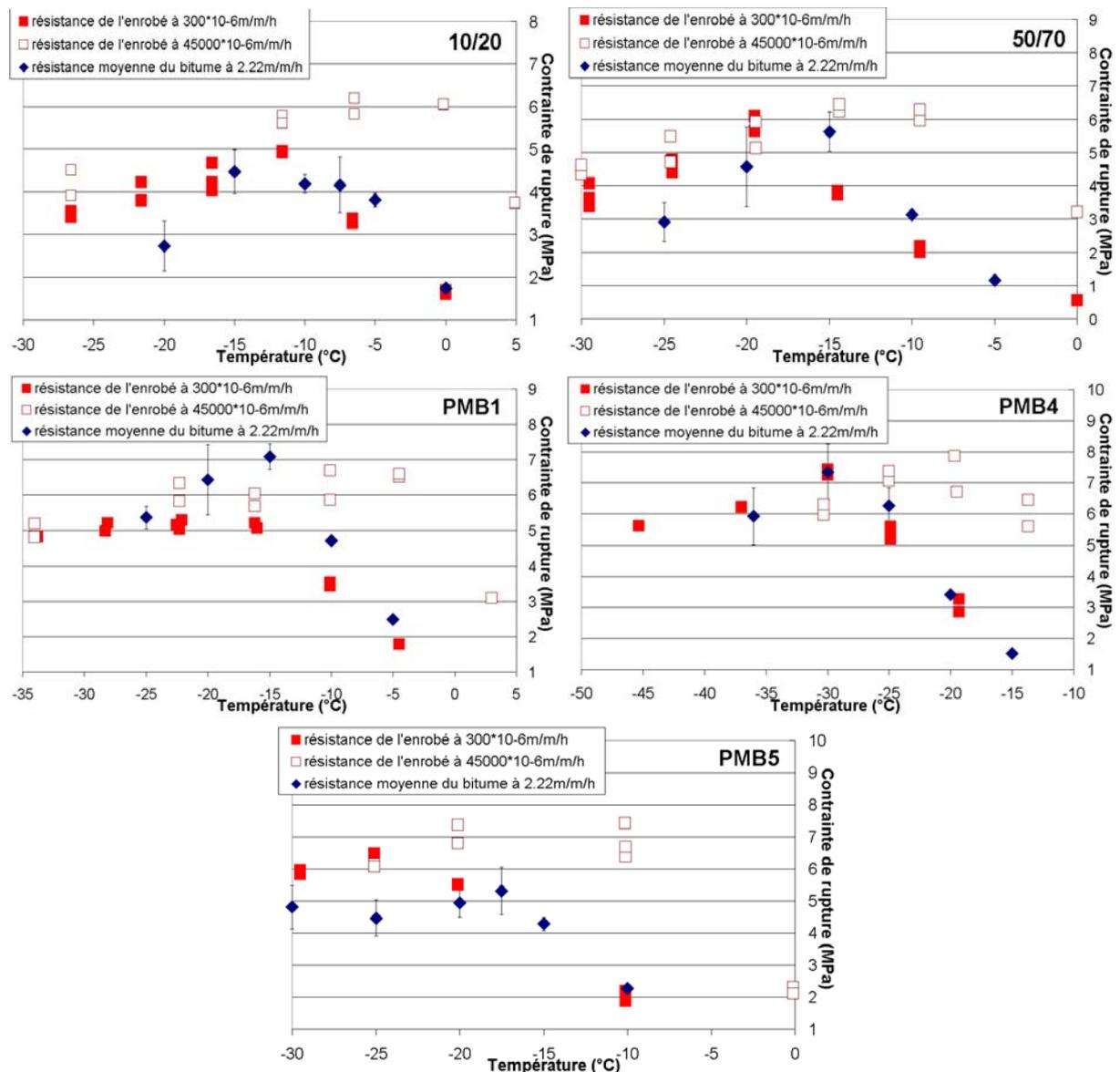


Figure III-5. Comparaison des résistances obtenues aux essais de traction SHRP sur liants et aux essais de traction lente et rapide sur enrobés (Olard et al., 2004) [105] [107].

Ainsi, prédire la résistance en traction de l'enrobé à partir de celle du liant, mesurée à l'aide de l'essai de traction SHRP, conduit à une sous-estimation de la résistance en traction de l'enrobé, ce qui va néanmoins dans le sens de la sécurité.

De plus, la Figure III-5 met en évidence que la résistance du liant en traction SHRP (à 2.22m/m/h) est particulièrement proche de la résistance trouvée pour l'enrobé à 300 μ m/m/h dans la gamme de températures testées. Le rapport de ces deux vitesses de déformation est environ de 7500. Au sein des éprouvettes d'enrobés bitumineux, le champ de vitesse de déformation du bitume n'est pas homogène. Ainsi, la vitesse de déformation du bitume en film mince entre deux particules granulaires est localement très élevée (cf. Figure III-6).

Cependant, ce rapport de 7500 semble particulièrement élevé. Il est fort probable que ce rapport change pour d'autres formulations d'enrobés. En particulier, pour une granulométrie donnée, si la teneur en bitume et/ou la compacité augmentent, ce rapport est susceptible de diminuer.

Il apparaît intéressant de vérifier ce rapport pour un autre couple de vitesses de sollicitation. Nous proposons, par exemple, d'effectuer des essais de traction sur les cinq bitumes à 150mm/min (*i.e.* 333.33m/m/h) pour vérifier si la résistance du liant à 333.33m/m/h est proche de la résistance trouvée pour l'enrobé à 45000 μ m/m/h (rapport 7500).

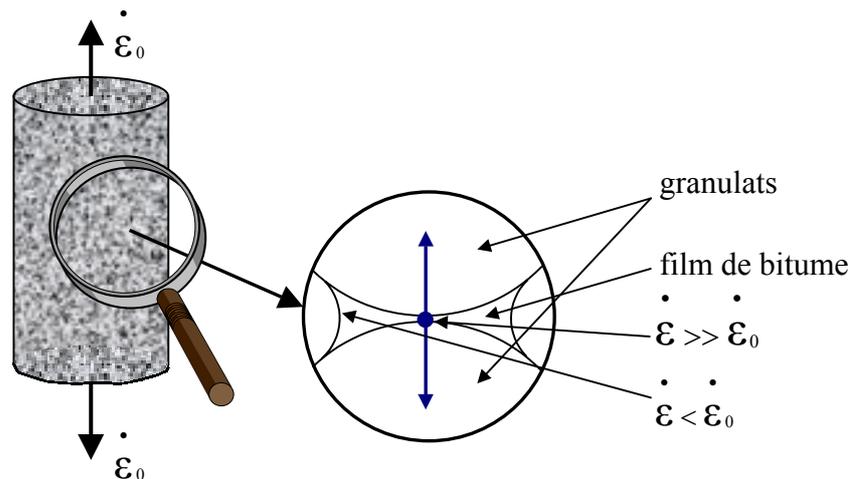


Figure III-6. Schéma simplifié (qualitatif) illustrant la différence entre la vitesse de déformation (homogène) imposée à l'éprouvette d'enrobé et celle subie par le film mince équivalent de bitume (champ de vitesse non homogène).

La Figure III-7 illustre l'influence de la température (θ) et de la vitesse de déformation ($\dot{\epsilon}$) sur le comportement fragile/ductile lors des essais de traction, à vitesse de déformation constante, sur liants et enrobés bitumineux :

-pour les enrobés, on rappelle que, d'après nos résultats sur cinq enrobés différents, la vitesse de déformation a une influence négligeable sur la résistance en traction dans le domaine fragile à basse température. Ce résultat pourrait aussi être vérifié pour les liants. Des essais de traction sur liants, à 333.33m/m/h par exemple, pourraient être réalisés.

-pour les liants et les enrobés, la Figure III-7 illustre également la nouvelle méthode de détermination de la température de transition fragile/ductile, à la température considérée, à partir du pic en contrainte.

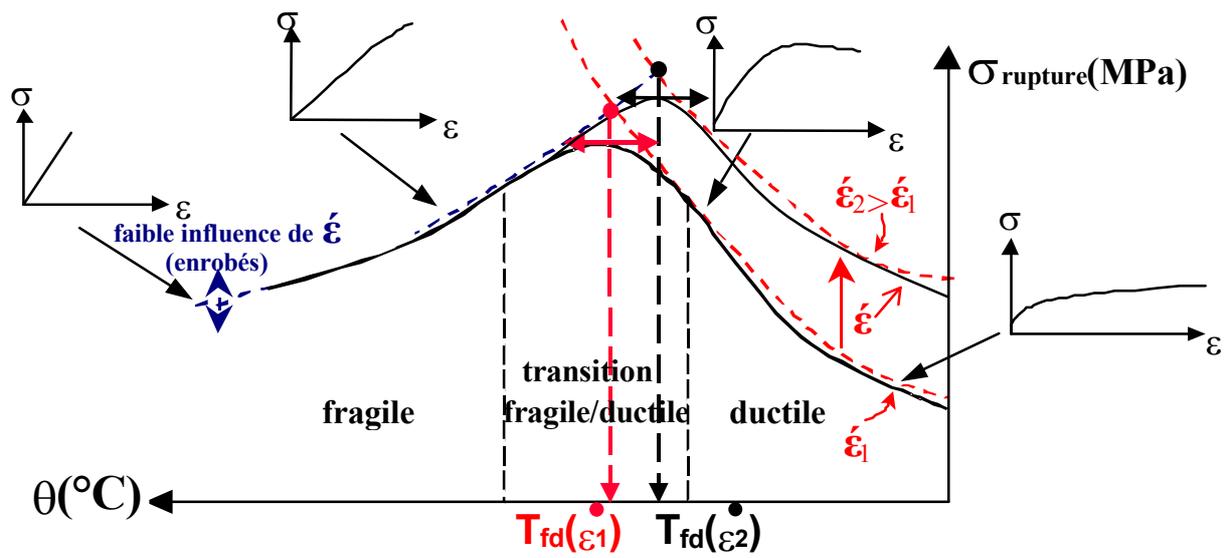


Figure III-7. Schéma récapitulatif illustrant l'influence de la température (θ) et de la vitesse de déformation ($\dot{\epsilon}$) sur le comportement fragile/ductile lors des essais de traction à vitesses de déformation constantes sur liants et enrobés bitumineux (Olard et al., 2004) [105].

III.3 MESURE DU COEFFICIENT DE DILATATION/CONTRACTION THERMIQUE DES ENROBES BITUMINEUX

La mesure du coefficient de dilatation/contraction thermique des enrobés bitumineux ne constitue pas, par définition, un essai mécanique de mesure des propriétés à la rupture. En revanche, cet essai de détermination d'une propriété thermo-mécanique va nous être d'une grande aide à la section suivante (III.4), consacrée à l'essai de retrait thermique empêché. Ce dernier essai introduit, en effet, des couplages thermo-mécaniques. En particulier, la connaissance du coefficient de contraction thermique des enrobés permettra d'évaluer la déformation mécanique équivalente lors de l'essai de retrait thermique empêché. Pour cette raison, nous avons choisi de présenter ici nos mesures du coefficient de dilatation/contraction thermique des cinq enrobés bitumineux étudiés (fabriqués à partir des liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5).

III.3-1 DISPOSITIF EXPERIMENTAL

Cet essai de mesure du coefficient de dilatation/contraction thermique a été réalisé au CdR d'EUROVIA à Dourdan. Une éprouvette parallélépipédique ($L*W*H = 16*4*4 \text{ cm}^3$) a été testée pour chacun des enrobés aux liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5. Comme l'illustre la Figure III-9, l'éprouvette est allongée sur des petites billes de verre lubrifiées avec un spray silicone. En effet, cette couche de billes lubrifiées permet d'éviter tout frottement excessif sur la partie inférieure de l'éprouvette.

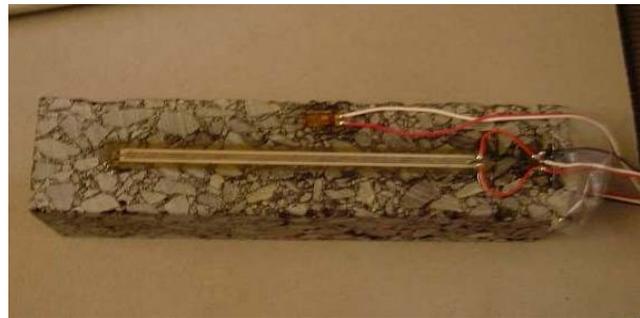


Figure III-8. Eprouvette d'enrobé $4*4*16 \text{ cm}^3$.

Trois jauges de déformation sont utilisées lors du test. La 1^{ère} est disposée sur une face de l'éprouvette et la 2^{ème} sur la face opposée de façon à s'affranchir du fluage par flexion au cours de l'essai. Pour tenir compte de la dérive thermique du signal électrique des jauges utilisées en fonction de la température, une 3^{ème} jauge collée à un bloc de silicate de titane a été utilisée. Le silicate de titane ayant, en effet, un coefficient de dilatation/contraction quasi nul ($0,03 \mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$), la troisième jauge ne se déforme pas. L'offset ainsi mesuré est donc soustrait aux déformations brutes mesurées par les deux premières jauges.

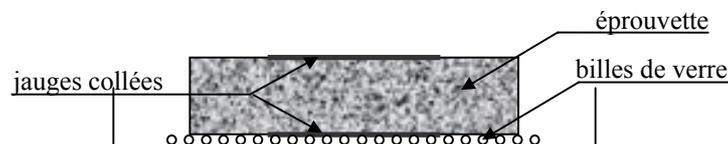


Figure III-9. Schéma illustrant la disposition de l'éprouvette parallélépipédique lors du test.

Une sonde de température mesure pendant l'essai la température en surface d'éprouvette.

Un intervalle de température allant environ de $+24$ à -27°C a été balayé par pas de 3°C , avec un temps d'attente entre chaque changement de température de trois heures. L'enceinte climatique utilisée n'a pas permis de réaliser des investigations à des températures inférieures à -27°C . Or, la température de transition vitreuse des enrobés bitumineux –qui correspond à la rupture de pente de la courbe $\alpha_{\text{thermique}}(T)$ – se situe entre -20 et -40°C environ. Ainsi, à partir

de nos résultats, la température de transition vitreuse des cinq enrobés bitumineux étudiés n'a pas pu être déterminée.

De plus, le pont VISHAY utilisé ne disposant que de quatre voies d'enregistrement (trois voies pour les jauges et une voie pour la sonde de température), une seule éprouvette a pu être testée par essai.

En écriture incrémentale, les déformations thermiques s'écrivent sous la forme :

$$\varepsilon = \alpha \Delta T \quad \text{Equation III-1}$$

avec ε : la déformation thermique,
 α : tenseur de dilatation,
 ΔT : incrément de température.



Figure III-10. Dispositif de mesure du coefficient de dilatation/contraction thermique des enrobés.

III.3-2 EQUILIBRE THERMIQUE

Après chaque changement de température, une phase transitoire est observée durant laquelle chaque élément se déforme jusqu'à atteindre un équilibre thermique (lorsque chaque élément se trouve à la température de l'enceinte).

Le temps nécessaire pour qu'un élément atteigne l'équilibre thermique dépend i) de ses dimensions, ii) de ses coefficients thermo-physiques, iii) de l'amplitude de la variation de température, iv) etc. D'après nos résultats, et pour notre géométrie d'éprouvette, cette première phase de transition dure environ une heure.

III.3-3 COEFFICIENTS EXPERIMENTAUX

La Figure III-11 montre que le coefficient de dilatation thermique des enrobés et leur coefficient de contraction thermique sont très proches, pour l'intervalle de températures considéré (-27 à +24°C). Par la suite, les coefficients de dilatation et de contraction sont considérés égaux.

De plus, la Figure III-11 montre que les cinq enrobés différents possèdent des coefficients de contraction thermique très proches, sur l'intervalle de températures considéré (-27 à +24°C). Comme Di Benedetto et Neifar (1997), en utilisant un test développé à l'occasion à l'ENTPE, Marciano et al. (2000) et Serfass et al. (2000) l'ont déjà montré, il est possible de considérer, en première approximation, une variation linéaire du coefficient de contraction en dessous de +5°C [44] [94] [119]. D'après nos résultats, en première approximation, de +5°C environ à -27°C, le coefficient de contraction thermique des enrobés varie linéairement avec la température, de 30 à 15 $\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$ environ. Le coefficient de contraction thermique apparaît comme presque constant aux températures supérieures à +5°C, mais le fluage excessif des échantillons testés rend les mesures imprécises.

Il est à noter que Di Benedetto et Neifar (1997) ont précédemment mis en évidence un comportement thermique anisotrope notable des enrobés bitumineux, en mesurant sur des éprouvettes cylindriques à la fois les coefficients de contraction thermique radial et axial [44]. Une différence de 30 à 50% a été trouvée entre ces deux coefficients.

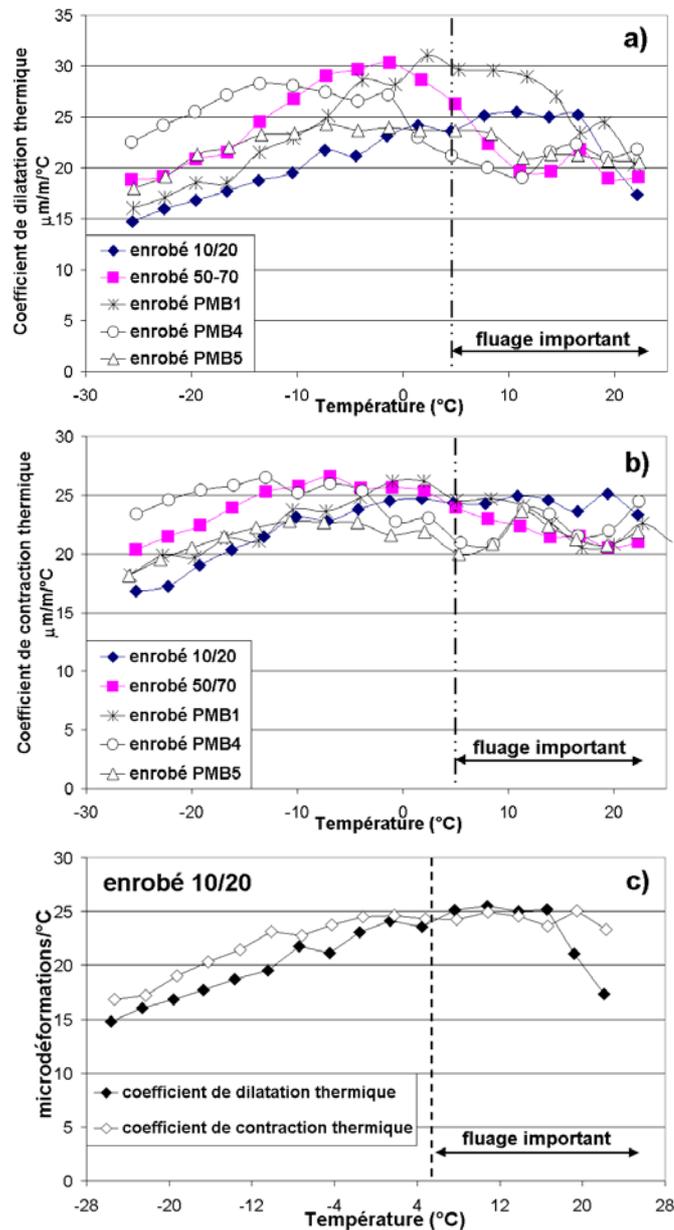


Figure III-11.a)Coefficients de dilatation thermique linéiques des enrobés entre -26 to $+24^{\circ}\text{C}$; b)Coefficients de contraction thermique linéiques des enrobés; c)Exemple de l'enrobé 10/20 (Olard et al., 2004) [105].

III.4 ESSAI DE RETRAIT THERMIQUE EMPECHE

III.4-1 PRINCIPE ET PREPARATION DE L'ESSAI

Comme décrit au paragraphe I.6-3-3, le principe de l'essai de retrait thermique empêché, encore appelé essai TSRST (Thermal Stress Restrained Specimen Test), consiste à maintenir la hauteur d'une éprouvette d'enrobé constante tout en diminuant la température à vitesse constante, généralement $-10^{\circ}\text{C}/\text{h}$, à partir d'une température initiale de $+5^{\circ}\text{C}$ dans notre cas (cf. spécification américaine AASHTO TP10). L'originalité et l'intérêt de cet essai résident dans le fait qu'il introduit un couplage thermo-mécanique à l'origine des problèmes de fissuration thermique observés à basses températures sur les chaussées.

Les éprouvettes utilisées sont des éprouvettes cylindriques de diamètre 57.5mm et de hauteur 250mm. Cette géométrie, différente de celle retenue pour les essais de module complexe et de traction sur enrobés, a ici été préférée. En effet, au cours de cet essai, le champ de température n'est pas homogène au sein de l'éprouvette. Le cœur de l'éprouvette est sensiblement plus chaud qu'en surface (de l'ordre du $^{\circ}\text{C}$), d'où l'intérêt de tester des éprouvettes ayant un assez faible diamètre. Au regard de l'hypothèse de milieu continu, bien que sa structure composite grenue confère à l'enrobé un caractère hétérogène, on fait l'hypothèse d'homogénéité macroscopique à l'échelle de l'éprouvette. On considère qu'un rapport de 6 environ entre la taille du plus gros granulats (10mm) et celle de l'éprouvette est suffisant.



Figure III-12. Eprouvette type TSRST.

La majorité de ces essais ont été réalisés avec deux ou trois répétitions. Plus de 20 essais de retrait thermique empêché sur enrobés ont ainsi été réalisés.

La presse hydraulique MTS du Centre de Recherche d'EUROVIA à Dourdan (cf. photographie à la Figure II-18) a été utilisée pour la réalisation de ces essais. Le système de pilotage et d'acquisition reste le même. Le système de mesure des déformations axiales est constitué de trois extensomètres MTS, placés sur trois génératrices à 120° autour de l'éprouvette. Ils sont installés à l'aide de douze ressorts qui assurent le contact entre les lamelles des extensomètres et l'éprouvette. La Figure III-12 présente la mise en place de l'éprouvette et le système de mesure des déformations axiales avant le démarrage de l'essai.

L'enceinte thermique permet d'atteindre des températures avoisinant les -31°C . Néanmoins, un système de refroidissement à l'azote a ici été utilisé pour réaliser les essais sur les enrobés modifiés PMB1, PMB4 et PMB5, la rupture de l'éprouvette ayant lieu à très basses températures. Une durée de stabilisation à la température initiale de $+5^{\circ}\text{C}$ de trois heures a été effectuée avant chaque essai afin d'obtenir un champ de température homogène en début d'essai.

Il convient de préciser que la colle utilisée, de type araldite, est à prise lente (optimum à 48h). En effet, pour une colle à prise rapide, la réaction de polymérisation peut entraîner un échauffement jusqu'à environ 80°C, qui peut à terme fragiliser les faces supérieure et inférieure de l'éprouvette.

La Figure III-13 représente l'éprouvette montée à l'intérieur de l'enceinte thermique MTS utilisée. Les casques supérieur et inférieur de l'éprouvette sont fixés à deux mors. Notons encore que les trois extensomètres MTS, disposés à 120° les uns des autres, permettent notamment d'avoir une idée des éventuelles flexions subies par l'éprouvette pendant l'essai. Une sonde de température de type PT100 mesure au cours de l'essai la température de surface de l'éprouvette.



Figure III-13. Montage de l'éprouvette dans l'enceinte MTS.

Enfin, il convient de noter que pour la majorité des essais, des casques en aluminium ont été utilisés pour fixer l'éprouvette sur la presse hydraulique afin d'éviter des contraintes de cisaillement excessives sur les faces supérieure et inférieure des échantillons. La valeur standard du coefficient de contraction thermique de l'aluminium est d'environ 23µm/m/°C, ce qui est proche de celui des enrobés testés, sur l'intervalle de températures considéré.

La déformation de l'échantillon est obtenue en moyennant les valeurs données par les trois extensomètres. La consigne d'asservissement consiste à maintenir nulle la déformation de l'éprouvette durant le test. Comme la contraction thermique de l'éprouvette est empêchée, une contrainte de traction -induite thermiquement- se développe au sein de l'éprouvette jusqu'à ce que la résistance de l'enrobé soit atteinte à une certaine température notée T_{TSRST} (cf. I.6-3-3).

La déformation ε peut se décomposer en la somme d'une déformation thermique d'une déformation mécanique :

$$\varepsilon = \varepsilon^{\text{mécanique}} + \varepsilon^{\text{thermique}} \quad \text{Equation III-2}$$

avec $\varepsilon^{\text{mécanique}}$: déformation mécanique,
 $\varepsilon^{\text{thermique}}$: déformation thermique, égale à $\alpha \cdot \Delta T$ (cf. Equation III-1).

Ainsi, l'essai TSRST se traduit par une déformation totale ε nulle. L'Equation III-2 devient :

$$\varepsilon^{\text{mécanique}} = -\varepsilon^{\text{thermique}} = -\alpha \Delta T \quad \text{Equation III-3}$$

De plus, comme le coefficient de contraction thermique α des cinq enrobés varie approximativement de 30 à 15µm/m/°C lorsque la température décroît de +5° à -30°C (Figure III-11), la vitesse de déformation mécanique équivalente varie d'environ 300 à 150µm/m/h durant l'essai de retrait thermique empêché, avec un taux de refroidissement de -10°C/h.

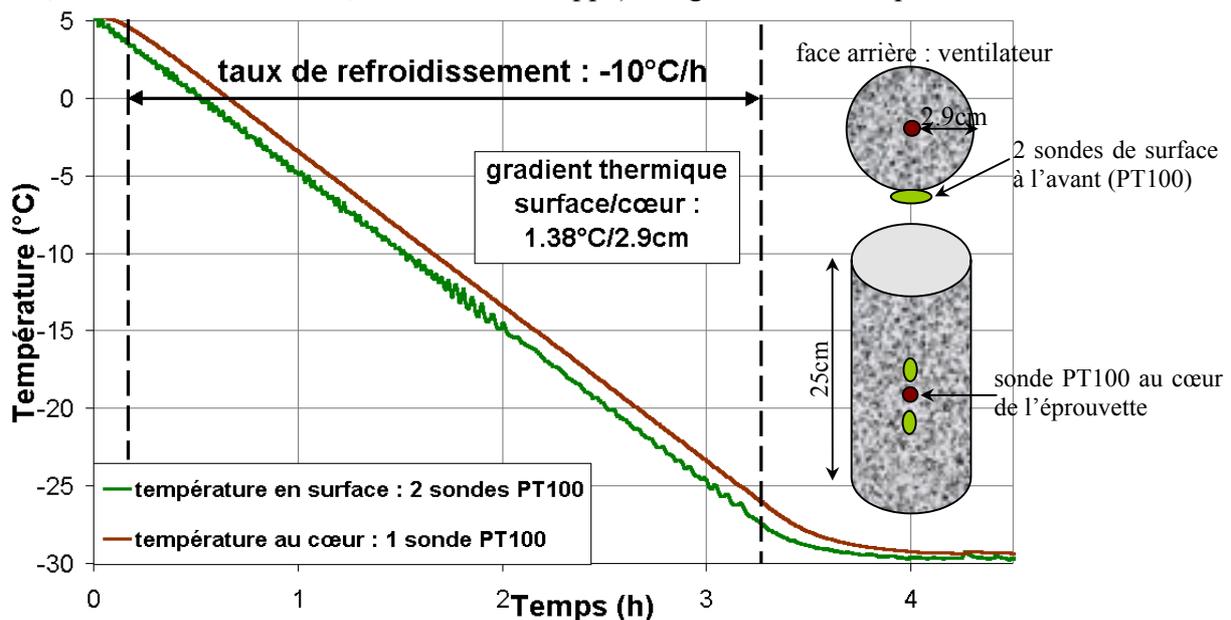
III.4-2 EVALUATION DU GRADIENT DE TEMPERATURE DANS UNE EPROUVETTE TYPE TSRST POUR UN REFROIDISSEMENT DE 10°C/H

Avant de réaliser les essais TSRST, il nous a semblé important de quantifier le gradient de température au sein de l'éprouvette, durant un essai TSRST à -10°C/h (Figure III-14). Des études similaires ont précédemment été réalisées par Marciano et al. (2000) [94] et par Cordel (2002) [31]. Le gradient thermique trouvé lors de l'étude de Marciano et al., pour une éprouvette cylindrique de 4cm de diamètre et 8cm de hauteur, avec un taux de refroidissement de -30°C/h, est proche de 4°C/2cm. Quant à Cordel, pour une éprouvette cylindrique de 8cm de diamètre et 12cm de hauteur, avec un taux de refroidissement de -10°C/h –identique au nôtre, le gradient thermique vaut 2.5°C/4cm.

Si le gradient thermique est directement lié aux propriétés thermo-physiques de l'enrobé testé, ainsi que de la géométrie de l'éprouvette, le gradient semble être plus affecté encore par la vitesse de refroidissement retenu. En effet, même si le diamètre de l'éprouvette testée par Marciano et al. est deux fois plus petit que celui de l'éprouvette testée par Cordel, le gradient thermique obtenu par Cordel est beaucoup faible que celui trouvé par Marciano et al.

Cordel (2002) a montré d'autre part qu'au cours de cet essai, la vitesse de refroidissement est identique dans l'air, en surface ou au cœur de l'échantillon et très proche de la consigne en température demandée [31]. On peut donc conclure que la régulation de température dans l'air ou à la surface de l'éprouvette doit conduire au même résultat. C'est également la conclusion de Marciano et al. (2000) [94] qui ont observé que la régulation dans l'air ou sur la surface de l'éprouvette ne semble pas avoir d'influence sur le résultat. Dans notre cas, la régulation se fait directement à partir de la température mesurée à la surface de l'éprouvette.

Pour notre géométrie, la vitesse de descente en température (-10°C/h) est suffisamment lente pour obtenir un faible gradient thermique dans l'éprouvette au cours du test. La Figure III-14 présente l'évolution de la température dans une éprouvette de même géométrie que celle étudiée au cours de cette thèse, mais correspondant à une autre formulation (granulométrie 0/6, teneur en vides de 3%, teneur en liant 8ppc). Le gradient thermique est de 1.38°C/2.9cm.



III.4-3 DERIVE DES EXTENSOMETRES AVEC LA TEMPERATURE

Les capteurs connaissent des dérives en fonction de la température. Dans le cas de tests à température constante (*e.g.* essais de traction, cf. III.2-2), ce phénomène n'apparaît pas. Mais lors de l'essai TSRST, la température varie et la dérive thermique des capteurs peut provoquer des artefacts. Cette dérive du signal électrique, lors du refroidissement, s'accompagne bien sûr d'une contraction thermique de l'ensemble du système de mesure (capteurs et rallonges en invar, d'une longueur totale de 185mm).

La déformation du système de mesure utilisé au CdR d'EUROVIA a été évaluée à partir de deux essais effectués sur une éprouvette étalon de « zérodur » dont le coefficient de contraction thermique est nul (Figure III-15). La calibration a montré que le système de mesure se déforme d'environ $77\mu\text{m}/\text{m}/\text{h}$ pour une vitesse de refroidissement de $10^\circ\text{C}/\text{h}$ ($7.7\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$), sur l'intervalle de température compris entre $+5^\circ\text{C}$ et -25°C . Aucune mesure n'a cependant été effectuée pour des températures inférieures à -25°C .

Des essais TSRST dits « corrigés » ont donc également été réalisés en tenant compte des déformations du système de mesure des déplacements dues aux variations de température, de façon à imposer réellement une déformation nulle à l'éprouvette d'enrobé. L'importance de cette correction est présentée en particulier au paragraphe III.4-4.

A notre connaissance, seuls deux auteurs ont suivi cette démarche de vérification métrologique : Marciano et al. (2000) [94] et Cordel (2002) à l'ENTPE [32].

Marciano et al. (2000) utilisent deux jauges de déformation : une étant collée sur l'éprouvette d'enrobé à tester, la seconde étant collée sur un barreau de silicate de titane (ayant un coefficient de contraction de $0,03\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$). L'essai est « corrigé » du fait de la prise en compte pendant l'essai du signal délivré par la jauge collée sur le barreau de silicate de titane. Le défaut de compensation des jauges utilisées, de l'ordre de $10\mu\text{m}/\text{m}$, est négligé.

La dérive thermique du système de mesure de Cordel est d'environ $6\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$. Elle a été évaluée après avoir testé des éprouvettes étalons (en aluminium et en inox). Des essais TSRST « corrigés » ont été réalisés à l'ENTPE, par Cordel (2002), en parallèle à ce travail. Des essais TSRST « corrigés » sur l'enrobé au liant 50/70 de cette étude ont, de plus, été réalisés à l'ENTPE et ont permis d'évaluer la reproductibilité de l'essai (cf. III.4-5).

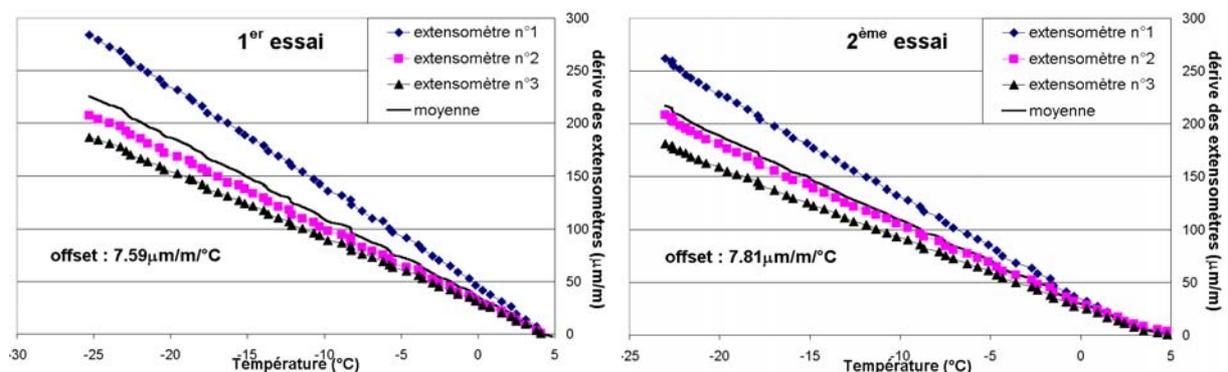


Figure III-15. Dérive thermique du système de mesure utilisé au Centre de Recherche d'EUROVIA lors d'un essai TSRST ($-10^\circ\text{C}/\text{h}$) (Olard et al., 2004) [108].

III.4-4 RESULTATS EXPERIMENTAUX

La Figure III-16 présente un bilan des essais de retrait empêché (Thermal Stress Restrained Specimen Test) pour les cinq enrobés testés, avec ou sans correction de la dérive thermique du système de mesure.

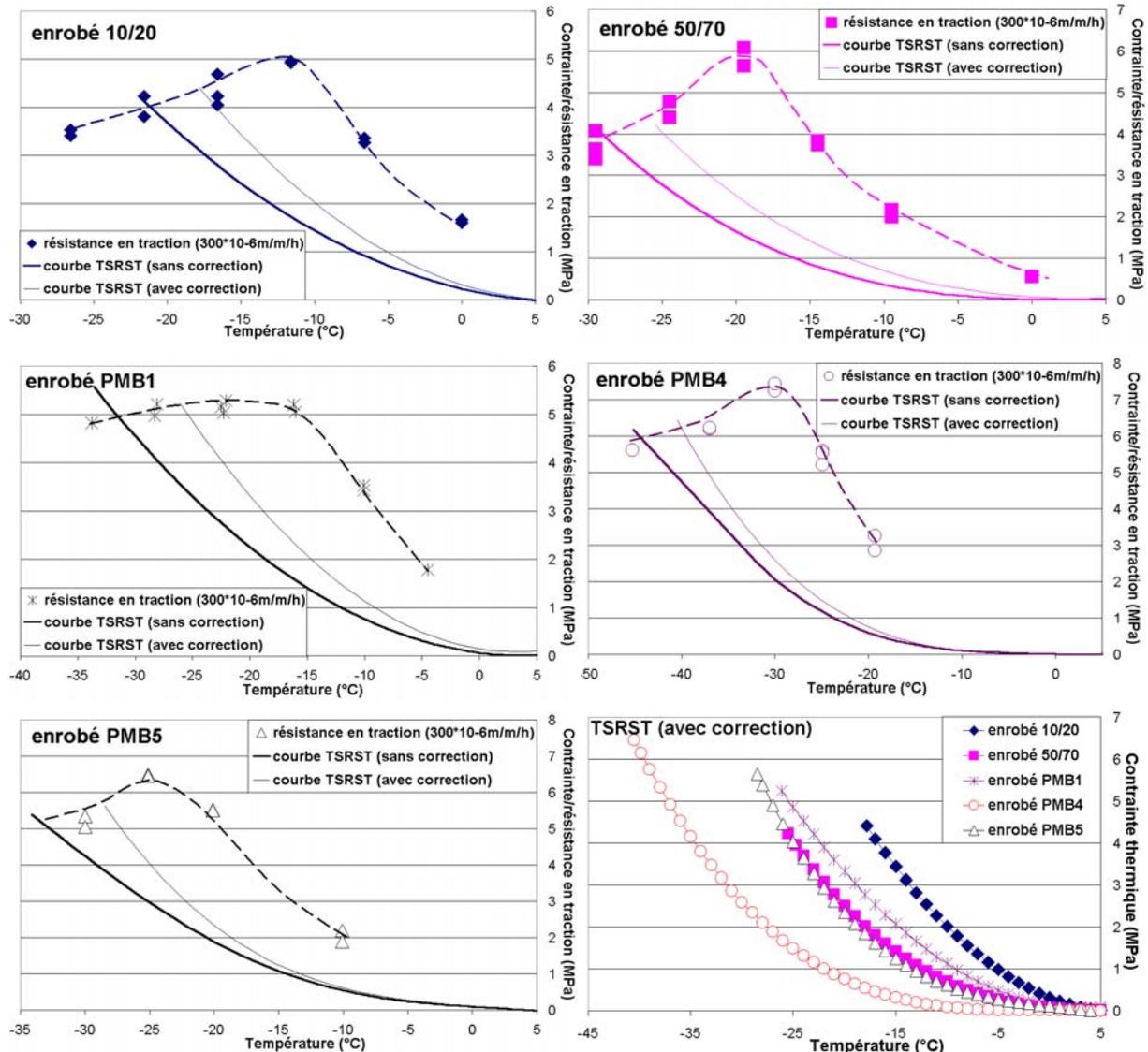


Figure III-16. Essais de traction à 300µm/m/h Vs TSRST (-10°C/h) (Olard et al., 2004) [108].

Il convient de noter que 2 ou 3 répétitions ont été effectuées pour l'essai TSRST avec ou sans « correction » sur les différents enrobés. Mais, faute d'éprouvettes, une seule répétition de l'essai « corrigé » a été réalisée sur les enrobés 50/70, PMB1 et PMB4.

La Figure III-16 illustre l'importance de la correction apportée lors des essais de retrait thermique empêché. Un écart d'environ 5°C est, en effet, constaté entre les températures de rupture obtenues avec et sans correction. Cette différence est à prendre en compte et mérite une adaptation des procédures classiquement utilisées dans la littérature.

De plus, d'après nos résultats, la rupture de l'éprouvette intervient dans le domaine fragile lorsque le niveau de la contrainte de traction –induite thermiquement– atteint la résistance en

traction obtenue à $300\mu\text{m}/\text{m}/\text{h}$. Ainsi, la résistance des enrobés semble être fonction de la température (Arand, 1990) [9] et de la vitesse de déformation uniquement, et ne dépend pas du chemin de sollicitation thermo-mécanique suivi. De plus, dans la mesure où la résistance en traction des enrobés dépend faiblement de la vitesse de déformation dans le domaine fragile (Figure III-3), il semble possible de prédire la fissuration thermique dans le domaine fragile connaissant la courbe de résistance en traction obtenue à une vitesse de déformation quelconque. La température correspondant à la rupture, notée T_{TSRST} , est donnée pour chaque enrobé au Tableau III-3.

Pendant l'essai, plus la contrainte de traction –induite thermiquement– est faible, meilleur est l'enrobé considéré. De plus, la température de rupture fournit un critère de classement de la performance à froid d'un enrobé, dans un état donné : plus elle est basse, plus l'enrobé est performant. Ainsi, parmi les cinq enrobés étudiés, les trois enrobés modifiés aux polymères ont un meilleur comportement vis-à-vis de la fissuration thermique. Qui plus est, les efforts à la rupture à l'essai TSRST sont plus importants (de l'ordre de 1 à 2MPa) dans le cas des trois enrobés aux liants modifiés.

Enrobé	10/20	50/70	PMB1	PMB4	PMB5
T_{TSRST} (°C) sans correction	-21.6	-29.5	-33.6	-45.2	-34.1
T_{TSRST} (°C) avec correction	-17.8	-25.5	-26.1	-40.5	-28.5

Tableau III-3. Températures de rupture à l'essai TSRST, avec et sans correction de la dérive du système de mesure avec la température.

On peut également souligner que le classement des cinq enrobés étudiés, tous réalisés à partir de la même formulation d'enrobé et cinq liants différents, est très discriminant. Ainsi, pour la formulation d'enrobé considérée, cela confirme que les résultats de la littérature tendant à montrer que les propriétés du bitume apparaissent comme le facteur clé vis-à-vis de la résistance à la fissuration thermique des enrobés bitumineux [54] [76].

L'influence du taux de refroidissement n'a pas été étudiée au cours de ce travail. La résistance à la fissuration thermique des enrobés a ici été mesurée en utilisant des conditions très sévères ($-10^\circ\text{C}/\text{h}$). En effet, il est à noter que des taux de refroidissement de la surface des chaussées plus réalistes sont généralement compris entre 0.5 à $2^\circ\text{C}/\text{h}$ [75] [112].

Parmi les résultats tirés de la littérature, Fabb (1974) a précédemment montré, pour des taux de refroidissement supérieurs à $5^\circ\text{C}/\text{h}$, que la vitesse de refroidissement n'avait que peu d'influence sur la température de fissuration (T_{TSRST}) et sur la contrainte de rupture correspondante [54]. D'après les résultats de Jung et Vinson (1993-94), en considérant des vitesses de $1^\circ\text{C}/\text{h}$ et $10^\circ\text{C}/\text{h}$, la différence relative entre les amplitudes des contraintes de traction peut atteindre 100% près de T_{TSRST} [72] [74]. De plus, T_{TSRST} est plus froide à $-1^\circ\text{C}/\text{h}$. Cependant, le classement des enrobés ne paraît pas être influencé par le taux de refroidissement. Par conséquent, l'essai TSRST à $-10^\circ\text{C}/\text{h}$ fournit rapidement (le montage et la réalisation de l'essai peuvent être réalisés dans la journée) une information pertinente vis-à-vis de la résistance à la fissuration thermique à basse température des enrobés bitumineux. Plus récemment, Marciano et al. (2000) ont étudié l'influence de la température initiale et de la vitesse de descente en température [94]. Pour un enrobé donné, deux températures initiales ($+0$ et $+20^\circ\text{C}$) et deux vitesses de descente en température ($-10^\circ\text{C}/\text{h}$ et $-30^\circ\text{C}/\text{h}$) ont été étudiées. Il ressort de cette étude que les paramètres de rupture (contrainte et température) sont très proches malgré les conditions différentes.

Finalement, la contrainte de traction induite lors de l’essai de retrait thermique empêché peut également être prédite soit en utilisant diverses méthodes reposant sur l’hypothèse (simplificatrice) de comportement visco-élastique linéaire des enrobés, soit de manière plus précise en utilisant la loi généralisée “DBN” présentée au quatrième et dernier chapitre de ce mémoire. La prédiction est donnée par la loi générale thermo-visco-élasto-plastique “DBN” (Di Benedetto et Neifar) en utilisant les résultats sur enrobés de i) module complexe, ii) résistance en traction et iii) coefficient de contraction thermique. L’influence des non-linéarités pour la prédiction de l’essai TSRST a précédemment été mise en évidence avec la loi DBN [49] [100]. Ensuite, la température de fissuration peut être prédite à l’intersection des courbes de contrainte de traction induite et de résistance en traction [48] [99] [100] [108]. Le potentiel prédictif de cette loi DBN est explicité plus en détails au chapitre IV.

III.4-5 REPRODUCTIBILITE DE L’ESSAI

La Figure III-17 présente une comparaison des essais TSRST menés sur l’enrobé au liant 50/70, d’une part par moi-même au Centre de Recherche d’EUROVIA [108] et, d’autre part, par Cordel (2002) à l’ENTPE [32].

Il est intéressant de remarquer que les courbes correspondant à un essai prenant en compte la déformation du système de mesure (appelé « essai corrigé »), obtenues par Cordel et par moi-même sont très “proches”. Ceci assure une **bonne reproductibilité** du test. La réalisation prochaine à l’ENTPE de l’essai sur l’enrobé au liant 10/20 permettra de confirmer (ou non) cette bonne reproductibilité.

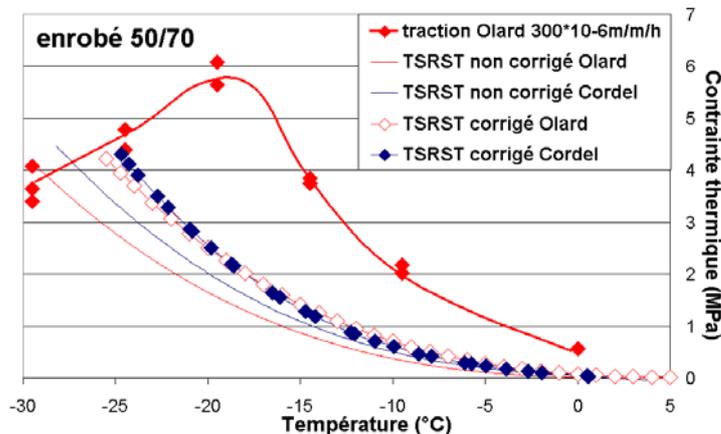


Figure III-17. Comparaison entre les essais de traction et TSRST sur l’enrobé au liant 50/70 avec les résultats de Cordel, (Olard et al., 2004) [108].

III.5 ESSAI DE FISSURATION SUR BITUMES

Une étude bibliographique sur la Mécanique Linéaire de la Rupture (MLR) a été exposée au paragraphe I.4-4-2. Dans un souci de simplicité, les concepts et les calculs présentés au cours de cette étude bibliographique ne sont pas tous repris.

Seuls les liants 10/20, 5070, PMB1, PMB4 et PMB5 ont été testés avec cet essai de fissuration. L'objectif étant principalement de mettre au point cet essai à l'ENTPE, d'en étudier la pertinence, les limitations, ainsi que les perspectives.

III.5-1 PRINCIPE DE L'ESSAI

Ce paragraphe est consacré à la présentation détaillée du principe de l'essai. La méthode de calcul de la ténacité K_{Ic} et surtout de l'énergie de rupture G_{Ic} des bitumes est pour partie inspirée des travaux précédents sur bitumes, mais s'est beaucoup enrichie des travaux menés sur les plastiques [133] et de la norme européenne ISO 13586). Une attention particulière est, de plus, portée à la vérification des hypothèses de calcul (élasticité, linéarité, *etc.*).

Cet essai consiste à appliquer sur une éprouvette de bitume de géométrie définie Figure III-17 une flexion 3 points (essai en mode I : traction pure en pointe de fissure), à basse température et à vitesse de déplacement du point d'application de la charge constante. On détermine la ténacité K_{Ic} et l'énergie de rupture G_{Ic} correspondantes.

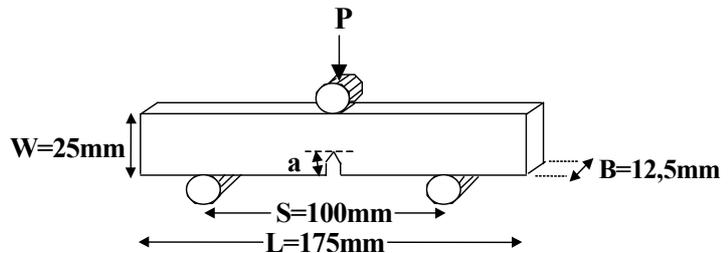


Figure III-17.Principe de l'essai de fissuration.

Dans la littérature, les moules utilisés pour la fabrication des éprouvettes de bitumes pré-entaillées sont en silicone (Hesp et al. [65] [67] [68] [78] [79] [98] [122] ; Champion-Lapalu [22] [23] [24]). Cependant, Dongré et D'Angelo ont récemment (1999) attiré l'attention sur les problèmes liés à l'utilisation de moules en silicone pour la confection des éprouvettes de l'essai SHRP de traction directe sur bitumes [50]. D'après eux, les moules en silicone n'affectent pas l'allure des courbes contrainte-déformation, mais uniquement le point de rupture. Pour un bitume étudié par Dongré et D'Angelo (1999), le niveau de déformation à la rupture est très nettement amélioré en utilisant des moules en métal (aluminium) [50].

Dans ces conditions, pour éviter tout problème lié à la confection de nos éprouvettes, et vu que les propriétés ici mesurées sont des propriétés à la rupture (point de rupture), il nous a semblé plus pertinent de concevoir, puis d'utiliser un moule en duralumin pour la fabrication des éprouvettes de bitumes pré-entaillées. Les photographies du moule en duralumin et des empreintes en silastène utilisés lors de la fabrication des barreaux de bitumes préentaillés figurent en ANNEXE 8.

Soulignons également que le problème considéré est un problème en déformations planes. Comme expliqué dans la norme américaine ASTM E399-90 pour les matériaux métalliques et dans les travaux sur les plastiques de Williams et Cawood (1990) [133], l'épaisseur B du barreau est suffisante pour se placer en déformations planes.

Avant le test, une lame de rasoir est passée au fond de la préentaille pour la rendre la plus fine et la plus aigu e possible, comme requis par la MLR. Cependant, un certain savoir-faire est nécessaire afin d'éviter la formation d'une fissure trop longue ou d'une détérioration locale.

III.5-1-1 Calcul de K_{Ic}

En considérant un comportement élastique linéaire, la ténacité K_{Ic} ($N.m^{-3/2}$) est déterminée à partir des dimensions de l'éprouvette et de la charge à la rupture P_Q :

$$K_{Ic} = \frac{P_Q S}{BW^{3/2}} \left(\frac{3 \left(\frac{a}{W} \right)^{1/2} \left[1.99 - \frac{a}{W} \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left(2.15 - 3.93 \frac{a}{W} + 2.7 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right) \right]}{2 \left(1 + 2 \frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \right) \quad \text{Equation III-4}$$

où a représente la taille de l'entaille (5 mm), B (12,5 mm) l'épaisseur de l'éprouvette, W (25 mm) la hauteur de l'éprouvette, et S (100 mm) l'entraxe.

La ténacité K_{Ic} ($N.m^{-3/2}$) peut également être calculée à partir de l'équation r crite suivante :

$$K_{Ic} = \frac{P_Q}{BW^{1/2}} * f \quad \text{Equation III-5}$$

avec f un facteur d'étalonnage lié à la géométrie et P_Q la charge à la rupture.

Pour $0 < \alpha = \frac{a}{W} < 1$ et $\frac{S}{W} = 4$, on a :

$$f = 6\alpha^{1/2} \frac{1.99 - \alpha(1 - \alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{3/2}} \quad \text{Equation III-6}$$

III.5-1-2 Calcul de G_{Ic}

Dans le cas d'un matériau élastique linéaire fragile, la courbe charge-déplacement est un diagramme linéaire comportant une chute brutale de la charge au moment où la fissure commence à se propager, comme suit :

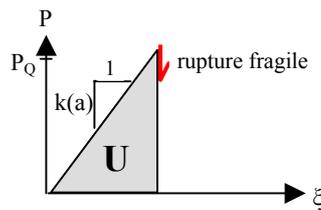


Figure III-18. Courbe charge-déplacement pour un matériau élastique linéaire.

Trois formules permettent de calculer l'énergie de rupture G_{Ic} :

$$G_{Ic} = \frac{U}{BW\Phi} \quad \text{Equation III-7}$$

avec U l'énergie élastique stockée récupérable avant rupture, $k(a)$ la rigidité du barreau avec une préentaille a , et Φ donné par l'Equation III-8 :

$$\Phi = - \frac{k}{\frac{dk}{d(a/W)}} \quad \text{Equation III-8}$$

A partir de la Figure III-18, on montre facilement que $U = \frac{1}{2}(P_Q)^2/k(a)$.

Φ est appelé facteur d'étalonnage du taux de restitution d'énergie et se trouve tabulé dans des abaques en fonction de la géométrie de l'éprouvette uniquement (norme ISO 13586 pour les plastiques). Dans notre cas, $S/W=4$ et $a/W=0,2$ (idem pour l'essai de Hesp et al. [65] [67] [68] [78] [79] [98] [122] ou de Champion-Lapalu [22] [23] [24]). L'ANNEXE 9 donne l'expression de $\Phi=\Phi(a/W)$ pour S/W fixé.

$\alpha=a/W$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
$f(a/W)$	3,39	4,70	6,09	7,93	10,65	15,09	23,40	43,21	123,30
$\Phi(a/W)$	0,857	0,526	0,391	0,307	0,246	0,195	0,145	0,096	0,049

Tableau III-4.Facteurs d'étalonnage f et Φ pour les éprouvettes à entaille latérale $S/W=4$.

Pour le calcul de G_{Ic} , on peut également utiliser la méthode suivante. Si les hypothèses d'élasticité linéaire, de déformations planes et de fissure plane progressant dans son plan en mode I sont valides, la formule suivante s'applique :

$$G_{Ic} = \frac{K_{Ic}^2 (1 - \nu^2)}{E} \tag{Equation III-9}$$

En faisant, de plus, l'hypothèse d'isotropie et d'incompressibilité (*i.e.* $\nu \approx 0,5$), l'Equation III-9 devient :

$$G_{Ic} \approx \frac{0.75 K_{Ic}^2}{E} \tag{Equation III-10}$$

Une troisième méthode de calcul de G_{Ic} consiste à tester jusqu'à la rupture deux éprouvettes ayant des préentailles différentes, mais de longueurs assez proches. On obtient les deux graphiques charge-déplacement décrits Figure III-19. On utilise ensuite l'équation approchée suivante qui reste valable pour deux préentailles de longueurs proches :

$$G_{Ic} \approx - \frac{1}{B} \frac{\Delta U}{\Delta a} \tag{Equation III-11}$$

(J)
(m²)

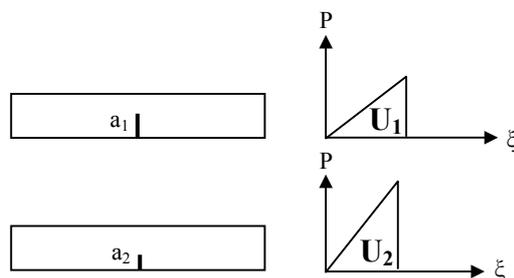


Figure III-19.3^{ème} méthode de calcul de l'énergie de rupture G_{Ic} .

Il convient de noter que Hesp et al. déduisent G_{Ic} à partir de la mesure expérimentale de K_{Ic} et à partir de l'Equation III-10, en faisant une approximation grossière du module d'Young. Ils supposent en effet que le barreau de bitume n'est pas entaillé (assimilé à une poutre) et utilisent directement les équations de la Résistance Des Matériaux pour calculer le module d'Young à partir de la pente expérimentale force-déplacement. Or, il n'en est rien : la pente expérimentale k dépend bien sûr de la hauteur de préfissure initiale a ($k=k(a)$).

III.5-1-3 Vérifications des hypothèses de calcul

La théorie de la MLR repose sur l'**élasticité linéaire** et sur la nature **plane** du problème. Il est tout à fait naturel qu'il y ait des restrictions. Comme le précise Bui (1977) [20], la validité du critère de rupture ($K_I - K_{Ic} = 0$) se trouve en fait limitée par i) l'effet **tridimensionnel** des éprouvettes utilisées, ii) l'existence de la **zone plastique** en pointe de fissure.

La 1^{ère} restriction concerne l'épaisseur B de l'éprouvette. Les valeurs critiques rapportées à l'unité d'épaisseur ne sont vraiment indépendantes de l'épaisseur que si celle-ci est nettement supérieure à une certaine valeur caractéristique \check{r} (\approx longueur de la zone plastique). Sur la base de nombreuses expériences ([20] ou norme ISO 13586 pour les plastiques), il faut que :

$$B > 2,5\check{r} \quad \text{avec:} \quad \check{r} = \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_y} \right)^2 \quad \text{Equation III-12}$$

σ_y représente la contrainte au seuil d'écoulement en traction uniaxiale. Aux températures d'essai considérées σ_y représente la **limite d'élasticité** du matériau (pas d'écoulement plastique). K_{Ic} est la valeur du palier de la courbe de la Figure III-20, indiquant sommairement l'allure des résultats expérimentaux. On prend K_{Ic} pour définir la ténacité.

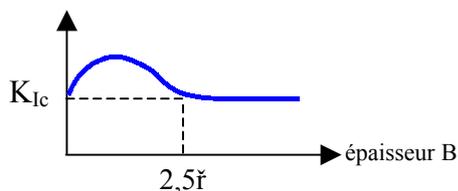


Figure III-20. Valeur critique de K_I .

La 2^{ème} restriction concerne la plasticité qui doit être confinée à la pointe de la fissure. Une règle empirique analogue à l'Equation III-12 est appliquée ([20] ou norme ISO 13586 pour les plastiques). Il faut que la longueur de fissure a et le ligament de l'éprouvette restant (W-a) aient le même ordre de grandeur et que :

$$a, W - a > 2,5\check{r} \quad \text{Equation III-13}$$

Lorsque la fissure est trop petite, la condition précédente n'est pas vérifiée. Cela veut dire que l'on se trouve dans le domaine de rupture à déformation plastique importante pour lequel la théorie présente ne s'applique pas. Chaque valeur K_{Ic} n'est donc validée qu'après vérification des Equation III-12 et Equation III-13. Il convient cependant de souligner que ces deux vérifications sont à prendre à titre d'ordre de grandeur.

Les essais de traction SHRP sur bitumes ayant été réalisés à une vitesse de déformation très différente de celle utilisée pour ces essais de flexion, l'Equation III-12 et l'Equation III-13 ont été vérifiées en prenant pour σ_y l'ordre de grandeur 5MPa. Avec les valeurs de ténacité K_{Ic} obtenues pour chaque bitume (cf. III.5-3), $2,5\check{r}$ est de l'ordre de quelques dixièmes de mm. D'après nos résultats, les deux équations précédentes sont systématiquement vérifiées.

Une autre vérification importante consiste à éliminer les essais présentant une forte non-linéarité de la courbe charge-déplacement (Figure III-21). Cette non linéarité peut être due à la déformation plastique au niveau de la pointe de fissure, à une élasticité non linéaire, à la viscoélasticité (fluage) et/ou à une propagation stable de la fissure après le début de la propagation mais avant que ne survienne l'instabilité. Les trois premiers effets vont à

l'encontre du principe de la MLR et le quatrième signifie que la charge qui provoque le vrai déclenchement de la propagation n'est pas définie par le maximum.

Pour ne pas aboutir à une définition discutable de ce déclenchement, une règle arbitraire est généralement appliquée pour déterminer la charge au début de la propagation de fissure, notée par la suite P_Q ([133] et norme européenne ISO 13586). En effet, on trace la tangente à l'origine sur le diagramme ci-dessous afin de déterminer la rigidité initiale S . On trace ensuite une 2^{ème} droite de pente 5% plus faible que la rigidité initiale S .

Si le maximum de la courbe charge-déplacement se situe entre ces deux droites, le début de la propagation de fissure correspond à la charge maximale P_{MAX} qui peut donc être utilisée dans les Equation III-4 et Equation III-5. Si la 2^{ème} droite coupe la courbe avant le maximum en P_5 , on considère que P_5 correspond au début de la propagation de fissure et que les conditions de la MLR sont supposées satisfaites si :

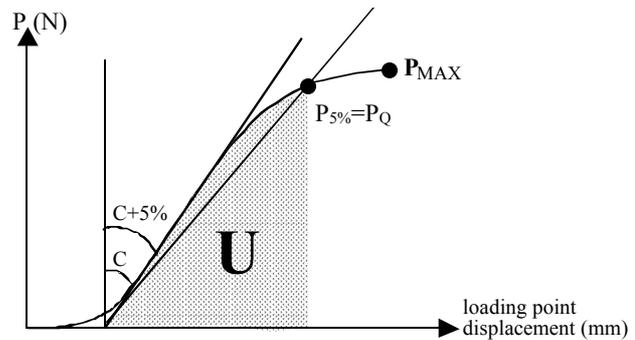


Figure III-21. Détermination de $P_{5\%}$ et de la complaisance initiale C (cas où $P_{5\%} < P_{max}$).

$$P_{MAX} / P_5 < 1,1$$

Equation III-14

Si la non-linéarité est supérieure à 10%, les hypothèses de la MLR ne sont pas valables.

III.5-2 DISPOSITIF EXPERIMENTAL

Le barreau de bitume est immergé dans un bain thermostaté contenant une solution de monoéthylène glycol et déposé sur un banc de flexion lui-même immergé au fond du bain.

La température de ce bain thermostaté est régulée par un serpentin de cuivre, à l'intérieur duquel circule le fluide caloporteur (huile synthétique) d'un cryostat Haake. L'homogénéité en température du bain est assurée par l'hélice d'un moteur.

Pour appliquer les sollicitations, une presse hydraulique INSTRON du Département Génie Civil et Bâtiment de l'ENTPE est utilisée. On utilise un capteur de force présentant une non linéarité de 0,1% sur une étendue de mesure $-100/+500N$, et deux capteurs LVDT ayant une course de $\pm 2,5mm$.



Figure III-22. Dispositif expérimental.

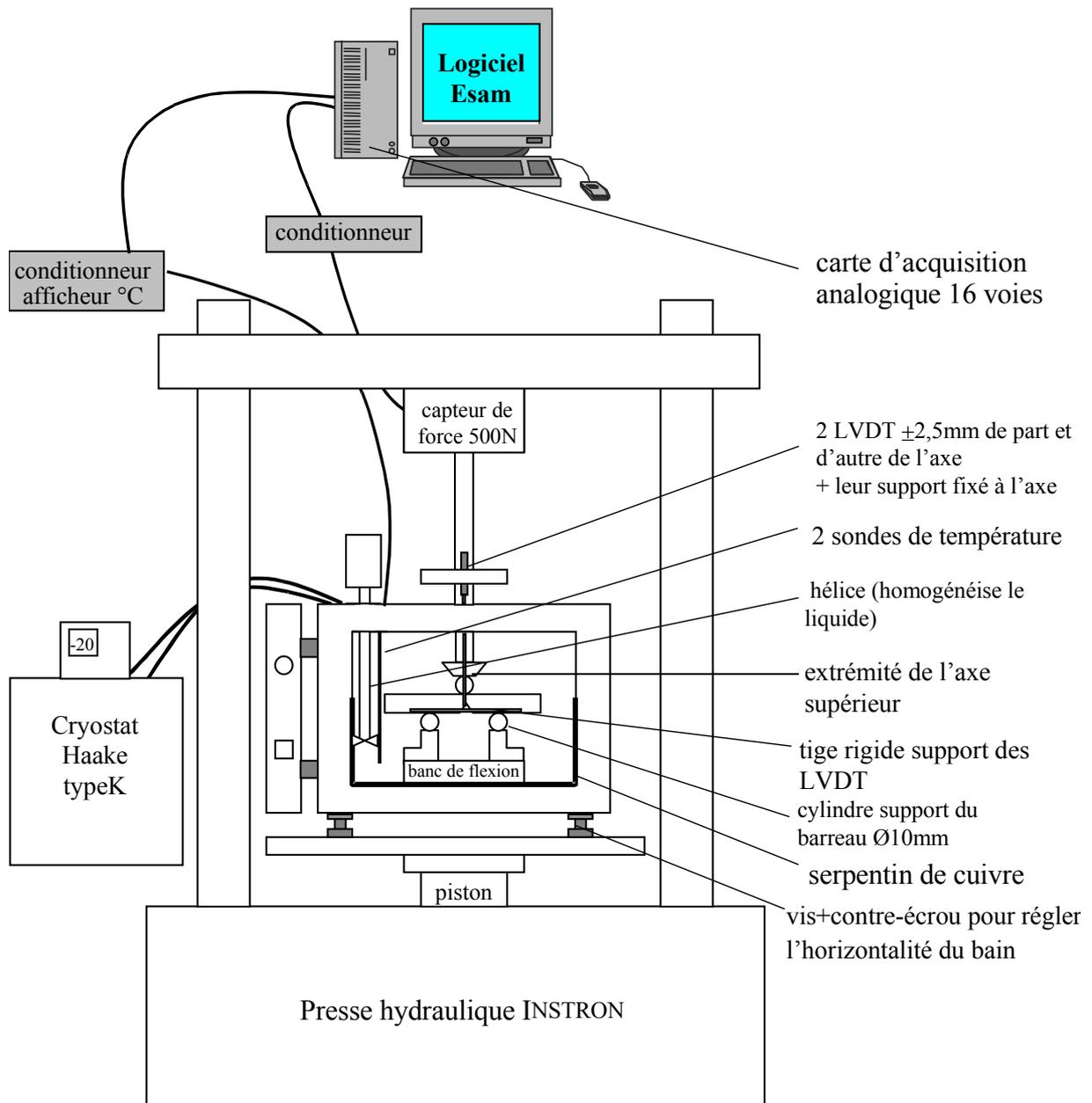


Figure III-23. Schéma d'ensemble du dispositif expérimental.

III.5-3 RESULTATS EXPERIMENTAUX

III.5-3-1 Influence de la température sur les paramètres de rupture

La Figure III-24 illustre les résultats expérimentaux obtenus avec une vitesse de déplacement du point d'application de la charge de 0.01mm/s.

La ténacité K_{Ic} et l'énergie de rupture G_{Ic} du liant PMB4 n'ont pas pu être calculées à cette vitesse de 0.01mm/s, et sur l'intervalle de température considéré, à cause d'une trop forte non-linéarité des courbes charge-déplacement obtenues. En outre, le dispositif expérimental, tel qu'il existe, ne permet pas de réaliser des investigations à des températures inférieures à -23°C.

La Figure III-24 met en évidence la faible influence de la température sur la ténacité des liants étudiés. En revanche, l'énergie de rupture G_{Ic} des bitumes semble dépendre fortement de la température. En particulier, à basses températures, G_{Ic} semble tendre vers une valeur asymptotique minimale correspondant à l'état vitreux ou fragile. En fait, la décroissance de G_{Ic} illustre la transition lente vers un comportement purement fragile. En outre, à des températures plus élevées, le comportement du bitume n'est pas purement fragile, si bien que les hypothèses de la Mécanique Linéaire de la Rupture ne peuvent s'appliquer.

Les écarts-types sont assez importants de par la fragilité du matériau. Cette fragilité complique notamment le démoulage du barreau de bitume lors de sa fabrication ainsi que sa manipulation lors du test à basse température.

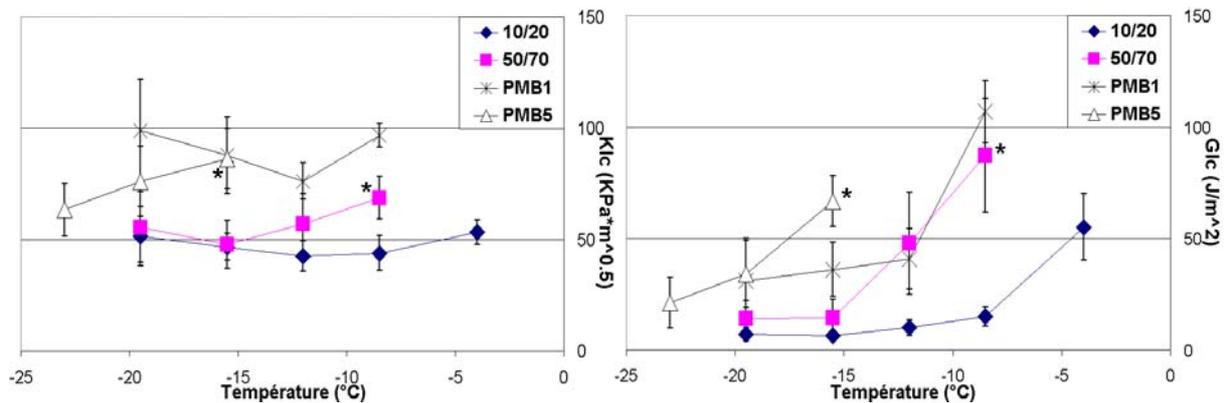


Figure III-24. Ténacité et énergie de rupture des bitumes à 0.01mm/s (Olard et Di Benedetto, 2004) [106]. * met en évidence les tests pour lesquels la courbe charge-déplacement est légèrement non linéaire (limite de la MLR).

III.5-3-2 Influence de la vitesse de chargement sur les paramètres de rupture

La Figure III-25 illustre les résultats expérimentaux obtenus pour les liants 50/70 et PMB1 avec quatre vitesses différentes de chargement (0.01 ; 0.05 ; 0.25 ; 1mm/s).

La Figure III-25 met en évidence une faible influence de la vitesse de chargement sur la ténacité K_{Ic} des bitumes. Néanmoins, G_{Ic} dépend fortement de la vitesse de chargement. En particulier, à très basses températures, il est possible d'identifier un plateau vitreux où l'influence de la vitesse de chargement sur G_{Ic} apparaît négligeable en 1^{ère} approximation.

Aux températures proches de -10°C , les liants 50/70 et PMB1 possèdent un comportement visqueux puisque, en effet, leur énergie de rupture G_{Ic} dépend fortement de la vitesse de chargement.

De plus, à 1mm/s, l'influence de la température sur K_{Ic} et G_{Ic} apparaît très faible sur l'intervalle de températures considéré et le diagramme force-déplacement est linéaire à chaque température.

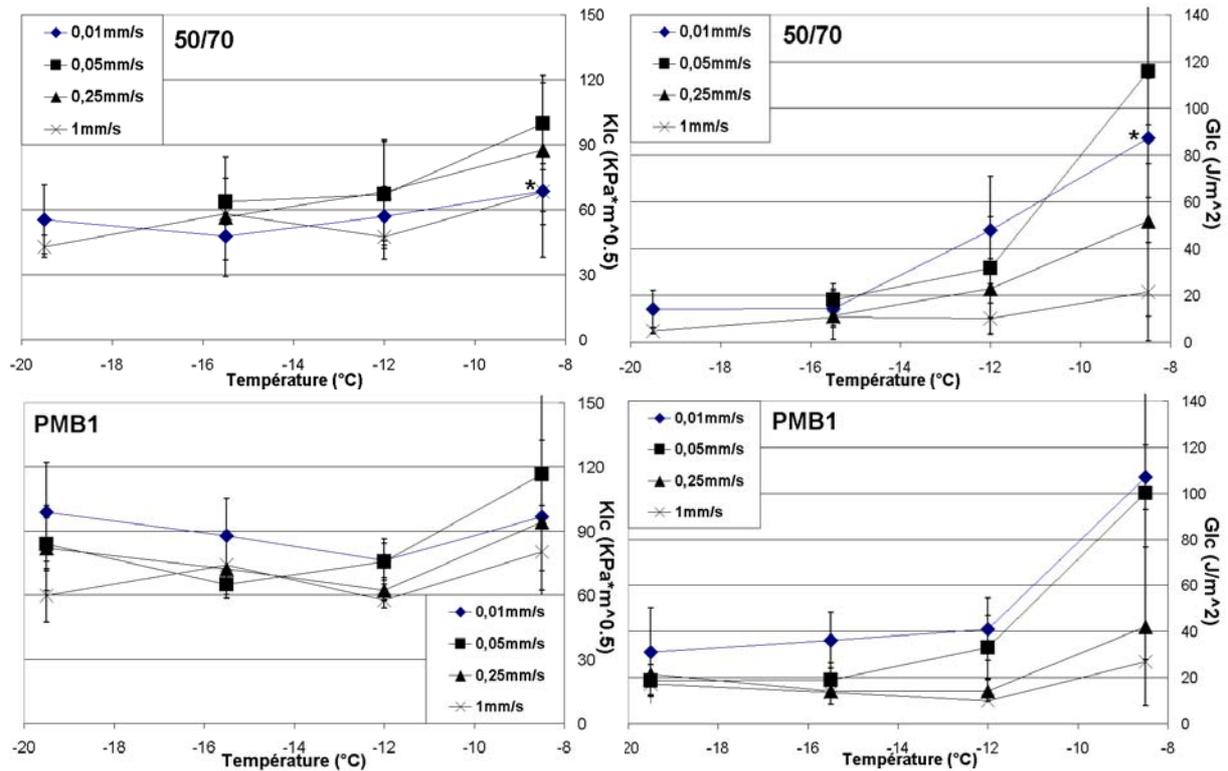


Figure III-25. Effet de la vitesse de chargement sur les paramètres de rupture des bitumes 50/70 et PMB1 (Olard et Di Benedetto, 2004) [106]. * souligne un test pour lequel la courbe charge-déplacement est légèrement non linéaire (limite de la MLR).

III.5-4 DISCUSSION

La Figure III-25 met en évidence que la température et la vitesse de chargement n'ont pas d'influence notable sur la ténacité K_{Ic} des bitumes 50/70 et PMB1, mais une grande influence sur leur énergie de fracture G_{Ic} . Ceci signifie que ces deux bitumes ont encore un comportement visqueux sur l'intervalle de températures considéré.

A partir de l'Equation III-9, en considérant K_{Ic} et ν quasi-constants (le coefficient de Poisson est généralement considéré égal à 0.5 (incompressibilité)), l'influence de la température et de la vitesse de chargement sur l'énergie de rupture G_{Ic} est due à l'influence de la température et de la vitesse de chargement sur le module d'Young E .

En outre, à basses températures et à vitesses de chargement élevées, l'énergie de rupture G_{Ic} des liants tend vers une valeur asymptotique minimum qui correspond à leur état vitreux et fragile, ci-après appelé $G_{Ic\text{limite}}$. A l'avenir, nous recommandons l'exécution de cet essai à -20°C et à 1mm/s afin de déterminer la valeur limite $G_{Ic\text{limite}}$ des bitumes.

Les paramètres de rupture du bitume PMB4 n'ont pas pu être calculés en raison d'une non-linéarité trop élevée de la courbe charge-déplacement sur l'intervalle de températures considéré, à 0.01mm/s . Afin de comparer les cinq liants bitumineux étudiés dans les mêmes conditions de température et de vitesse de chargement, nous avons finalement dû réaliser cet essai à une basse température et à une vitesse de chargement élevée. Le Tableau III-5 présente les résultats obtenus à -19.5°C et à 1mm/s . Les résultats de rupture, présentés Figure III-24 et au Tableau III-5, distinguent clairement les deux bitumes purs et les trois bitumes-polymères. Cet essai semble être discriminant.

L'Equation III-9 (ou l'Equation III-10) permet de déterminer le module de Young, E, dans les conditions d'essai considérées. Cependant, vu les écart-types importants obtenus pour les valeurs de K_{Ic} et G_{Ic} , la formule suivante (Equation III-15) est très nettement préférable pour un calcul précis de E, puisqu'elle ne fait intervenir que la rigidité $k(a)$ (cf. Tableau III-5). Cette formule est obtenue en combinant les Equation III-5, Equation III-7 et Equation III-9. Seules la géométrie du barreau préentaillé et la rigidité $k(a)$, mesurée à partir du diagramme charge-déplacement (dans la zone linéaire initiale de chargement), sont utilisées. Le module de Young ainsi calculé est noté E_{fis} :

$$E_{fis} = \frac{2(1 - \nu^2)k(a)\Phi f^2}{B} \quad \text{Equation III-15}$$

avec les mêmes notations que précédemment.

Le module de Young E_{fis} à -19.5°C et 1mm/s (cf. Tableau III-5) est sensiblement plus faible que le "module vitreux" trouvé égal à 2GPa dans cette étude (cf. paragraphe II.3-1-1).

liant	10/20	50/70	PMB1	PMB4	PMB5
$k(a)$ (N/mm)	365 ± 27	205 ± 19	143 ± 90	122 ± 32	175 ± 34
$K_{Ic}(-19.5^\circ\text{C}; 1\text{mm/s})$ (KPa*m ^{1/2})	45.0 ± 5.8	43.0 ± 5.1	59.7 ± 12.4	129.8 ± 36.0	50.8 ± 2.7
$G_{Ic}(-19.5^\circ\text{C}; 1\text{mm/s})$ (J/m ²)	3.0 ± 0.6	4.9 ± 1.1	17.3 ± 8.7	78.9 ± 32.5	8.0 ± 0.7
$E_{fis}(-19.5^\circ\text{C}; 1\text{mm/s})$ (GPa)	0.51 ± 0.02	0.29 ± 0.01	0.20 ± 0.09	0.17 ± 0.02	0.25 ± 0.02

Tableau III-5. Résultats expérimentaux des différents bitumes à -19.5°C et 1mm/s .

L'Equation III-15 permet également d'exprimer le rapport $k(a)/E_{fis}$ en fonction de la géométrie du barreau préentaillé, comme suit :

$$\frac{k(a)}{E_{fis}} = \frac{B}{2(1 - \nu^2)\Phi f^2} \quad \text{Equation III-16}$$

L'Equation III-16, associée aux expressions de f (Equation III-6) et de Φ (expression donnée en ANNEXE 9), permet d'écrire le Tableau III-6 suivant. Celui-ci met notamment en évidence la variation du rapport $k(\alpha)/k(0)$ entre le barreau non entaillé ($\alpha=0$) et le barreau étudié avec une préentaille de 5mm ($\alpha=0,2$). Dans ce dernier cas, le rapport $k(\alpha=0,2)/k(0)$ ne vaut plus que $0,803$. Or, il convient de souligner que dans l'ensemble des travaux de Hesp et al. ([65] [67] [68] [78] [79] [98] [122]), ces derniers calculent G_{Ic} à partir de l'Equation III-9 en faisant l'hypothèse forte d'un module d'Young E pouvant être calculé comme si le barreau n'est pas entaillé (par la théorie des poutres). Par voie de conséquence, toutes les valeurs de G_{Ic} données par Hesp et al. sont majorées de 25% environ ($=1/0,803$). La Figure III-26 illustre l'évolution du rapport $k(\alpha)/k(0)$ pour différentes longueurs de préentaille.

Enfin, d'après nos résultats, il est recommandé de faire au minimum six répétitions pour chaque condition d'essai. En effet, comme l'illustrent les Figure III-24 et Figure III-25, la répétabilité de l'essai reste à améliorer. On s'attend à ce que la répétabilité du test puisse être sensiblement améliorée en optimisant la procédure de l'essai (fabrication, pré-entaille, etc.). De plus, l'augmentation du nombre d'éprouvettes testées réduira les écarts-types, notamment celui de $k(a)$, et donc du module de Young E (Equation III-15).

$\alpha=a/W$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
$f(a/W)$		3,39	4,70	6,09	7,93	10,65	15,09	23,40	43,21	123,30	
$\Phi(a/W)$		0,857	0,526	0,391	0,307	0,246	0,195	0,145	0,096	0,049	
$k(\alpha)/k(0)$	1	0,947	0,803	0,643	0,483	0,334	0,210	0,118	0,052	0,013	0

Tableau III-6. Facteurs d'étalonnage f et Φ , et rapport $k(\alpha)/k(0)$ pour les éprouvettes à entaille latérale $S/W=4$.

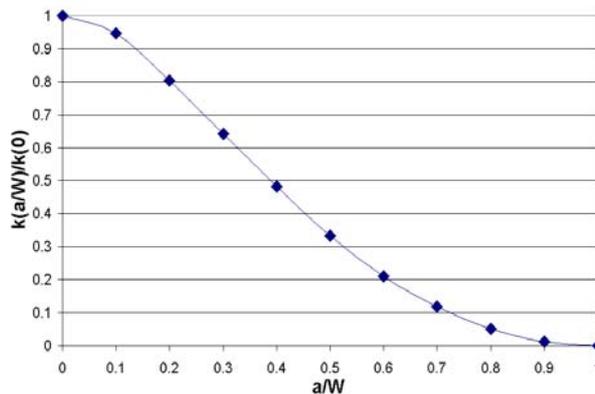


Figure III-26. Evolution du rapport $k(\alpha)/k(0)$ pour différentes valeurs de α ($\alpha=a/W$).

III.5-5 CONCLUSIONS-RECOMMANDATIONS

Les premiers résultats obtenus avec l'essai de fissuration développé à l'ENTPE sont encourageants [106]. La ténacité et l'énergie de rupture des cinq liants purs et modifiés ont été étudiées à températures et à vitesses de chargement constantes, en considérant les hypothèses de la Mécanique Linéaire de la Rupture. De ce fait, l'influence de la température et de la vitesse de chargement a été évaluée. Les conclusions suivantes peuvent être tirées :

-À basses températures et à vitesses de chargement élevées, l'énergie de rupture G_{Ic} des cinq liants étudiés semble tendre vers une valeur asymptotique minimum, $G_{Ic\text{limite}}$, qui correspond à leur état vitreux et fragile.

-Au regard des ténacités K_{Ic} et des énergies de rupture G_{Ic} calculées, l'essai semble très discriminant. En effet, en accord avec les résultats de Hesp et al. et Champion-Lapalu, les écarts obtenus entre les énergies de rupture G_{Ic} des cinq liants étudiés sont importants.

-Le module d'Young (dans les conditions de température et de vitesse d'essai considérées) peut être déterminé à partir du même essai avec lequel les paramètres de rupture (K_{Ic} et G_{Ic}) sont déterminés. Ceci est susceptible de rendre l'essai plus attrayant pour d'éventuelles spécifications.

-Trois inconvénients principaux sont soulignés : i) l'essai prend du temps à réaliser ; ii) beaucoup de précautions sont à prendre lors de la manipulation des éprouvettes de par la fragilité du matériau ; iii) la répétabilité doit être améliorée.

-Un travail supplémentaire est nécessaire pour confirmer que la ténacité et l'énergie de rupture des bitumes sont de bons indicateurs de la résistance à la propagation de fissures à basse température. Une étude comparative avec le comportement de planches expérimentales *in-situ* serait souhaitable.

-A l'avenir, cet essai pourrait permettre l'évaluation et le développement de matériaux innovants et résistants vis-à-vis de la propagation de fissure.

-Pour l'après-thèse, les perspectives de recherche sont les suivantes :

- étude sur la propagation par fatigue/cycles (validité de la loi de Paris ?).
- étude de mastics en utilisant des fines de très petites tailles –classiquement $< 80\mu\text{m}$ – pour que l'hypothèse de matériau continu reste licite.
- l'influence du cisaillement dans la propagation de fissure pourrait aussi être étudiée en appliquant une charge excentrée (Maigre, 2000) [89]. La propagation en mode I est-elle prépondérante ? Etude de différents critères de rupture existants en mode mixte (traction+cisaillement) à partir de l'angle de déviation de la fissure lors de sa propagation.

III.6 CORRELATIONS

Le Tableau III-7 regroupe les résultats des essais traditionnels empiriques réalisés sur bitumes (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et Point de fragilité Fraass) ainsi que les différents paramètres utilisés au cours de ce travail pour caractériser les propriétés à la rupture des liants et des enrobés bitumineux, dans le domaine des grandes déformations.

liant	10/20	50/70	PMB1	PMB4	PMB5
Pén 25°C (mm/10)	18	60	24	88	54
Température Bille et Anneau (°C)	62	48.5	68	100	65.8
Fraass (°C)	-10	-18	-17	-20	-17
T _{fdb} (°C)	-10	-15.5	-16.5	-30	-20
T _{e=1%} (°C)	-11	-18.5	-20.5	-32.5	-20.5
T _{fdc} (300µm/m/h)	-11	-19.5	-20	-30.1	-24
T _{fdc} (45000µm/m/h)	-3	-13	-11	-22.5	-16
T _{TSRST} (°C) (avec correction)	-17.8	-25.5	-26.1	-40.5	-28.5
K _{1c} (-19.5°C;1mm/s) (KPa*m ^{1/2})	45.0±5.8	43.0±5.1	59.7±12.4	129.8±36.0	50.8±2.7
G _{1c} (-19.5°C;1mm/s) (J/m ²)	3.0±0.6	4.9±1.1	17.3±8.7	78.9±32.5	8.0±0.7

Tableau III-7.Résultats des essais conventionnels sur les liants étudiés et paramètres retenus pour la caractérisation des propriétés à la rupture des matériaux bitumineux.

Le Tableau III-8 regroupe les coefficients de corrélation (régression de type linéaire) entre les 3 paramètres traditionnels et les 7 paramètres rationnels ou semi-rationnels introduits au cours de ce travail pour caractériser les propriétés à la rupture des cinq liants et enrobés bitumineux 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5.

Premièrement, les 3 paramètres traditionnels –surtout la température de ramollissement Bille et Anneau– sont mal corrélés avec les 7 paramètres rationnels ou semi-rationnels utilisés dans l'étude pour la caractérisation des propriétés à la rupture des matériaux bitumineux. Ces 3 paramètres traditionnels (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et Point de fragilité Fraass) se révèlent donc inadaptés pour traduire correctement le comportement à la rupture des matériaux bitumineux à basse température. Cependant, la

température de ramollissement Bille et Anneau semble assez bien corrélée avec la ténacité et l'énergie de rupture mesurées à -19.5°C et 1mm/s. A l'avenir, nous ne pensons pas que cette corrélation soit pertinente puisque les paramètres de rupture à -19.5°C et 1mm/s n'ont rien à voir avec la température de ramollissement Bille et Anneau qui est une propriété empirique à haute température. Ce point pourra être confirmé ou infirmé avec l'étude d'autres bitumes.

Deuxièmement, les 5 paramètres rationnels T_{fdb} , $T_{\epsilon=1\%}$, $T_{fde}(300\mu\text{m}/\text{h})$, $T_{fde}(45000\mu\text{m}/\text{h})$ et T_{TSRST} sont très bien corrélés entre eux. Par voie de conséquence, chacun de ces paramètres semble pouvoir être utilisé de manière à classer les liants ou les enrobés bitumineux selon leur comportement à la rupture à basses températures.

Troisièmement, $K_{Ic}(-19.5^\circ\text{C};1\text{mm}/\text{s})$ et $G_{Ic}(-19.5^\circ\text{C};1\text{mm}/\text{s})$ ne sont pas bien corrélés avec les 5 autres paramètres rationnels. Néanmoins, les coefficients de corrélation correspondants sont compris entre 0.57 et 0.82, et indiquent une tendance.

Enfin, le Tableau III-9 regroupe les coefficients de corrélation (régression de type exponentiel) entre K_{Ic} et G_{Ic} (à -19.5°C et 1mm/s), et les 5 autres paramètres rationnels. Les coefficients de corrélation semblent un peu plus élevés. Néanmoins, si les résultats sont encourageants, il convient de souligner que l'ensemble des corrélations a été obtenu à partir de 5 produits bitumineux uniquement. Ces résultats restent donc à être vérifiés avec d'autres types de bitumes.

	Pén25	B&A	Fraass	T_{fdb}	$T_{\epsilon=1\%}$	$T_{fde}(300)$	$T_{fde}(45000)$	T_{TSRST}	K_{Ic} (-19.5°C;1mm/s)	G_{Ic} (-19.5°C;1mm/s)
Pén25		0.31	0.64	0.76	0.71	0.75	0.84	0.78	0.51	0.53
B&A			0.18	0.71	0.67	0.50	0.44	0.67	0.91	0.89
Fraass				0.65	0.75	0.82	0.84	0.72	0.33	0.35
T_{fdb}					0.97	0.94	0.92	0.99	0.81	0.81
$T_{\epsilon=1\%}$						0.92	0.90	0.99	0.81	0.82
$T_{fde}(300)$							0.98	0.94	0.60	0.61
$T_{fde}(45000)$								0.93	0.57	0.58
T_{TSRST}									0.80	0.81
$K_{Ic}(-19.5^\circ\text{C};1\text{mm}/\text{s})$										0.99
$G_{Ic}(-19.5^\circ\text{C};1\text{mm}/\text{s})$										

Tableau III-8.Coefficients de corrélation (régression linéaire) entre les paramètres conventionnels et les paramètres de rupture des matériaux bitumineux. Les chiffres gris correspondent aux coefficients de corrélation < 0.9.

	Pén25	B&A	Fraass	T_{fdb}	$T_{\epsilon=1\%}$	$T_{fde}(300)$	$T_{fde}(45000)$	T_{TSRST}
$K_{Ic}(-19.5^\circ\text{C};1\text{mm}/\text{s})$	0.45	0.94	0.34	0.81	0.82	0.62	0.57	0.81
$G_{Ic}(-19.5^\circ\text{C};1\text{mm}/\text{s})$	0.43	0.81	0.54	0.84	0.91	0.74	0.67	0.86

Tableau III-9.Coefficients de corrélation (régression exponentielle) entre la ténacité et l'énergie de rupture (K_{Ic} et G_{Ic}) et les paramètres traditionnels et les paramètres de rupture introduits. Les chiffres en gris correspondent aux coefficients de corrélation < 0.9.

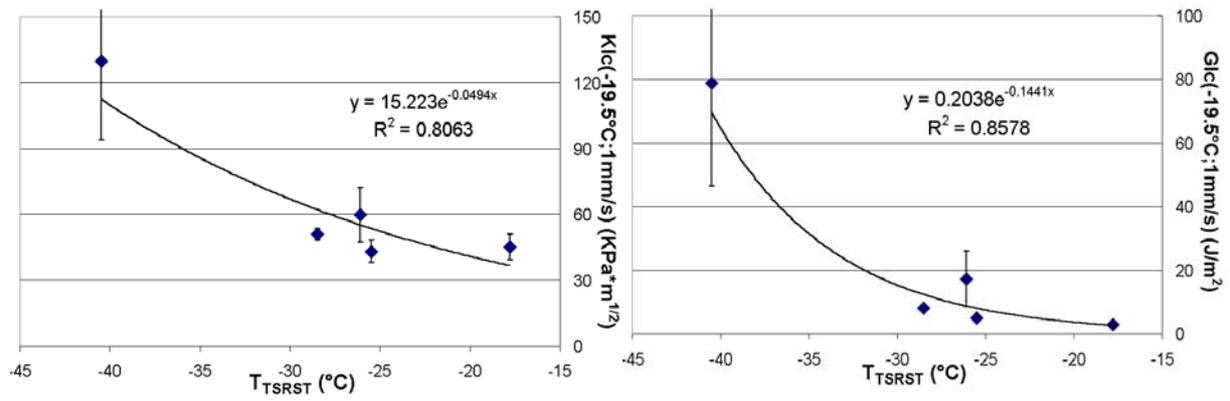


Figure III-27. Relations entre $T_{TSRST}(-10^{\circ}C/h)$ et K_{Ic} et G_{Ic} (à $-19.5^{\circ}C$ et $1mm/s$).

CHAPITRE IV. DES PETITES AUX GRANDES DEFORMATIONS : LOI “DBN” POUR LES MELANGES BITUMINEUX

IV.1 INTRODUCTION

Cette partie est consacrée à la présentation de la loi thermo-visco-élasto-plastique générale développée ces dernières années à l'ENTPE pour les mélanges bitumineux, et à l'utilisation du programme développé précédemment sous l'interface Visual Basic de MS Excel, pendant mon DEA (2000) [101]. Par la suite, ce modèle général est appelé modèle DBN (Di Benedetto-Neifar).

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

L'effet de la température est décrit aussi bien en petites déformations, où le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) est supposé valide, qu'en grandes déformations. La loi permet notamment de simuler les phénomènes de couplage thermomécanique, en particulier l'essai de retrait thermique empêché (monotone ou cyclique).

Cette partie est inspirée des travaux de Di Benedetto et al., Neifar et al. et Olard ([40] [42] [48] [49] [99] [100] [101]). Le développement de cette modélisation performante est devenu possible grâce aux différents travaux expérimentaux réalisés au Département Génie Civil et Bâtiment /L.G.M de l'ENTPE cette dernière décennie. Ces travaux concernent aussi bien le comportement des mélanges bitumineux en petites déformations [52] [100] que leur comportement à l'écoulement ou à la rupture [40] [52] [100] [102].

IV.2 PRESENTATION DU MODELE

La description du comportement du béton bitumineux, à l'aide du modèle généralisé de Di Benedetto (1987) (Figure IV-1.a), s'effectue en qualifiant et en identifiant les corps non-visqueux EP_j et visqueux V_j [40].

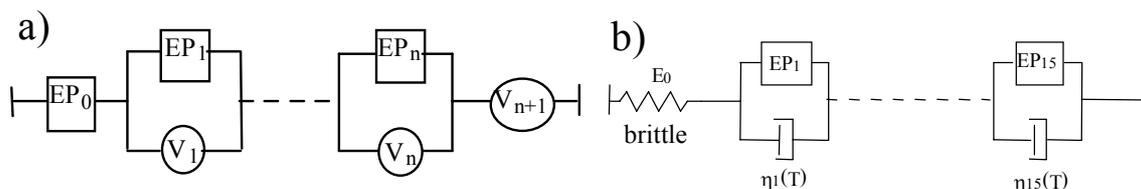


Figure IV-1.a)Modèle généralisé [40] ; b)structure choisie comme modèle discret pour les enrobés bitumineux.

Le nombre de corps considérés doit se situer dans une fourchette “raisonnable” afin de trouver un compromis entre la complexité des développements et une description “fine” du comportement du matériau. Nous présentons ici un modèle constitué de 15 éléments qui permet une description assez fine du comportement des enrobés [48] [99] [100] [101]. En outre, l'aspect “discret” de la modélisation présentée ne doit donc pas être considéré comme une restriction du modèle puisque qu'il est possible d'étendre le modèle en considérant une infinité de corps [48] [99] [100].

IV.2-1 DESCRIPTION DU COMPORTEMENT DES CORPS DE TYPE "EP"

Compte tenu des observations expérimentales sur les enrobés bitumineux et plus généralement sur les géomatériaux, chaque corps EP traduit le comportement des matériaux granulaires non liés en première approximation. Pour qualifier le corps EP, un formalisme incrémental de type “interpolation” développé pour les sables (Di Benedetto, 1981) est utilisé [39].

Dans le cas monodimensionnel, le comportement du corps est décrit par une relation entre les accroissements de contrainte ($\Delta\sigma$) et de déformation ($\Delta\varepsilon$) à partir du dernier point d'inversion de la sollicitation :

$$\Delta\sigma = f(\Delta\varepsilon) \quad \text{Equation IV-1}$$

La fonction "f" de la courbe vierge a une valeur "f⁺" en charge avec une asymptote "s⁺", et une valeur "f⁻" en décharge avec une asymptote "s⁻". "s⁺" et "s⁻" sont les paliers de contrainte respectivement en compression et en traction. Ils sont déterminés à partir d'essais triaxiaux, à vitesse de déformation constante. La fonction "f" se déduit de "f⁺" par la relation suivante :

$$f^-(\Delta\varepsilon) = -kf^+\left(-\frac{\Delta\varepsilon}{k}\right) \quad \text{Equation IV-2}$$

où k est le rapport entre |s⁻| et s⁺.

Dans un souci de simplicité, la fonction f⁺ choisie est une hyperbole décrite par la pente à l'origine et l'asymptote. Seules trois constantes sont donc introduites pour chaque corps EP_j :

- la pente à l'origine E_j,
- l'asymptote de plasticité en compression (rupture en compression) s_j⁺,
- l'asymptote de plasticité en extension (rupture en extension) s_j⁻.

Ainsi, la fonction f⁺ a pour équation :

$$\sigma_j = \frac{E_j \varepsilon_j}{1 + \frac{E_j \varepsilon_j}{s_j^+}} \quad \text{Equation IV-3}$$

Quant à l'expression de la fonction f de décharge, il suffit de remplacer s_j⁺ par s_j⁻ dans l'Equation IV-3.

La fonction "f" de l'Equation IV-1 est déduite de la fonction "f⁺" en appliquant une règle de comportement cyclique qui correspond à une extension de la règle de Masing [99] [121]. Quelques séquences de cyclage caractérisant f sont présentées Figure IV-2.

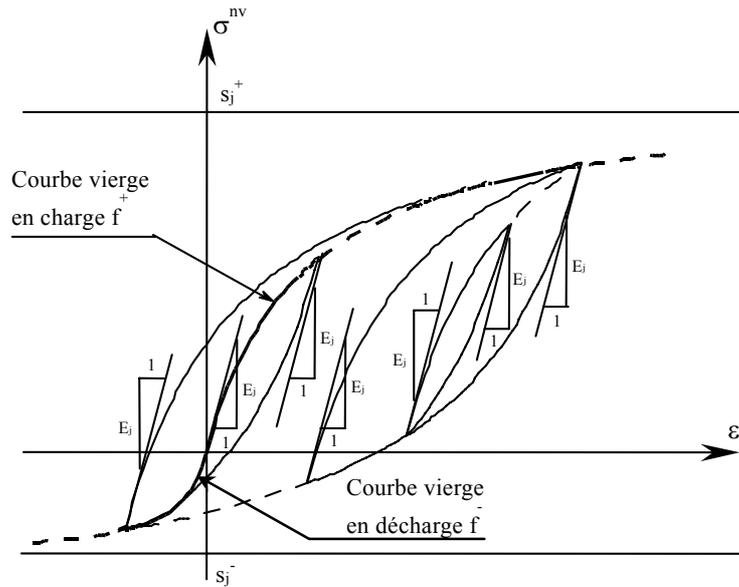


Figure IV-2. Caractérisation du comportement du corps EP_j (cf. Figure IV-1) : courbe vierge et exemples de séquences de cyclage.

Soulignons que la donnée d'un critère de rupture permet de calculer les valeurs s_j^+ et s_j^- . D'autre part, pour de très "petits" cycles, le comportement est assimilable à celui d'un ressort de rigidité E_j .

IV.2-2 DESCRIPTION DU COMPORTEMENT DES CORPS DE TYPES "V"

Chaque corps V_j , associé en parallèle au corps EP_j , est un amortisseur caractérisé par sa viscosité $\eta_j(T)$ qui est une fonction de la température T . Le modèle monodimensionnel utilisé dans les simulations du comportement des enrobés bitumineux a donc la structure présentée Figure IV-1.b. L'élément purement visqueux V_∞ normalement en série n'est pas présent car les mélanges bitumineux sont considérés comme des corps de type solide.

IV.3 CALIBRATION DU MODELE

Ce paragraphe décrit le principe général de calibration du modèle DBN (Di Benedetto-Neifar) en petites et en grandes déformations. Pour un enrobé donné, les résultats d'essais de module complexe permettent la calibration du modèle dans le domaine des petites déformations (identification des paramètres E_j et η_j). La donnée d'un critère de rupture –par exemple celui de Di Benedetto (1987) [40]– associée aux essais de traction à vitesses de déformation imposées et constantes, permet la calibration du modèle dans le domaine des grandes déformations (identification des paramètres s_j^+ et s_j^-).

IV.3-1 CALIBRATION EN PETITES DEFORMATIONS

Le domaine des petites déformations correspond au domaine où le comportement peut être considéré comme linéaire (cf. Figure I-33). Comme exposé au paragraphe I.6-3-1-b de l'étude bibliographique, Charif (1990), Doubbaneh (1995) et Airey et al. (2002 et 2003) ont trouvé expérimentalement que la limite du domaine linéaire correspond à des amplitudes de déformation de l'ordre de quelques $10^{-5}m/m$ à $10^{-4}m/m$ [2] [3] [26] [52].

Dans le domaine des petites déformations, les corps EP_j ont un comportement élastique linéaire et peuvent être remplacés par des ressorts de rigidité E_j . Ainsi, dans le domaine des petites déformations, le modèle discret DBN représenté Figure IV-1.b équivaut alors à un modèle de Kelvin-Voigt généralisé. La forme analogique asymptotique du modèle DBN dans le domaine viscoélastique linéaire est représentée Figure IV-3.a (pour $n=15$). Son module complexe est donné par l'expression suivante :

$$E^{*DBN}(i\omega, T) = \left(\frac{1}{E_0} + \sum_{j=1}^{15} \frac{1}{E_j + i\omega\eta_j(T)} \right) \quad \text{Equation IV-4}$$

Les comparaisons avec les résultats expérimentaux montrent que les modèles à spectre continu de Huet-Sayegh ou 2S2P1D (introduits respectivement dans ce mémoire aux sections I.7-1-2-b et II.7-2) simulent très correctement le comportement viscoélastique linéaire des mélanges bitumineux. Nous avons donc choisi de traduire un comportement "proche" de celui décrit par le modèle 2S2P1D (qui consiste en une généralisation du modèle de Huet-Sayegh) dont le module complexe est donné par l'expression suivante :

$$E^{*2S2P1D}(i\omega\tau) = E(0) + \frac{E(\infty) - E(0)}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h} + (i\omega\beta\tau)^{-1}} \quad \text{Equation IV-5}$$

τ est une fonction de la température qui permet de prendre en compte la propriété d'équivalence temps-température :

$$\tau = \tau_0 a_T(T) = \tau_0 10^{\frac{C_1(T-T_s)}{C_2+T-T_s}} \quad \text{Equation IV-6}$$

τ_0 est une constante à déterminer à la température de référence T_s choisie arbitrairement, et a_T correspond au facteur de translation pris sous la forme donnée par William, Landel et Ferry (W.L.F) (C_1 et C_2 sont deux constantes à déterminer) [55].

Il est à souligner que les 31 paramètres (E_j, η_j) du modèle discret (cf. Figure IV-3.a où EP_j est un ressort de module E_j) sont obtenus à partir d'un processus d'optimisation à partir de sept paramètres seulement (celles du modèle 2S2P1D). L'accroissement du nombre de corps de Kelvin-Voigt, donc de corps EP_j et V_j dans le modèle généralisé, ne nécessite aucune constante supplémentaire et ne pose à ce stade d'utilisation aucun problème particulier. Néanmoins l'augmentation du nombre de corps se traduit, dans l'utilisation du modèle, par un temps de calcul plus élevé.

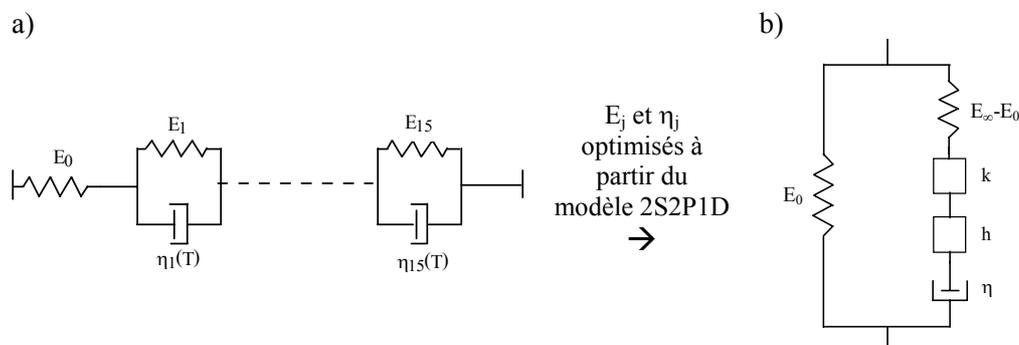


Figure IV-3.a)Forme analogique asymptotique du modèle discret DBN dans le domaine viscoélastique linéaire pour $n=15$, b)représentation analogique du modèle 2S2P1D.

Le “module vitreux” $E(\infty)$ dans l’expression du module complexe du modèle 2S2P1D (Equation IV-5) correspond à la rigidité E_0 du modèle discret DBN. Le “module statique” $E(0)$ dans l’expression du module complexe du modèle 2S2P1D (Equation IV-5) correspond au module de l’enrobé pour une pulsation qui tend vers 0. La relation suivante doit être vérifiée :

$$E(0) = \left(\sum_{j=0}^{15} \frac{1}{E_j} \right)^{-1} \quad \text{Equation IV-7}$$

La méthode de détermination des 31 paramètres (E_j, η_j) du modèle discret DBN (cf. Figure IV-3.a où EP_j est un ressort de module E_j) consiste à minimiser la somme des distances entre le module complexe du modèle 2S2P1D et celui du modèle DBN en N points de pulsation ω_i (méthode des moindres carrés). Cette minimisation est faite à la température de référence T_s en utilisant le Solver de MS Excel. Il vient :

$$\text{minimisation de } \sum_{i=1}^N \left([E_1^{2S2P1D}(\omega_i) - E_1^{DBN}(\omega_i)]^2 + [E_2^{2S2P1D}(\omega_i) - E_2^{DBN}(\omega_i)]^2 \right) \quad \text{Equation IV-8}$$

E_1^{2S2P1D} et E_2^{2S2P1D} sont respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe donné par le modèle 2S2P1D, noté $E^{*2S2P1D}$. E_1^{DBN} et E_2^{DBN} sont respectivement la partie réelle et la partie imaginaire du module complexe E^{*DBN} donné par le modèle DBN.

L’optimisation de l’Equation IV-8 est effectuée en utilisant une suite de temps de relaxation τ_i monotone. Pour cela, les deux conditions suivantes sont imposées :

- la suite $(E_j)_{j \in \{1, \dots, 10\}}$ est croissante,
- la suite $(\eta_j)_{j \in \{1, \dots, 10\}}$ est décroissante.

La Figure IV-4 montre la comparaison entre les résultats expérimentaux de module complexe obtenus sur l’enrobé au liant 50/70 à +15°C, et les modules complexes obtenus à partir des modèles 2S2P1D et DBN (à 15 éléments). A noter qu’en augmentant le nombre d’éléments à 20 par exemple, la précision du modèle DBN est accrue. Neifar (1997) l’a notamment mis en évidence dans son mémoire de thèse [100]. La calibration du modèle DBN à 15 éléments semble toutefois satisfaisante.

Le Tableau IV-1 présente les modules E_j et les viscosités η_j obtenues à +15°C pour l’enrobé 50/70. Les résultats de la calibration du modèle DBN en petites déformations, pour les enrobés aux liants 10/20, PMB1, PMB4 et PMB5, sont quant à eux présentés à l’ANNEXE 10.

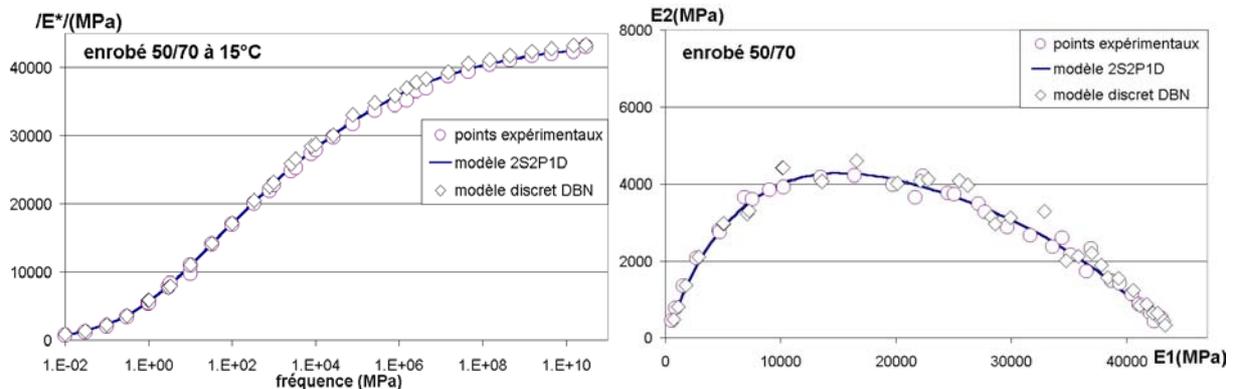


Figure IV-4. Modules complexes obtenus par le modèle 2S2P1D et le modèle discret (à 15 éléments) DBN, et résultats expérimentaux à 15°C.

N° de l'élément	E_j (MPa)	η_j (MPa*s)	$\tau_j = \frac{\eta_j}{E_j}$ (s)
0	45000	—	—
1	381	80000	2.09E+02
2	1200	20000	1.67E+01
3	3700	10000	2.70E+01
4	10500	8000	7.62E-01
5	13500	4000	2.96 E-01
6	17300	500	2.89 E-02
7	47400	100	2.11 E-03
8	130000	30	2.31 E-04
9	160000	9	5.63 E-05
10	175000	0.6	3.43E-06
11	375210	0.05	1.33E-07
12	640000	0.005	7.81E-09
13	1300000	0.0005	3.85E-10
14	1830000	0.00005	2.73E-11
15	2960000	2.90E-06	9.81E-13

Tableau IV-1. Valeurs des rigidités E_j et des viscosités η_j obtenues à $T=15^\circ\text{C}$, pour l'enrobé au liant 50/70.

IV.3-2 CALIBRATION A L'ECOULEMENT VISCOPLASTIQUE

Les essais de compression et d'extension à vitesse de déformation constante sur enrobé bitumineux montrent que la contrainte ne peut pas dépasser un seuil σ_p qui dépend de la norme de cette vitesse. Ce seuil peut être déterminé à partir d'un critère d'écoulement. C'est le critère proposé par Di Benedetto (1987) qui a été utilisé et appliqué à la même formule d'enrobé que précédemment [40]. Les seuils en traction s_j^- du modèle discret ont donc été déterminés afin d'obtenir une courbe seuil-vitesse de déformation proche de celle du critère de Di Benedetto (1987) dont l'expression est la suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{\text{HDB}}(\sigma_p, T) = \dot{\varepsilon}_0 \text{Exp} \left(\frac{\frac{\sigma_p}{\sigma_0} - \gamma(C_p, T)}{\beta(C_p, T)} \right) - \delta(T) \quad \text{Equation IV-9}$$

avec : $\dot{\varepsilon}_0=1$ de la même unité que $\dot{\varepsilon}_{\text{HDB}}$ (normalisation),
 $\sigma_0=1$ de la même unité que σ_p (normalisation),
 T la température,
 C_p la compacité de l'enrobé considéré.

La relation entre la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ et le seuil viscoplastique σ_p pour le modèle généralisé DBN est la suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{\text{DBN}}(\sigma_p, T) = \sum_{j=1}^{15} \dot{\varepsilon}_j = \sum_{j=1}^{15} \frac{\langle \sigma_p - s_j^- \rangle}{\eta_j(T)} \quad \text{Equation IV-10}$$

avec :

$$\langle \sigma_p - s_j^- \rangle = \begin{cases} \sigma_p - s_j^- & \text{si } \sigma_p < s_j^- \\ 0 & \text{sinon} \end{cases} \quad \text{Equation IV-11}$$

Afin de déterminer la suite des seuils $(s_j^-)_{j \in \{1, \dots, 10\}}$ qui satisfait l'équation :

$$\dot{\varepsilon}_{DBN}(\sigma_p, T) \approx \dot{\varepsilon}_{HDB}(\sigma_p, T) \quad \text{Equation IV-12}$$

la courbe analytique (cf. Figure IV-5) est approchée par une suite de segments :

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{\varepsilon}_{HDB}(s_1^-) = 0 \\ \dot{\varepsilon}_{HDB}(s_2^-) = \frac{s_2^- - s_1^-}{\eta_1} \\ \dot{\varepsilon}_{HDB}(s_3^-) = \frac{s_3^- - s_1^-}{\eta_1} + \frac{s_3^- - s_2^-}{\eta_2} \\ \cdot \\ \cdot \\ \dot{\varepsilon}_{HDB}(s_{15}^-) = \sum_{j=1}^{15} \frac{s_{15}^- - s_j^-}{\eta_j} \end{array} \right. \quad \text{Equation IV-13}$$

s_1^- est calculé directement à partir de la première expression figurant à l'Equation IV-13 :

$$s_1^- = \sigma_0 \left[\beta \ln\left(\frac{\delta(T)}{\varepsilon_0}\right) + \gamma(C_p, T) \right] \quad \text{Equation IV-14}$$

Les autres équations sont résolues successivement, à la température T considérée.

Ainsi, pour appliquer le critère de Di Benedetto (1987) dont l'expression est celle de l'Equation IV-9, il suffit de déterminer les trois paramètres β , δ et γ , valables pour un enrobé donné (dans notre cas d'une compacité $C_p=97\%$), à la température T. Un système d'équations à trois inconnues permet de déterminer ces trois paramètres si, pour une température T fixée, trois vitesses de déformation ont été étudiées. Or, dans notre cas, seules deux vitesses de déformation ont été étudiées lors des essais de traction sur enrobés : 300 et 45000 $\mu\text{m}/\text{m}/\text{h}$. Nous avons donc utilisé arbitrairement la fonction $\delta(T)$ obtenue par Di Benedetto (1987) donnée en ANNEXE 2 [40].

Les seuils en compression s_j^+ sont déduits des seuils s_j^- à partir du critère tridimensionnel de contrainte maximale introduit par Di Benedetto et Yan en 1994 [42] (cf. Figure I-49). Dans notre cas, seuls des essais de traction directe sur enrobés ont été réalisés. Suite aux thèses de Yan (1992) [137] et Neifar (1997) [99], pour tout élément EP_j , le rapport entre le seuil s_j^- et le seuil s_j^+ –noté k– est fixé arbitrairement à 0.28.

Le Tableau IV-2 regroupe les seuils en compression et en extension du modèle discret DBN à 15 éléments, pour l'enrobé au liant 50/70. Les seuils correspondant aux quatre autres enrobés testés dans cette étude (fabriqués à partir des liants 10/20, PMB1, PMB4 et PMB5) sont présentés en ANNEXE 11.

n° de l'élément	s_j^+ (MPa)	s_j^- (MPa)
1	5.72	-1.60
2	5.72	-1.60
3	5.72	-1.60
4	5.72	-1.60
5	5.72	-1.60
6	8.23	-2.30
7	15.42	-4.32
8	20.00	-5.60
9	24.44	-6.84
10	28.59	-8.00
11	39.28	-11.00
12	46.97	-13.15
13	55.17	-15.45
14	63.05	-17.65
15	71.07	-19.90

Tableau IV-2. Seuils en compression et en extension du modèle discret DBN à 15 éléments, pour l'enrobé au liant 50/70.

Une comparaison à 15°C des vitesses de déformation à l'écoulement en fonction de la contrainte, obtenues par le modèle généralisé DBN à 15 éléments et le critère de Di Benedetto, est fournie à titre d'exemple à la Figure IV-5, pour l'enrobé au liant 50/70.

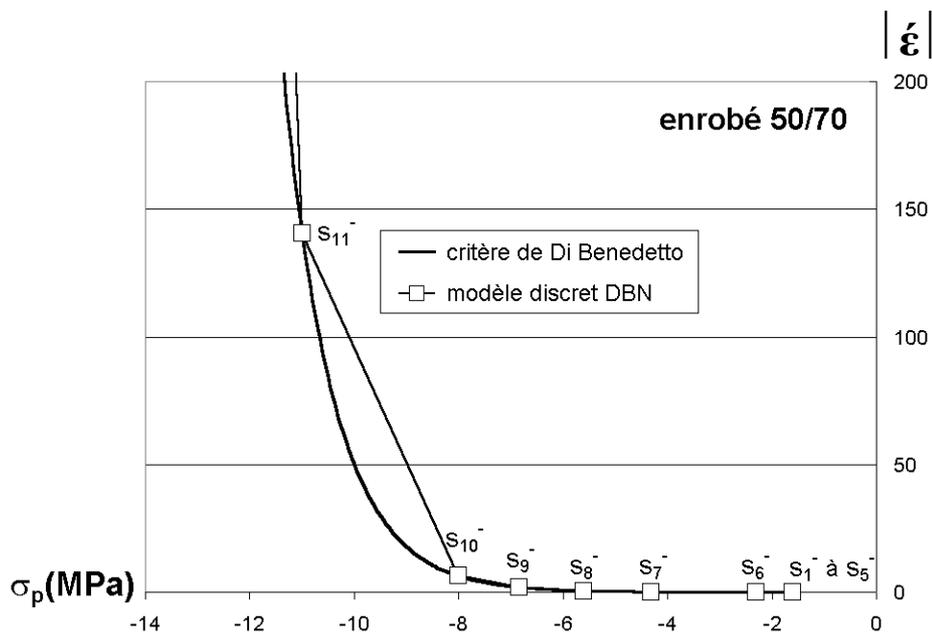


Figure IV-5. Vitesses de déformation obtenues pour le modèle discret développé et le critère de Di Benedetto, en fonction de la contrainte, à 15°C.

On constate que les cinq premiers éléments possèdent les mêmes seuils. Il est possible d'expliquer cela par le fait que les viscosités trouvées lors de la calibration en petites déformations sont trop élevées. En effet, d'après l'Equation IV-10, les pentes des morceaux de droites obtenues valent :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{\eta_1} \text{ entre } s_1^- \text{ et } s_2^- \\ \frac{1}{\eta_1} + \frac{1}{\eta_2} \text{ entre } s_2^- \text{ et } s_3^- \\ \dots \\ \dots \\ \sum_{j=1}^i \frac{1}{\eta_j} \text{ entre } s_i^- \text{ et } s_{i+1}^- \end{array} \right. \quad \text{Equation IV-15}$$

A notre sens, un nombre plus élevé d'éléments EP_j permettrait d'obtenir des seuils différents pour chacun des éléments. Cette solution n'a pas été retenue faute de temps.

Pour de plus amples détails sur la procédure exacte de calibration à l'écoulement viscoplastique, le lecteur peut se référer à [99] ou [101].

Enfin, il convient de remarquer que lors du développement du modèle DBN, la convention de signe de la Mécanique des Sols a été retenue : contrainte de compression positive et contrainte de traction négative. Lors du travail de DEA, cette même convention de signe a été conservée lors du développement du programme informatique.

IV.4 PRESENTATION DU PROGRAMME INFORMATIQUE

Un programme informatique a été réalisé, lors du travail de DEA (Olard, 2000) [101], en langage Basic sur l'interface Visual Basic de MS Excel. Ce paragraphe et le paragraphe suivant présentent brièvement l'utilité et le potentiel d'un tel outil dans la simulation du comportement des enrobés bitumineux sous sollicitations thermo-mécaniques diverses.

La mise en équations du problème et l'écriture du code de calcul ont été précédemment explicités lors de l'écriture de mon mémoire de DEA [101]. L'organigramme et le listing du code de calcul y sont détaillés.

A noter que deux codes de calcul ont, en fait, été développés : un premier code de calcul spécifique aux sollicitations imposées en déformation et un second code spécifique aux sollicitations imposées en contrainte. Dans le cadre de ce chapitre, nous nous sommes bornés à réaliser des simulations de sollicitations imposées en déformation : essais de traction à vitesses de déformation imposées, essai de retrait thermique empêché (TSRST) monotone ou cyclique.

La Figure IV-6 présente la feuille de contrôle Excel de l'utilisateur (dans le cas du code de calcul pour une sollicitation en déformation imposée). Sur cette image de l'écran, le lecteur peut noter qu'il s'agit d'un exemple du programme pour un modèle discret à 10 éléments.

Soulignons qu'avant de lancer le programme, l'utilisateur doit uniquement rentrer les différents paramètres du modèle –obtenus par le procédé de calibration décrit au paragraphe IV.3, sur la feuille Excel réservée à cet effet, représentée Figure IV-6. Seules les cases représentées en caractères gras doivent être déterminées par l'utilisateur du programme :

- les paramètres E_j , η_j , s_j^+ et s_j^- sont issus de la calibration du modèle en petites et en grandes déformations,
- la case H12 de la feuille Excel, représentée Figure IV-6, correspond à la sollicitation en déformation choisie par l'utilisateur,
- la case H18 correspond à la fonction température $T(t)$ en fonction du temps t (exprimé en seconde),
- les cases E12, E13 et E14 correspondent aux coefficients WLF et à la température de référence T_s choisie (cf. Equation I-25),
- la case E16 permet à l'utilisateur de paramétrer le nombre d'éléments choisis pour le modèle,
- les cases E15 et B14 permettent respectivement de fixer l'incrément de temps choisi pour le calcul, ainsi que le temps d'arrêt du calcul,
- enfin, concernant la case B13, l'utilisateur doit taper « 1 » s'il s'agit d'un premier calcul, sinon « 0 » s'il s'agit d'un $n^{\text{ième}}$ calcul partant d'un état donné pour $t \neq 0$.

Ainsi, si les concepts liés au modèle DBN sont pertinents, mais ardu, une fois la calibration effectuée (détermination des paramètres E_j , η_j , s_j^+ , s_j^- , et coefficients WLF), l'utilisation du programme est assez conviviale. Les résultats de simulations numériques sont généralement assez rapides (de quelques minutes à quelques heures) selon la sollicitation imposée et le nombre d'éléments du modèle. Un modèle plus précis, comportant 20 éléments par exemple, engendre en particulier un temps de calcul plus long.

	A	B	C	D	E	F	G	H
1	E0(initial)	29000	eta1(23°C)	11937	sj+(1)	0,69	sj-(1)	-0,19
2	E1(initial)	98	eta2(23°C)	1993	sj+(2)	2,9	sj-(2)	-0,81
3	E2(initial)	154	eta3(23°C)	333	sj+(3)	4,01	sj-(3)	-1,12
4	E3(initial)	383	eta4(23°C)	55,5	sj+(4)	5,54	sj-(4)	-1,55
5	E4(initial)	1962	eta5(23°C)	9,27	sj+(5)	6,81	sj-(5)	-1,91
6	E5(initial)	9376	eta6(23°C)	1,55	sj+(6)	8,22	sj-(6)	-2,3
7	E6(initial)	29809	eta7(23°C)	0,258	sj+(7)	9,55	sj-(7)	-2,67
8	E7(initial)	68480	eta8(23°C)	0,0432	sj+(8)	10,93	sj-(8)	-3,06
9	E8(initial)	1E+05	eta9(23°C)	0,0072	sj+(9)	12,28	sj-(9)	-3,44
10	E9(initial)	2E+05	eta10(23°C)	0,0012	sj+(10)	13,64	sj-(10)	-3,82
11	E10(initial)	2E+05						
12				C1	14,7		Eps(t)	0
13	courbe vierge	1		C2	127		Eps(dt)	0
14	t max	5		Tréf(°C)	23		Eps(t+dt)	0
15				dt fixé	0,002		t	
16	h	0		nb d'él^{ts}	10		dt	
17							t+dt	
18							T(t)	10

Figure IV-6. Feuille Excel de paramétrage et d'initialisation du programme.

IV.5 SIMULATIONS NUMERIQUES

Cette partie illustre l'efficacité et le potentiel de la loi thermo-visco-élasto-plastique DBN développée à l'ENTPE. Des simulations numériques d'essais de traction et d'essais de retrait thermique empêché pour les 5 enrobés testés sont proposées.

IV.5-1 SIMULATIONS DES ESSAIS DE TRACTION

La Figure IV-7 montre la comparaison entre les résultats expérimentaux des essais de traction obtenus sur les cinq enrobés testés avec les prédictions correspondantes obtenues en utilisant le modèle discret DBN à 15 éléments. A noter que les contraintes de traction sont désormais positives de façon à rester conforme aux hypothèses de la Mécanique des Milieux Continus.

Les 1^{ers} résultats ainsi obtenus sont très encourageants au sens où les prédictions sont proches des résultats expérimentaux.

Comme précédemment mis en évidence par Di Benedetto et al. [48], Neifar et al. [99] [100] et Olard [101], il ressort de la Figure IV-7 que le nombre d'éléments considérés ($n=15$) semble convenir pour une description assez précise du comportement des enrobés. Aucune simulation n'a été réalisée avec un modèle comportant un nombre plus élevé d'éléments.

La Figure IV-7 met également en exergue le caractère hyperbolique de la loi retenue. En effet, l'équation retenue pour la fonction reliant la contrainte et la déformation des corps EP_j est de type hyperbolique (cf. Equation IV-3). Ainsi, comme l'illustre la Figure IV-7, la loi DBN ne peut simuler le comportement « adoucissant » des enrobés bitumineux dans le domaine ductile, *i.e.* la décroissance de la contrainte après le pic en contrainte. Néanmoins, la simplicité de l'Equation IV-3 constitue un avantage important de ce modèle : seulement 3 paramètres (la pente à l'origine E_j , le seuil en compression s_j^+ et le seuil en extension s_j^-) permettent de caractériser complètement les corps EP_j .

A noter, enfin, qu'il peut être envisageable de remplacer la fonction hyperbolique considérée par une fonction de type exponentielle tout en conservant le même nombre de paramètres. Si le comportement « adoucissant » des enrobés ne pourrait être encore simulé, la forme des non-linéarités de l'état initial au repos jusqu'au pic en contrainte pourrait être modifiée. Ce dernier point ne constitue pas une priorité pour les développements futurs de la loi DBN.

Plus généralement, le modèle DBN utilisé permet donc de faire le lien entre le comportement viscoélastique linéaire en petites déformations et l'écoulement viscoplastique des enrobés bitumineux. La formulation de cette loi thermo-visco-élasto-plastique reste simple puisque les deux types de comportement précédents sont reliés par une relation qui a été choisie hyperbolique. Ainsi, le modèle permet de décrire de manière unifiée un comportement linéaire en petites déformations, un comportement non linéaire pour des déformations plus élevées et l'écoulement viscoplastique.

L'effet de la température est décrit aussi bien en petites déformations, où le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT) est supposé valide, qu'en grandes déformations (Figure IV-7). A noter que seules les viscosités $\eta_j(T)$ font intervenir la température dans le modèle (Figure IV-1.b).

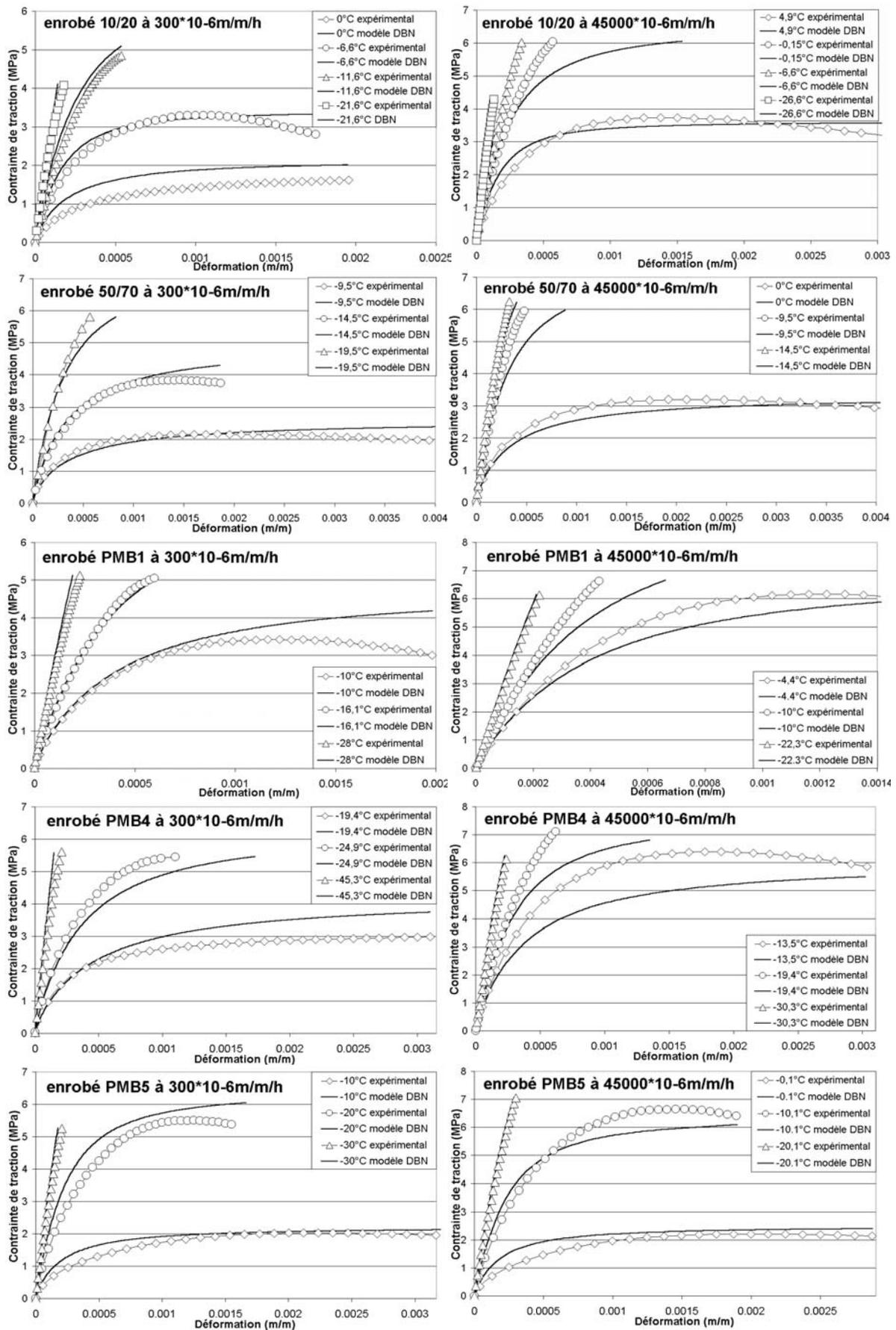


Figure IV-7. Résultats expérimentaux de traction obtenus sur les cinq enrobés testés Vs prédictions correspondantes obtenues en utilisant le modèle DBN à 15 éléments.

IV.5-2 COUPLAGE THERMOMECHANIQUE : L'ESSAI DE RETRAIT EMPECHE

On propose une application du modèle discret non-linéaire développé, pour la simulation de l'essai de retrait empêché (monotone et cyclique). Cet essai introduit un couplage entre les effets thermique et mécanique (viscoplastique). Les résultats et l'analyse de quelques simulations des contraintes thermiques induites par différents types de variation de la température (monotone et cyclique) sont présentés.

Pour cet essai, la déformation totale de l'éprouvette d'enrobé est maintenue égale à zéro :

$$\varepsilon^{\text{totale}} = \varepsilon^{\text{mécanique}} + \varepsilon^{\text{thermique}} = 0 \quad \text{Equation IV-16}$$

avec $\varepsilon^{\text{mécanique}}$ décrit par le modèle viscoplastique et $\varepsilon^{\text{thermique}} = \alpha \Delta T$ où ΔT est la variation de température, et α est le coefficient de dilatation et de contraction thermique moyen des cinq enrobés testés ($\alpha \approx 23 \cdot 10^{-6} \text{m/m/}^\circ\text{C}$, cf. Figure III-11).

De l'Equation IV-16, et sachant que $\varepsilon^{\text{thermique}} = \alpha \Delta T$, on tire :

$$\varepsilon^{\text{mécanique}} = -\varepsilon^{\text{thermique}} = -\alpha \Delta T \quad \text{Equation IV-17}$$

Cet essai introduit un **couplage thermo-mécanique** puisque, à partir d'une sollicitation thermique ($\varepsilon^{\text{thermique}} = \alpha * \Delta T$), on obtient une sollicitation mécanique induite ($\varepsilon^{\text{mécanique}} = -\alpha * \Delta T$).

Pour effectuer les simulations de retrait thermique empêché, nous avons donc utilisé le code de calcul spécifique aux sollicitations imposées en déformation. La case H12 de la feuille Excel, représentée Figure IV-6, qui correspond à la sollicitation en déformation choisie par l'utilisateur, est donc égale à la sollicitation mécanique équivalente $\varepsilon^{\text{mécanique}} = -\alpha * \Delta T$.

IV.5-2-1 Variation monotone de la température

Un exemple de simulation tiré des travaux de Di Benedetto et Neifar [48] [99] [100], pour un essai à vitesse de variation de température constante et à déformation totale axiale maintenue nulle (essai de retrait empêché), est présenté Figure IV-8. Afin de montrer l'effet des non-linéarités et de l'écoulement plastique, les courbes de variation de la contrainte thermique simulée en considérant trois types de comportements pour les corps EP_j ont été superposées.

Le 1^{er} calcul montre la réponse du modèle discret DBN, introduit dans les paragraphes précédents. Le 2^{ème} calcul (modèle discret viscoélastique linéaire) traduit un comportement viscoélastique linéaire car les corps EP_j sont des ressorts de rigidités E_j. Le 3^{ème} calcul (modèle discret viscoélastique parfaitement viscoplastique) a été réalisé en considérant un comportement élastique parfaitement plastique pour les corps EP_j. Les calculs ont été effectués avec une variation monotone de la température de -5°C/Heure .

Ces résultats obtenus par Di Benedetto et Neifar (1997 et 2001) montrent l'influence des hypothèses choisies pour décrire le comportement des corps EP_j [48] [99] [100]. Une différence qui peut atteindre 50% est, par exemple, constatée pour la contrainte thermique en considérant un comportement viscoélastique linéaire et un comportement viscoplastique décrit par le modèle non linéaire. Il est clair, d'après ces courbes, que les non-linéarités et l'écoulement plastique diminuent de façon notable la contrainte créée par l'effet thermique.

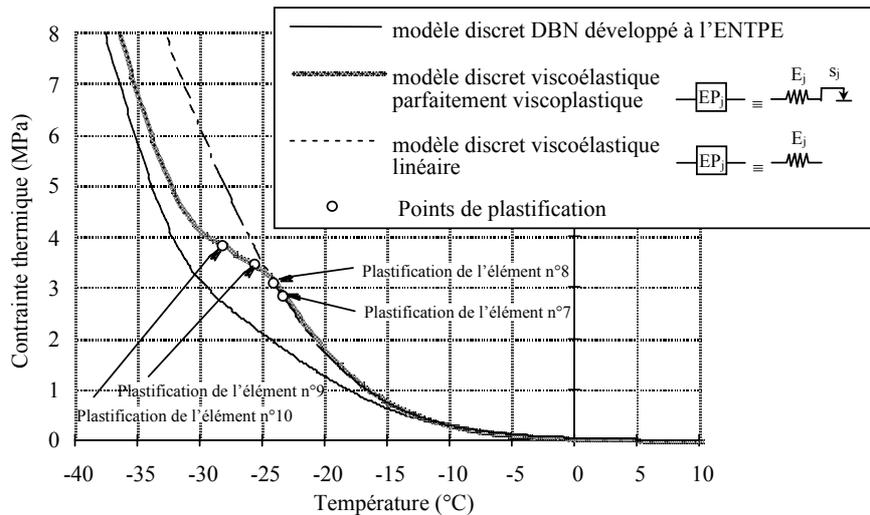


Figure IV-8. Variation de la contrainte thermique avec la température pour différents types de comportement du matériau (taux de refroidissement de $-5^{\circ}\text{C}/\text{h}$) [48] [99] [100].

Dans le cadre de cette thèse, nous avons également voulu mettre en évidence l'importance de la prise en compte des non-linéarités pour prédire l'évolution de la contrainte thermique avec la température lors des essais TSRST.

La prédiction de la rupture fragile est possible en introduisant un critère de rupture pour le corps EP_0 (Figure IV-1.b) qui joue alors le rôle d'un "interrupteur" en contrainte. En pratique, le calcul est arrêté lorsque la contrainte dépasse la résistance obtenue en traction $\sigma_c(\theta)$. Nous avons donc considéré dans nos simulations que la rupture fragile lors de l'essai TSRST est obtenue lorsque la contrainte dépasse la résistance obtenue expérimentalement en traction sur les cinq enrobés testés à $300\mu\text{m}/\text{m}/\text{h}$ dans le domaine fragile (Figure III-3).

La Figure IV-9 représente une comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus pour les cinq enrobés lors de l'essai TSRST à $-10^{\circ}\text{C}/\text{h}$ et la prédiction de l'évolution de la contrainte de traction induite en considérant soit un comportement viscoélastique linéaire décrit par un modèle de Kelvin-Voigt généralisé à 15 éléments (cf. Figure I-43), soit un comportement viscoplastique décrit par le modèle non linéaire DBN à 15 éléments. Cette figure met en évidence l'importance de considérer les non-linéarités pour prédire avec précision l'évolution des contraintes lors de l'essai de retrait thermique empêché. De plus, les simulations utilisant un modèle de Kelvin-Voigt généralisé à 15 éléments (comportement viscoélastique linéaire) mènent à une surestimation de la température de fissuration thermique allant jusqu'à 5°C .

Enfin, il convient de souligner que la faible différence obtenue entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques peut notamment s'expliquer par le fait que le champ de température n'est pas homogène au sein de l'éprouvette d'enrobé lors de l'essai TSRST. En effet, seule la température de surface est mesurée lors d'un essai TSRST et, comme l'illustre la Figure III-14, la température au cœur de l'éprouvette (57.5mm de diamètre) est légèrement plus élevée (de 1.4°C environ).

L'ANNEXE 12 met également en évidence l'influence de la dérive thermique du système de mesure. En effet, il est possible de prédire le comportement de l'enrobé lors de l'essai sans correction (i.e. avec une dérive thermique de $7.70\mu\text{m}/\text{m}/^{\circ}\text{C}$) ou avec correction (i.e. en appliquant une déformation totale nulle de l'éprouvette).

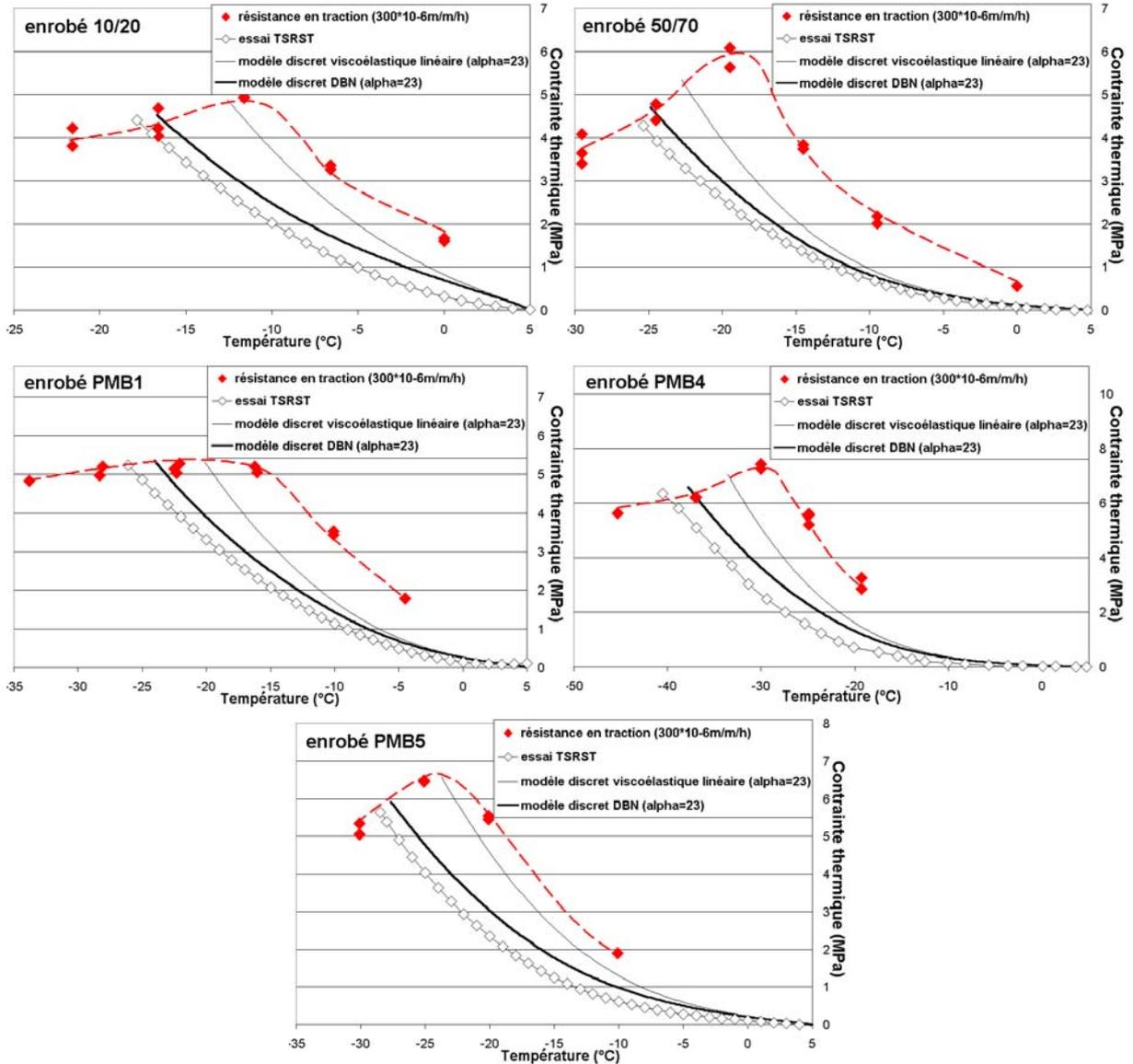


Figure IV-9. Comparaison entre la variation expérimentale de la contrainte thermique lors de l'essai TSRST et différentes prédictions pour les cinq enrobés testés (pour une variation monotone de la température de $-10^{\circ}\text{C}/\text{h}$) avec un coefficient de contraction thermique moyen (sur l'intervalle de température considéré) égal à $23\mu\text{m}/\text{m}/^{\circ}\text{C}$ (Olard et al., 2004) [108].

Ainsi, le modèle discret DBN à 15 éléments ici utilisé permet de prédire efficacement non seulement l'évolution des contraintes lors d'essais de traction à température constante, mais également lors d'essais de retrait thermique empêché avec une variation monotone de la température.

Le cas d'une variation cyclique de la température lors d'essais de retrait thermique empêché est traité au paragraphe suivant.

IV.5-2-2 Variation cyclique de la température

La période de la variation sinusoïdale de la température choisie est de 24 heures afin de se rapprocher de celle que subit une chaussée lors des cycles journaliers. Il est, en effet, intéressant de quantifier l'effet de ce type de variation sur la contrainte thermique induite lors du retrait empêché. La Figure IV-10 montre les courbes de variation de la contrainte avec le temps, obtenues pour les cinq enrobés testés. Ces simulations sont réalisées en considérant une variation sinusoïdale de la température entre -20°C et 20°C .

Il convient tout d'abord de noter la très forte dissymétrie entre les phases de traction et les phases de compression, due à la variation des propriétés visqueuses en fonction de la température.

La différence de niveaux de contrainte entre les cinq produits est également à souligner. L'enrobé au liant PMB4 développe beaucoup moins de contraintes que les quatre autres enrobés. Quant à l'enrobé au liant 10/20, il développe des contraintes de traction particulièrement élevées dès les premiers cycles.

De cette Figure IV-10, on peut enfin observer qu'au bout de quatre à cinq cycles thermiques (quatre à cinq jours), le niveau de contrainte maximum et minimum se stabilise (régime permanent) pour chacun des enrobés testés.

La Figure IV-11 illustre la simulation de l'évolution de la contrainte thermique avec la température pour l'enrobé au liant 10/20. De plus, comme la résistance en traction de l'enrobé au liant 10/20 à $300\mu\text{m}/\text{m}/\text{h}$ a été déterminée avec une assez bonne répétabilité, cette figure permet également de prévoir la fissuration thermique de cet enrobé dès le 3^{ème} ou 4^{ème} jour.

Plus généralement, le modèle DBN constitue un outil efficace et prometteur pour prédire le comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux. L'intérêt de cette loi réside en particulier dans le fait qu'il est possible de simuler la réponse du matériau à tout type de sollicitation thermo-mécanique, monotone ou cyclique. D'après nos résultats obtenus sur cinq enrobés très différents, les essais de laboratoire lourds à mettre en œuvre, tels que des essais de retrait thermique empêché cycliques, peuvent être prédits avec une assez bonne précision.

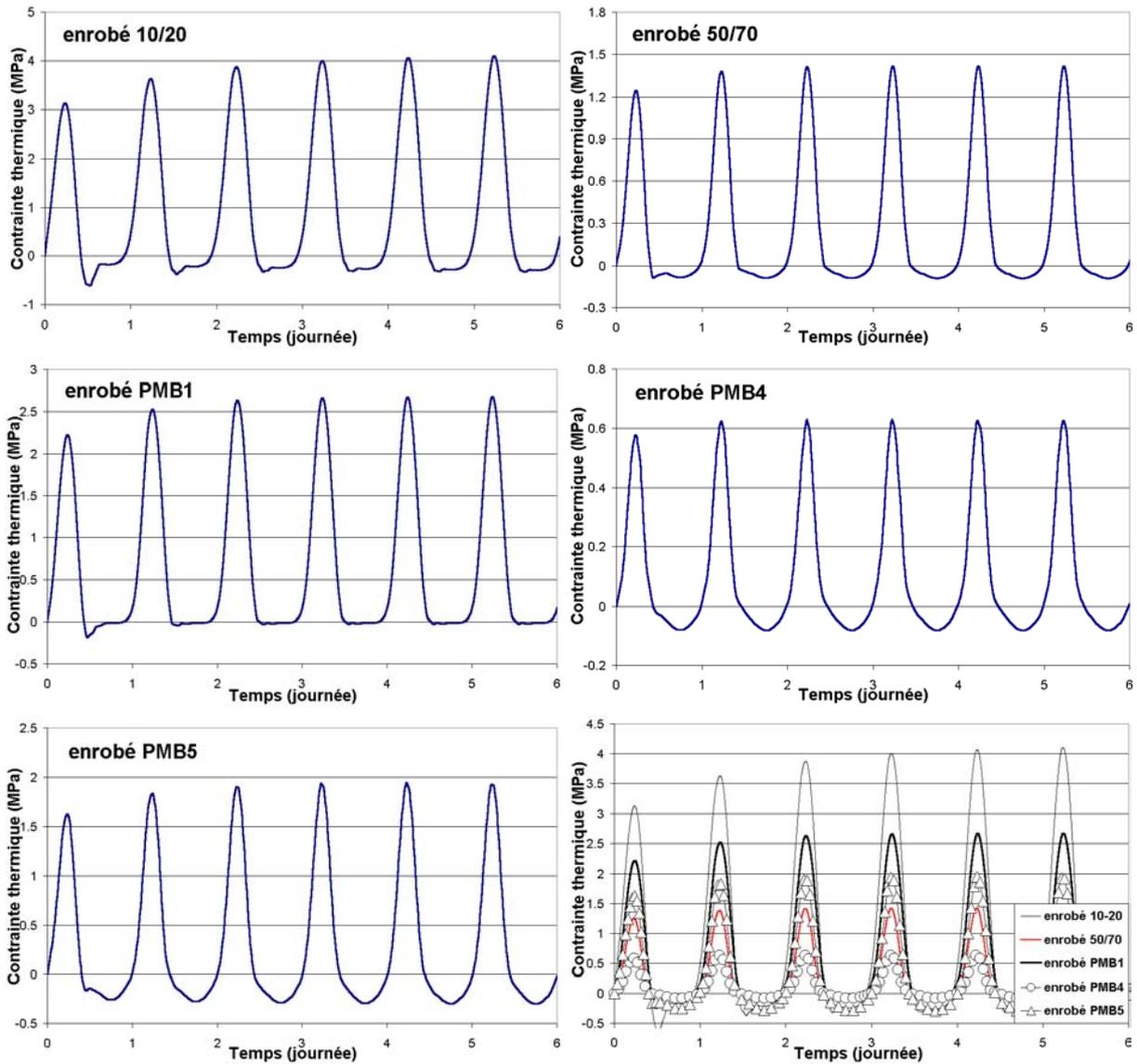


Figure IV-10. Variation de la contrainte thermique avec le temps pour les enrobés aux liants 50/70 et SBS7 (variation sinusoïdale de la température entre -20 et 20 °C).

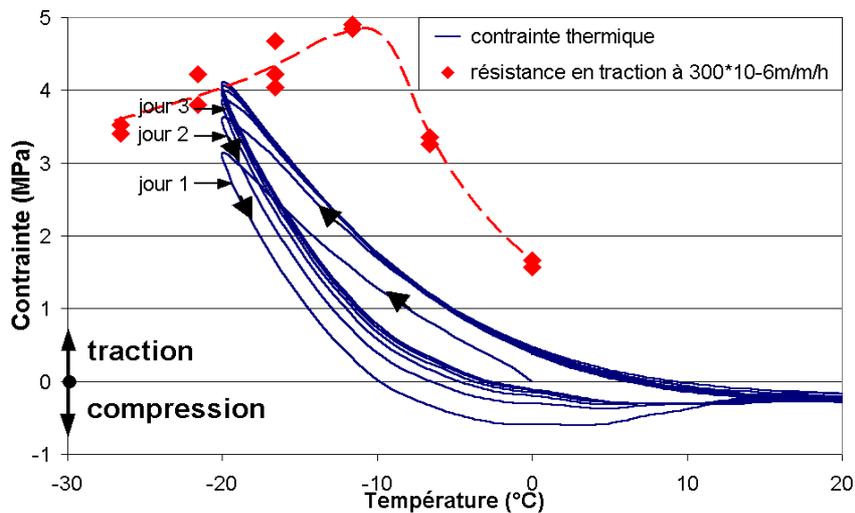


Figure IV-11. Simulation de l'évolution de la contrainte thermique avec la température et prédiction de la fissuration thermique pour l'enrobé au liant 10/20 (Olard et al., 2004) [108].

IV.6 PERSPECTIVES

Finalement, on retiendra que pour établir un tel modèle (définition des E_j , η_j , s_j^+ , s_j^- et $\sigma_c(\theta)$), il faut réaliser les essais sur enrobés suivants :

- module complexe en fonction de la température et de la fréquence (paramètres E_j , η_j),
- essais de traction dans le domaine ductile à une température mais différentes vitesses d'étirement (paramètres s_j^+ et s_j^-),
- essais de traction dans le domaine fragile à une vitesse de déformation rapide (la résistance en traction des enrobés ne dépend que faiblement de la vitesse dans le domaine fragile, cf. §III.2-2-2) et au moins deux températures (fonction $\sigma_c(\theta)$).

Il convient de souligner que, pour un modèle DBN discret à n éléments, le nombre de paramètres nécessaires est alors de $3*n+2$: $2n+1$ paramètres (E_j , η_j), n paramètres s_j^+ (ou s_j^-) et le paramètre k (rapport entre s_j^- et s_j^+ pour tout corps EP_j). Les $2n+1$ paramètres (E_j , η_j) du modèle discret sont obtenus à partir d'un processus d'optimisation à partir de 7 constantes seulement (celles du modèle 2S2P1D). Les n seuils s_j^+ (ou s_j^-) sont quant à eux obtenus à partir du critère de Di Benedetto (1987) (Equation IV-9) qui introduit 3 constantes (§IV.3-2). Ainsi, 10 (7+3) constantes suffisent pour caractériser entièrement le modèle discret DBN, à une température donnée. A ces 10 constantes s'ajoutent les 3 constantes de l'équation WLF (Equation I-25) pour caractériser entièrement le modèle DBN quelle que soit la température. Ce nombre de 13 constantes est indépendant du nombre de corps n choisis. L'accroissement du nombre de corps EP_j et V_j dans le modèle DBN ne nécessite aucune constante supplémentaire et ne pose à ce stade d'utilisation aucun problème particulier. Néanmoins, l'augmentation du nombre de corps se traduit, dans l'utilisation du modèle, par un temps de calcul plus élevé.

Au regard des résultats proposés au paragraphe II.7-3 –concernant la prédiction du module complexe de l'enrobé à partir du module complexe du liant (cf. Equation II-27), pour une formulation d'enrobé donnée, si un bitume i et l'enrobé i correspondant ont été testés, les résultats de module complexe d'un bitume j quelconque suffisent pour prédire le module complexe de l'enrobé j (pour la formulation d'enrobé considérée). Ceci permet d'éviter deux à trois jours d'essais en laboratoire (à raison de deux isothermes par jour et 5 isothermes au total : -30°C ; -15°C ; 0°C ; $+15^\circ\text{C}$ et $+30^\circ\text{C}$). La calibration du modèle discret DBN en petites déformations (comportement viscoélastique linéaire) pour un enrobé donné peut donc être réalisée à partir des résultats de module complexe du liant associés à l'Equation II-27.

En revanche, suite à nos essais de traction effectués sur liants et enrobés, dans le domaine ductile, aucune relation simple n'a pu être établie entre la rupture du liant et celle de l'enrobé (écoulement viscoplastique). Or, la procédure de calibration du modèle discret DBN, présentée au paragraphe IV.3-2, repose sur la donnée des contraintes de rupture obtenues à une température donnée dans le domaine ductile (10°C par exemple) et à différentes vitesses de déformations. Des recherches complémentaires dans ce sens sont envisagées.

Désormais, il est possible de prévoir les futures améliorations à apporter à ce modèle : i) et ii) la fatigue et l'orniérage pourraient notamment être pris en compte au niveau des corps EP_j , iii) l'introduction d'une non-linéarité dans les corps V_j peut être envisageable, iv) le comportement des corps EP_j est actuellement de type hyperbolique. On pourrait envisager un comportement de type exponentiel. Ce dernier point n'est pas une priorité pour les développements futurs, v) une extension à un modèle tridimensionnel est également prévue.

CONCLUSION GENERALE

Notre étude a traité des relations entre les propriétés à froid du liant et de l'enrobé, aussi bien dans le domaine des petites déformations (propriétés visco-élastiques linéaires) que dans le domaine des grandes déformations (propriétés à la rupture). Une campagne expérimentale de laboratoire importante a été réalisée au cours de cette thèse. Dix liants bitumineux et cinq enrobés –fabriqués à partir d'une même formulation granulaire– ont été étudiés.

Le comportement à basse température des bitumes a été évalué avec trois essais empiriques (Pénétrabilité à 25°C, Température de ramollissement Bille et Anneau (TBA), température de fragilité Fraass) et avec les tests fondamentaux suivants : i)essai de module complexe, ii)essai de fluage au BBR, iii)essai de traction directe SHRP à vitesse de déformation constante et températures constantes, iv)essai de fissuration.

Le comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux à basse température a été étudié en réalisant i)des essais de module complexe, ii)des mesures du coefficient de dilatation-contraction thermique, iii)des essais de traction à vitesses de déformation constantes, iv)ainsi que des essais de retrait thermique empêché.

A la lumière des résultats exposés tout au long de ce rapport, les différentes conclusions suivantes peuvent être tirées :

1. De l'analyse des résultats obtenus pour les essais réalisés dans le domaine des petites déformations (visco-élasticité linéaire) sur les liants (module complexe et essai BBR) et sur les enrobés (module complexe), il ressort les points suivants :

-Les coefficients de translation a_T des bitumes et des enrobés sont égaux sur l'intervalle de température considéré,

-Un « Principe d'Equivalence Partielle Temps-Température » (PEPTT) valable, en première approximation, pour les bitumes (cf. paragraphe II.3-1-1) et les enrobés modifiés (cf. paragraphe II.4-2) a été introduit,

-Une généralisation du concept de transition vitreuse a été proposée. Le concept de fréquence de transition vitreuse (notée f_g) introduit repose sur le « Principe d'Equivalence Temps-Température » (PETT), applicable uniquement à basse température (d'après nos résultats, pour des températures inférieures à +10°C environ) pour les bitumes et les enrobés modifiés aux polymères. Une représentation d'un espace « vitreux » et d'un espace « non-vitreux » pour les matériaux bitumineux dans un diagramme d'axes Log(fréquence)-température est également proposée. Cette représentation graphique permet de classer ces matériaux pour toute température et toute fréquence. Elle améliore la classification conventionnelle des bitumes qui ne considère que la fréquence de 7,8Hz,

-Les différents paramètres rationnels de caractérisation des propriétés viscoélastiques linéaires ($T(S(t=60s)=300\text{MPa})$, $T(m(t=60s)=0.3)$, $T_{gG}(7,8\text{Hz})$ et $T_{gF}(7,8\text{Hz})$) sont bien corrélés entre eux. Chacun de ces paramètres semble donc pouvoir être utilisé de manière à classer les liants ou les enrobés bitumineux à basses températures. En

revanche, ces paramètres rationnels se corrélaient mal avec les paramètres traditionnels (Pénétrabilité à 25°C, température de ramollissement Bille et Anneau et température de fragilité Fraass). Ceci peut en particulier s'expliquer par le fait que ces 3 paramètres traditionnels correspondent à des sollicitations en grandes déformations,

-Le comportement étant viscoélastique linéaire, les résultats obtenus à l'essai de fluage au BBR sur liants peuvent être prédits à partir des résultats de module complexe sur liants, en utilisant les transformations développées pour ce type de comportement,

-Un modèle rhéologique monodimensionnel, qui consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh, a également été développé au cours de cette thèse. Ce modèle, appelé modèle "2S2P1D", permet de simuler correctement à la fois le comportement visco-élastique linéaire des bitumes, des mastics et des enrobés bitumineux, sur une très large gamme de températures et de fréquences.

-Une transformation permettant de prédire facilement et efficacement le module complexe (norme et angle de phase) de l'enrobé à partir de celui du liant est en outre proposée (cf. Equation II-27). Si un bitume i et l'enrobé i correspondant –pour une formulation d'enrobé fixée– ont été testés, le module complexe d'un bitume quelconque j est alors suffisant pour prédire le module complexe de l'enrobé j correspondant, pour la formulation d'enrobé considérée. Cette formule de prédiction a été validée avec différentes formulations de mastics et d'enrobés. En raison de la grande importance pratique de cette formule de prédiction, des expériences complémentaires de module complexe avec d'autres bitumes et d'autres compositions de mastics et d'enrobés (en particulier pour étudier l'influence du squelette granulaire) sont prévues suite à cette thèse.

-Finalement, des essais de module complexe ainsi que des essais de fluage au BBR ont été réalisés sur les dix bitumes de cette étude après vieillissement au RTFOT et RTFOT+PAV. Faute de temps, l'exploitation de ces essais n'a pas pu être réalisée de manière approfondie. Un travail d'analyse reste donc à accomplir. En particulier, le modèle 2S2P1D pourra être utilisé pour mettre en évidence l'effet du vieillissement sur les propriétés viscoélastiques linéaires du bitume.

2. Concernant la campagne expérimentale consacrée à la détermination des propriétés à la rupture (domaine des grandes déformations) des liants et des enrobés bitumineux, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

-Traction SHRP sur liants

Des résultats ont été obtenus sur les liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5 pour la vitesse de déformation de 2.22m/m/h (\Leftrightarrow 1mm/min). Une nouvelle méthode de détermination de la température de transition fragile/ductile est notamment proposée. Pour la vitesse de déformation étudiée, la température de transition fragile/ductile correspond à la température qui maximise la résistance en traction des liants.

On observe que la résistance des liants obtenue en traction SHRP (à 2.22m/m/h) est proche de la résistance obtenue lors des essais de traction sur enrobés à 300 μ m/m/h. Quelques liants de l'étude pourront être testés à une vitesse de déformation de 333m/m/h (150mm/min) afin d'étudier l'influence de la vitesse sur la résistance en traction des liants. Ce travail est prévu en complément à cette thèse. En particulier, on

pourra vérifier si la résistance en traction des liants à 333m/m/h est proche de la résistance en traction des enrobés à 45000µm/m/h.

-Essais de traction et TSRST sur enrobés

Des essais de traction et de retrait thermique empêché ont été effectués sur les cinq enrobés de cette étude (fabriqués à partir des liants 10/20, 50/70, PMB1, PMB4 et PMB5).

En ce qui concerne les essais de traction sur enrobés, à très basses températures, dans le domaine fragile, la vitesse de déformation n'a que peu d'influence sur la résistance en traction des enrobés. Un gain de temps peut donc être obtenu en utilisant des vitesses de déformation élevées.

Contrairement aux spécifications SHRP sur la résistance à l'extension des matériaux bitumineux, d'après nos résultats sur les cinq liants et les cinq enrobés correspondants, il s'avère impossible de prédire correctement la résistance en traction de l'enrobé à partir de la résistance en traction du liant, dans le domaine fragile.

Concernant les essais TSRST, la rupture est obtenue lorsque la contrainte de traction (induite thermiquement) devient égale à la résistance en traction de l'enrobé, cette dernière pouvant être considérée comme indépendante de la vitesse de déformation dans le domaine fragile. En outre, la reproductibilité de l'essai semble être bonne. Une essai TSRST sur l'enrobé au liant 50/70 de cette étude a, en effet, été réalisé à l'ENTPE : les résultats trouvés à l'ENTPE et lors de cette thèse sont très proches. D'autres essais TSRST menés à l'ENTPE pourront confirmer (ou infirmer) ce point.

Les différents paramètres sur enrobés introduits en grandes déformations se corrélient très bien avec les paramètres sur liants tirés des essais rationnels, et se corrélient mal avec les paramètres conventionnels (Pénétrabilité à 25°C, TBA, Fraass).

-Essai de fissuration sur bitumes

À basses températures et à vitesses de chargement élevées, l'énergie de rupture G_{Ic} des cinq liants étudiés semble tendre vers une valeur asymptotique minimum, $G_{Ic\text{limite}}$, qui correspond à leur état vitreux et fragile.

Au regard des ténacités K_{Ic} et des énergies de rupture G_{Ic} calculées, l'essai semble très discriminant : en particulier, les écarts obtenus entre les énergies de rupture G_{Ic} des cinq liants étudiés sont importants.

Le module d'Young (dans les conditions de température et de vitesse d'essai considérées) peut être déterminé à partir du même essai avec lequel les paramètres de rupture (K_{Ic} et G_{Ic}) sont déterminés. Ceci est susceptible de rendre l'essai plus attrayant pour d'éventuelles spécifications.

En revanche, trois inconvénients principaux ont été soulignés : i) l'essai prend du temps à réaliser ; ii) beaucoup de précautions sont à prendre lors de la manipulation des éprouvettes de par la fragilité du matériau ; iii) la répétabilité doit être améliorée.

Une bonne corrélation (régression de type exponentielle) entre les résultats de ténacité et d'énergie de rupture et les températures de fracture à l'essai TSRST a été obtenue. Ce point reste à confirmer avec des essais supplémentaires sur d'autres matériaux.

Trois perspectives de recherche sont envisagées : i) une étude sur la propagation par fatigue/cycles (validité de la loi de Paris ?) ; ii) une étude de mastics en utilisant des fines de très petites tailles –classiquement $< 80\mu\text{m}$ – pour que l'hypothèse de matériau continu reste licite ; iii) l'influence du cisaillement dans la propagation de fissure pourrait aussi être étudiée en appliquant une charge excentrée.

3. La loi généralisée monodimensionnelle “DBN” (Di Benedetto-Neifar) à partir de laquelle un programme informatique de simulation a été développé, a enfin été présentée. Le quatrième et dernier chapitre de cette thèse a mis en évidence l'efficacité et le potentiel de cet outil de prévision du comportement de l'enrobé bitumineux sous diverses sollicitations (mécaniques et/ou thermiques). Ce modèle rhéologique permet de faire le lien entre les petites et les grandes déformations, en prenant en compte les non-linéarités du matériau.

Le nombre de paramètres nécessaires pour un modèle DBN discret à n éléments est de $3*n+2 : 2n+1$ paramètres (E_j, η_j), n paramètres s_j^+ (ou s_j^-) et le paramètre k (rapport entre s_j^- et s_j^+ pour tout corps EP_j). Les $2n+1$ paramètres (E_j, η_j) du modèle discret sont obtenus à partir d'un processus d'optimisation à partir de 7 constantes seulement (celles du modèle 2S2P1D). Les n seuils s_j^+ (ou s_j^-) sont obtenus à partir du critère de Di Benedetto (1987) (Equation IV-9) qui introduit 3 constantes. A ceci, s'ajoutent les 3 constantes de l'équation WLF (cf. Equation I-25) pour caractériser le Principe d'Equivalence Temps-Température (PETT). Ainsi, 13 constantes suffisent pour caractériser entièrement le modèle discret DBN, quelle que soit la température. Ce nombre est indépendant du nombre de corps n choisi. L'accroissement du nombre de corps EP_j et V_j dans le modèle DBN ne nécessite aucune constante supplémentaire. Néanmoins, l'augmentation du nombre de corps se traduit, dans l'utilisation du modèle, par un temps de calcul plus élevé.

Différentes simulations de comportement pour les cinq enrobés testés, en traction ou retrait thermique empêché (monotone ou cyclique), ont été réalisées. La bonne concordance entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques présentées est encourageante.

La possibilité de pouvoir simuler numériquement les essais cycliques de retrait thermique empêché (avec notamment des vitesses de variation de la température plus proches de la réalité ($\approx 1^\circ\text{C}/\text{h}$) au lieu de $10^\circ\text{C}/\text{h}$ comme pour l'essai TSRST), plutôt que de réaliser en laboratoire ce type d'essai et de monopoliser *de facto* une presse pendant plus d'une semaine, est soulignée.

Parmi les futures améliorations à apporter à ce modèle, i) et ii) la fatigue et l'orniérage pourraient notamment être pris en compte au niveau des corps EP_j , iii) l'introduction d'une non-linéarité dans les corps V_j peut être envisageable, iv) une extension à un modèle tridimensionnel est également prévue.

4. Faute de temps, des essais sur mastics, initialement envisagés, n'ont pas pu être réalisés dans le cadre de cette thèse. Il est clair que des essais sur mastics devraient permettre d'améliorer la corrélation entre les performances des liants et celles des enrobés, grâce à la

prise en compte des interactions liant/granulat pour la fraction granulaire présentant la plus grande surface spécifique (filler). En outre, le mastic, composé par la suspension des fines dans le bitume, constitue le véritable liant au sein de l'enrobé. On constate, en effet, que l'agent qui agglomère l'ossature granulaire d'un enrobé est en réalité le mastic. Une campagne expérimentale sur différentes compositions de mastics, fabriqués à partir des liants de cette thèse, est envisageable lors d'une étude complémentaire.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

1. ADDALA, F., *Etude du comportement rhéologique des bitumes à moyenne et basse température. Mise au point d'un nouvel essai de torsion-compression d'éprouvette creuse (T.E.C.)*. Thèse présentée à l'Institut National des Sciences Appliquées, 1989.
2. AIREY, G.D., RAHIMZADEH, B., COLLOP, A.C., "Evaluation of the linear and non-linear viscoelastic behaviour of bituminous binders and asphalt mixtures". *International Symposium on Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields*, 2002.
3. AIREY, G.D., RAHIMZADEH, B., COLLOP, A.C., "Viscoelastic linearity limits for bituminous materials". *6th international RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, avril 2003.
4. AIREY, G.D., DUNHILL, S.T., COLLOP, A.C., SCARPAS, A., "Determination of constitutive model parameters to simulate asphalt mixture response". *6th RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, avril 2003.
5. ANDERSON, D.A., "Programme SHRP : Méthodes d'essais et spécifications des liants", *Revue Générale des Routes et des Aéroports*, n°714, janvier 1994.
6. ANDERSON, D.A., MARASTEANU, M.O., LIU, Y., "Dilatometric measurements of glass transition temperatures", *Performance Related Properties for Bituminous Binders, Eurobitume Workshop*, Luxembourg, 3-6 mai 1999.
7. ANDERSON, D.A., MARASTEANU, M.O., CHAMPION-LAPALU, L., LE HIR, Y., MARTIN, D., PLANCHE, J-P., "Low-temperature thermal cracking of asphalt binders as ranked by strength and fracture properties", *2nd European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Barcelone, 2000.
8. ARAND, W., *Bewertungshintergrund zur beureilung des verhaltens von walzasphalten bei kälte*. Die Asphaltstrasse 4, 1987, pp.5-16.
9. ARAND, W., "Behaviour of asphalt aggregate mixes at low temperatures", *Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Proceedings of the 4th RILEM Symposium*, Budapest, 1990.
10. ASSOCIATION INTERNATIONALE DE LA ROUTE (AIPCR), "Use of modified bituminous binders, special bitumens and bitumens with additives in road pavements", LCPC Ed., Paris, 1999.
11. BALAY, J., ODEON, H., *Dimensionnement des Structures de Chaussées*. Cours de 3^{ème} année de l'Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, 1999.
12. BONNIER, P.G., *Testing, modelling and numerical analysis of the mechanical behaviour of bituminous concrete*. Thèse de Doctorat : Delft University, 1993. 162 p.
13. BONNOT, J., "La détermination des propriétés des matériaux en vue du dimensionnement des chaussées". *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, janvier-février 1973, n°63, pp.73-82.

14. BONNOT, J., "Essais mécaniques pratiques de formulation et de contrôle des enrobés bitumineux rapport général". Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées, juillet-août 1984, n°132, pp.79-90.
15. BOULDIN, M.G., DONGRÉ, R., ROWE, G.M., SHARROCK, M.J., ANDERSON, D.A., "Predicting thermal cracking of pavements from binder properties : theoretical basis and field validation", *Proceedings AAPT*, Vol. 69, 2000.
16. BOUSSAD, N., DONY, A., "Binder rheology : powerful predicting tool for mix modulus prediction", *Revue générale des Routes et des Aérodrodromes*, Supplement to n°739, avril 1996.
17. BOUSSAD, N., DES CROIX, P., "Definition of mix modulus and fatigue law from binder rheological properties", *Mechanical Tests for Bituminous Materials, Recent Improvements and Future Prospects, Proceedings of the 5th International Rilem Symposium*, Lyon 1997.
18. BOUTIN, C., DE LA ROCHE, C., DI BENEDETTO, H., RAMOND, G., "De la rhéologie du liant à celle de l'enrobé bitumineux, Théorie de l'homogénéisation et validation expérimentale", *The Rheology of Bituminous Binders, European Workshop*, Brussels, avril 1995.
19. BRULE, B., "Les bitumes-polymères. Notions de base", *Revue Générale des Routes et des Aérodrodromes* n°711, octobre 1993.
20. BUI, H.D., *Mécanique de la Rupture Fragile*, Masson, 1977.
21. BUTTLAR, W.G., BOZKURT, D., AL-KHATEEB, G.G., WALDHOFF, A.S., "Understanding asphalt mastic behavior through micromechanics", *Transportation Research Record*, vol. 1681, 1999, pp.157-169.
22. CHAMPION, L., *Etude des comportements rhéologique et mécanique de liants routiers ou modifiés par un polymère*. Thèse de Doctorat , Lyon: INSA de Lyon, 1999, 274 p.
23. CHAMPION, L., GÉRARD, J-F., PLANCHE, J-P., MARTIN, D., ANDERSON, D., "Evaluation of the low temperature fracture properties of modified binders. Relationships with their micromorphology", *Performance Related Properties for Bituminous Binders, Eurobitume Workshop*, Luxembourg, 3-6 mai 1999.
24. CHAMPION-LAPALU, L., PLANCHE, J-P., MARTIN, D., ANDERSON, D., GERARD, J-F., "Low-temperature rheological and fracture properties of polymer-modified bitumens", *2nd European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Barcelone, 2000.
25. CHAPPAT, M., FERRARO MAIA, A., "Pour y voir clair dans les essais SHRP et dans leur application aux bitumes polymères", *Revue Générale des Routes et Aérodrodromes*, n°753, juillet-août 1997.
26. CHARIF, K., *Contribution à l'étude du comportement mécanique du béton bitumineux en petites et grandes déformations*. Thèse de doctorat : Ecole Centrale Paris, janvier 1991, 277 p.
27. CHEN, J.S., PENG, C.H., "Analyses of Tensile Failure Properties of Asphalt-Mineral Filler Mastics", *Journal of Materials in Civil Engineering*, novembre 1998, pp 256-262.

28. CHRISTENSEN, D.W., ANDERSON, D.A., "Interpretation of Dynamic Mechanical Test Data for Paving Grade Asphalt", *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Volume 61, 1992.
29. CLAUDY, P., LETOFFE, J-M., "Caractérisation des bitumes routiers par Analyse Calorimétrique Différentielle (ACD)", *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n°177, janvier-février 1992.
30. CODE DE BONNE PRATIQUE POUR LA FORMULATION DES ENROBES BITUMINEUX, Centre de Recherches routières, R 69/97, Bruxelles, 1997.
31. CORDEL, S., Rapport de recherche interne, n°5, ENTPE-TOTAL, avril 2002.
32. CORDEL, S., Rapport de recherche interne, n°6, ENTPE-TOTAL, septembre 2002.
33. CORDEL, S., DI BENEDETTO, H., MALOT, M., CHAVEROT, P., PERRATON, D., "Fissuration à basse température des enrobés bitumineux – essai de retrait thermique empêché et émission acoustique". *6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, avril 2003.
34. COST 333. *Development of New Bituminous Pavement Design Method*, Final Report of the Action, European Cooperation in the field of Scientific and Technical Research, 1999.
35. CROSSLEY, G.A., HESP, S.A.M., "New class of reactive polymer modifiers for asphalt. Mitigation of low-temperature damage". *Transportation Research Record*, vol. 1728, 2000, pp 68-74.
36. CUPO-PAGANO, M., D'ANDREA, A., CANTISANI, G., "The role of filler in bituminous mastics and concretes", *Mechanical Tests for Bituminous Materials*, Di Benedetto & Francken (eds), RILEM 1997, pp 485-492.
37. DELAPORTE, B., *Validation de la conception d'un rhéomètre à cisaillement annulaire et étude du comportement des bitumes et des mastics bitumineux*. Mémoire de recherche pour l'obtention du Diplôme d'Etudes Approfondies de Génie Civil de l'Ecole Doctorale de Lyon, 2003.
38. DE LA ROCHE, C., *Module de rigidité et comportement en fatigue des enrobés bitumineux. Expérimentations et nouvelles perspectives d'analyse*. Thèse de Doctorat : Ecole Centrale Paris, Décembre 1996. 189 p.
39. DI BENEDETTO, H., *Etude du comportement cyclique des sables en cinématique rotationnelle*. Thèse de Doctorat Ingénieur : Institut National Polytechnique de Grenoble, 1981.
40. DI BENEDETTO, H., *Modélisation du comportement des géomatériaux : Application aux enrobés bitumineux et aux bitumes*. Thèse de Doctorat d'Etat : Institut National Polytechnique de Grenoble, septembre 1987.
41. DI BENEDETTO, H., "Nouvelle approche du comportement des enrobés bitumineux : résultats expérimentaux et formulation rhéologique", *Mechanical Tests for Bituminous Mixes, Characterization, Design and Quality Control, Proceedings of the Fourth Rilem Symposium*, Budapest, 1990.

42. DI BENEDETTO, H., YAN, X., Comportement mécanique des enrobés bitumineux et modélisation de la contrainte maximale. *Materials and Structures*, N° 21, 1994, p 539-47.
43. DI BENEDETTO, H., DES CROIX, P., "Binder-mix rheology : limits of linear domain, non linear behaviour", *1st European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Strasbourg, 1996.
44. DI BENEDETTO, H., NEIFAR, M., "Coefficients de dilatation et de contraction thermiques d'un enrobé bitumineux avec et sans chargement mécanique", *Mechanical Tests for Bituminous Materials, Proceeding of the 5th International RILEM Symposium*, Lyon 14-16 mai 1997, pp 421-428.
45. DI BENEDETTO, H., TATSUOKA, F., "Small Strain Behavior of Geomaterials : Modelling of Strain Rate Effects", *Soils and Foundations*, Vol. 37, N°2, juin 1997, pp 127-138.
46. DI BENEDETTO, H., *Modélisation : écart entre état des connaissances et applications*, Journée LAVOC, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 16 septembre 1998, 23 p.
47. DI BENEDETTO, H., DE LA ROCHE, C., "State of the Art on Stiffness Modulus and Fatigue of Bituminous Mixtures". *Bituminous binders and mixtures : state of the art and interlaboratory tests on mechanical behavior and mix design*, E&FN Spon, Ed. L. Francken, 1998.
48. DI BENEDETTO, H., NEIFAR, M., DONGMO, B., OLARD, F., "Loi thermo-viscoplastique pour les mélanges bitumineux : simulation de la perte de linéarité et du retrait empêché", *36^{ème} Colloque Annuel du Groupe Français de Rhéologie*, Marne-la-Vallée, octobre 2001.
49. DI BENEDETTO, H., NEIFAR, M., "Experimental characterisation and modelling of thermo-visco-plastic behaviour of bituminous mixtures", *BCRA 2002*.
50. DONGRÉ, R., D'ANGELO, J., "Modifications to the test protocol of the new superpave direct tension test", *Performance Related Properties for Bituminous Binders, Eurobitume Workshop*, Luxembourg, 3-6 mai 1999.
51. DONY, A., *Liants bitumes-polymères. De la fabrication à la mise en œuvre des enrobés : influence de la nature du bitume sur les propriétés mécaniques, leur micromorphologie et leur stabilité thermique*. Etudes et recherches des laboratoires des ponts et chaussées, série chaussées CR 15, décembre 1991.
52. DOUBBANEH, E., *Comportement Mécanique des Enrobés Bitumineux des « Petites » aux « Grandes » Déformations*. Thèse présentée devant l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1995, 217 p.
53. DURAND, A., SUTTON, O., MOREL, J., MULLER, G., "Investigations on bitumen/polymer/filler interactions and rheological properties of mastics", *Mechanical Tests for Bituminous Materials, Proceeding of the 5th International RILEM Symposium*, Lyon 14-16 mai 1997, pp 173-178.
54. FABB, T.R.J., "The influence of mix composition, binder properties and cooling rate on asphalt cracking at low temperature", *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 43, 1974.
55. FERRY, J.D., *Viscoelastic properties of polymers*, 3rd Edn, John Wiley & Sons, 1980.

56. FRANCKEN, L., VANELSTRAETE, A., "Relation between mix stiffness and binder complex modulus", *The Rheology of Bituminous Binders, Eurobitume Workshop*, 1995.
57. FRANCKEN, L., VANELSTRAETE, A., "Complex moduli of bituminous binders and mixes. Interpretation and evaluation", *1st European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Strasbourg, 1996.
58. FRANKEN, L., VANELSTRAETE, A., "Complex moduli of bituminous materials : A rational method for the interpretation of test results", *Mechanical Tests for Bituminous Materials, Recent Improvements and Future Prospects, Proceedings of the Fifth International Rilem Symposium*, Lyon 1997.
59. FRANCKEN, L., VANELSTRAETE, A., LEONARD, D., PILATE, O., "New developments in the PRADO volumetric mix design", *6th international RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, avril 2003.
60. FONTANA, M., DI BENEDETTO, H., DUMONT, G., *Voies de circulation II*, chapitre 5. Cours de l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 1998.
61. GOACOLOU, H., MAZE, M., "Enrobés à haut module élastique. Relation entre les propriétés rhéologiques du bitume et celles de l'enrobé", *Revue Générale des Routes et des Aérodrômes*, n°787, septembre 2000.
62. GUBLER, R., HUGENER, M., PARTL M.N., ANGST, C., "Comparison of different approaches in standardization and characterization of bituminous binders", *Mechanical Tests for Bituminous Materials, Recent Improvements and Future Prospects, Proceedings of the Fifth International Rilem Symposium*, Lyon 1997.
63. GUIDE TECHNIQUE. *Conception et dimensionnement des structures de chaussée*. Ed LCPC et SETRA, Paris, décembre 1994.
64. GUIDE TECHNIQUE. *French design manual for pavement structures*. Ed LCPC et SETRA, Paris, mai 1997.
65. HESP, S.A.M., TERLOUW, T., VONK, W.C., "Low temperature performance of SBS-modified asphalt mixes", *Association of Asphalt Paving Technologists, Annual Meeting in Reno, Nevada, September 21, 1999*.
66. HEUKELOM, W., KLOMP, J.G., "Road design and dynamic loading", *Proceedings AAPT*, Vol. 33, 1964.
67. HOARE, T.R., HESP, S.A.M., "Low-temperature fracture testing of asphalt binders : regular and modified systems", Preprint Paper 00-1234, *Transportation Research Board Annual Meeting*, National Research Council, Washington D.C., January 10-13, 2000.
68. HOARE, T.R., HESP, S.A.M., "Low-temperature fracture test for polymer-modified binders : effect of polymer structure, compatibility and bitumen source in styrene-butadiene systems", *2nd European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Barcelone, 2000.
69. HUET, C., *Etude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés*. Thèse de Docteur Ingénieur, Paris: Faculté des Sciences de l'université de Paris, 1963, 69 p.

70. HUET, C., *Rupture fragile des matériaux*, « Mécanique de la Rupture », Séminaire organisé avec le Laboratoire de Mécanique des Solides de l'Ecole Polytechnique par le Collège international des sciences de la construction, juin 1982, pp 3-34.
71. JOLIVET, Y., MALOT, M., RONCIN, B., “Apport de l'émission acoustique dans la simulation de l'endommagement de structures bitumineuses”, *Eurobitume*, 1993.
72. JUNG, D.H., VINSON, T.S., Low temperature cracking resistance of asphalt concrete mixtures, *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 62, 1993.
73. JUNG, D.H., VINSON, T.S., *Low-Temperature Cracking : Binder Validation*, SHRP Report A-399. SHRP, National Research Council, Washington DC, 1994.
74. JUNG, D.H., VINSON, T.S., *Low-Temperature Cracking : Test Selection*, SHRP Report A-400. SHRP, National Research Council, Washington DC, 1994.
75. KANERVA, H.K., VINSON, T.S., ZENG, H., *Low-Temperature Cracking : Field Validation of the Thermal Stress Restrained Specimen Test*, SHRP Report A-401. SHRP, National Research Council, Washington, DC 1994.
76. KING, G.N., KING, H.W., HARDERS, O., ARAND, W., CHAVEROT, P., PLANCHE, J.P., “Influence of asphalt grade and polymer concentration on the low temperature performance of polymer modified asphalt”, *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 62, 1993.
77. LARGEAUD, S., RAFFEGEAU, H., SIMAILLAUD, B., ECKMANN, B., SAUGER, E., OLLIER, S., HERVÉ, G., WENDLING, L., PASCOT, J., VANISCOTE, J.C., CHABERT, D., “The use of Direct Tension Tests for the assessment of low temperature properties of bituminous binders”, *6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, April 2003.
78. LEE, N.K., HESP, S.A.M., “Low-temperature fracture toughness of polyethylene-modified asphalt binders”, *Transportation Research Record*, vol. 1436, 1994, pp 54-59.
79. LEE, N.K., MORRISON, G.R., HESP, S.A.M., “Low temperature fracture of polyethylene-modified asphalt binders and asphalt concrete mixtures”, *Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 64, p.534, 1995.
80. LEE, H.J., *Uniaxial constitutive modeling of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory*. Phd Thesis, Department of Civil Engineering, Raleigh, North Carolina State University, 1996.
81. LESUEUR, D., *Propriétés mécaniques des liants routiers. Relations Structure-Propriétés*. Thèse de Doctorat, Lyon: INSA de Lyon, 1996, 292 p.
82. LESUEUR, D., LITTLE, D.N., SHASHIDHAR, N., SHENOY, A., “Effect of hydrated lime on rheology, fracture, and aging of bitumen”. *Transportation Research Record*, 1999, vol. 1661, pp93-105.
83. LESUEUR, D., “La rhéologie des bitumes : Principes et modification”, *Rhéologie*, Vol. 2, 2002, pp.1-30.

84. LÉTOFFÉ, J-M., CHAMPION-LAPALU, L., MARTIN, D., PLANCHE J-P, GÉRARD, J-F., CLAUDY, P., “Analyse thermique de bitumes routiers modifiés par des polymères”, *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées*, n°229, novembre-décembre 2000.
85. LU, X., ISACSSON, U., “Effect of binder rheology on the low-temperature cracking of asphalt mixtures”, *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, Volume 2, Issue 1, 2001.
86. LU, X., ISACSSON, U., EKBLAD, J., “Influence of polymer modification on low temperature behaviour of bituminous binders and mixtures”, *6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, April 2003.
87. LUNDSTRÖM, R., *Rheological and fatigue characterisation of asphalt concrete mixtures using uniaxial testing*. Licentiate Thesis, KTH (Royal Institute of Technology), Stockholm, 2002.
88. LYTTON, R.L., UZAN, J., FERNANDO, E.G., ROQUE, R., HILTUNEN, D., STOFFELS, S.M., “Development and Validation of Performance Prediction Models and Specifications for Asphalt Binders and Paving Mixes”, *SHRP-A-357, Strategic Highway Research Program*, National Research Council, Washington, DC, 1993.
89. MAIGRE, H., “Dynamic fracture initiation under mixed mode loading : the criterion”, *Rapport interne provisoire*, Laboratoire de Mécanique des Solides, Unité Mixte de Recherche CNRS UMR 7649, Ecole Polytechnique, 2000.
90. MANDEL, J., “Application du calcul opérationnel à l’étude des corps viscoélastiques”, *Cahier du Groupe Français de Rhéologie*, Tome III, n°4, 1958, pp.53-67.
91. MANDEL, J., *Cours de Mécanique des Milieux Continus*, Tome II : Mécanique des Solides, Gauthier-Villars Editeur, Paris, 1966.
92. MARASTEANU, M.O., *Inter-conversions of the linear viscoelastic functions used for the rheological characterization of asphalt binders*. Thesis in Civil Engineering, Pennsylvania State University, mai 1999.
93. MARASTEANU, M.O., ANDERSON, D.A., “Improved model for bitumens rheological characterization”, *Performance Related Properties for Bituminous Binders, Eurobitume Workshop*, 3-6 mai 1999.
94. MARCIANO, Y., MAIA, A., ACHIMASTOS, L., CORTE, J-F., GOURDON, J-L., FAURE, M., *Comportement à froid de bitumes durs*. CR24 LCPC, janvier 2000.
95. MIGLIORI F., MAIA A. FERRARO., “Essai de fluage par flexion sur éprouvette de bitume à basse température, Bending Beam Rheometer, Essais inter-laboratoires”, *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées* –220- Réf. 4256, mars-avril 1999, pp. 3-11.
96. MOLENAAR, J.M.M., VOSKUILEN, J.L.M., BOTHMER, J.J., “Effects of filler aggregate on rheological properties of mastic”, *Mechanical Tests for Bituminous Materials, Proceeding of the 5th International RILEM Symposium*, Lyon 14-16 mai 1997, pp. 173-178.

97. MONISMITH, C.L., SECOR, G.A., SECOR, K.E., "Temperature induced stresses and deformations in asphalt concrete", *Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 34, 1965.
98. MORRISON G.R., VAN DER STEL R., HESP, S.A.M., "Modification of asphalt binders and asphalt concrete mixes with crumb and chemically devulcanized waste rubber", *Transportation Research Records*, n° 1515, 1995.
99. NEIFAR, M., *Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux : expérimentation et modélisation*. Thèse de Doctorat, Lyon: INSA de Lyon, 1997, 206 p.
100. NEIFAR, M., DI BENEDETTO, H., "Thermo-Viscoplastic Law for Bituminous Mixes", *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, Volume 2, Issue 1, 2001.
101. OLARD, F., *Etude et modélisation de comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux*, Mémoire de recherche pour l'obtention du Diplôme d'Etudes Approfondies de Génie Civil de l'Ecole Doctorale MEGA de Lyon, juillet 2000.
102. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., DONY, A., VANISCOTE, J.C., "Properties of bituminous mixtures at low temperatures and relations with binder characteristics". *6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, avril 2003.
103. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., ECKMANN, B., TRIQUIGNEAUX, J-P., "Linear viscoelastic properties of bituminous binders and mixtures at low and intermediate temperatures", *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, Volume 4, Issue 1, 2003, pp. 77-107.
104. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., "General "2S2P1D" model and relation between the linear viscoelastic behaviors of bituminous binders and mixes", *International Journal of Road Materials and Pavement Design*, Volume 4, Issue 2, 2003, pp. 185-224.
105. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., ECKMANN, B., VANISCOTE, J.C., "Low-temperature failure behavior of bituminous binders and mixes", *Paper submitted for presentation and publication to the Transportation Research Board annual meeting*, Washington D.C., 2004.
106. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., "Fracture toughness and fracture energy of bituminous binders at low temperatures", *To be published to the 5th RILEM International Conference "Cracking in Pavements"*, Limoges, 5-8 mai 2004.
107. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., VANISCOTE, J.C., ECKMANN, B., "Failure behavior of bituminous binders and mixes at low temperatures", *Paper submitted for presentation and publication to the 3rd Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Vienne, 12-14 mai 2004.
108. OLARD, F., DI BENEDETTO, H., TRIQUIGNEAUX, J-P., MAZE, M., "Thermal cracking of bituminous mixtures : Experimentation and modeling", *Paper submitted for presentation and publication to the 3rd Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Vienne, 12-14 mai 2004.
109. PFEIFFER, J.P., VAN DOORMAAL, P.M., "The rheological properties of asphaltic bitumens", *J. Inst. Petrol.*, Vol. 22, 1936.

110. PLANCHE, J.P., MARTIN, D., CLAUDY, P., LÉTOFFÉ, J.M., LESUEUR, D., KING, G.N., "Evaluation of the low temperature properties of bituminous binders using calorimetry and rheology", *The Rheology of Bituminous Binders, European Workshop*, Brussels, 5-7 April 1995.
111. PLANCHE, J-P., LESUEUR, D., HINES, M.L., KING, G.N., "Evaluation of elastomer modified bitumens using SHRP binder specifications", *1st European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Strasbourg, 1996.
112. PUCCI, T., *Approche prévisionnelle de la fissuration par sollicitation thermique des revêtements bitumineux*, Thèse de Doctorat EPFL Lausanne, 2000.
113. RAMOND, G., SUCH, C., "Bitumes et bitumes modifiés. Relations structures, propriétés, composition". *Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées* – 168 – Réf. 3485 - juillet-août 1990, pp 23-44.
114. RAMOND, G., HADRZYNSKI, F., SUCH, C., "Rheology of sand-bitumens", *Proc. Eurobitume Workshop*, Luxembourg, 3-6 mai 1999.
115. ROWE, G.M., IBBERSON, C., BOULDIN, M.G., "The effect of design parameters on the computation of thermal stress and critical cracking temperature", *2nd European Eurobitume and Eurasphalt Congress*, Barcelone, 2000.
116. SAINTON, A., PUIATTI, D., WALTER, D., "Modification du bitume et des enrobés bitumineux par ajout de chaux hydratée", *Revue Générale des Routes et Aérodrômes*, n°770, février 1999.
117. SALENÇON, J., *Viscoélasticité. Cours de calcul des structures anélastiques*. Paris : Presse de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1983, 88 p.
118. SAYEGH, G., *Variation des modules de quelques bitumes purs et bétons bitumineux*. Thèse de Doctorat d'Ingénieur : Faculté des Sciences de l'université de Paris, juin 1965.
119. SERFASS, J.P., BENSE, P., TESSONNEAU, H., "Enrobés bitumineux modifiés au polyéthylène", *Revue Générale des Routes et Aérodrômes*, n°787, septembre 2000.
120. SHELL BITUMES, Techniques et Utilisations, Ed. Société des Pétroles Shell, 1991.
121. SILLOUX, E., *Comportement mécanique des sables des petites déformations à la rupture*, Diplôme d'Etudes Approfondies de Génie Civil, Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, septembre 1995.
122. SMITH, B.J., HOARE T.R., HESP, S.A.M., "The crack pinning mechanism in asphalt mastics and mixtures", *Annual Meeting of the Association of Asphalt Paving Technologists, Clearwater Beach, Florida*, March 19-21, 2001.
123. SOENEN, H., VANELSTRAETE, A., "Performance indicators for low temperature cracking", *6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials*, Zurich, avril 2003.
124. SOLTANI, M.A., *Fatigue des enrobés bitumineux*. Thèse de doctorat présentée devant l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1998.

125. STOCK, A.F., ARAND, W., “Low temperature cracking in polymer modified binders”, *Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 62, 1993.
126. SUCH, C., HADRZYNSKI, F., RAMOND, G., “Sand Asphalt Rheology”, *Proc. Eurobitume Workshop*, Luxembourg, paper 54, 1999.
127. SUEIRAS BARDOU, A., *Validation de la conception d'un rhéomètre à cisaillement annulaire et étude du comportement des bitumes et des mastics bitumineux*. Travail de Fin d'Etudes, Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat, juin 2002, 87 p.
128. TURNBULL, D., COHEN, M.H., “Free-volume model of the amorphous phase : glass transition”, *The Journal of Chemical Physics*, Volume 34, n° 1, janvier 1961.
129. UGE, P., GEST, G., GRAVOIS, A., “Nouvelle méthode de calcul du module complexe des mélanges bitumineux”, *Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées*, N° spécial V, 1977, pp. 199-213.
130. VALKERING, C.P., JONGENEEL, D.J., “Acoustic emission for evaluating the relative performance of asphalt mixes under thermal loading conditions”, *Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists*, Vol. 60, 1991.
131. VAN DER POEL, C., “A general system describing the visco-elastic properties of bitumens and its relation to routine test data”, *Journal of applied chemistry*, 1954.
132. VAN DRAAT, W., SOMMER, P., “Ein gerat zue bestimlmung der dynamiscen elasticitatsmoduln von asphalt”, *Strasse und Autobahn*, Vol. 16, 1965.
133. WILLIAMS, J.G., CAWOOD, M.J., “European group on fracture : Kc and Gc methods for polymers”, *Polymer Testing*, Vol. 9, 1990, pp. 15-26.
134. WITCZAK, M.W., ANDREI, D., MIRZA, W., “Development of Revised Predictive Model for the Dynamic (Complex) Modulus of Asphalt Mixtures”, Interteam Technical Report, NCHRP Project 1-37A, University of Maryland, March 1999.
135. WITCZAK, M.W., PELLINEN, T.K., *AC Mixture Response Comparison to Performance E* and Sm Prediction Equation Methodology Results*, Superpave Support and Performance Models Management, NCHRP 9-19, Task C – Simple Performance Test, WesTrack Experimental Site, July 2000.
136. WORTELBOER, J.P., HOPPEN, H.J., RAMOND, G., PASTOR, M., “Rheological Properties of Bitumen/Filler Mixtures”, *1st European Eurobitume and Euraspalt Congress*, Strasbourg, 1996.
137. YAN, X. *Comportement mécanique des enrobés au bitume et au bitume polymère (Styrelf). Utilisation de l'essai triaxial de révolution*. Thèse de Doctorat: Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, avril 1992. 163 p.
138. ZENG, M., BAHIA, H.U., ZHAI, H., ANDERSON, M.R., TURNER, P., “Rheological modeling of modified asphalt binders and mixtures”, *Annual Meeting of the Association of Asphalt paving Technologists*, 2001.

ANNEXES

ANNEXE 1

1. Modèle de Maxwell

La Figure 1 représente un élément de Maxwell. Les équations [1] et [2] donnent respectivement la fonction de fluage $J(t)$ et la fonction de relaxation $R(t)$ de ce modèle.

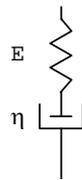


Figure 1. *Elément de Maxwell.*

$$J(t) = \frac{1}{E} + \frac{t}{\eta} \quad [1]$$

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

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

Si τ est fonction de la température, le Principe d'Equivalence Temps-Température ("PETT") est valide. Cette remarque s'applique également aux paragraphes suivants.

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

$$E^*(\omega) = E \frac{i\omega\tau}{1 + i\omega\tau} = \frac{E \omega^2 \eta^2 + i E^2 \omega \eta}{E^2 + \omega^2 \eta^2} \quad [3]$$

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

2. Modèle de Kelvin-Voigt

La Figure 1 représente un élément de Kelvin-Voigt. Les équations [4] et [5] donnent respectivement la fonction de fluage $J(t)$ et la fonction de relaxation $R(t)$ de ce modèle.

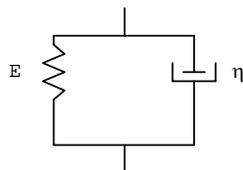


Figure 2. *Elément de Kelvin-Voigt.*

$$J(t) = \frac{1}{E} (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}) \text{ avec } \tau = \frac{\eta}{E} \quad [4]$$

$$R(t) = E + \eta \delta(t), \text{ avec } \delta \text{ fonction de Dirac} \quad [5]$$

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

$$E^*(\omega) = E + i\omega\eta \quad [6]$$

3. Exemples des modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt généralisés

3.1. Modèle de Maxwell généralisé

Un groupe d'éléments de Maxwell en parallèle représente un spectre discret de temps de relaxation, chaque temps τ_i étant associé à une rigidité spectrale E_i ($\tau_i = \eta_i / E_i$). Un ressort peut également être placé en parallèle au groupe de n éléments de Maxwell (Figure I-42). Le module de relaxation de ce modèle s'écrit alors comme suit [55] :

$$R(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad [7]$$

Le module complexe correspondant E^* a la forme suivante :

$$E^*(i\omega) = E_\infty + \sum_{i=1}^n E_i \frac{i\omega\tau_i}{1+i\omega\tau_i} \quad [8]$$

Le modèle correspondant aux équations [7] et [8] est caractérisé par un « spectre de relaxation discret », c'est-à-dire constitué d'un nombre discret d'éléments ayant chacun une valeur de module E_i correspondant à un temps de relaxation τ_i .

Si le nombre n d'éléments de Maxwell augmente indéfiniment, le spectre discret évolue vers une courbe continue, le module devient alors une fonction continue $E(\tau)$ des temps de relaxation

Par voie de conséquence, la fonction de relaxation d'un tel modèle peut s'écrire comme suit :

$$R(t) = E_\infty + \int_{\ln(\tau)=-\infty}^{\ln(\tau)=+\infty} H(\tau) e^{-t/\tau} d \ln \tau \quad [9]$$

La fonction $H(\tau)$ est la fonction de distribution des temps de relaxation τ . $H(\tau) d \ln(\tau)$ peut être considérée comme le module associé au temps de relaxation τ , dont le logarithme est compris entre $\ln(\tau)$ et $\ln(\tau) + d \ln(\tau)$.

Dans le domaine fréquentiel, le module complexe $E^*(\omega, T)$ peut s'écrire :

$$E^*(\omega, T) = \int_{\ln(\tau)=-\infty}^{\ln(\tau)=+\infty} H(\tau) \frac{i\omega\tau}{1+i\omega\tau} d \ln \tau \quad [10]$$

Tout matériau visco-élastique linéaire peut être modélisé avec ce formalisme [91].

3.2. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

La fonction de fluage et le module complexe de ce modèle (Figure I-43) sont respectivement comme suit :

$$J(t) = \sum_{j=1}^n \frac{1}{E_j} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_j}} \right) + \frac{1}{E_\infty} + \frac{1}{\eta_0} \quad [11]$$

$$E^*(i\omega) = \left(\sum_{j=1}^n \frac{1}{E_j + i\eta_j\omega} + \frac{1}{E_\infty} + \frac{1}{i\eta_0\omega} \right)^{-1} \quad [12]$$

avec $\tau_j = \frac{\eta_j}{E_j}$.

Si n tend vers l'infini, un spectre continu peut également être introduit.

3.3. Considération générale

Les modèles de Maxwell ou de Kelvin-Voigt généralisés avec un nombre discret d'éléments (n) ne sont pas toujours appropriés pour la description d'un comportement visco-élastique linéaire complexe. Néanmoins, en augmentant n , la modélisation du comportement est améliorée. A l'opposé, un nombre infini de modèles de Maxwell ou de Kelvin-Voigt caractérisé par un spectre continu peut toujours être envisagé.

Plus généralement, il convient de rappeler que tout matériau visco-élastique linéaire peut être représenté par un assemblage, éventuellement avec un nombre infini, d'éléments de Maxwell ou de Kelvin-Voigt respectivement en parallèle ou en série [187].

ANNEXE 2

CRITERE DE CONTRAINTE MAXIMALE

Expression analytique de la contrainte axiale de rupture en compression triaxiale σ_{1p} proposé par Di Benedetto (1987), en fonction des variables imposées (la compacité C_p , la contrainte de confinement σ_c , la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$, la température T) [40] :

$$\sigma_{1p} = \alpha_c \cdot \sigma_c + \beta_c(C_p, T) \cdot \ln \left[\frac{\dot{\varepsilon} + \delta(T)}{\dot{\varepsilon}_0} \right] + \gamma_c(C_p, T)$$

avec

$$\alpha_c = 2,25(\text{cône I}) \text{ et } 3,15(\text{cône II})$$

$$\dot{\varepsilon}_0 = 1\% / \text{min}$$

$$\delta(T) = \delta(T_0) \exp \left[\frac{9,86\Delta T}{\Delta T - 330} + \frac{3,77\Delta T}{\Delta T + 44} \right]$$

$$\Delta T = T - T_0 ; T_0 = 23^\circ \text{C} ; \delta(T_0) = 0,04\% / \text{min}$$

$$\beta_c(C_p, T) = \beta_c(C_p) \exp \left[\frac{9,86\Delta T}{\Delta T - 330} \right] \text{ où } \beta_c(C_p) = 0,44 + 0,051(C_p - 88) \text{ (MPa)}$$

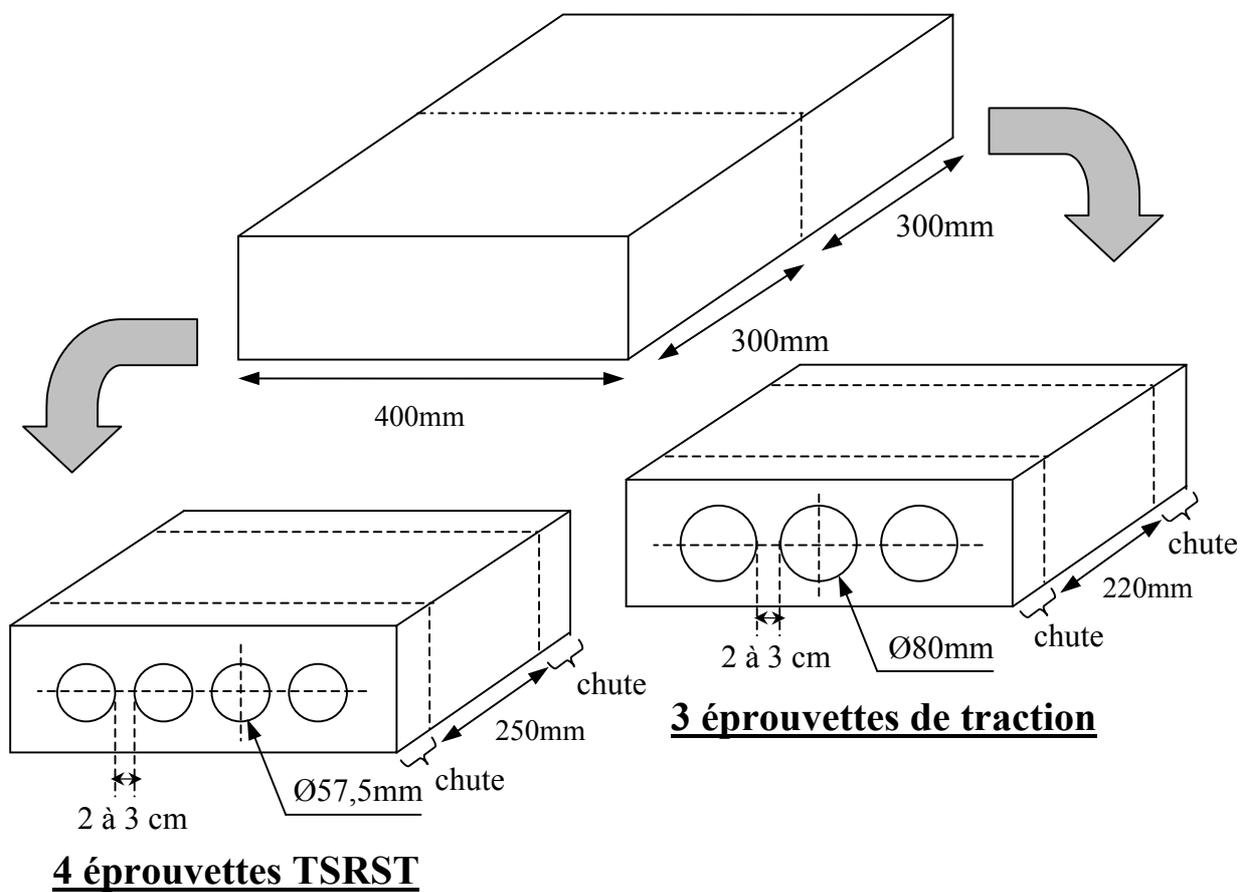
$$\gamma_c(C_p, T) = \beta_c(C_p) \ln \left[\frac{\delta(T_0)}{\dot{\varepsilon}_0} \right] - \beta_c(C_p, T) \cdot \ln \left[\frac{\delta(T)}{\dot{\varepsilon}_0} \right] + \gamma_c(C_p)$$

$$\text{où } \gamma_c(C_p) = 1,4 + 0,22(C_p - 88) \text{ (MPa)}$$

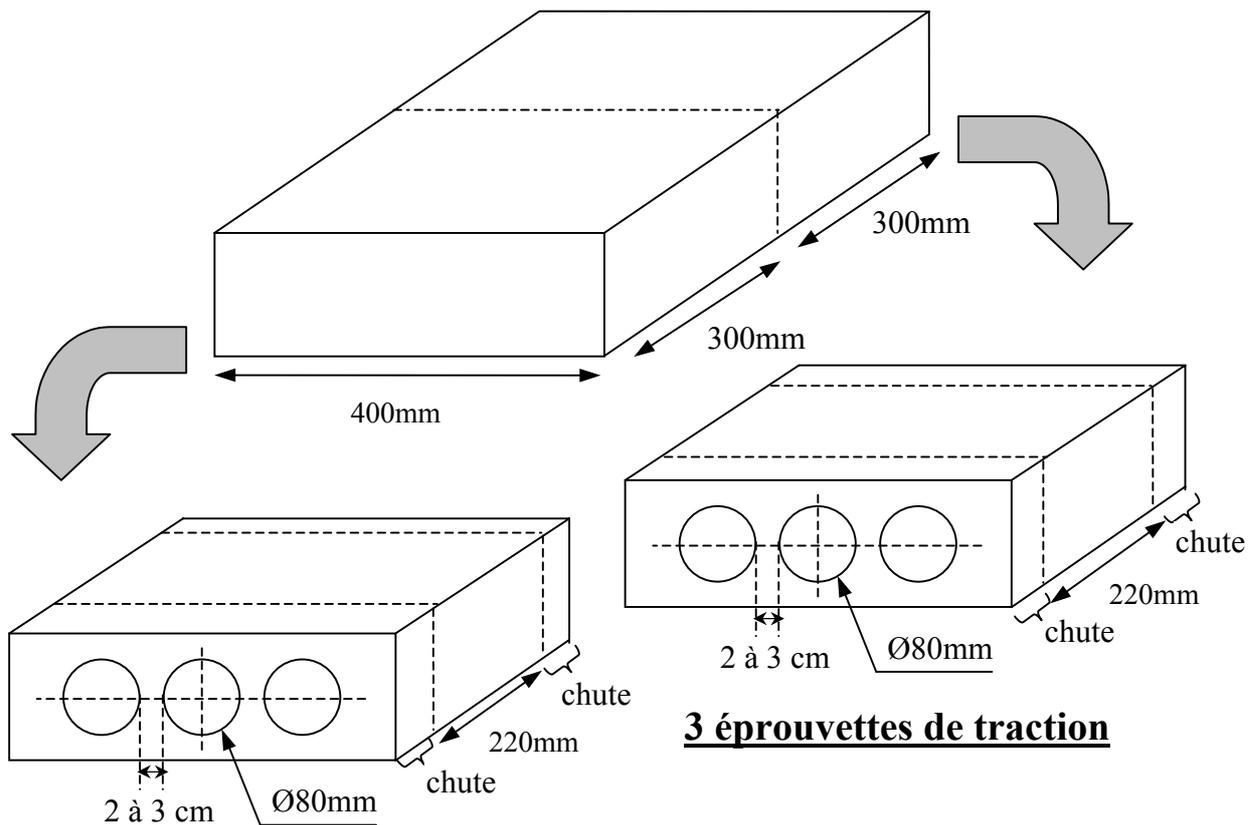
ANNEXE 3

ANNEXE 3.a : Plan de sciage et carottage

1^{ère} plaque (TSRST + traction simple)



2^{ème} à 4^{ème} (ou 5^{ème}) plaques (traction simple)



3 épreuves de traction

⇒ A raison de 4 (ou 5) plaques par enrobé testé, on obtient un total de 4 épreuves de TSRST et 15 (ou 21) épreuves de traction simple pour chaque enrobé bitumineux.

Remarque : comme illustré à l'ANNEXE 3.b, ce plan de carottage n'a pas été strictement suivi pour l'ensemble des plaques d'enrobés. A titre d'exemple, la plaque n°5 d'enrobé PMB4 (comme d'autres plaques) a été carottée en quinconce de manière à obtenir 8 épreuves de traction.

ANNEXE 3.b : Bilan des essais réalisés sur enrobés

Cette ANNEXE 3.b présente cinq tableaux sommaires récapitulant les essais réalisés pour chacun des cinq enrobés testés.

Dans chaque tableau, la 1^{ère} colonne identifie l'enrobé considéré. La 2^{ème} colonne correspond au numéro attribué à la plaque d'enrobé. La 3^{ème} contient le nom de l'éprouvette. La 4^{ème} colonne indique la teneur en vides de l'éprouvette. La 5^{ème} colonne indique le type d'essai réalisé. Finalement, les 6^{ème} et 7^{ème} colonnes donnent respectivement la température et la contrainte à la rupture.

		éprouvette	% vides	type d'essai	Trupture (°C)	σ rupture (MPa)	
enrobé au liant 10/20	plaque 1	TSR1	4.6	TSRST "non corrigé"	-22.8	4.46	
		TSR2	4.6	TSRST "non corrigé"	-21.4	4.17	
		TSR3	4.7	TSRST "non corrigé"	-20.59	3.68	
		TSR4	4.3	TSRST "corrigé"	-16.3	3.68	
		TD11	3.5	traction lente	-16.6	4.68	
		TD12	3.4	traction lente	-21.6	3.80	
		TD13	3.4	traction lente	-21.6	4.22	
	plaque 2	TD21	4.2	traction lente	-26.6	3.53	
		TD22	3.9	traction lente	-16.6	4.04	
		TD23	4.5	traction lente	-11.6	4.95	
		TD21'	3.3	module et traction lente	-26.6	3.41	
		TD22'	3.2	traction lente	-11.6	4.92	
		TD23'	3.0	traction lente	-16.6	4.22	
	plaque 3	TD31	3.4	traction lente	0	1.60	
		TD32	2.9	traction lente	0	1.67	
		TD33	3.5	traction lente	-6.6	3.26	
		TD31'	3.0	traction rapide	-26.6	3.91	
		TD32'	3.0	traction lente	-6.6	3.36	
		TD33'	3.0	coefficient de contraction			
	plaque 4	TD41	5.6	<i>épreuves rejetées : teneur en vides trop importante</i>			
		TD42	5.0				
		TD43	5.2				
		TD41'	3.2	traction rapide	4.9	3.72	
		TD42'	3.1	traction rapide	4.9	3.75	
		TD43'	3.3	<i>non testée</i>			
	plaque 5	TD1	2.9	traction rapide	-11.6	5.78	
		TD2	2.6	traction rapide	-11.6	5.61	
TD3		2.5	traction rapide	-0.15	6.04		
TD1'		2.9	traction rapide	-6.5	5.82		
TD2'		3.2	traction rapide	-6.5	6.19		
TSR5		3.1	TSRST "corrigé"	-19.4	5.05		

		éprouvette	% vides	type d'essai	Trupture (°C)	σ rupture (MPa)	
		enrobé au liant 50/70					
plaque 1	TSR1	3.7	TSRST "non corrigé"	-29.15	4.08		
	TSR2	3.3	TSRST "non corrigé"	-29.46	4.21		
	TSR3	3.9	TSRST "non corrigé"	-29.85	4.11		
	TSR4	4.0	TSRST "corrigé"	-25.5	4.22		
	TD11	3.0	traction lente	-29.5	4.08		
	TD12	3.0	module et traction lente	-29.5	3.64		
	TD13	3.7	traction lente	-29.5	3.4		
	plaque 2	TD21	1.6	traction lente	-24.5	4.4	
		TD22	1.5	traction lente	0	0.56	
		TD23	1.9	traction lente	-14.5	3.84	
		TD21'	2.1	traction lente	-24.5	4.78	
		TD22'	2.0	traction lente	-9.5	2.17	
		TD23'	2.1	traction rapide	0	3.21	
	plaque 3	TD31	1.3	traction lente	-19.5	5.65	
		TD32	2.0	traction rapide	-30	4.35	
		TD33	2.3	traction lente	-14.5	3.74	
		TD31'	1.8	traction lente	-19.5	6.07	
		TD32'	1.5	traction lente	-9.5	2.01	
		TD33'	2.1	traction rapide	-30	4.62	
	plaque 4	TD41	5.7	<i>éprouvettes rejetées : teneur en vides trop importante</i>			
		TD42	5				
TD43		6					
TD41'		2.5	traction rapide	-24.6	4.74		
TD42'		2.5	traction rapide	-24.6	4.73		
TD43'		3.3	traction rapide	-9.5	5.98		
plaque 5	TD51	2.4	traction rapide	-19.45	5.13		
	TD52	2.5	traction rapide	-19.45	5.92		
	TD53	2.6	traction rapide	-24.6	5.47		
	TD51'	2.4	traction rapide	-9.5	6.28		
	TD52'	2.6	traction rapide	-14.4	6.43		
	TD53'	2.7	traction rapide	-14.4	6.23		

		éprouvette	% vides	type d'essai	Trupture (°C)	σ rupture (MPa)
		enrobé au liant PMB1				
plaque 1	TD11	4.0	traction lente	-28.1	5.21	
	TD12	2.4	traction lente	-16.2	5.2	
	TD13	4.7	traction lente	-22.3	5.03	
	TD14	3.5	traction lente	-10.1	3.53	
	TD15	4.7	traction lente	-22.1	5.29	
	TSR1	3.0	TSRST "non corrigé"	-34.1	5.4	
	TSR2	3.5	TSRST "non corrigé"	-33.1	5.6	
plaque 2	TD21	4.0	traction lente	-16	5.05	
	TD22	4.4	traction lente	-4.5	1.78	
	TD23	4.5	traction rapide	-22.3	6.33	
	TD21'	4.4	traction rapide	-4.5	6.6	
	TD22'	4.0	traction rapide	-22.3	5.82	
	TD23'	4.7	traction rapide	-16.2	5.68	
plaque 3	TD31	3.3	module et traction lente	-22.5	5.15	
	TD32	3.7	<i>rupture dans la colle</i>			
	TD33	4.0	traction lente	-28.3	4.97	
	TD31'	3.8	traction rapide	-34	5.19	
	TD32'	3.7	traction rapide	-34	4.81	
	TD33'	4.7	traction rapide	-10.1	5.86	
	TSR3	4.2	<i>non testée</i>			
plaque 4	TD41	4.0	traction rapide	-16.2	6.04	
	TD42	4.1	traction lente	-10.1	3.43	
	TD43	4.3	traction lente	-33.8	4.83	
	TD41'	4.5	traction rapide	-10.1	6.69	
	TD42'	5.5	traction rapide	-4.5	6.52	
	TD43'	5.3	traction rapide	3	3.1	
	TSR4	3.6	TSRST "corrigé"	-26.9	5.31	

		épreuve	% vides	type d'essai	Trupture (°C)	σ rupture (MPa)			
enrobé au liant PMB4	plaque 1	TSR1	3.8	<i>tests particuliers non présentés dans cette thèse</i>					
		TSR2	3.8						
		TSR3	3.1						
		TSR4	3.9						
		TD11	2.8				traction lente	-30	7.25
		TD12	2.6				traction lente	-30	7.43
		TD13	3.0				traction lente	-24.9	5.59
	plaque 2	TD21	2.5	traction lente	-37	6.2			
		TD22	2.6	traction lente	-37	6.22			
		TD23	2.8	traction lente	-45.3	5.61			
		TD21'	2.5	coefficient de contraction					
		TD22'	2.4	<i>non testée</i>					
		TD23'	2.7	<i>rupture dans la colle</i>					
	plaque 3	TD31	2.2						
		TD32	2.3	traction lente	-19.3	2.86			
		TD33	2.6	traction lente	-19.3	3.26			
		TD31'	2.0	trac rapide	-45.5	6.5			
		TD32'	2.3	traction lente	-24.9	5.21			
		TD33'	2.3	traction lente	-24.9	5.55			
	plaque 4	TD41	6.0	<i>épreuves rejetées : teneur en vides trop importante</i>					
		TD42	5.3						
		TD43	5.6						
		TD41'		<i>non testées</i>					
		TD42'							
		TSR5	3.5	TSRST "corrigé"	-40.5	6.4			
	plaque 5	TD51	3.3	trac rapide	-13.7	5.59			
		TD52	4.8	trac rapide	-25	7.06			
		TD53	2.6	trac rapide	-25	7.37			
		TD54	2.6	trac rapide	-30.3	5.96			
		TD51'	4.5	trac rapide	-19.5	6.7			
		TD52'	3.3	trac rapide	-30.3	6.3			
		TD53'	3.4	trac rapide	-19.7	7.87			
TD54'		3.6	trac rapide	-13.7	6.44				

		épreuve	% vides	type d'essai	Trupture (°C)	σ rupture (MPa)			
enrobé au liant PMB5	plaque 1	TSR1	3.8	<i>tests particuliers non présentés dans cette thèse</i>					
		TSR2	3.2						
		TSR3	3.2						
		TSR4	2.8						
		TD11	2.7				trac rapide	-20.1	7.37
		TD12	3.1				traction lente	-30.1	5.34
		TD13	3.0				traction lente	-30.1	5.05
	plaque 2	TD21	3.2	traction lente	-25.1	6.48			
		TD22	2.8	trac rapide	-0.1	2.12			
		TD23	3.0	traction lente	-10.1	2.2			
		TD21'	1.9	traction lente	-10.1	1.89			
		TD22'	2.3	traction lente	-20.1	5.51			
		TD23'	2.2	traction lente	-20.1	5.5			
		TSR5	2.4	TSRST "non corrigé"	-35.2	5.55			
	plaque 3	TSR6	4.1	TSRST "non corrigé"	-33	5.23			
		TSR7	4.2	<i>tests particuliers non présentés dans cette thèse</i>					
		TSR8	3.9						
		TSR9	2.0						
		TD31'	2.3	TSRST "corrigé"	-28.5	5.64			
		TD32'	2.2	traction lente	-25.1	6.45			
		TD33'	2.5	<i>non testée</i>					
	TD33'	2.5	trac rapide	-10.1	6.69				
	plaque 4	TD41	2.9	trac rapide	-10.15	7.43			
		TD42	3.1	trac rapide	-20.1	6.8			
		TD43	2.8	trac rapide	-25.1	6.15			
		TD41'	2.4	trac rapide	-0.1	2.31			
		TD42'	2.7	trac rapide	-25.1	6.07			
		TD43'	2.7	trac rapide	-10.1	6.39			

ANNEXE 4

Matériau	C ₁	C ₂
bitume 0/10	20	142
bitume 10/20	23	163
bitume 20/30	23	171
bitume 35/50	19	147
bitume 50/70	22	164
bitume PMB1	21	154
bitume PMB2	19	150
bitume PMB3	19	153
bitume PMB4	17	149
bitume PMB5	18	138
enrobé au liant 10/20	17	134
enrobé au liant 50/70	20	135
enrobé au liant PMB1	21	137
enrobé au liant PMB4	20	135
enrobé au liant PMB5	20	145

Tableau 1. Coefficients WLF (cf. Equation I-25) optimisés pour les dix bitumes et les cinq enrobés testés, pour la température de référence considérée $T_s=10^\circ\text{C}$.

Tout comme Ferry (1980) postula l'existence de constantes "universelles" C_1 et C_2 pour les polymères [55], il semble possible, en 1^{ère} approximation uniquement, de considérer des constantes "universelles" pour tous les matériaux bitumineux (bitumes et enrobés). Les coefficients appropriés $C_1=19$ et $C_2=143$ ont été déterminés à la température de référence $T_s=10^\circ\text{C}$, et ont également été vérifiés avec les dix liants étudiés après vieillissements au RTFOT et RTFOT+PAV. Les coefficients C_1 et C_2 sont définis par l'équation de Williams, Landel et Ferry, appelée équation WLF (cf. Equation I-25).

Cependant, aussi élégante que puisse paraître cette idée, les constantes "universelles" C_1 et C_2 pour les matériaux bitumineux doivent être validées avec d'autres types de matériaux bitumineux. Ce résultat, *a priori*, ne peut être généralisé à toutes les familles de bitumes (bitumes soufflés, etc.).

ANNEXE 5

Comme l'ont déjà souligné Christensen et Anderson (1992), la calibration du modèle CA [28] n'est pas très satisfaisante à hautes températures et basses fréquences (cf. diagramme de Black, Figure 1). De la même manière, à basses températures et hautes fréquences, comme illustré dans le plan Cole-Cole, Figure 1, le modèle ne semble pas traduire correctement le comportement visco-élastique du bitume 50/70. A partir de nos résultats sur les dix bitumes testés, seule l'Equation I-76 du modèle CA semble adaptée pour approcher la norme du module complexe $|E^*|$. L'Equation I-77 du modèle CA, donnant l'expression de l'angle de phase du module complexe, ne semble pas fournir des prédictions suffisamment précises.

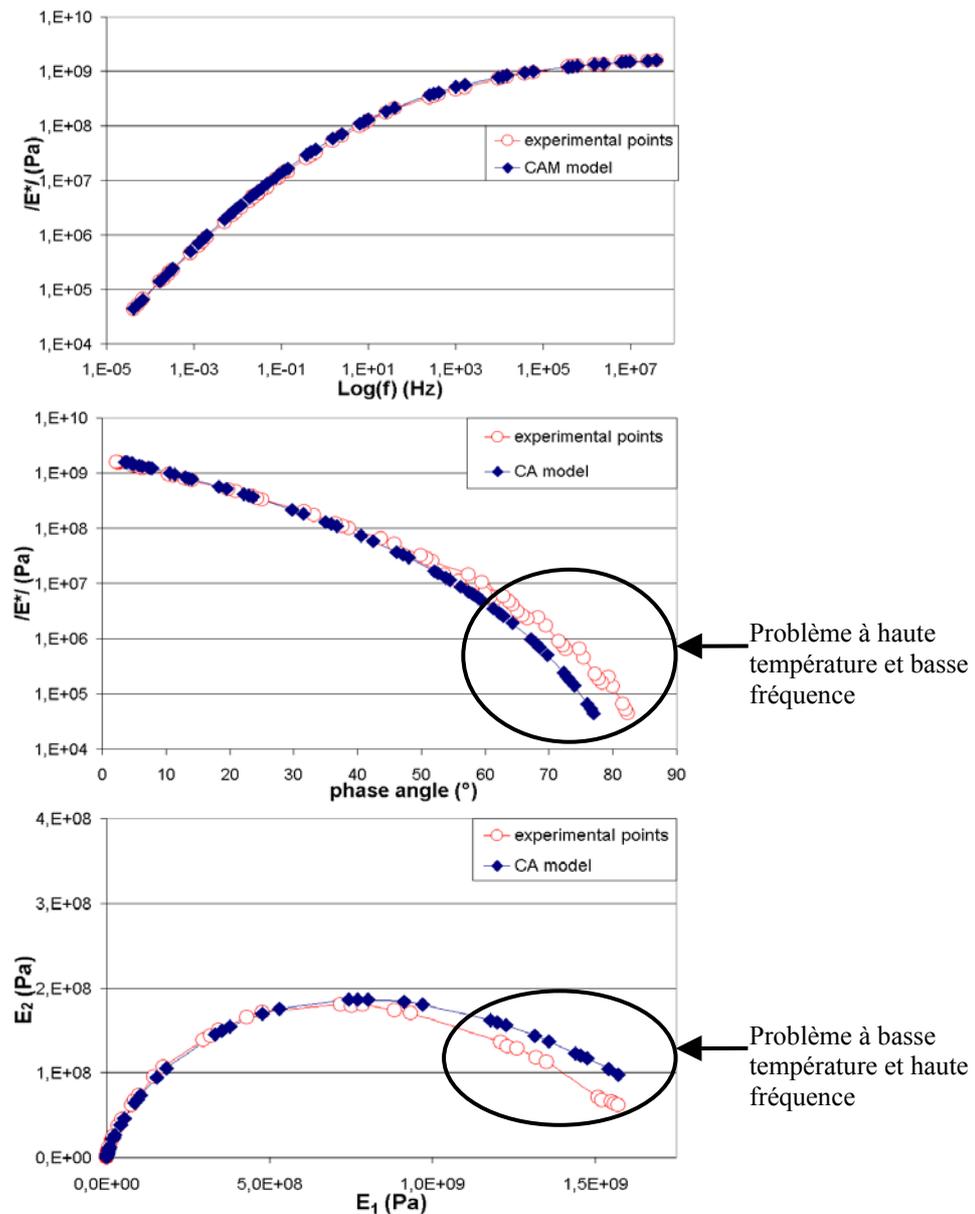
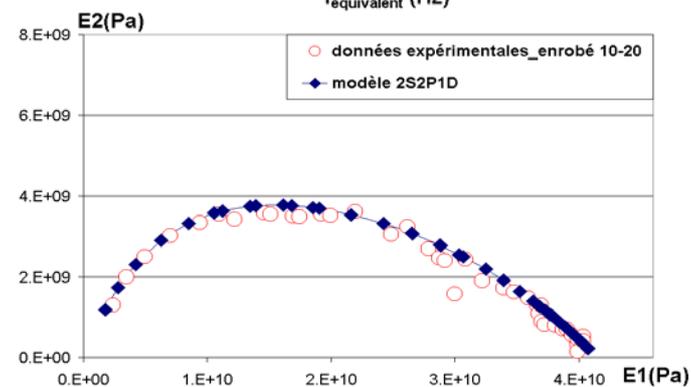
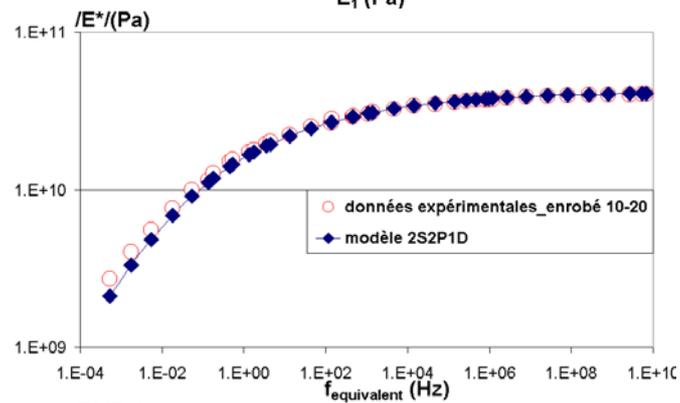
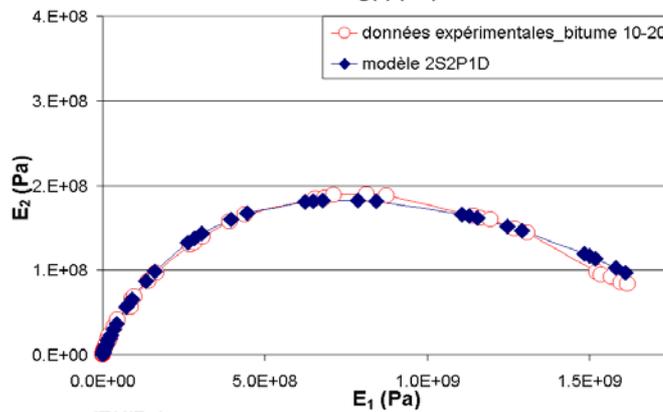
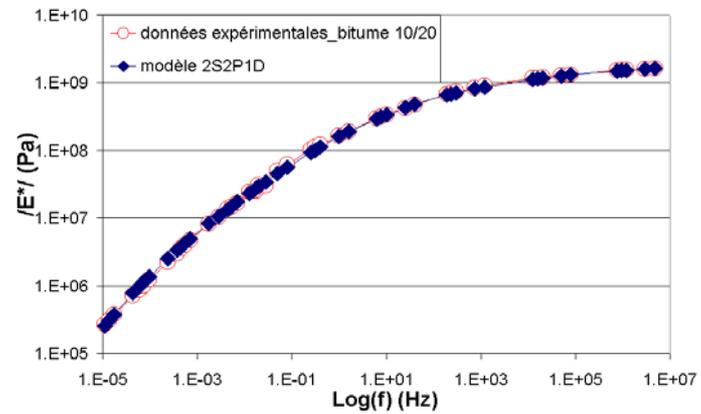
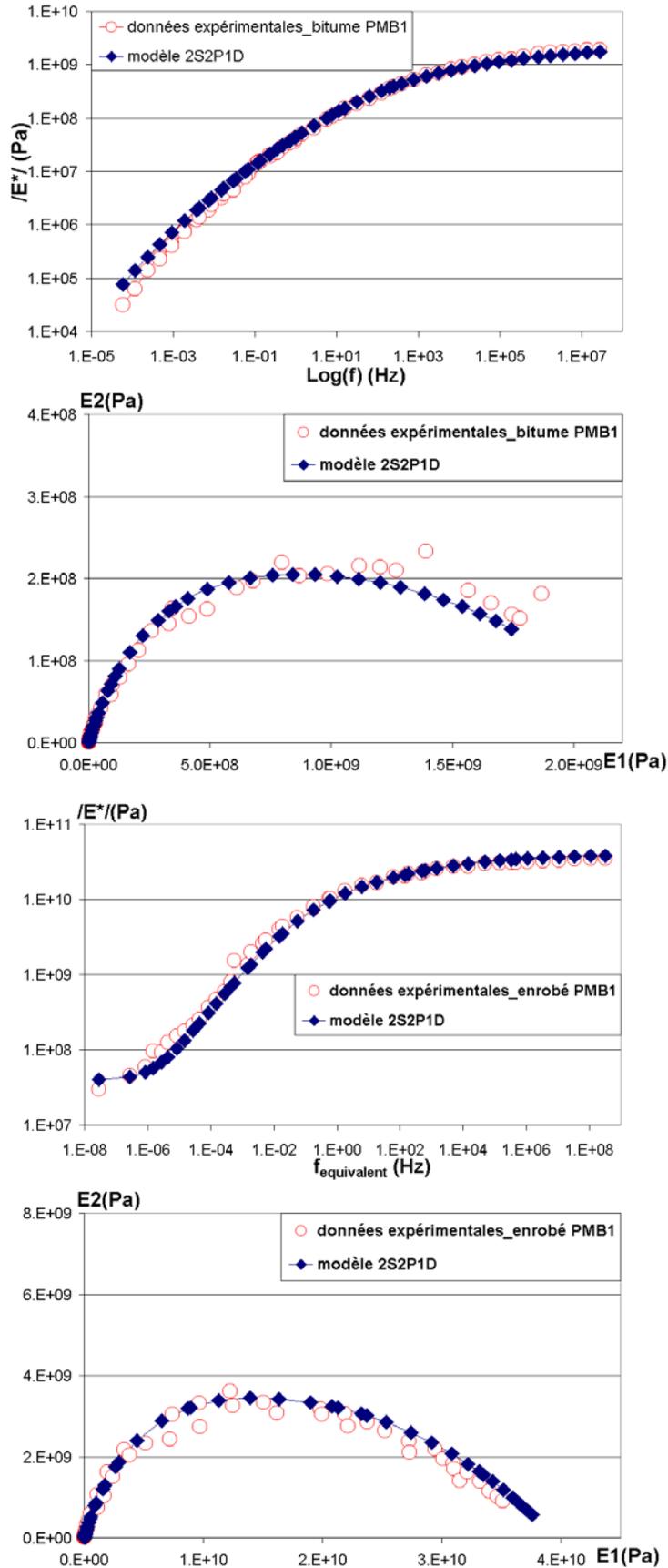


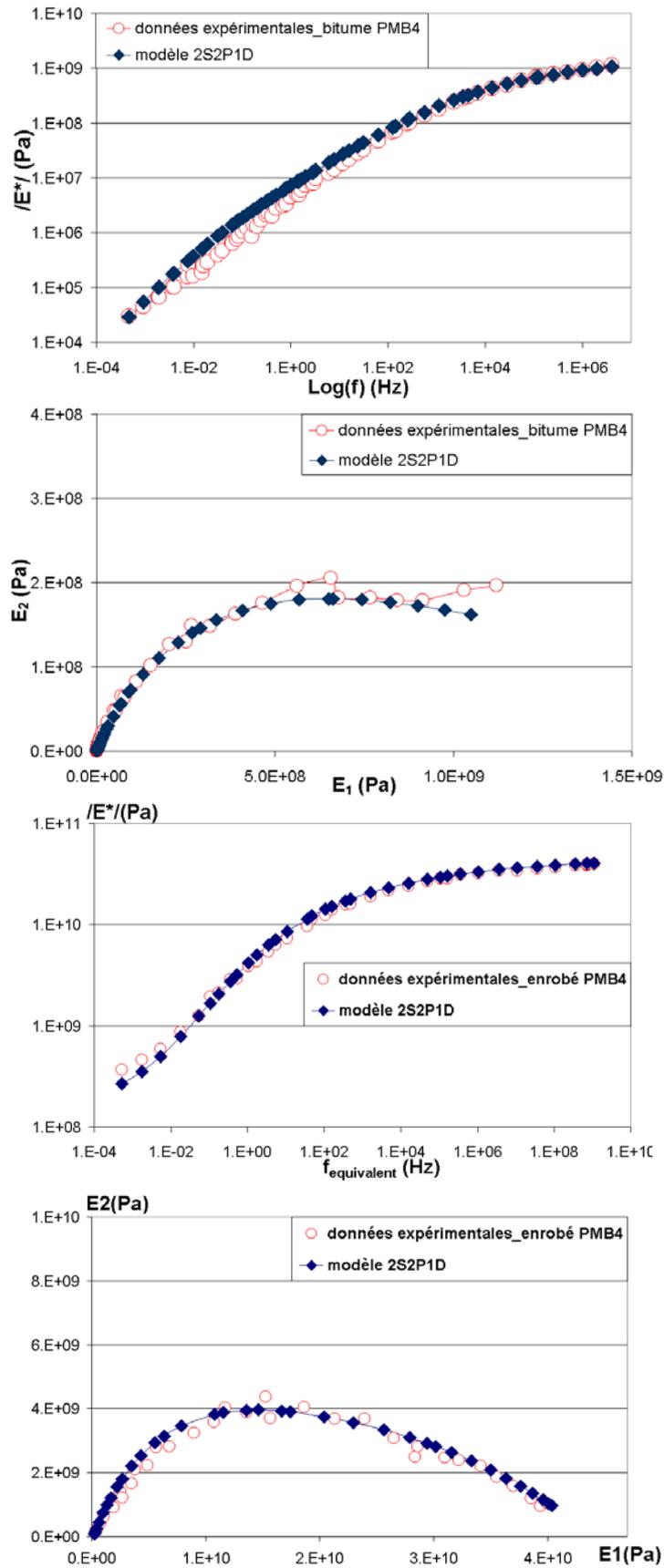
Figure 1. Comparaison entre les résultats expérimentaux obtenus pour le bitume 50/70 et le modèle CA (Christensen et Anderson, 1992) [28], Equation I-76 et Equation I-77 avec $m_e=1$.

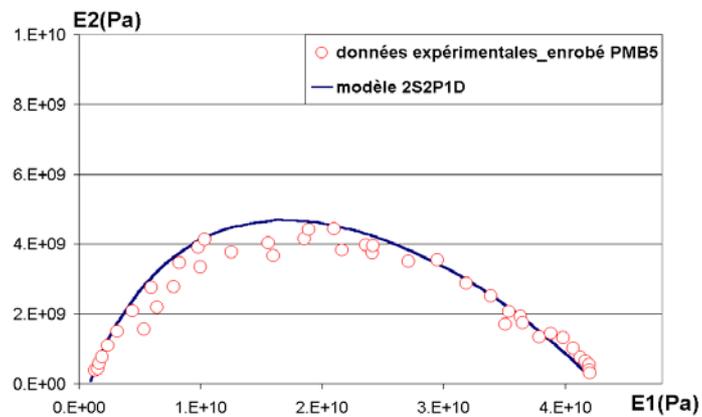
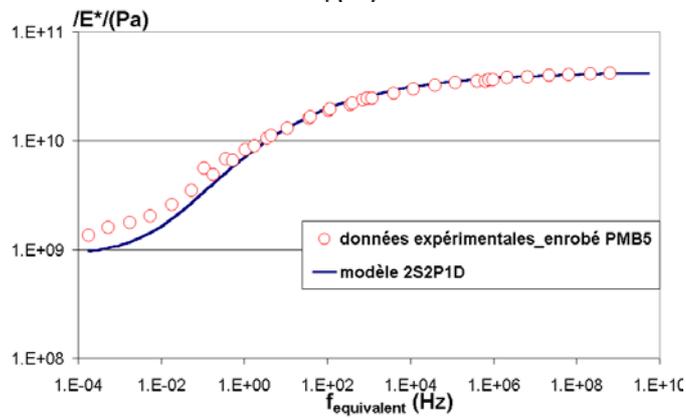
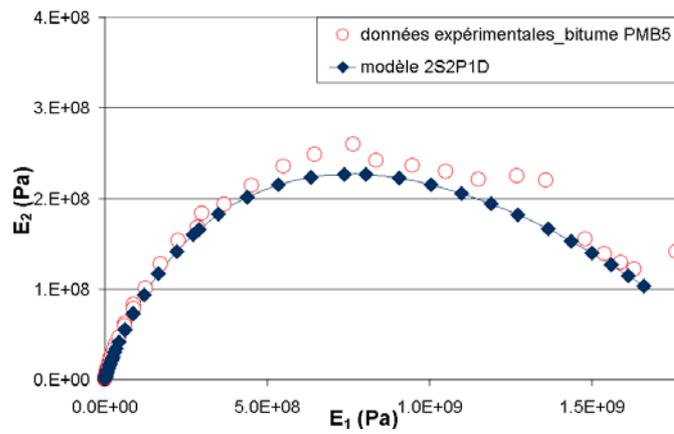
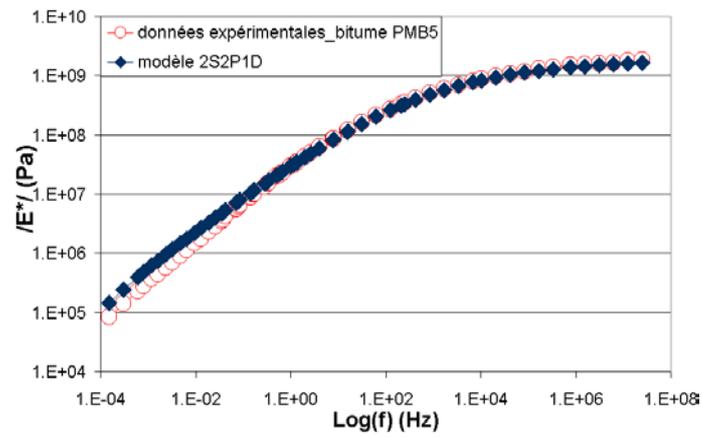
ANNEXE 6

**COMPARAISON DES DONNEES DE MODULE COMPLEXE SUR LES
LIANTS ET LES ENROBES 10/20, PMB1, PMB4 ET PMB5 AVEC LE
MODELE 2S2P1D CALIBRE POUR CHAQUE MATERIAU**



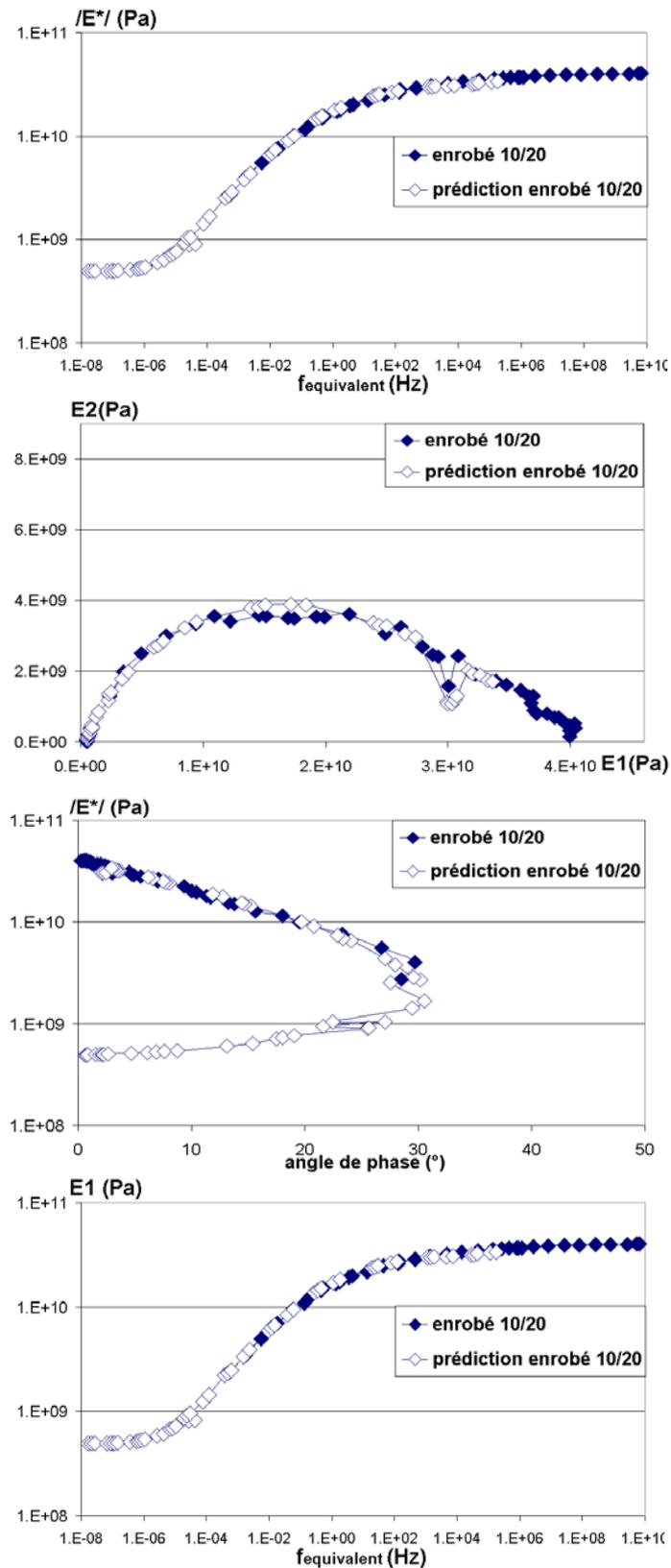


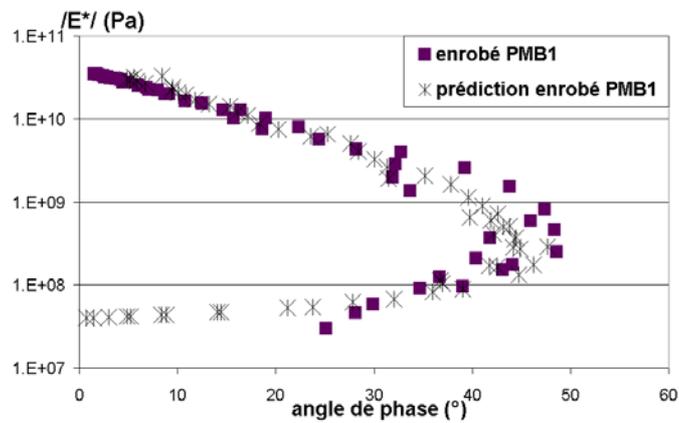
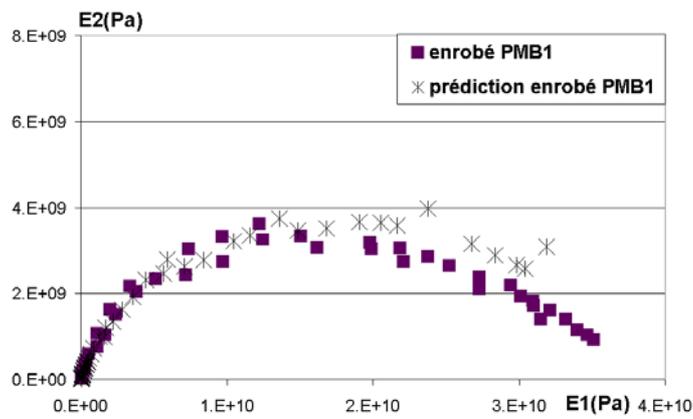
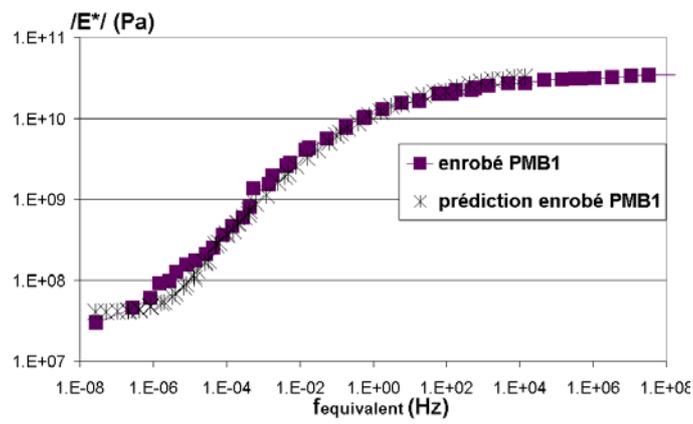
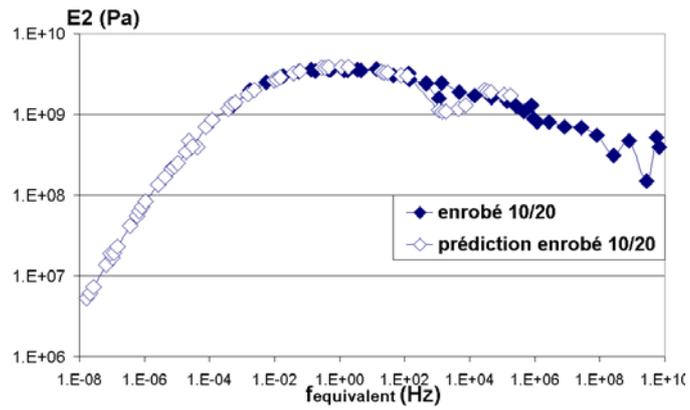


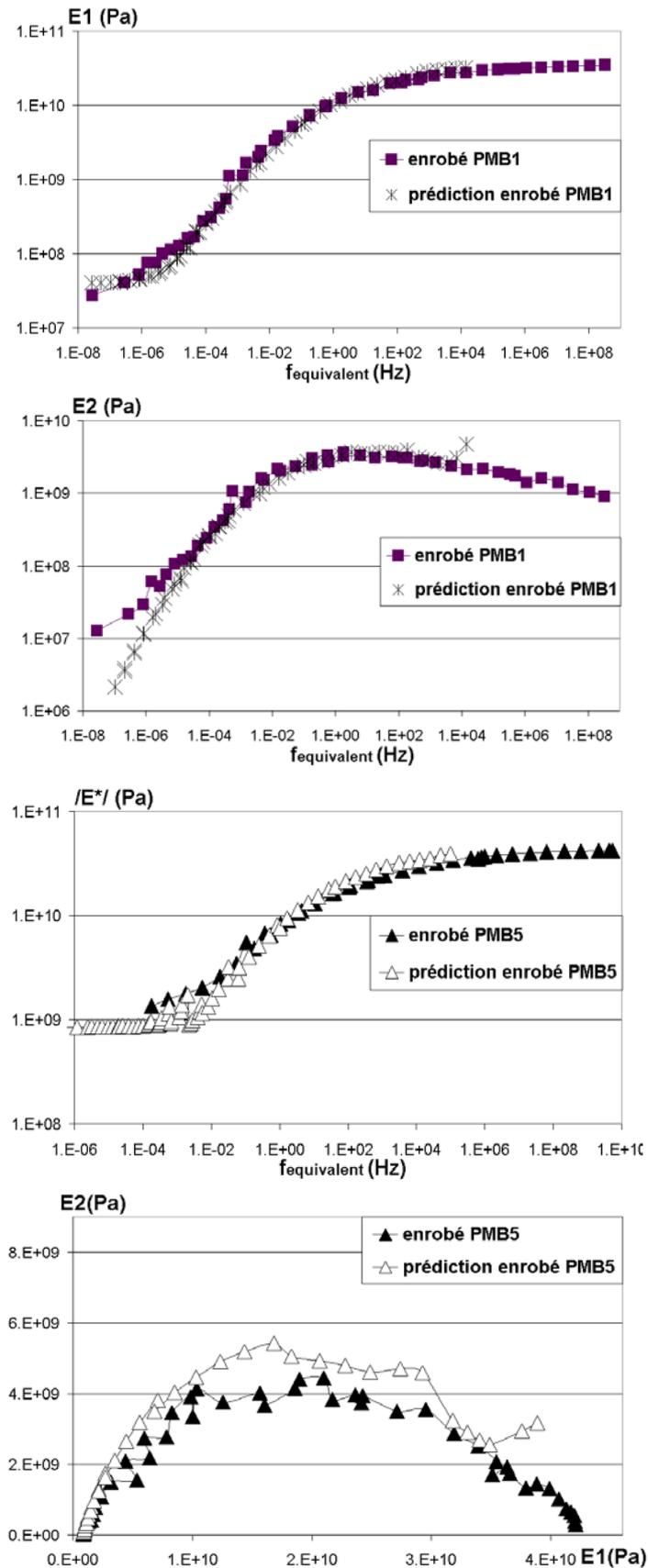


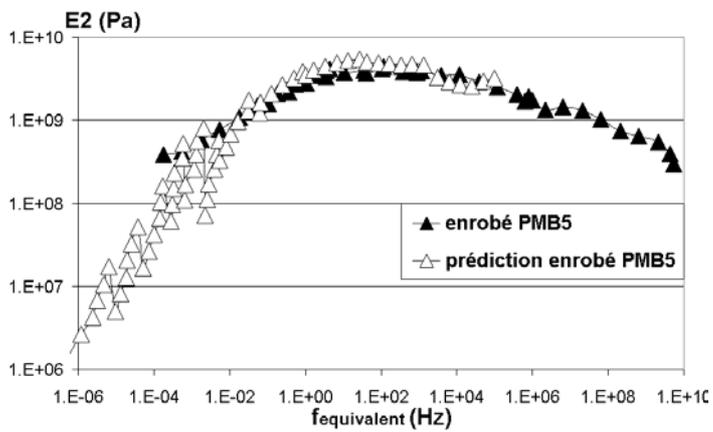
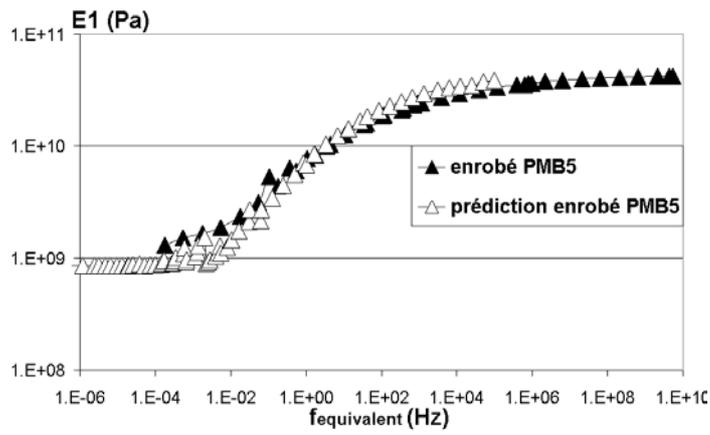
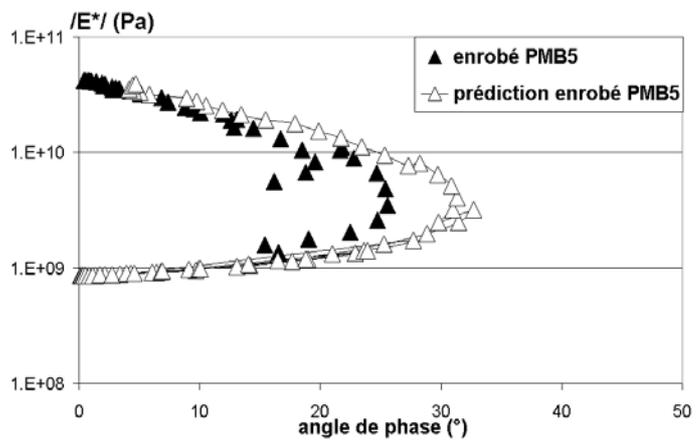
ANNEXE 7

**PREDICTION DU MODULE COMPLEXE DES ENROBES ETUDIES A PARTIR DU
MODULE COMPLEXE DES LIANTS (EQUATION II-27) 10/20, PMB1 ET PMB5**

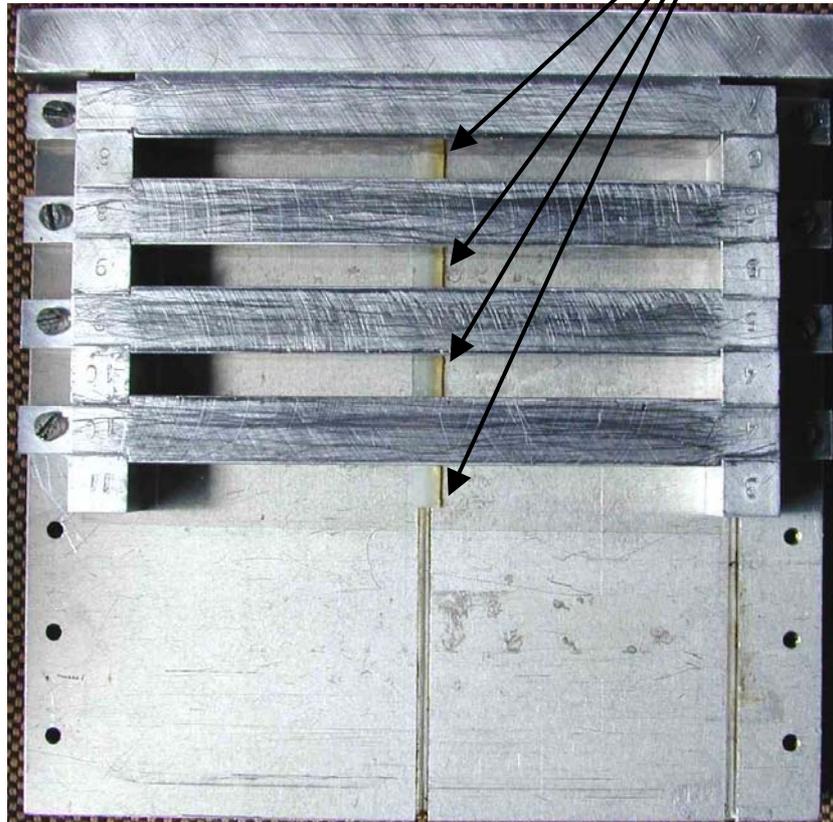








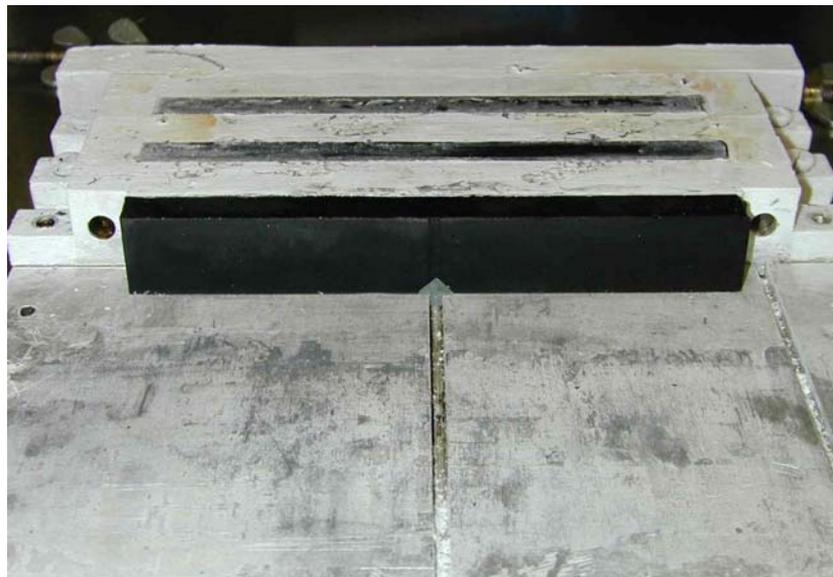
ANNEXE 8

***PHOTOGRAPHIES DE LA FABRICATION DES
EPROUVETTES DE BITUMES PREENTAILLEES***Fabrication des empreintes en silastène

Montage du moule en dural (vue de dessus)



Montage du moule en dural



Démoulage des barreaux de bitume

ANNEXE 9

***FACTEUR D'ETALONNAGE Φ POUR LES
EPROUVETTES A ENTAILLE LATERALE $S/W=4$***

$$\Phi = \frac{A + 18.64}{dA/d\alpha}$$

$$A = \frac{16\alpha^2}{(1-\alpha)^2} [8.9 - 33.717\alpha + 79.616\alpha^2 - 112.952\alpha^3 + 84.815\alpha^4 - 25.672\alpha^5]$$

$$\begin{aligned} \frac{dA}{d\alpha} &= \frac{16\alpha^2}{(1-\alpha)^2} [-33.717 + 159.232\alpha - 338.856\alpha^2 + 339.26\alpha^3 - 128.36\alpha^4] \\ &+ \frac{16[2\alpha(1-\alpha) + 2\alpha^2]}{(1-\alpha)^3} [8.9 - 33.717\alpha + 79.616\alpha^2 - 112.952\alpha^3 + 84.815\alpha^4 - 25.672\alpha^5] \end{aligned}$$

avec $\alpha=a/W$ ($0<\alpha<1$), a et $W(=25\text{mm})$ représentant respectivement la longueur de la préentaille et la hauteur de l'éprouvette de bitume.

De plus, en utilisant l'expression du facteur d'étalonnage f (lié à la géométrie du barreau préentailé) donnée à l'Equation III-6, ainsi que l'expression de Φ donnée ci-dessus, on peut trouver la limite de $\Phi*f^2$ lorsque $\alpha(=a/W)$ tend vers 0 :

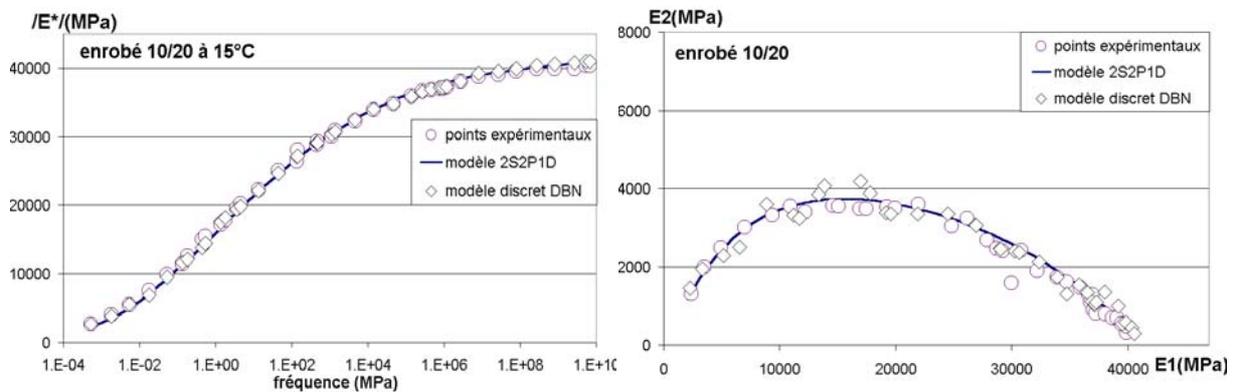
$$\lim_{\alpha \rightarrow 0} \Phi f^2 = \frac{18.64 * 36 * (1.99)^2}{32 * 8.9} \approx 9.331$$

ANNEXE 10

RESULTATS DE LA CALIBRATION DU MODELE DISCRET (A 15 ELEMENTS) DBN POUR LES ENROBES AUX LIANTS 10/20, PMB1, PMB4 & PMB5 (EN PETITES DEFORMATIONS)

N° de l'élément	E_j (MPa)	η_j (MPa*s)	$\tau_j = \frac{\eta_j}{E_j}$ (s)
0	41500	—	—
1	572	1981585	3.46E+03
2	6000	610000	1.02E+02
3	14000	75000	5.35E+00
4	35000	10000	2.86E-01
5	125000	2850	2.28E-02
6	180000	800	4.44E-03
7	260000	268	1.03E-03
8	340000	46	1.35E-04
9	420000	9	2.14E-05
10	520000	0.6	1.15E-06
11	605210	0.03	4.96E-08
12	1640000	0.0023	1.40E-09
13	4000000	0.0003	7.50E-11
14	4830000	0.00005	1.04E-11
15	7700000	2.90E-06	3.77E-13

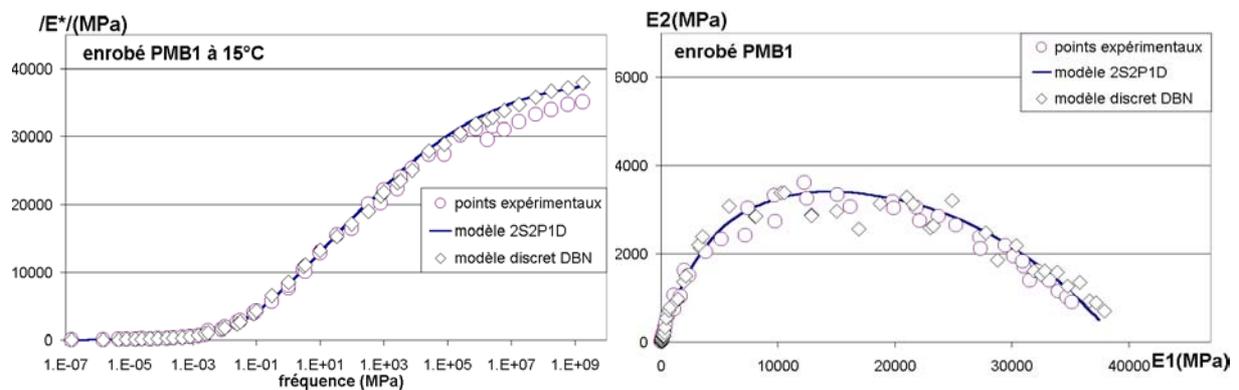
Valeurs des rigidités E_j et des viscosités η_j obtenues à $T=15^\circ\text{C}$, pour l'enrobé au liant 10/20.



Modules complexes obtenus avec le modèle 2S2P1D et le modèle discret (à 15 éléments) DBN, et résultats expérimentaux à 15°C de l'enrobé au liant 10/20.

N° de l'élément	E_j (MPa)	η_j (MPa*s)	$\tau_j = \frac{\eta_j}{E_j}$ (s)
0	40000	—	—
1	46	800000	1.73E+04
2	350	100000	2.86E+02
3	3700	37037	1.00E+01
4	11000	29630	2.69E+00
5	15000	14815	9.87E-01
6	24000	1852	7.72E-02
7	60000	370	6.17E-03
8	110000	111	1.01E-03
9	130000	33	2.56E-04
10	180000	2.2	1.23E-05
11	260300	0.18	7.12E-07
12	444000	0.018	4.17E-08
13	600000	0.0018	3.09E-09
14	1000000	0.00018	1.85E-10
15	1500000	1.08E-05	7.17E-12

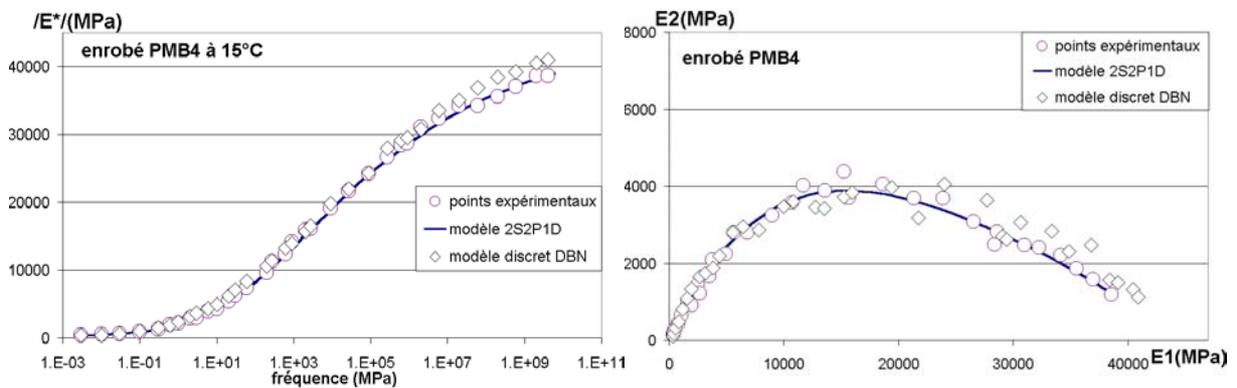
Valeurs des rigidités E_j et des viscosités η_j obtenues à $T=15^\circ\text{C}$, pour l'enrobé au liant PMB1.



Modules complexes obtenus avec le modèle 2S2P1D et le modèle discret (à 15 éléments) DBN, et résultats expérimentaux à 15°C de l'enrobé au liant PMB1.

N° de l'élément	E_j (MPa)	η_j (MPa*s)	$\tau_j = \frac{\eta_j}{E_j}$ (s)
0	44000	—	—
1	657	77983	1.19E+02
2	700	6880	9.83E+00
3	1918	2293	1.19E+00
4	5442	1835	3.37E-01
5	6997	917	1.31E-01
6	8966	115	1.28E-02
7	24567	23	9.34E-04
8	67377	6.88	1.02E-04
9	82926	2.06	2.49E-05
10	90700	0.14	1.52E-06
11	194467	0.011	5.89E-08
12	331704	0.0011	3.46E-09
13	673774	0.00011	1.70E-10
14	948466	1.14E-05	1.21E-11
15	1534131	6.66E-07	4.34E-13

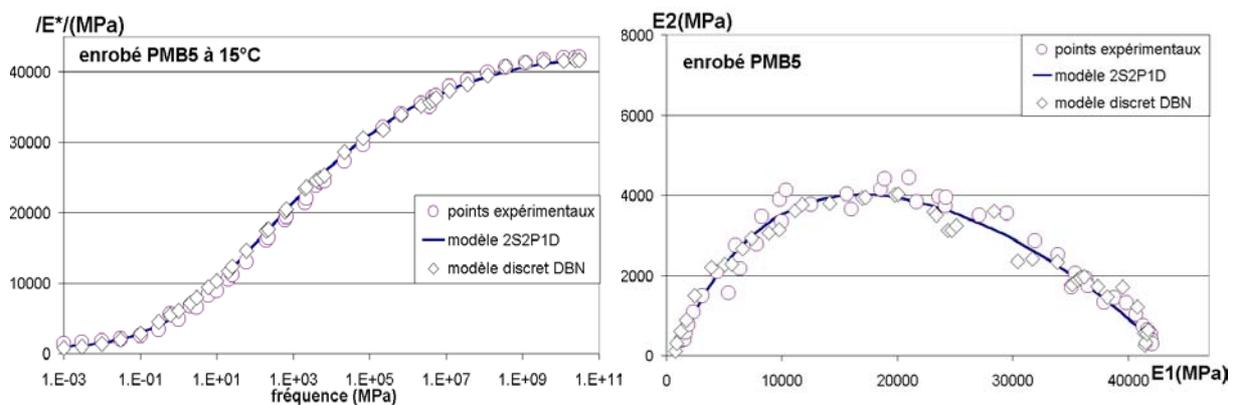
Valeurs des rigidités E_j et des viscosités η_j obtenues à $T=15^\circ\text{C}$, pour l'enrobé au liant PMB4.



Modules complexes obtenus avec le modèle 2S2P1D et le modèle discret (à 15 éléments) DBN, et résultats expérimentaux à 15°C de l'enrobé au liant PMB4.

N° de l'élément	E_j (MPa)	η_j (MPa*s)	$\tau_j = \frac{\eta_j}{E_j}$ (s)
0	43000	—	—
1	1651	77983	4.72E+01
2	5000	60000	1.20E+01
3	8000	24046	3.01E+00
4	10000	19237	1.92E+00
5	12000	9619	8.01E-01
6	16000	1202	7.51E-02
7	31000	240	7.76E-03
8	74000	72	9.75E-04
9	98000	17	1.74E-04
10	125000	1.44	1.15E-05
11	260000	0.120	4.62E-07
12	440000	0.0120	2.73E-08
13	600000	0.00109	1.67E-09
14	900000	4.12E-05	4.58E-11
15	1800000	2.34E-06	1.23E-12

Valeurs des rigidités E_j et des viscosités η_j obtenues à $T=15^\circ\text{C}$, pour l'enrobé au liant PMB5.



Modules complexes obtenus avec le modèle 2S2P1D et le modèle discret (à 15 éléments) DBN, et résultats expérimentaux à 15°C de l'enrobé au liant PMB5.

ANNEXE 11

RESULTATS DE LA CALIBRATION DU MODELE DISCRET DBN (A 15 ELEMENTS) POUR LES ENROBES AUX LIANTS 10/20, PMB1, PMB4 & PMB5 (A L'ECOULEMENT VISCOPLASTIQUE)

n° de l'élément	s_j^+ (MPa)	s_j^- (MPa)
1	3.19	-0.89
2	3.19	-0.89
3	10.68	-2.99
4	17.52	-4.90
5	24.88	-6.97
6	28.42	-7.96
7	33.81	-9.47
8	37.08	-10.38
9	44.35	-12.42
10	49.33	-13.81
11	60.54	-16.95
12	70.91	-19.85
13	79.70	-22.31
14	86.50	-24.22
15	92.91	-26.02

Seuils s_j^+ et s_j^- du modèle discret DBN à 15 éléments pour l'enrobé au liant 10/20.

n° de l'élément	s_j^+ (MPa)	s_j^- (MPa)
1	2.50	-0.70
2	3.04	-0.85
3	4.64	-1.30
4	5.71	-1.60
5	7.50	-2.10
6	11.79	-3.30
7	15.71	-4.40
8	20.00	-5.60
9	25.00	-7.00
10	30.36	-8.50
11	41.07	-11.50
12	50.36	-14.10
13	59.29	-16.60
14	67.50	-18.90
15	75.00	-21.00

Seuils s_j^+ et s_j^- du modèle discret DBN à 15 éléments pour l'enrobé au liant PMB1.

n° de l'élément	s_j^+ (MPa)	s_j^- (MPa)
1	6.13	-1.72
2	6.13	-1.72
3	6.13	-1.72
4	6.13	-1.72
5	6.13	-1.72
6	6.13	-1.72
7	12.13	-3.40
8	15.89	-4.45
9	19.55	-5.47
10	22.95	-6.43
11	31.76	-8.89
12	38.09	-10.66
13	44.83	-12.55
14	51.31	-14.37
15	57.91	-16.22

Seuils s_j^+ et s_j^- du modèle discret DBN à 15 éléments pour l'enrobé au liant PMB4.

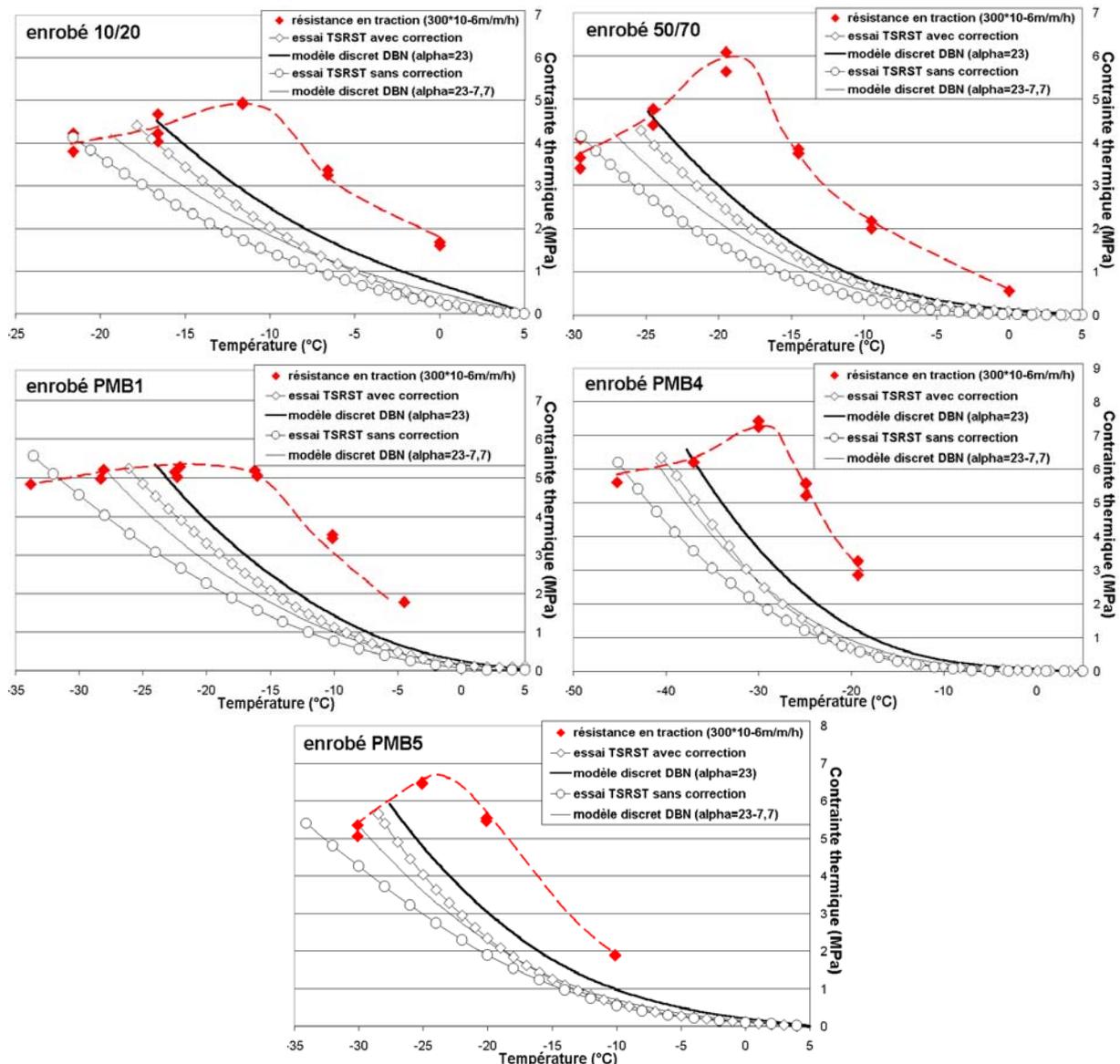
n° de l'élément	s_j^+ (MPa)	s_j^- (MPa)
1	2.08	-0.58
2	2.90	-0.81
3	3.90	-1.09
4	4.65	-1.30
5	5.54	-1.55
6	6.39	-1.79
7	7.19	-2.01
8	11.90	-3.33
9	17.02	-4.76
10	22.71	-6.36
11	32.99	-9.24
12	41.99	-11.76
13	51.43	-14.40
14	60.39	-16.91
15	69.32	-19.41

Seuils s_j^+ et s_j^- du modèle discret DBN à 15 éléments pour l'enrobé au liant PMB5.

ANNEXE 12

COMPARAISON ENTRE LES RESULTATS EXPERIMENTAUX DE L'ESSAI TSRST CORRIGE ($\dot{\epsilon}=0$) ET NON CORRIGE ($\dot{\epsilon}\neq 0$) ET LES SIMULATIONS ISSUES DU MODELE DBN

Par souci de vérification, il nous a semblé judicieux d'effectuer également des simulations numériques de l'essai TSRST « non corrigé » (cf. §III.4-3), *i.e.* sans prise en compte de la dérive thermique du système de mesure. Au lieu d'appliquer une déformation totale nulle à l'éprouvette, la vitesse de déformation équivalente appliquée lors du refroidissement à -10°C/h est d'environ $77\mu\text{m/m/h}$ (cf. §III.4-3).



Essais TSRST avec ou sans correction Vs simulations numériques DBN.

La figure précédente montre qu'il est possible de prédire assez précisément le comportement de l'enrobé lors de l'essai TSRST sans correction (*i.e.* avec une dérive thermique de $7.70\mu\text{m}/\text{m}/^\circ\text{C}$) ou avec correction (*i.e.* en appliquant une déformation totale nulle de l'éprouvette). Les simulations numériques effectuées, en considérant ou non la dérive thermique du système de mesure, sont pertinentes au regard des résultats expérimentaux obtenus sur les cinq enrobés. En effet, lors d'un essai dit « corrigé », l'évolution de la contrainte de traction avec la température est plus rapide.

La réalisation expérimentale d'essais TSRST « non corrigés » mène à une surestimation de la résistance des enrobés vis-à-vis de la fissuration thermique.

Il convient également de souligner que la faible différence obtenue entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques peut notamment s'expliquer du fait que le champ de température ne soit pas homogène au sein de l'éprouvette d'enrobé lors de l'essai TSRST. En effet, seule la température de surface est mesurée lors de l'essai et, comme l'illustre la Figure III-14, la température au cœur de l'éprouvette (57.5mm de diamètre) est légèrement plus élevée (de 1.4°C environ).

FOLIO ADMINISTRATIF

THESE SOUTENUE DEVANT L'INSTITUT NATIONAL DES SCIENCES APPLIQUEES DE LYON

NOM : OLARD	DATE de SOUTENANCE
Prénom : François	30 octobre 2003
TITRE : Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé.	
NATURE : Doctorat en Génie Civil	Numéro d'ordre : 03 ISAL 0056
Ecole Doctorale des Sciences pour l'Ingénieur de Lyon : Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique (MEGA) Spécialité : Génie Civil: Sols, Matériaux, Structures, Physique du Bâtiment	
Cote B.I.U. - Lyon : T 50/210/19 / et bis	CLASSE :
RESUME : <p>Cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une collaboration entre l'Ecole Nationale des TPE et les entreprises routières APPIA et EUROVIA. La société pétrolière TOTAL a également été associée à l'étude. Ce travail traite de l'analyse du comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux aux températures basses et intermédiaires et vise à mettre en évidence les relations entre les propriétés des liants et des enrobés. Un large travail expérimental de laboratoire a été réalisé en vue de répondre à ces deux objectifs. Il s'agit notamment de mieux cerner les critères existants de caractérisation des liants, voire d'en proposer de nouveaux, en relation avec le comportement en place des enrobés.</p> <p>Après une étude bibliographique sur la rhéologie des bitumes, des mastics et des enrobés bitumineux, le travail expérimental mené aussi bien dans le domaine des petites déformations que des grandes déformations, est exposé.</p> <p>Le comportement à basse température des bitumes a été évalué avec trois tests fondamentaux largement répandus : i) l'essai de module complexe, ii) l'essai de fluage au BBR, iii) l'essai de traction directe SHRP à vitesse de déformation constante et températures constantes. En outre, un nouvel essai de fissuration, consistant en un essai de flexion trois points sur éprouvettes de bitume préentaillées, a été développé. Les paramètres de ténacité et d'énergie de rupture des bitumes à basses températures ont pu être déterminés en utilisant les hypothèses de la MLR (Mécanique Linéaire de la Rupture).</p> <p>Le comportement thermo-mécanique des enrobés bitumineux à basse température a été étudié en réalisant i) des essais de module complexe, ii) des mesures du coefficient de dilatation-contraction thermique, iii) des essais de traction à vitesses de déformation constantes, iv) ainsi que des essais de retrait thermique empêché.</p> <p>Des liens pertinents entre les propriétés des liants et des enrobés, et des caractéristiques suffisamment discriminantes au regard des propriétés à basse température des enrobés ont, tout d'abord, été mis en évidence. Ensuite, l'analyse a consisté à effectuer un travail de modélisation du comportement des liants et des enrobés, en petites et grandes déformations.</p> <p>Un modèle rhéologique monodimensionnel, qui consiste en une généralisation du modèle analogique de Huet-Sayegh, a été développé dans le domaine des petites déformations. Ce modèle, appelé modèle "2S2P1D", permet de simuler correctement à la fois le comportement visco-élastique linéaire des bitumes et celui des enrobés bitumineux. A partir de ce modèle, une transformation originale –indépendante du modèle– permettant de prédire le module complexe de l'enrobé à partir de celui du liant est proposée, puis validée.</p> <p>Enfin, la dernière partie de cette thèse est consacrée à la loi généralisée monodimensionnelle "DBN" (Di Benedetto-Neifar) à partir de laquelle un programme a été développé sur l'interface Visual Basic du logiciel Excel. Ce programme constitue un outil simple de prévision du comportement de l'enrobé bitumineux sous diverses sollicitations (mécaniques et/ou thermiques). Ce modèle rhéologique permet de faire le lien entre les petites et les grandes déformations. Des simulations d'essais de traction à vitesses de déformation constantes, ainsi que des simulations d'essais de retrait thermique, monotones ou cycliques, sont enfin présentées.</p>	
MOTS-CLES : bitume, enrobé, comportement thermomécanique, basses températures, fissuration thermique, rhéologie, modélisation, module complexe, bending beam rheometer, traction, retrait thermique empêché, mécanique de la rupture.	
Laboratoire de recherches : Laboratoire GéoMatériaux – Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat	
Directeur de thèse : Hervé DI BENEDETTO	
Président de jury : Professeur R. KASTNER Composition du jury : D.BREYSSE, H.DI BENEDETTO, A.GOMES CORREIA, B.HERITIER, R.KASTNER, D.LESUEUR.	