

TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION	7
CHAPITRE 1 REVUE DE LA DOCUMENTATION	11
1.1 Introduction.....	11
1.2 Les sollicitations induites dans la chaussée	11
1.2.1 Introduction.....	11
1.2.2 L'effet de la circulation.....	11
1.2.3 L'effet de la température.....	13
1.2.4 Caractéristiques de différents réseaux routiers nationaux	14
1.3 Contraintes induites dans la chaussée	15
1.3.1 Introduction.....	15
1.3.2 État de contrainte dans le revêtement sous une charge statique	16
1.3.3 État de contrainte dans le revêtement sous une charge cyclique	17
1.4 Comportement mécanique des enrobés bitumineux	19
1.5 Phénomène d'orniérage	21
1.5.1 Introduction.....	21
1.5.2 Nature et Origine.....	21
1.5.3 Les granulats	23
1.5.3.1 L'angularité.....	23
1.5.3.2 Le squelette granulaire	24
1.5.4 La composition du mortier.....	24
1.5.5 Le liant	26
1.5.5.1 Introduction.....	26
1.5.5.2 Types du liant.....	26
1.5.5.3 Teneur en liant	27
1.5.6 La teneur en vides	28
1.5.7 Les types d'ornières	29
1.5.8 Déformations permanentes des matériaux bitumineux.....	31
1.6 Les différents essais pour l'étude de l'orniérage	34
1.6.1 Introduction.....	34
1.6.2 Les essais non homogènes	35
1.6.3 Les essais homogènes	35
1.6.3.1 Les différentes catégories	35
1.6.3.2 Les essais uniaxiaux.....	36
1.6.3.3 Les essais triaxiaux avec pression de confinement constant	36
1.6.3.4 Les essais triaxiaux avec pression de confinement variable.....	37
1.6.4 La relation entre les résultats des essais cycliques et ceux d'essais de fluage.....	38
1.6.5 Conclusion	39
1.7 La prédiction de l'orniérage.....	41

1.7.1	Introduction.....	41
1.7.2	Les modèles à l'échelle du matériau.....	42
1.7.3	La modélisation à l'échelle de la structure.....	47
1.8	Le rôle de la température et de l'intensité des charges sur le phénomène d'orniérage.....	47
1.8.1	Introduction.....	47
1.8.2	L'intensité des charges.....	48
1.8.3	La température.....	50
1.9	Conclusion.....	51
CHAPITRE 2	MÉTHODOLOGIE ET OBJECTIFS DE LA THÈSE.....	53
2.1	Objectifs et contribution de la thèse.....	53
2.2	Méthodologie de la thèse.....	54
2.3	Cheminement de la thèse.....	55
CHAPITRE 3	ANALYSE DES MODÈLES ESSO ET VESYS – POINT DE VUE MATÉRIAU.....	59
3.1	Introduction.....	59
3.2	Modèle ESSO.....	59
3.2.1	Origine.....	59
3.2.2	Présentation du modèle.....	59
3.2.3	Limitation du modèle ESSO.....	62
3.2.4	Conclusion.....	62
3.3	Modèle VESYS.....	63
3.3.1	Origine.....	63
3.3.2	Présentation du modèle VESYS.....	63
3.3.3	Limitation du modèle VESYS.....	65
3.3.4	Le modèle VESYS et l'indépendance du nombre de cycles de sollicitation.....	66
3.4	Conclusion.....	68
CHAPITRE 4	SOLlicitATIONS INDUITES DANS LA CHAUSSÉE ET LEURS IMPACTS SUR L'ÉTALONNAGE DES MODÈLES ESSO ET VESYS.....	69
4.1	Introduction.....	69
4.2	Outil de modélisation.....	69
4.3	Analyse des chemins de contrainte suite au passage d'une charge mobile.....	71
4.3.1	Introduction.....	71
4.3.2	Influence de la rigidité de la fondation sur l'état de contrainte dans le revêtement.....	73
4.3.3	Influence de la température sur les champs de contraintes dans le revêtement.....	76
4.3.4	États de contrainte calculés dans la chaussée bitumineuse.....	77
4.3.5	Variation de la contrainte verticale dans le revêtement de la chaussée bitumineuse en fonction de la profondeur.....	78
4.3.6	Conclusion.....	79

4.3.7	Programme des essais de compression cyclique sinusoïdale à réaliser pour calibrer les modèles ESSO et VESYS	80
4.3.7.1	Conditions de sollicitation pour les essais de laboratoire	80
4.3.7.2	Programme d'essais en laboratoire	81
4.3.8	Synthèse	83
4.4	Application du modèle ESSO au cas de confinement négatif	83
CHAPITRE 5 DESCRIPTION DES MATÉRIAUX UTILISÉS ET DES ESSAIS DE CARACTÉRISATION		87
5.1	Introduction	87
5.2	Description des matériaux utilisés	87
5.2.1	Description des enrobés bitumineux	87
5.2.2	Description des liants bitumineux	87
5.3	Description des essais de caractérisation des enrobés	89
5.3.1	Essais de caractérisation utilisés	89
5.3.2	Mesure de la résistance à l'orniérage	89
5.3.3	Mesure du module complexe	90
5.3.3.1	Mesure en laboratoire	90
5.3.3.2	Principe d'équivalence temps – température (PETT)	91
5.4	Essai de compression cyclique sinusoïdale	97
5.4.1	Description de l'essai	97
5.4.2	Procédure d'essai	98
5.5	Essais avec confinement latéral : description du montage	99
5.5.1	Évolution de la contrainte verticale, σ_v , en cours d'essai	100
5.5.2	Évolution de la déformation verticale mesurée, ϵ_T , en cours d'essai	101
5.5.3	Traitement des résultats	103
5.5.4	Détermination des paramètres du modèle ESSO	104
5.5.5	Détermination des paramètres du modèle VESYS	106
5.6	Préparation et identification des éprouvettes	108
CHAPITRE 6 RÉSULTATS DES ESSAIS EN LABORATOIRE		111
6.1	Introduction	111
6.2	Résistance à l'orniérage	111
6.3	Essais de module complexe	112
6.4	Essais de compression cyclique sinusoïdale	114
6.4.1	Résultats des essais	114
6.4.2	Répétabilité des essais de compression cyclique sinusoïdale	121
6.4.3	Analyse des constantes du modèle ESSO	123
6.4.4	Principe d'Équivalence Temps – Température (PETT)	127
6.4.5	Facteur a_T	129
6.4.6	Détermination de la constante F par le principe équivalence temps - température	130
6.4.7	Nouvelle approche de détermination des constantes du modèle ESSO ..	133
6.4.8	Détermination du modèle VESYS	139
6.4.9	Conclusion	142

CHAPITRE 7	MODÉLISATION DE L'ORNIÉRAGE À L'ÉCHELLE DE LA STRUCTURE : POINT DE VUE DE LA CHAUSSEE	145
7.1	Analyse du point de vue de la chaussée.....	145
7.1.1	Introduction.....	145
7.1.2	Méthode suivant la méthodologie ESSO	145
7.2	Présentation de l'outil de calcul OPECC©	149
7.2.1	Introduction.....	149
7.2.2	Principe de calcul d'OPECC©.....	153
7.2.3	Calculs des contrainte et des déformation	158
7.2.4	Mesure et modélisation des températures dans le revêtement	159
7.2.4.1	Introduction.....	159
7.2.4.2	Périodes annuelles critiques vis-à-vis l'orniérage.....	159
7.2.4.3	Notions de « plage effective de température ».....	161
7.2.4.4	Seuils inférieur et supérieur : Programme expérimental.....	163
7.2.4.5	Seuil inférieur de température : Essais de compression sinusoïdale.....	164
7.2.4.6	Seuil supérieur de température : Évolution de la température dans la chaussée	166
7.2.4.7	Synthèse de la détermination de la « plage effective de températures » appliquée aux enrobés étudiés.....	172
7.2.4.8	Modélisation dans OPECC© de la température dans le revêtement.....	173
7.2.5	Configuration des charges.....	177
7.2.6	Localisation des points de calculs et de mesures de données pour la modélisation dans OPECC©.....	178
7.2.7	Simulations de l'orniérage avec OPECC©.....	179
7.3	Évolution de l'orniérage du revêtement en fonction des conditions de liaison à l'interface sol support – corps de chaussée : collée versus non-collée	180
7.4	Étude paramétrique des constantes ESSO vis-à-vis l'orniérage	184
7.5	Validation de l'outil de calcul OPECC© sur chaussées existantes	188
CONCLUSION.....		195
RECOMMANDATIONS		199
ANNEXE I	DÉTERMINATION DES CONSTANTES DU MODÈLE ESSO.....	201
ANNEXE II	ANALYSE DES CONTRAINTES DANS UNE CHAUSSEE.....	213
ANNEXE III	ANALYSE DES CHEMINS DE CONTRAINTES DANS UNE CHAUSSEE BITUMINEUSE AVEC UN REVÊTEMENT CONSTITUÉ DE TROIS COUCHES D'ENROBÉS	219
ANNEXE IV	ANALYSE DE L'INFLUENCE D'UNE CONTRAINTE EN TRACTION SUR LE TAUX DE DÉFORMATION PERMANENTE (E_p).....	221

ANNEXE V	FICHE DESCRIPTIVE DE L'ENROBÉ GB-20	227
ANNEXE VI	FICHE DESCRIPTIVE DE L'ENROBÉ EB-14	229
ANNEXE VII	FICHE DESCRIPTIVE DE L'ENROBÉ ESG-10	231
ANNEXE VIII	FICHE DESCRIPTIVE DU BITUME 64-34	233
ANNEXE IX	FICHE DESCRIPTIVE DU BITUME 70-28	235
ANNEXE X	DESCRIPTION DE L'ESSAI À L'ORNIÉREUR MLPC	237
ANNEXE XI	PROCÉDURE DE POSITIONNEMENT DES EXTENSOMÈTRES POUR LES ESSAIS DE MODULE COMPLEXE ET DE COMPRESSION SINUSOÏDALE	239
ANNEXE XII	DÉTERMINATION DES CONTRAINTES VERTICALES À APPLIQUER SUIVANT L'APPLICATION D'UNE CONTRAINTE HORIZONTALE	241
ANNEXE XIII	MÉTHODES DES MOINDRES CARRÉES D'APPROXIMATION	243
ANNEXE XIV	MÉTHODE INTÉGRALE D'APPROXIMATION	245
ANNEXE XV	TYPES ET DESCRIPTION DES ÉQUIPEMENTS UTILISÉS LORS DE LA CONFECTION DES ÉPROUVETTES	249
ANNEXE XVI	DÉTAILS DES RÉSULTATS OBTENUS CONCERNANT L'ESSAI À L'ORNIÉREUR	251
ANNEXE XVII	DESCRIPTION DE L'ESSAI DE MODULE COMPLEXE	253
ANNEXE XVIII	RÉSULTATS ET DESCRIPTIONS COMPLÈTES DES ESSAIS DE COMPRESSION SINUSOÏDALE POUR L'ENROBÉ ESG-10	255
ANNEXE XIX	RÉSULTATS ET DESCRIPTIONS COMPLÈTES DES ESSAIS DE COMPRESSION SINUSOÏDALE POUR L'ENROBÉ EB-14	257
ANNEXE XX	RÉSULTATS ET DESCRIPTIONS COMPLÈTES DES ESSAIS DE COMPRESSION SINUSOÏDALE POUR L'ENROBÉ GB-20	259
ANNEXE XXI	DÉTERMINATION DE LA CONSTANTE F PAR LE PRINCIPE ÉQUIVALENCE TEMPS – TEMPÉRATURE POUR LES ENROBÉS EB-14 ET GB-20	261
ANNEXE XXII	NOUVELLE APPROCHE DE DÉTERMINATION DES CONSTANTES DU MODÈLE ESSO	265

ANNEXE XXIII	ANALYSE DES FACTEURS « μ » ET « A » POUR L'ENROBÉ ESG-10.....	277
ANNEXE XXIV	INFORMATIONS SUPPLÉMENTAIRES SUR L'OUTIL DE CALCUL OPECC©.....	283
ANNEXE XXV	NOTIONS CONCERNANT LE CALCUL DE LA TEMPÉRATURE EN FONCTION DE LA PROFONDEUR.....	291
BIBLIOGRAPHIE.....		299

LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 0.1 Répartition du budget du MTQ Tiré de MTQ (2011).....	7
Tableau 1.1 Comparaison entre différents réseaux routiers supérieurs	15
Tableau 1.2 Différents états de contraintes observés dans le revêtement	17
Tableau 1.3 Principaux facteurs affectant le phénomène d'orniérage d'un revêtement	22
Tableau 1.4 Modèles couramment utilisés pour décrire le comportement à l'orniérage lié au cumul des	44
Tableau 1.5 Modèles couramment utilisés pour décrire le comportement à l'orniérage lié au cumul des	45
Tableau 1.6 Effet de la configuration des poids lourds sur	48
Tableau 3.1 Cadre des essais à réaliser pour obtenir les constantes du modèle ESSO	60
Tableau 4.1 Caractéristiques des couches de la structure de chaussée bitumineuse type	70
Tableau 4.2 Cas de figures analysés pour mettre en relief l'évolution des contraintes dans le revêtement sous différentes configurations dans le cas de la structure de chaussée étudiée (Figure et Tableau 4.1)	74
Tableau 4.3 Résumé des différents essais réalisés en compression cyclique sinusoïdale en fonction des enrobés étudiés	82
Tableau 5.1 Caractéristiques des enrobés bitumineux	88
Tableau 5.2 Principales caractéristiques des bitumes utilisés	89
Tableau 5.3 Paramètres de fonctionnement de l'orniéreur MLPC	90
Tableau 5.4 Résumé des conditions d'essais pour l'essai de module complexe	91
Tableau 6.1 Valeurs des paramètres du modèle de 2S2P1D pour les enrobés sélectionnés	113
Tableau 6.2 Synthèse des résultats aux essais de déformation permanente pour les différents enrobés testés	120
Tableau 6.3 Caractéristiques des éprouvettes testées pour la répétabilité (sans confinement) et synthèse des résultats	122

Tableau 6.4	Constantes du modèle ESSO pour les enrobés testés.....	123
Tableau 6.5	Comparaison des résultats d'essais aux valeurs obtenues par calculs selon les constantes trouvées.....	125
Tableau 6.6	Constantes ESSO en fonction de l'enrobé	131
Tableau 6.7	Détermination graphique de la constante F à partir des ϵ calculés à partir du modèle ESSO en considérant uniquement les constantes A, B, C, D et F_{PETT} pour l'enrobé ESG-10.....	132
Tableau 6.8	Conditions de sollicitation des six (6) essais nécessaire à la détermination des constantes du modèle ESSO	134
Tableau 6.9	Comparaison des résultats d'essais aux valeurs obtenues par calculs pour l'enrobé ESG-10.....	136
Tableau 6.10	Comparaison des résultats d'essais aux valeurs obtenues par calculs pour l'enrobé EB-14	137
Tableau 6.11	Constantes du modèle ESSO pour les enrobés testés selon la nouvelle approche de modélisation.....	139
Tableau 6.12	Constantes ESSO en fonction de l'enrobé	140
Tableau 6.13	Plages de valeurs recommandées pour les facteurs « μ » et « α » en fonction de l'usage de la couche dans la chaussée	140
Tableau 7.1	Conditions de réalisation des essais de compression cyclique sinusoïdale en vue de cerner le seuil inférieur de la plage effective de température pour le calcul prévisionnel de l'orniérage du revêtement	164
Tableau 7.2	Résumé des plages effectives de températures en fonction de l'enrobé et de son emplacement dans le revêtement pour une chaussée bitumineuse dans la région de Montréal au Québec	172
Tableau 7.3	Plage de variabilité des constantes ESSO	185
Tableau 7.4	Détails des constantes associés à chaque cas étudié	187
Tableau 7.5	Analyse de la variation des constantes ESSO	187
Tableau 7.6	Points de calculs selon le type de dommage analysé	189
Tableau 7.7	Données de circulation pour chacun des cas analysé.....	189

Tableau 7.8	Données mensuelles de températures (station météorologique de l'aéroport International Pierre-El Trudeau de Montréal) prises en compte pour l'analyse	190
Tableau 7.9	Profondeur d'ornières mesurées et prédites pour chacun des cas analysé	191
Tableau 7.10	Modifications apportées au Cas 2 pour fin d'analyse comparative	193
Tableau 7.11	Résultats de l'analyse comparative en fonction des modifications apportées au cas 2.....	193

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 0.1 Terminologie servant à décrire une chaussée bitumineuse au Québec	1
Figure 0.2 Schématisation des contraintes appliquées sur une éprouvette	3
Figure 0.3 Schématisation volumétrique d'un enrobé compacté.....	5
Figure 1.1 Schématisation des sollicitations induites par la circulation	12
Figure 1.2 Schématisation des sollicitations induites par la température	14
Figure 1.3 Schématisation des états de contraintes dans une chaussée sous chargement statique	16
Figure 1.4 Chemins de contraintes à différentes profondeurs (0,0,z).....	18
Figure 1.5 Comportement type des bétons bitumineux, ($ \epsilon $) déformation et (N) nombre de chargements.....	20
Figure 1.6 Effet de l'introduction de sable non concassé	23
Figure 1.7 Effet rigidifiant du filler : influence du rapport volumique entre le filler et le bitume (f/b) et du pourcentage de vides du filler (V_F) sur la température anneau-bille	25
Figure 1.8 Influence de la rigidité du liant sur l'orniérage d'un enrobé.....	27
Figure 1.9 Influence de la teneur en liant sur l'orniérage.....	28
Figure 1.10 Influence de la compacité sur la profondeur d'ornières pour une grave bitume 0/20 à l'essai à l'orniéreur MLPC ($T^\circ=60^\circ\text{C}$, e_{plaques} 100 mm).....	29
Figure 1.11 Illustration des différents types d'orniérage.....	30
Figure 1.12 Influence de la compacité sur l'orniérage de deux graves-bitume.....	31
Figure 1.13 Schématisation de l'évolution de la déformation permanente dans la direction 1	33
Figure 1.14 Déformations obtenues suite à l'application d'un créneau de charge (essai de fluage).....	34
Figure 1.15 Chemins de contraintes lors de différents essais triaxiaux avec confinement.....	37

Figure 1.16	Variation des états de contrainte dans la chaussée selon le cercle de Mohr	40
Figure 1.17	Influence de la configuration des poids lourds sur l'orniérage	49
Figure 1.18	Répartition de la circulation au Canada	50
Figure 1.19	Influence de la température sur l'essai à l'orniéreur MLPC	50
Figure 2.1	Structure de la chaussée sélectionnée.....	56
Figure 2.2	Cheminement de la thèse PARTIE A : Analyse du point de vue MATÉRIAU	57
Figure 2.3	Cheminement de la thèse PARTIE B : Analyse du point de vue CHAUSSÉE	58
Figure 3.1	Évolution des déformations permanentes en fonction du nombre de cycles, comparaison entre le modèle ESSO et les résultats d'un essai de compression cyclique sinusoïdale (ESG-10, $\sigma_V = 0,4$ MPa; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $T^\circ = 40^\circ\text{C}$ et $f_r = 5$ Hz)	61
Figure 3.2	Évolution de la déformation permanente selon le modèle VESYS sous l'action d'une charge de faible intensité (Cas #1), d'une charge de forte intensité (Cas #2) et sous l'action combinée des Cas #1 et #2 à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle.....	64
Figure 3.3	Évolution des déformations permanentes en fonction du nombre de cycles, comparaison entre les modèles VESYS et ESSO et les résultats d'un essai de compression cyclique sinusoïdale (ESG-10, $\sigma_V = 0,4$ MPa; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $T^\circ = 40^\circ\text{C}$ et $f_r = 5$ Hz)	66
Figure 4.1	Définition de la structure de chaussée bitumineuse type	69
Figure 4.2	Représentation schématique du plan « XYZ » et des points de mesure	70
Figure 4.3	Localisation des points et trajets d'analyse des contraintes (« 0 » : point d'observation, « R » : rayon de la charge circulaire appliquée et « A » point légèrement supérieur à « R »)	72
Figure 4.4	Schématisation du jumelé axial simple standard français considéré.....	73
Figure 4.5	Chemins de contraintes à différentes profondeurs et selon différentes conditions de sollicitation pour les cas de figure du Tableau 4.2	75
Figure 4.6	Évolution de l'état du revêtement de la chaussée en fonction de la température.....	77

Figure 4.7	État des contraintes dans un revêtement selon la profondeur pour 2 températures de calcul différentes, soit 21,8°C et -5,2°C	78
Figure 4.8	Comparaison entre la variation de la contrainte verticale pour un revêtement à couche unique (trait rouge) et celui pour un revêtement constitué de 3 couches (traits verts)	79
Figure 4.9	Chemins de contraintes du cas de configuration (d)	80
Figure 4.10	Détails de la campagne d'essais pour fin de caractérisation des enrobés étudiés.....	81
Figure 5.1	Représentation du modèle général 2S2P1D	93
Figure 5.2	Influence des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module	96
Figure 5.3	Principe de l'essai de compression cyclique triaxial.....	97
Figure 5.4	Schématisation de la cellule de confinement triaxiale	99
Figure 5.5	Illustration de la cellule de confinement	99
Figure 5.6	Illustration du signal de sollicitation et du signal mesurée lors d'un essai de compression sinusoïdale pour l'enrobé ESG-10 (# C6-3) avec les conditions de sollicitation suivantes : $\sigma_v = 0,6$ MPa, $\sigma_H = 0,0$ MPa, $T^\circ = 30^\circ\text{C}$ et $f_r = 10$ Hz.....	101
Figure 5.7	Évolution de la déformation moyenne pour l'enrobé ESG-10 (# C6-3) pour les conditions de sollicitation suivantes : $\sigma_v = 0,6$ MPa, $\sigma_v = 0,0$ MPa, $T^\circ = 30^\circ\text{C}$ et $F_r = 10$ Hz.....	103
Figure 5.8	Courbe de déformation permanente typique d'où sont tirés les paramètres ESSO	105
Figure 5.9	Relation entre la déformation permanente (μs) et nombre de cycles de sollicitations dans un graphique log-log où sont tirés les paramètres VESYS (ESG-10, $\sigma_v = 0,4$ MPa; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $T^\circ = 40^\circ\text{C}$ et $f_r = 5$ Hz).....	107
Figure 5.10	Courbes de déformation permanente de deux éprouvettes de même formulation, mais fabriquées différemment.....	108
Figure 5.11	Courbes de déformation permanente de deux éprouvettes de même formulation, mais obtenues différemment	109
Figure 5.12	Illustration du plan de carottage	110
Figure 6.1	Résultats d'orniérage MLPC pour les trois enrobés sélectionnés.....	112

Figure 6.2	Représentation dans le plan Cole-Cole des résultats expérimentaux obtenus pour les 3 enrobés sélectionnés et le modèle 2S2P1D (ϕ 80 mm X 120 mm; traction/compression alternée ($\epsilon_{\text{MOYEN}}=0$))	114
Figure 6.3	Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé ESG-10 – Partie 1 de 2.....	115
Figure 6.4	Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé ESG-10 – Partie 2 de 2.....	116
Figure 6.5	Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé EB-14 – Partie 1 de 2	117
Figure 6.6	Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé EB-14 – Partie 2 de 2	118
Figure 6.7	Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé GB-20.....	119
Figure 6.8	Évolution de la déformation permanente pour l'étude de la répétabilité	122
Figure 6.9	Analyses des erreurs relatives des valeurs de ϵ obtenues des essais et des calculs en fonction des constantes du Tableau 6.4.....	126
Figure 6.10	Schématisation du PETT appliquée au modèle ESSO	128
Figure 6.11	Relation entre la température et le logarithme du facteur a_T de l'enrobé ESG-10 établi à partir de la relation de Williams, Landet et Ferry (WLF) ($C_1 = 29,24$; $C_2 = 210,21$; $T_{\text{ref}} = 10^\circ\text{C}$).....	130
Figure 6.12	Détermination de la constante F pour l'enrobé ESG-10	133
Figure 6.13	Analyses des erreurs relatives des valeurs de ϵ obtenues suivant la nouvelle approche de modélisation des constantes du modèle ESSO	138
Figure 6.14	Relation des paramètres VESYS en fonction de la contrainte et de la température de sollicitation pour l'enrobé ESG-10.....	142
Figure 7.1	Schématisation du calcul du taux d'orniérage.....	146
Figure 7.2	Détails de la procédure du calcul du profil de l'évolution de l'orniérage illustré pour une période de calcul fixé à 24 heures – Partie A.....	150
Figure 7.3	Détails de la procédure du calcul du profil de l'évolution de l'orniérage illustré pour une période de calcul fixé à 24 heures – Partie B.....	151

Figure 7.4	Notions de périodes de conception « p », d'analyse récurrente « p _r » et d'intervalle de calcul « I _c » dans OPECC©	155
Figure 7.5	Principe de calcul de l'outil de prédiction OPECC© pour la prédiction de l'orniérage d'une structure de chaussée bitumineuse.....	157
Figure 7.6	Effet saisonnier de la profondeur d'ornière.....	160
Figure 7.7	Variation du taux d'orniérage en fonction de la température pour une grave-bitume 40/50 ($\sigma_v = 0,6$ MPa, $\sigma_H = 0,1$ MPa et $f_r = 10$ Hz).....	162
Figure 7.8	Variation du logarithme du module de rigidité avec la température et identification du point de transition du comportement de l'enrobé (sous charge verticale (1,0 MPa) et pression latérale (0,4 MPa) constante).....	163
Figure 7.9	Évolution des déformations permanentes des enrobés étudiés ($\sigma_v = 0,4$ MPa ; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $f = 10$ Hz; $T =$ variable)	165
Figure 7.10	Photo de la localisation des carottes instrumentées	166
Figure 7.11	Illustration de la localisation des carottes, de la structure de la chaussée et du positionnement des thermocouples	167
Figure 7.12	Nomenclature d'identification des sondes de température	169
Figure 7.13	Évolution de la température dans le revêtement durant la période	169
Figure 7.14	Températures les plus chaudes mesurées dans l'enrobé le 27 juin 2007	170
Figure 7.15	Différences de température mesurées entre les 2 carottes instrumentées pour différentes heures de la journée et en fonction de la profondeur	171
Figure 7.16	Type de flux qui traversent la surface de l'enrobé bitumineux.....	175
Figure 7.17	Schématisation du jumelé axial simple standard appliqué dans l'outil de calcul	177
Figure 7.18	Points de calculs considérés dans OPECC© selon le type de dommage analysé.....	178
Figure 7.19	Illustration de la page d'accueil d'OPECC©	179
Figure 7.20	Illustration de la page centrale d'OPECC©	179
Figure 7.21	Information relatives à la structure de la chaussée et des conditions de sollicitations	180

Figure 7.22	Orniérage calculé à l'aide d'OPECC© en considérant un interface corps de chaussée – sol support – collé ou non collé (structure de chaussée Fig. 7.21)	182
Figure 7.23	Orniérage calculé à l'aide d'OPECC© en considérant un interface corps de chaussée – sol support collé ou non et la constance C (structure de chaussée Fig. 7.20)	183
Figure 7.24	Comparaison de l'orniérage cumulatif mesuré à l'aide d'OPECC© selon la condition d'interface du sol support – collé ou non collé et selon la valeur de la constante C	184
Figure 7.25	Effet de la variabilité des constantes ESSO sur la variation de l'orniérage (selon la structure et l'année de référence illustrée à la Figure 7.20).....	186
Figure 7.26	Évolution de l'orniérage total du revêtement pour les différents cas étudiés.....	192
Figure 7.27	Évolution de l'orniérage total du revêtement pour le cas 2 et les modifications apportées à ce dernier	194

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

'	Pouce
\$	Dollars canadien
%	Pourcentage
§	Section
©	Copyright
®	Marque déposée
°	Degré
°C	Degré Celsius
°R	Degré Rankine
A	Constante du modèle ESSO associé à σ_v
A	Constante de régression dans le modèle de Hornych
A	Constante inférieure à 1 et $= 1/e^{pb}$ dans le modèle de Tseng & Lytton
a	Constante de régression positive dans le modèle de Loi de puissance, de l'État du OHIO, de Sweere, de Shenton et de Lekarp
a_1	Absorptivité de surface
a_1	Constante de régression positive dans le modèle de Barksadale
AC %	% de bitume en poids par rapport au mélange
a_T	Constante associée au matériau dans : Three-Stage permanent deformation model
a_T	Facteur de translation dans l'essai de module complexe
a_{eN}	Amplitude du signal sinusoïdal de la déformation
a_σ	Amplitude du signal sinusoïdal de la contrainte;
b	Bitume
B	Constante du modèle ESSO associé à σ_v
B	Constante de régression dans le modèle de Hornych
b	Constante de régression positive dans le modèle de Loi de puissance, de Sweere et de Lekarp
b_1	Constante de régression positive dans le modèle de Barksadale

b_T	Constante associée au matériau dans : Three-Stage permanent deformation model
bar	unité de mesure de pression équivalent à 10^5 pascals
Btu	British thermal unit
C	Constante du modèle ESSO associé à σ_H
C	Variable fonction de la température = $T^{2,02755} / 5615,391$ dans le modèle AASHTO 2002
C_0	Constante de régression dans le modèle de McLean & Monismith
C_1	Constante de régression dans le modèle de McLean & Monismith
C_2	Constante de régression dans le modèle de McLean & Monismith
C_3	Constante de régression dans le modèle de McLean & Monismith
C_L	Ligne centrale
cm	Centimètre
c_T	Constante associée au matériau dans : Three-Stage permanent deformation model
D	Constante du modèle ESSO associé à la température
d	Diamètre
d	Durée
daN	déca Newton
D_{ga}	Densité apparente
D_{gb}	Densité brute
Dir	Fraction du camionnage dans la direction analysée
D_{mb}	Densité du mélange brut
D_{mm}	Densité maximale du mélange
D_r	Cumul des dommages
d_r	Domage élémentaire
d_T	Constante associée au matériau dans : Three-Stage permanent deformation model
e	Épaisseur
E	Est

E	Module élastique dû au chargement
E^*	Module complexe
E_L	Module de chargement
E_0	Module statique du module obtenu lorsque ω tend vers 0
E_{00}	Module instantané du module obtenu lorsque ω tend vers l'infini
E_r	Module résilient
$E_r(N)$	Module élastique dû au déchargement
E_U	Module de déchargement
F	Force horizontale
F	Constante du modèle ESSO associé à la fréquence
f	Filler
f	Fréquence
FC	Fatigue cracking
F_n	Débit indicateur (« flow number »)
f_r	Fréquence
f_T	Constante associée au matériau dans : Three-Stage permanent deformation model
g	Gramme
H	Hauteur
$H.R.$	Humidité relative
H_0	Hauteur finale suivant un essai de déformation triaxial dynamique
h_c	Coefficient de surface de transfert de chaleur
h_i	Épaisseur de la couche à $i^{ième}$ période
Hz	Hertz
I	Matrice identité de l'espace R^3
I	Ordonnée à l'origine dans le modèle VESYS
i	Intervalle de calcul
j	Période d'analyse récurrente
k	Conductivité thermique
K	Constante de régression dans le modèle de Shenton

K	Rapport volumique entre le filler et le bitume (f/b)
K\$	Mille dollars Canadian
kg	Kilogramme
km	Kilomètre
kN	Kilo Newton
kPa	Kilo Pascal
l	Largeur
L	Longueur
L	Variable = $(p^2 + q^2)^{1/2}$ dans le modèle de Lekarp
m	Constante de régression positive dans le modèle de l'État de l'OHIO
m	Couche de la structure de chaussée
m	Mètre
M	Degré d'humidité
M	Matrice des états de contraintes dans un repère naturel
Mc	Millions de cycle
mm	Millimètre
max	Maximum
min	Minimum
Moy	Moyenne
MPa	Méga Pascal
N	300 jours, correspond au nombre de jours de camionnage durant l'année
N	Nombre de cycles
N	Nord
n	Nombre de répétition de la période de calcul i
n/a	Non applicable
n_i	Nombre d'intervalles de calcul en période d'analyse récurrente
N_{PS}	Nombre de cycles de chargement associés au début de la 2e phase
N_{ST}	Nombre de cycles de chargement associés au début de la 3e phase
O	Ouest
P	Force verticale

p	Période de calcul
p	Pression moyenne
P(13)	Fréquence de passages d'essieux de 13 t équivalent du point de vue de l'orniérage à l'histogramme réel des fréquences de passages des différentes classes d'essieux passant en réalité sur la chaussée (France $\pm 0,30$)
p.	Page
p ₀	Contrainte moyenne de référence dans le modèle de Lekarp
Pa	Pascal
p _i	Pieds
PL	Pourcentage de véhicules de plus de 1,5 t de charge utile passant sur la chaussée (France et Belgique = 20%)
p _r	Période d'analyse récurrente
PSI	Present Serviability Index
q	Contrainte déviatorique
q _a	Énergie issue de la radiation atmosphérique
q _c	Énergie transmise (ou reçue) au massif par conduction
q _k	Énergie transmise (ou reçue) à l'air ambiant par convection
q _{max}	Déviateur des contraintes maximum dans le modèle de Shenton
q _r	Énergie émise par l'enrobé bitumineux par radiation
q _s	Énergie issue de la radiation solaire
R	Rayon
R	Constante des gaz parfaits (8,314 J / mol*Kelvin)
R	Repère dans un plan donné
R ₀	Constante solaire = 442 Btu/(hr-pi ²)
R _p	Déformation permanente selon VESYS
RT	Profondeur d'ornière
R _δ	Amplitude de déflexion
S	Constante de régression positive dans le modèle SUPERPAVE
S	Déviateur de Σ (un tenseur)
S	Écart-type

S	Nombre moyen d'essieu par poids lourd de plus de 1,5 t de charge utile (France S = 2,8 en dehors des villes)
S	Pente de la tendance linéaire d'un essai de déformation permanente
s	Niveau de chargement (psi)
s	Seconde
S _p	Nombre moyen d'essieux par poids lourd de plus de 1,5 tonnes de charge utile;
T	Température
T°	Température
T	Trafic total journalier dans les deux sens
t	Temps de sollicitation
t _i	Temps de chargements (seconde)
T _a	Température de l'air
T _b	Température basse de caractérisation du bitume
t _d	Temps de repos (seconde)
T _e	Température élevée de caractérisation du bitume
TE	Traité à l'émulsion et au ciment
TG	Total granulométrique
T _i	Température dans la couche à la i ^{ème} période
T _r	Trafic journalier dans les deux sens
T _s	Température de surface
T _x	Température à la profondeur x
V	Pourcentage de véhicules de plus de 1,5 t de charge utile passant sur la voie étudiée
VAM	Vides intergranulaires (Vma pour la France)
V _b	Volume total du bitume (vb pour la France)
V _{ba}	Volume de bitume absorbé par les particules (vba pour la France)
V _{be}	Volume de bitume effectif (Vbl pour la France)
VCB	Vides comblés par le bitume (vcb pour la France)
VEL	Viscoélastique linéaire

V_{gb}	Volume du granulat brut (V_g pour la France)
V_{ge}	Volume de granulat effectif
V_f	Vides du filler
V_{mb}	Volume du mélange brut
V_{mm}	Volume de l'enrobé sans vides interstitiels (V_r pour la France)
V_i	Vides interstitiels
VL	Pourcentage de véhicules lourds
Voie	Fraction du camionnage sur la voie analysée
\bar{x}	Moyenne
x	Coordonnée cartésienne
y	Coordonnée cartésienne
z	Angle du zénith
z	Coordonnée cartésienne
Z	Profondeur de la couche d'enrobé
Z_{MAX}	Profondeur maximale de la couche d'enrobé

LISTE DES LETTRES GRECQUES

α	Diffusivité du matériau
α	Paramètre de la déformation permanente indiquant le taux de diminution de la déformation permanente suivant son évolution à mesure que le nombre de répétitions de charge augmente (normalement, la valeur de α est supérieure à 0) dans le modèle VESYS;
$\alpha_{\varepsilon N}$	Pente linéaire du signal de la déformation
β	Constante de régression positive dans le modèle de Tseng & Lytton
$\beta_{\varepsilon N}$	Déformation moyenne initiale suivant le signal sinusoïdal
β_{σ}	Contrainte moyenne du signal sinusoïdal
δH	Énergie d'activation apparente caractérisant un matériau
$ \varepsilon $	Déformation
$\dot{\varepsilon}$	Taux de déformation ($d\varepsilon/dN$)
ε	Déformation
ε	Émissivité de la surface de l'enrobé
ε_0	Constante de régression positive dans le modèle de Tseng & Lytton
ε_a	Déformation axiale
ε_0	Déformation initiale
ε_C	Déformation de compression
ε_E	Déformation élastique
ε_p	Déformation permanente cumulative
ε_p^1	Déformation permanente au premier cycle de chargement
$\varepsilon_{perm} (n)$	Cumul de la déformation permanente
ε_{PL}	Déformation plastique
ε_{p_n}	Déformation irréversible
ε_{PS}	Déformation permanente associée au début de la 2 ^e phase
ε_r	Déformation résiliente (généralement assumée indépendante du nombre de cycle)
ε_r	Déformation radiale

ε_{r_n}	Déformation réversible
ε_{ST}	Déformation permanente associée au début de la 3e phase
ε_T	Déformation totale
ε_U	Déformation de déchargement
ε_V	Déformation visqueuse
ε_{VE}	Déformation viscoélastique
ε_z	Déformation verticale
θ	Température
μ	Paramètre de déformation permanente représentant la constante de proportionnalité entre la déformation permanente et la déformation élastique (c'est-à-dire la déformation permanente à $N = 1$) dans le modèle VESYS
μm	micromètre
ξ	Durée de chargement
ρ	Constante de régression positive dans le modèle de Tseng & Lytton
σ	Constante Stefan-Boltzman = $0,1714 \cdot 10^{-8}$ Btu / (hr $\cdot\pi^2 \cdot ^\circ R^4$)
σ_1	Contrainte principale axe 1
σ_2	Contrainte principale axe 2
σ_3	Contrainte principale axe 3
σ_d	Contrainte déviatorique de sollicitation
σ_H	Contrainte horizontale
σ_V	Contrainte verticale
σ_{XX}	Contrainte dans le plan X
σ_{XY}	Contrainte dans le plan XY
σ_{XZ}	Contrainte dans le plan XZ
σ_{YY}	Contrainte dans le plan Y
σ_{YX}	Contrainte dans le plan YX
σ_{YZ}	Contrainte dans le plan YZ
σ_Z	Contrainte verticale
σ_{ZX}	Contrainte dans le plan ZX
σ_{ZY}	Contrainte dans le plan ZY

σ_{zz}	Contrainte dans le plan Z
ς	Constante associée au matériau dans le PETT du modèle ESSO
τ	Taux annuel de croissance géométrique de la circulation
τ_a	Coefficient de transmission de l'air
ν	Coefficient de Poisson
ν^*	Coefficient de Poisson complexe
φ	Angle de déphasage
$\varphi_{\epsilon N}$	Angle de phase du signal sinusoïdal de la déformation
φ_{σ}	Angle de phase du signal sinusoïdal de la contrainte;
φ_{σ}	Angle de phase induit
ψ	Constante associée au matériau dans le PETT du modèle ESSO
ω	Pulsation ($\omega = 2 \pi f r$)
Δ	Delta
ΔH_p	Variation de la hauteur d'une éprouvette
Σ	Sommation d'élément
Σ	Tenseur en un point M d'une structure donnée
Ω	Orniérage réel

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES

AB	Test anneau - bille
AASHO	American Association of State Highway Officials
APA	Asphalt Pavement Analyser
BNQ	Bureau de normalisation du Québec
CAM	Coefficient d'agressivité moyen des véhicules lourds (ÉCAS par camion)
CMVM	Courbe de masse volumique maximale
CSA	Canadian Standards Association
DGCB	Département Génie Civil Bâtiment de l'ENTPE
DJMA	Débit journalier moyen annuel
DLC	Direction du laboratoire des chaussées du MTQ
EB	Enrobé bitumineux
ECAS	Équivalence de charge axiale simple
erf	Error function
erfc	Complementary error function
ENPC	École des Ponts Paris Tech
eq	Équivalent
ESG	Enrobé semi-grenu
ÉTS	École de technologie supérieure
F.B.E.	Film de bitume effectif
GB	Grave bitume
GLWT	Georgia Loaded Wheel Tester
GNM	Grosseur Nominale Maximale
HWTD	Hamburg Wheel Tracking Device
IP	Indice de pénétrabilité
IQ	Indice de qualité
ISBN	International Standard Book Number
L.A.	Essai Los Angeles
LC	Laboratoire des Chaussées du MTQ
LCMB	Laboratoire des Chaussées et Matériaux Bitumineux de l'ÉTS

LCPC	Laboratoire Central des Ponts et Chaussées
MEPDG	Mechanistic-Empirical Pavement Design Guide
MLPC	Matériau du Laboratoire des Ponts et Chaussées
MMC	Mécanique des milieux continus
MTQ	Ministère des Transports du Québec
NF EN	Norme Française et Européenne
NQ	Normalisation Québec
OPECC©	Outil de Prédiction de l'Évolution du Comportement des Chaussées
PCG	Presse à cisaillement giratoire
PETT	Principe d'Équivalent Temps-Température
pen	Indice de pénétration pour un bitume
PG	Performance grade – Grade de performance
PVC	Polychlorure de vinyle
ref	Référence
SAAQ	Société d'assurance automobile du Québec
SETRA	Service d'études sur les Transports, les routes et leurs aménagements
SMA	Enrobé à matrice de pierres (Stone Matrix Asphalt)
STD	Standard
TTI	Texas Transportation Institute
VBA	Visual Basic for Applications
VCB	Vides comblés par le bitume
VEL	Viscoélastique linéaire
VMA	Vides intergranulaires

DÉFINITIONS ET CONVENTIONS

0.1 Définition d'une structure de chaussée

La Figure 0.1 illustre les différentes couches qui constituent une structure de chaussée bitumineuse et la terminologie correspondante utilisée au Québec. Cette terminologie sera utilisée tout au long de cette thèse.

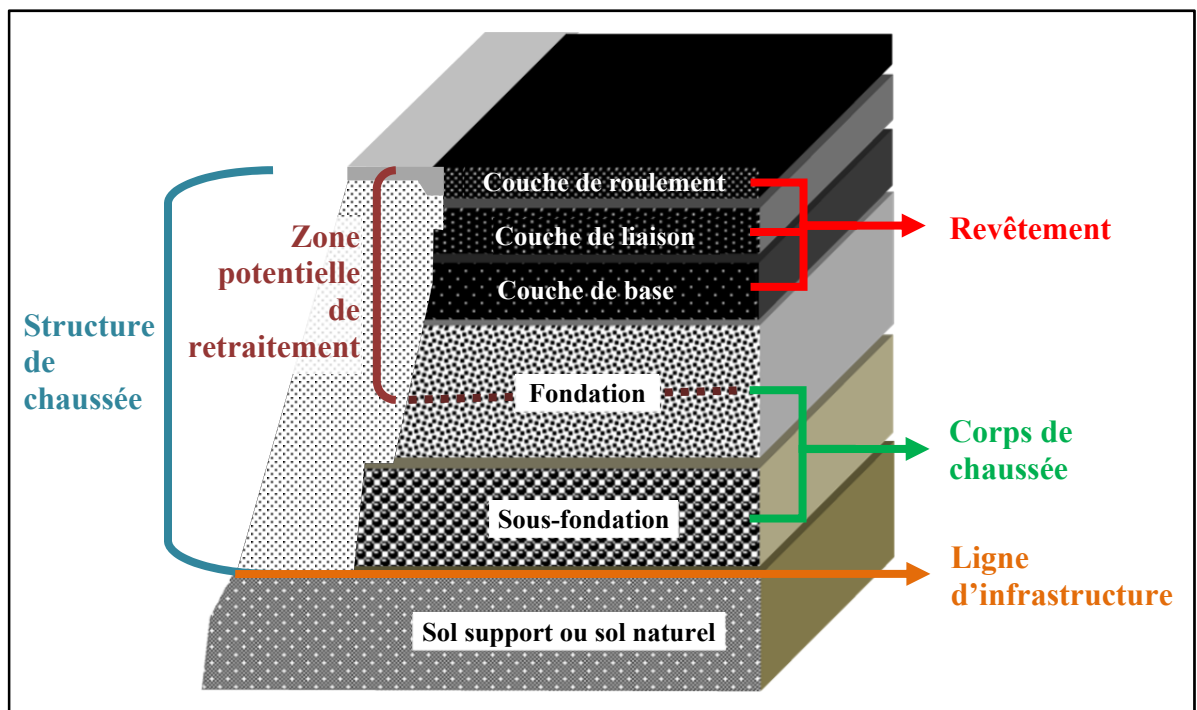


Figure 0.1 Terminologie servant à décrire une chaussée bitumineuse au Québec
Source Bitume Québec (2007) et MTQ (2010-1)

0.2 Conventions de signes

La convention de signe utilisée dans cette thèse découle de la mécanique des sols, soit :

- positif (+) lors de la présence de compression et/ou de contraction,
- négatif (-) lors de la présence de traction et/ou d'extension.

Lors des essais :

- un écrasement du matériau est la conséquence d'une déformation axiale positive;
- une augmentation du diamètre de l'éprouvette fait suite à une déformation radiale négative;
- un comportement contractant est le résultat d'une variation de volume positive;
- un comportement dilatant résulte d'une variation de volume négative.

0.3 Définition des invariants de la pression moyenne (p) et du déviateur des contraintes (q)

Ces informations sont tirées de Di Benedetto et Corté (2005) :

Soit $R = (0, x, y, z)$, un repère orthonormé de l'espace et $\Sigma(M) = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix}$ une matrice symétrique associée dans ce repère au tenseur Σ en un point M d'une structure donnée.

On suppose, suivant la convention précédemment définie que les composantes σ_{ii} pour $i \in \{x, y, z\}$ sont négatives en traction et positives en compression. De plus, on définit :

I = matrice identité de l'espace R^3

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

S = Déviateur de Σ $= \Sigma - \frac{1}{3} \text{trace}(\Sigma) I$

q = contrainte octaédrique $= \sqrt{\frac{3}{2} \text{trace}(S^2)}$

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

Par construction, p et q sont des quantités invariantes, c'est-à-dire indépendantes du repère R choisi pour exprimer les composantes de Σ . Par convention de signe, p est positive pour des

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

$$\Sigma (M) = \begin{bmatrix} \sigma_H & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_H & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_V \end{bmatrix} \quad (0.1)$$

On a alors la correspondance illustrée à la Figure 0.2, on peut alors écrire :

$$p = \frac{(2^* \sigma_H + \sigma_V)}{3} \quad (0.2)$$

$$q = \sigma_V - \sigma_H \quad (0.3)$$

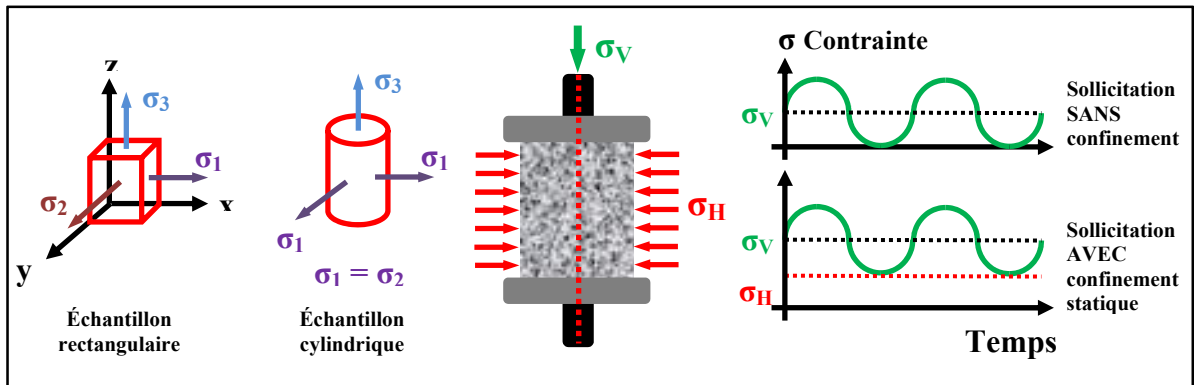


Figure 0.2 Schématisation des contraintes appliquées sur une éprouvette

0.4 Diagramme des volumes dans la formulation d'un enrobé

Les définitions suivantes aident à mieux comprendre le principe derrière l'utilisation de la méthode volumétrique dans la formulation des enrobés bitumineux. Les termes en rouge représentent la notation utilisée au Canada et ceux en bleu la notation utilisée en France. Les termes en noir sont, pour leur part, utilisés dans les 2 pays.

La méthode des volumes absolus, telle qu'illustrée à la Figure 0.3, utilise des valeurs de volume de bitume effectif (V_{be} / V_{bl}) qui sont transformées en termes de masse et corrigées selon la densité brute des granulats (d_{gb}) et de la densité du bitume (d_b) utilisées. L'avantage de l'utilisation du (V_{be} / V_{bl}) est de soustraire aux variations locales la d_{gb} ainsi que leur absorption en bitume. Cette méthode permet une comparaison cohérente entre les différentes sortes d'enrobés. Voici quelques définitions importantes :

- VAM** : vides intergranulaires (V_{ma})
volume correspondant à l'espace entre les granulats dans un enrobé compacté, incluant les vides interstitiels dans l'enrobé (V_i) et le volume de bitume effectif (V_{be} / V_{bl}). **VAM** (V_{ma}) s'exprime en pourcentage par rapport au volume brut de l'enrobé compacté (V_{mb})
- V_{be}** : volume de bitume effectif – volume de bitume libre (V_{bl})
Volume total du bitume (V_b / v_b) dans l'enrobé moins le volume de bitume absorbé par les particules (V_{ba} / v_{ba}). **V_{be}** (V_{bl}) s'exprime en pourcentage par rapport au volume de l'enrobé sans vide interstitiel (V_{mm} / V_r)
- V_i** : vides interstitiels dans l'enrobé
volume total occupé par l'air emprisonné entre les granulats enrobés dans un enrobé compacté. V_i s'exprime en pourcentage du volume brut de l'enrobé compacté (V_{mb})
- VCB** : vides comblés par le bitume (v_{cb})
volume des vides intergranulaires (**VAM** / V_{ma}) occupé par le **V_{be}** (V_{bl}). **VCB** (v_{cb}) s'exprime en pourcentage du **VAM** (V_{ma})

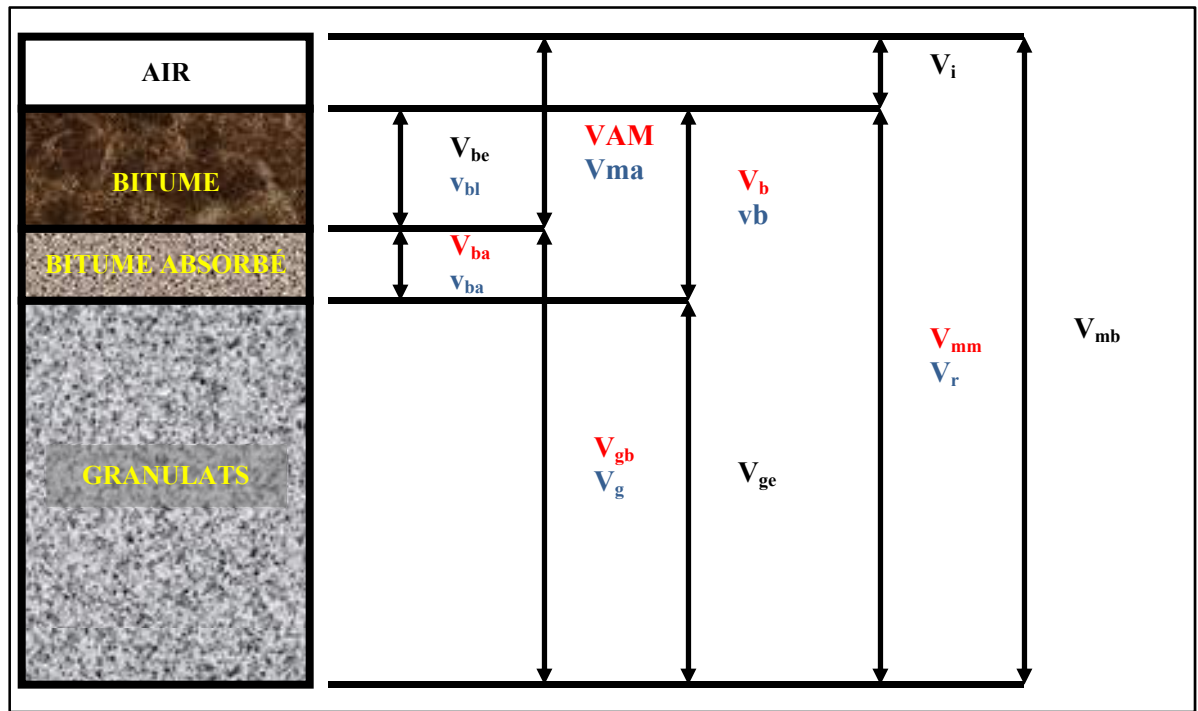


Figure 0.3 Schématisation volumétrique d'un enrobé compacté
Adaptée de MTQ (2005)

Rapport-Gratuit.com

INTRODUCTION

Au Québec, le réseau routier compte plus de 185 000 km de routes. Les municipalités sont responsables d'environ 92 000 km, comparativement à 30 300 km sous la responsabilité du ministère des Transports du Québec (MTQ). On estime que 94% du réseau routier québécois est revêtu d'enrobé bitumineux (Bitume Québec 2010) et que la durée de vie moyenne d'une chaussée bitumineuse est de l'ordre de 15 à 20 ans (MTQ 2010-1). Or, au Québec, le réseau routier principal est majoritairement âgé de 30 à 40 ans. Il en coûte environ 80 000\$/km pour restaurer une chaussée âgée entre 12 et 15 ans et plus de 250 000\$/km pour une chaussée de plus de 15 ans (Légaré et Associés Inc 2005). Actuellement les sommes investies dans ce réseau sont largement insuffisantes pour le maintenir en bonne qualité puisque le ratio \$/km ($\pm 62\,453$ \$/km) demeure relativement peu élevé comparativement aux coûts de restauration et de maintien et ce, malgré une augmentation significative des budgets depuis les dernières années. Le Tableau 0.1 identifie les principaux axes d'investissement du ministère des Transports du Québec en 2005 et en 2011.

Tableau 0.1 Répartition du budget du MTQ
Tiré de MTQ (2011)

Catégorie de budget	K\$ (2005-2006)	K\$ (2010-2011)
Conservation des chaussées	348 000	683 400
Amélioration du réseau routier	243 000	465 700
Développement du réseau routier	374 000	743 200
Total*	965 000	1 892 300
Ratio \$ / km	31 849	62 453
* Le total pour l'ensemble du Québec comprend les frais administratifs et les frais relatifs aux activités de planification et de suivi des projets (25 %).		

La durée de vie et l'état de la chaussée sont évalués selon différents paramètres de qualité qui apparaissent et s'accroissent avec le temps. Ces principaux paramètres sont (MTQ 2010-1):

- l'uni, paramètre qui quantifie les variations de profils longitudinal et transversal d'un tronçon de route par rapport à un profil parfaitement rectiligne, constitue le principal

indicateur de la qualité d'une chaussée, de la sécurité des usagers et du coût de fonctionnement des véhicules;

- **les ornières, ou le tassement de la surface dans les pistes de roues;**
- la fissuration et les autres défauts visibles en surface.

Ces différents défauts sont le fruit principalement des sollicitations induites par l'effet de la température, par la circulation des poids lourds et par les problèmes de mise en place. La température est un phénomène naturel et incontournable alors que la circulation est fortement tributaire des activités socio-économiques d'un pays. À cet effet, au Québec on constate que le nombre de véhicules sur les routes ne cesse d'augmenter d'année en année (SAAQ 2010-1). Cette augmentation du nombre de véhicules a une incidence sur la dégradation de la chaussée et sur le nombre d'accidents. Le nombre de victimes d'accident de la route en 2010 représentait 43 853 personnes (0,6% d'augmentation de 2009 à 2010). De ce nombre d'accidents, au moins 30% étaient directement reliés aux conditions de la chaussée (ornières et mauvais uni de surface). Les indemnités et les contributions versées aux services de santé reliées aux accidents de la route totalisaient, pour l'année 2010 seulement, 973 425 000 \$ avec 292 027 500 \$ d'indemnités reliées aux conditions de la route (SAAQ, 2010-2). Le résultat le plus évident de la dégradation de la chaussée est notamment l'apparition d'ornières. Une ornière est définie comme : « *une déformation permanente longitudinale de la chaussée qui se crée sous le passage des roues*¹ » (Figure 0.4). Les conséquences majeures de ces ornières pour les usagers de la route sont sans contredit un inconfort de roulement, l'apparition de problèmes mécaniques aux véhicules qui génèrent des dépenses supplémentaires d'utilisation et le risque d'accident particulièrement par temps de pluie (phénomène d'aquaplanage) et en période hivernale (accumulation de glace).

Actuellement, la méthode de dimensionnement des chaussées privilégiée au Québec (Logiciel Chaussée 2) est basée sur une approche empirique (AASHTO 93 modifiée) prenant en compte les conditions climatiques spécifiques du Québec (impact du gel). Il s'agit d'une méthode rapide de calcul qui décrit le comportement de la chaussée de manière globale par

¹ Grand dictionnaire terminologique du Québec, <http://www.oqlf.gouv.qc.ca/ressources/gdt.html>, consulté le 01-12-05

l'attribution d'un indice de viabilité (PSI – Present Serviability Index) qui est un indice global de la chaussée variant de 0 à 5. Cependant, cette méthode ne permet pas de considérer directement l'évolution de l'orniérage et de la fatigue lors du dimensionnement des structures de chaussées.

Ce projet de recherche vise à fournir, aux ingénieurs et concepteurs de chaussées, un outil d'aide et d'évaluation du dimensionnement des chaussées dans une optique d'analyse coût-performance en vue de maximiser la conception des structures, le rendement et la durée de vie des chaussées au Québec. L'approche mécaniste-empirique de dimensionnement capable de prédire le comportement des enrobés bitumineux face à l'orniérage sera au cœur de l'outil développé. Cet outil : Outil de Prédiction de l'Évolution du Comportement des Chaussées© (OPECC©) vise à offrir l'avantage de permettre une analyse du comportement de la chaussée (contraintes et déformations) selon l'évolution de la température dans la chaussée (évolution du module complexe) afin de prédire le comportement de la chaussée en service vis-à-vis l'orniérage.



Figure 0.4 Illustration d'ornières observées sur les chaussées – sévérité élevée
Source MTQ Info DLC Vol.10 No.1 (2005)

CHAPITRE 1

REVUE DE LA DOCUMENTATION

1.1 Introduction

Dans la perspective de bien cibler les informations pertinentes à la thématique de recherche retenue, la revue de la documentation a été divisée en cinq pôles :

- les sollicitations transmises et les contraintes induites dans la chaussée (§ 1.2 et 1.3);
- le comportement mécanique des enrobés bitumineux (§ 1.4);
- le phénomène d'orniérage : essais de caractérisation, nature et origine (§ 1.5 à 1.6);
- les modèles existants servant à prédire l'orniérage (§ 1.7); et
- les facteurs affectant l'orniérage (§ 1.8).

1.2 Les sollicitations induites dans la chaussée

1.2.1 Introduction

Les structures routières sont soumises à plusieurs sollicitations (Di Benedetto et Corté 2005). Les principales sont liées aux contraintes imposées par le passage des véhicules (effet de la circulation) et aux effets générés par les changements climatiques (variations de températures). Il s'agit sans contredit des deux effets majeurs. Les effets de moindre importance sont : les dégradations liées à l'effet de l'eau ou du vieillissement des matériaux. Les paragraphes suivants traiteront des deux principaux effets.

1.2.2 L'effet de la circulation

La circulation induit des effets d'écrasement et de flexion sur chaque couche de la chaussée. La Figure 1.1 schématise ces sollicitations induites par la circulation dans les différentes couches de la chaussée. Sous l'effet du passage fréquent des véhicules il se produit une

action répétée des petites tractions à la base des couches liées, ce qui induit des microfissures qui vont éventuellement entraîner la fissuration du revêtement et éventuellement l'apparition de d'autres dégradations plus importantes dans la chaussée, si elle n'est pas convenablement entretenue. La formation de ces micro-dommages se propage ultimement dans tout le revêtement et apparaissent en surface sous la forme de fissurations importantes (longitudinales, dans les pistes de roues et/ou transversales, généralement dues au retrait thermique).

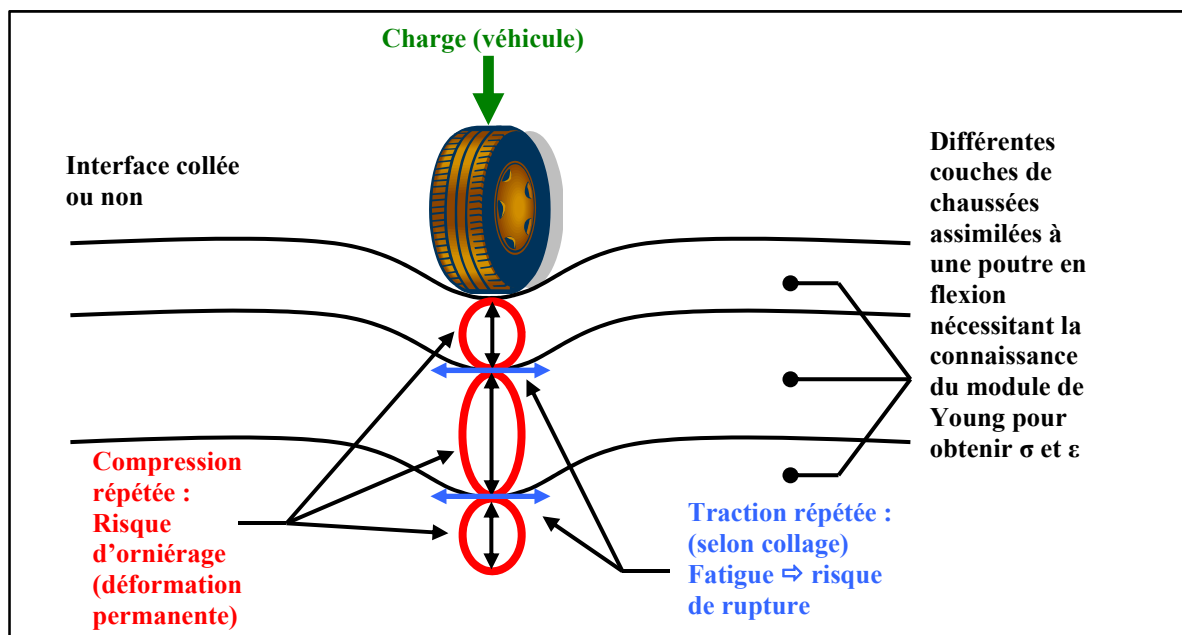


Figure 1.1 Schématisation des sollicitations induites par la circulation
Adaptée de Di Benedetto et Corté (2005, p. 77)

Étant donné que les amplitudes des cycles de chargement sont généralement faibles dans le revêtement (déformation de l'ordre de 10^{-4} m/m), le calcul des efforts dans la structure de chaussée induits par la circulation s'effectue en considérant une structure multicouche dont le milieu est considéré isotrope et possédant un comportement élastique linéaire. Pour les chaussées bitumineuses, de par ses propriétés particulières, le bitume influe de manière significative sur le comportement mécanique de l'enrobé bitumineux. En effet, l'enrobé présente un comportement mécanique fortement dépendant de la vitesse de chargement et de la température. L'hypothèse d'un comportement élastique peut donc s'avérer source d'incertitudes dans le calcul des champs de contraintes dans la structure puisque l'enrobé

présente des non-linéarités et des déformations permanentes sous sollicitation de cycles élevés.

De plus, il est important de mentionner que dans les calculs de dimensionnement de chaussée, le passage répété des véhicules est souvent calculé en termes de charge équivalente. Cette charge équivalente représente majoritairement une charge axiale simple de référence d'où le terme ÉCAS : Équivalence Charge Axiale Simple. Sur la structure de chaussée, cette charge est représentée par une sollicitation qui induit des contraintes verticales (σ_V) et horizontales (σ_H).

1.2.3 L'effet de la température

Comme l'illustre la Figure 1.2, la température induit deux effets mécaniques distincts :

- un changement de la rigidité du matériau : un enrobé bitumineux est un matériau thermosensible, c'est-à-dire que son module varie suivant une variation de la température. Son comportement mécanique évolue selon la température.
- la création de contraintes et de déformations au sein des matériaux de la structure en raison des dilatations-contractions thermiques lors des changements de température.

Ce deuxième effet est le plus néfaste. Il est d'autant plus néfaste lorsque l'enrobé est assujéti à des températures très basses. Des fissures de retrait thermique peuvent alors apparaître dans le revêtement et se propager sous l'action répétée des cycles thermiques. De surcroît, lorsque la fondation est traitée aux liants hydrauliques, elle est propice aux retraits thermiques de prise et de dessiccation. Et de la fissuration peut alors apparaître dans le revêtement bitumineux par remontée de fissures (Di Benedetto et Corté 2005). Selon l'évolution des cycles thermiques, cette fissuration peut alors traverser le revêtement et générer le phénomène de remontée de fissure.

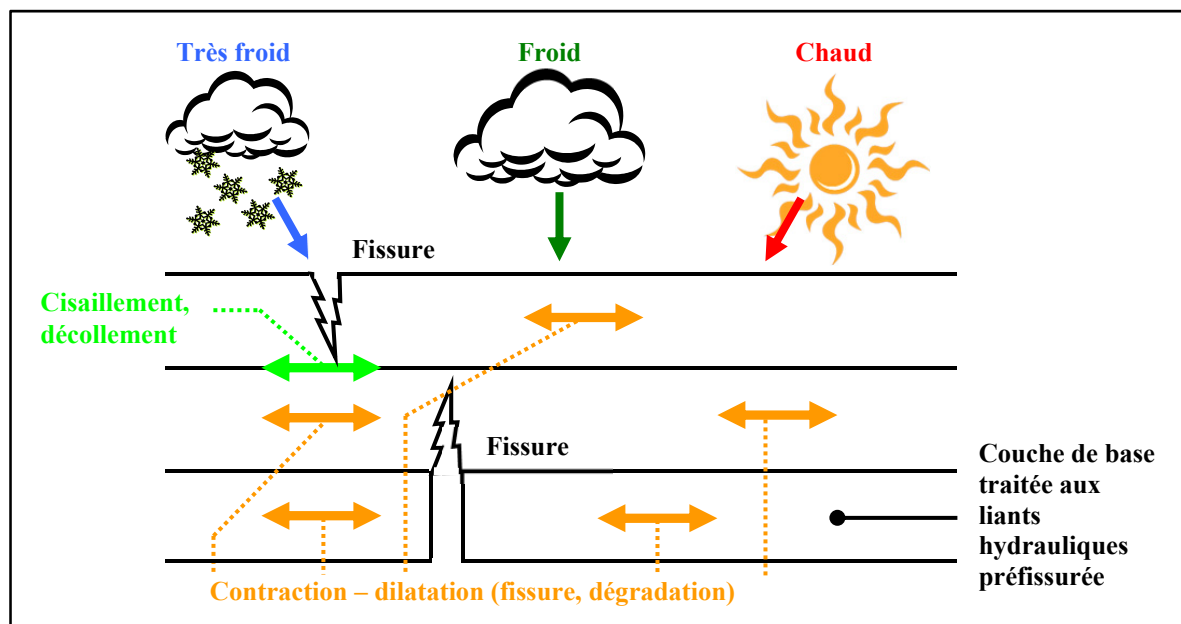






Figure 1.2 Schématisation des sollicitations induites par la température
Adaptée de Di Benedetto et Corté (2005, p. 78)

1.2.4 Caractéristiques de différents réseaux routiers nationaux

Basé sur la connaissance des deux principaux types de sollicitations et de leurs effets sur la chaussée, il peut s'avérer judicieux de comparer, avec d'autres pays (États-Unis d'Amérique et France), les différents niveaux de sollicitations auxquels le réseau routier québécois est soumis. Les informations du Tableau 1.1 font ressortir que les conditions de sollicitations sur les chaussées du Québec sont relativement prononcées et sévères, principalement en termes de précipitations et conditions de gel. Non seulement les conditions sont plus sévères, mais le ratio d'habitants par kilomètre de route est faible. Par conséquent le nombre de personnes-contribuables qui finance la réfection et l'entretien du réseau routier est beaucoup plus petit que d'autres administrations routières, c'est donc dire que chaque contribuable québécois est fortement sollicité.

Tableau 1.1 Comparaison entre différents réseaux routiers supérieurs
Tiré de MTQ (2010-1)

Province – État / Pays	Ontario ¹	New York	France ²	Québec ³
				
Latitude	43°38'55''N	40°43'00''N	48°51'24''N	45°31'00''N
Longitude	79°23'07''O	74°00'00''O	2°21'07''E	73°39'00''O
Altitude	min 75 m max 209 m	Min 0 m Max 125 m	min 28 m max 131 m	min 8 m max 234 m
Longueur (km)	16 500	24 200	30 400	30 300
Nombre d'habitants (millions)	12,4	19,2	61,4	7,5
Densité (habitant/km)	± 752	± 793	± 2 020	± 248
T° moyenne annuelle (°C)	9,16	12,75	10,83	6,24
Précipitations moyennes annuelles (mm)	500 à 900	750	800	1 000
Durée de gel (jours/an)	100 à 200	10 à 100	0 à 90	147 à 218
Profondeur de gel (m)	1 à 3,2	Moins de 1,4	0 à 0,8	1,2 à 3
Charge maximale – essieux simples (tonnes métriques)	10	9	13,1	10
Note 1 : Les données climatiques sont basées sur la région torontoise Note 2 : Les données climatiques sont basées sur la région parisienne Note 3 : Les données climatiques sont basées sur la région montréalaise				

1.3 Contraintes induites dans la chaussée

1.3.1 Introduction

La structure d'une chaussée bitumineuse neuve est composée de la superposition de plusieurs couches (Fig. 0.1) :

- le revêtement, composé d'enrobés bitumineux, peut être décomposé en trois sous-couches : couche de roulement, couche de liaison et couche de base;
- la couche de fondation granulaire (couche de fondation et sous-fondation) et,
- une couche de support, sol d'infrastructure ou sol naturel.

Une chaussée, soumise à l'action de la circulation, subit plusieurs efforts et des contraintes se développent à l'intérieur de sa structure. Il est donc essentiel, pour tout concepteur, de connaître le plus précisément possible l'évolution des contraintes car l'action répétée des charges peut générer plusieurs défauts et problèmes dans la chaussée, tels que la fissuration par fatigue et l'apparition d'ornières. D'un point de vue analytique, deux types de sollicitations vont entraîner le développement d'états de contraintes différents dans la chaussée soit : 1) la sollicitation par charge statique et, 2) la sollicitation par l'application de charges cycliques. Il est à noter que dans le cadre de cette thèse, nous nous concentrerons essentiellement sur une description détaillée des phénomènes se rapportant au revêtement.

1.3.2 État de contrainte dans le revêtement sous une charge statique

De par la théorie de l'élasticité, et sous l'action d'une charge statique, les contraintes à l'intérieur du revêtement peuvent être schématisées suivant la Figure 1.3 et se définir comme indiqué dans le Tableau 1.2.

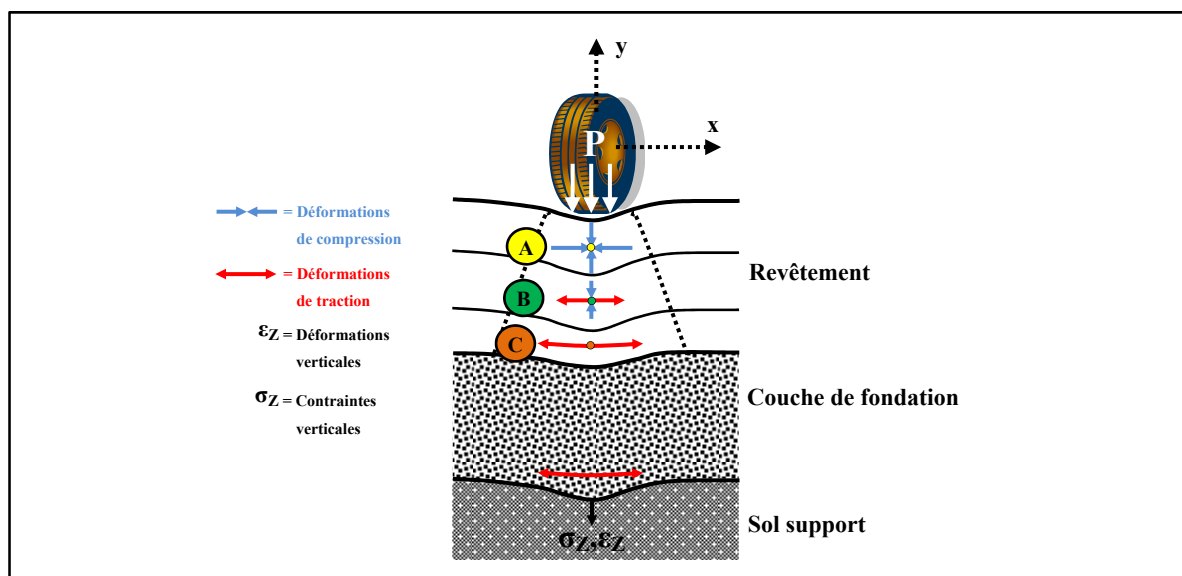


Figure 1.3 Schématisation des états de contraintes dans une chaussée sous chargement statique

Tableau 1.2 Différents états de contraintes observés dans le revêtement
Tiré de Di Benedetto et Corté (2005)

Point	État de la contrainte	Valeurs ¹	Effet sur la chaussée
A	<ul style="list-style-type: none"> • Contrainte de compression selon les axes x et y • Contrainte y légèrement supérieure à x 	$\sigma_{yA} \geq \sigma_{xA} \geq 0$	<ul style="list-style-type: none"> • Tassement du matériau en y et dilatation en x par effet de compression de volume • Propice aux déformations permanentes
B	<ul style="list-style-type: none"> • Transition entre les 2 modes de sollicitation • Diminution de la contrainte en compression selon l'axe y, et contrainte de traction selon l'axe x. Cette dernière augmente en fonction de la profondeur 	$\sigma_{yB} \geq 0 \geq \sigma_{xB} \approx -\sigma_{yB}$	<ul style="list-style-type: none"> • Effet déstabilisant sur les matériaux • Propice à l'augmentation de la vitesse d'apparition des déformations permanentes : l'orniérage n'est pas seulement le résultat de déformations permanentes de la couche de roulement
C	<ul style="list-style-type: none"> • Contrainte de traction suivant l'axe x : effet similaire à une plaque soumise à de la flexion • Contrainte pratiquement nulle selon l'axe y 	$\sigma_{xC} < 0; \sigma_{yC} \approx 0$	<ul style="list-style-type: none"> • État à l'origine de la fatigue des enrobés bitumineux
Note 1 Une valeur positive indique un effet de compression et une valeur négative indique un effet de traction			

Cet état de contraintes ne correspond pas à la réalité : l'action de la circulation se fait plutôt dans un mode dynamique et non statique. L'ajout de notion de mouvement fait en sorte de rendre le chargement beaucoup plus complexe et variable dans le plan et le temps.

1.3.3 État de contrainte dans le revêtement sous une charge cyclique

La Figure 1.4, qui réfère aux mêmes points de repère (A, B et C) que ceux illustrés à la Figure 1.3, illustre les chemins de contrainte avec l'application d'une charge roulante. Soulignons que la charge roulante est associée à une roue placée à la surface du revêtement, ici assimilée à une charge circulaire de rayon R se déplaçant suivant l'axe longitudinale de la route (voir Figure 1.4(a)). Cet autre mode de chargement confirme la présence de flexion au

point C (bas de couche du revêtement), dont la contrainte maximale est enregistrée en O_C lors du passage de la charge au point $y = 0$.

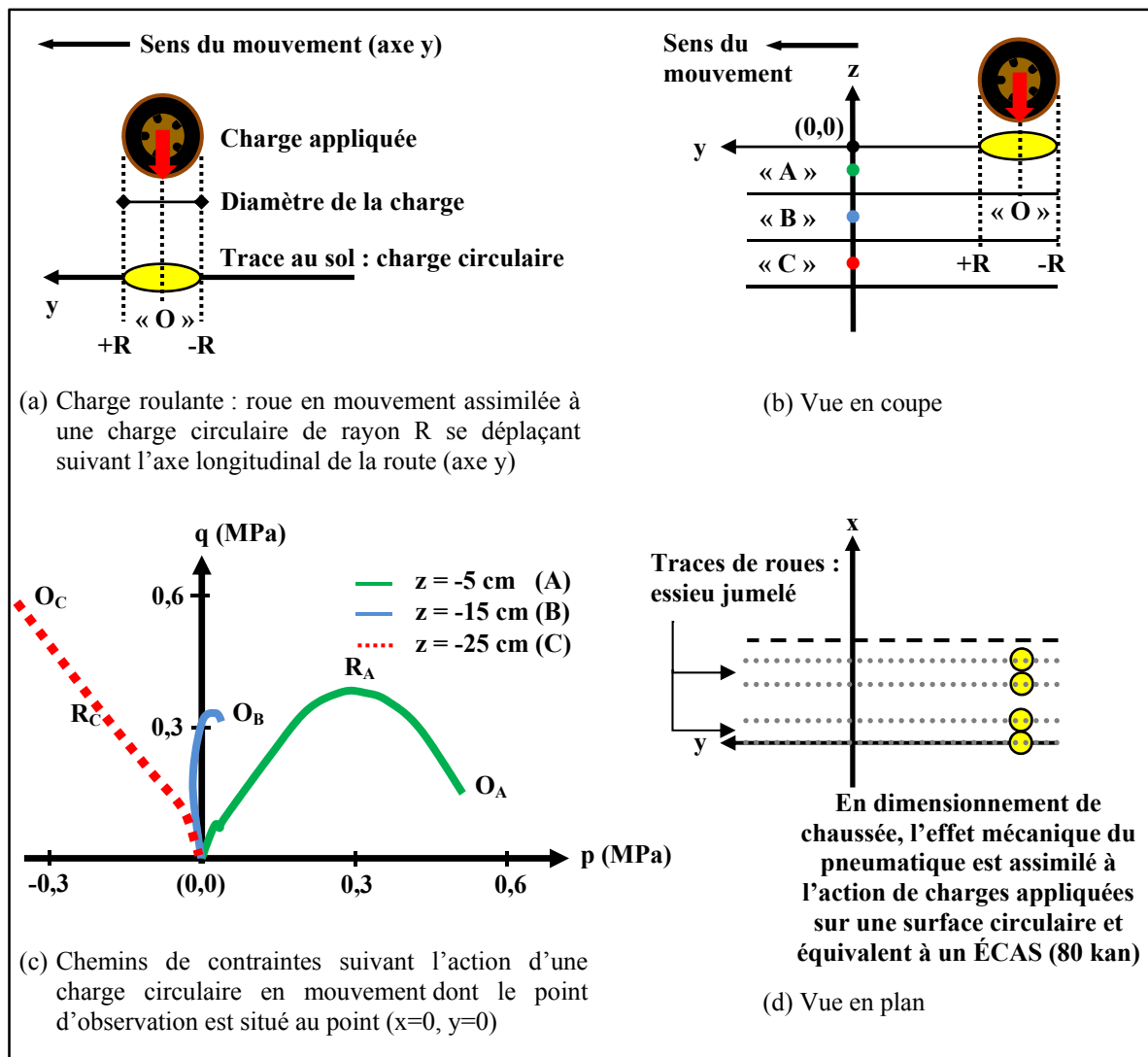


Figure 1.4 Chemins de contraintes à différentes profondeurs $(0,0,z)$ dans les couches bitumineuses d'une chaussée

D'autre part, le chemin des contraintes au point A en cours de déplacement de la charge fait ressortir un cheminement parabolique ayant comme sommet le point R_A . Ce sommet est atteint lorsque le bord de la charge atteint le point $y = R$ (soit à environ le rayon de la charge). Ce chemin de contrainte montre que le phénomène d'orniérage qui se produit à proximité de la surface est plus dommageable à l'approche de la charge (flanc des charges

(R_A)) que directement sous le centre (O_A) à cause du temps de sollicitation (très court de R à 0).

Finalement, pour la couche intermédiaire, la courbe B illustre bien l'effet de transition, dans le revêtement, partant du haut vers le bas, entre le plan des contraintes de compression (plan positif en surface du revêtement) et le plan des contraintes en traction (plan négatif en bas du revêtement). Il est à noter que le chemin des contraintes le plus critique pour les déformations permanentes, suivant le plan d'observation (0,0), correspond au passage de la charge du point « R » au point (0,0). Notons que pour le dimensionnement d'une chaussée bitumineuse en Amérique du nord, l'effet d'un essieu simple jumelé de référence (ÉCAS : 80 kN), sur la chaussée, est représenté par 2 charges égales (40 kN) réparties sur deux surfaces circulaires, le tout espacé de la largeur du jumelage.

1.4 Comportement mécanique des enrobés bitumineux

Un enrobé bitumineux est un matériau aux comportements très complexes et ses propriétés sont fonction de plusieurs paramètres. Ses susceptibilités cinétique et thermique compliquent davantage l'étude de son comportement mécanique. Afin de connaître la relation entre la contrainte et la déformation d'un enrobé bitumineux en fonction de la température et de la fréquence de charge, l'étude de la rhéologie du matériau s'impose. La rhéologie est la science qui fait l'étude des lois des comportements des matériaux (viscosité, plasticité, élasticité) liant les contraintes et les déformations à un instant donné (Roy et Blin-Lacroix 1998). Pour l'enrobé bitumineux, quatre grands types de comportement (Fig. 1.5) peuvent être identifiés en fonction de la déformation imposée ($|\epsilon|$) et du nombre de cycles de déformation (N) (Di Benedetto et Corté 2005) :

- non-linéaire (zone verte) : pour de fortes amplitudes de déformation (quelques pour cent) et un faible nombre de cycles, le comportement observé de l'enrobé est fortement non linéaire;

- viscoélastique linéaire (VEL) (zone jaune) : pour un nombre de cycles de déformation inférieure à 100 cycles et à de faibles amplitudes de déformation (inférieure à 10^{-4} m/m), l'enrobé présente un comportement viscoélastique linéaire. La réalisation de la mesure des modules complexes des matériaux bitumineux est effectuée dans ce domaine de linéarité;
- endommagement par fatigue (zone orangée) : pour un nombre de cycles de plusieurs dizaines de milliers à de faibles amplitudes de déformation, le matériau se dégrade par fatigue;
- orniérage (zone bleue) : à des amplitudes et des cycles de chargement légèrement inférieurs à ceux entraînant la rupture du matériau, il se crée une déformation graduelle et permanente. Il s'agit d'un phénomène lié aux irréversibilités et aux non linéarités déjà existantes dans le domaine des faibles déformations.

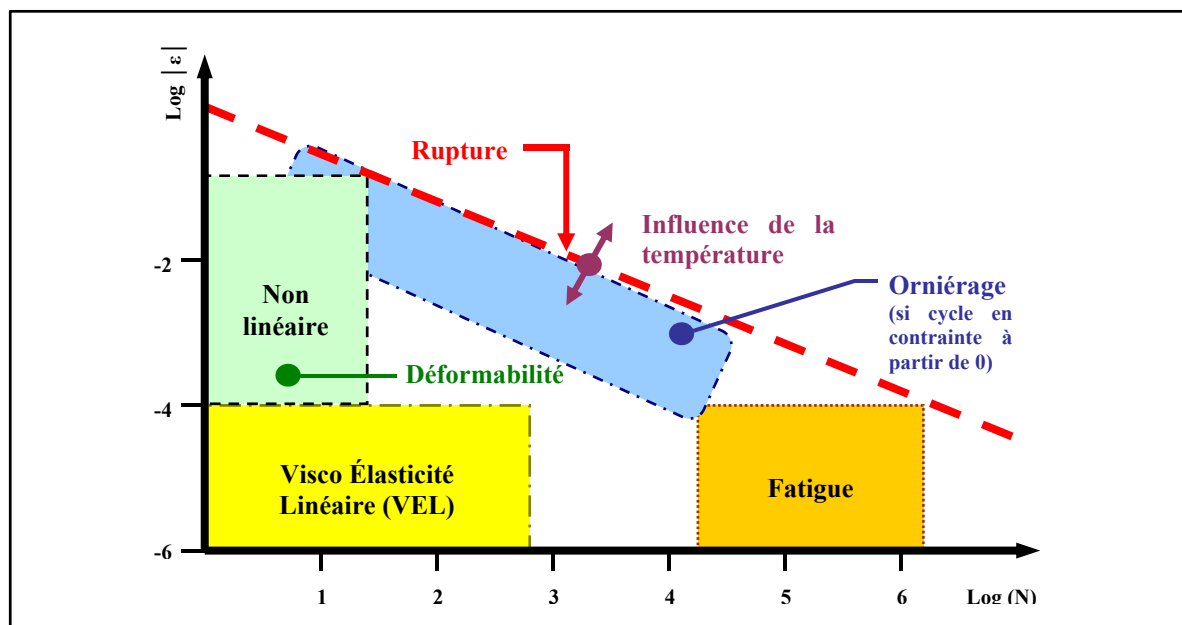


Figure 1.5 Comportement type des bétons bitumineux, ($|\epsilon|$) déformation et (N) nombre de chargements
Adaptée de Di Benedetto et Corté (2005, p. 79)

1.5 Phénomène d'orniérage

1.5.1 Introduction

Le phénomène d'orniérage est une dégradation de la chaussée facilement mesurable et visible en surface : des traces permanentes et creusées dans la chaussée font leur apparition suite aux passages répétés des véhicules lourds. Il s'agit d'un des problèmes majeurs de dégradation des chaussées flexibles. Cette section vise dans un premier temps à définir la nature et l'origine des ornières, dans un second temps les trois principaux types d'ornières et dans un troisième temps elle cherche à illustrer le phénomène et le comportement à l'orniérage des matériaux bitumineux.

1.5.2 Nature et Origine

Les déformations permanentes d'une chaussée bitumineuse demeurent relativement complexes et découlent principalement des trois facteurs suivants (Di Benedetto et Corté (2005)) :

- alternance des chargements / déchargements à chaque passage de roue;
- cheminements des contraintes déviatoriques dans le plan (« p », « q »), accompagnés de rotations de l'axe des contraintes principales au passage de la roue; et
- importance des variations qualitatives et quantitatives des cheminements des contraintes de chargements, en fonction de la profondeur considérée dans la structure de chaussée.

Ces facteurs ne représentent qu'une portion de la complexité des sollicitations induites dans les différentes couches de la chaussée par la circulation des poids lourds. De nombreux autres éléments viennent influencer ce comportement. La configuration et le nombre d'essieux des véhicules, l'interaction entre les différentes charges, la configuration géométrique de la chaussée, les pneumatiques ainsi que la variabilité des propriétés thermiques et mécaniques des enrobés bitumineux en fonction de la température et de la

vitesse de sollicitation. Ce sont les principaux paramètres qui viennent modifier et rendre plus complexe l'étude du comportement des matériaux et de la variation des contraintes dans la chaussée.

Par ailleurs, dans cette recherche, nous considérerons plus spécifiquement le revêtement, car plusieurs facteurs influencent directement les déformations permanentes de l'enrobé. Le Tableau 1.3 résume les principaux facteurs et leur influence (Sousa et coll. 1991).

Tableau 1.3 Principaux facteurs affectant le phénomène d'orniérage d'un revêtement
Tiré de Sousa et coll. (1991) et Verstraeten (1995)

	Facteur	Condition de changement	Effet sur la résistance à l'orniérage
Granulats	Angularité	Arrondie à anguleuse	↑
	Dimension	↑ de la GNM	↑
	Granulométrie	Discontinue à continue	↑
	Texture de surface	Lisse à rugueuse	↑
	Dureté	↑	↑
	Propreté	↑	↑
Liant	Dureté	↑	↑
Enrobé bitumineux	% de liant	↑	↓
	% de vides	↑ (vides de formulation, ≠ vides liés à un compactage insuffisant)	↑
	VAM	↑	↓
	Procédé de compaction	Relier aux 2 facteurs précédents	Relier aux 2 facteurs précédents
Conditions d'essai in-situ	Température	↑	↓
	État de contrainte / déformation	↑ de la pression de contact des pneumatiques	↓
		↑ de la pression de confinement	↑
	Nombre de cycles de sollicitation	↑	↓
	Présence d'eau	Sec a mouillé	↓ si l'enrobé est sensible à l'essai de tenue à l'eau

1.5.3 Les granulats

1.5.3.1 L'angularité

Plusieurs chercheurs (Uge et Van de Loo 1974, Grimaux et Hiernaux 1977, Verstraeten 1995, Vanelstraete et Francken 1995 et MTQ 2005) ont montré que l'angularité des granulats influençait fortement le comportement à l'orniérage d'un enrobé bitumineux. La Figure 1.6(b) et (c) montre l'écart entre la profondeur d'ornière obtenue de l'essai à l'orniéreur MLPC pour un enrobé constitué de granulats à 100 % concassés (b) et celle d'un même enrobé mais pour lequel la fraction sable a été substituée par des particules arrondies (c).

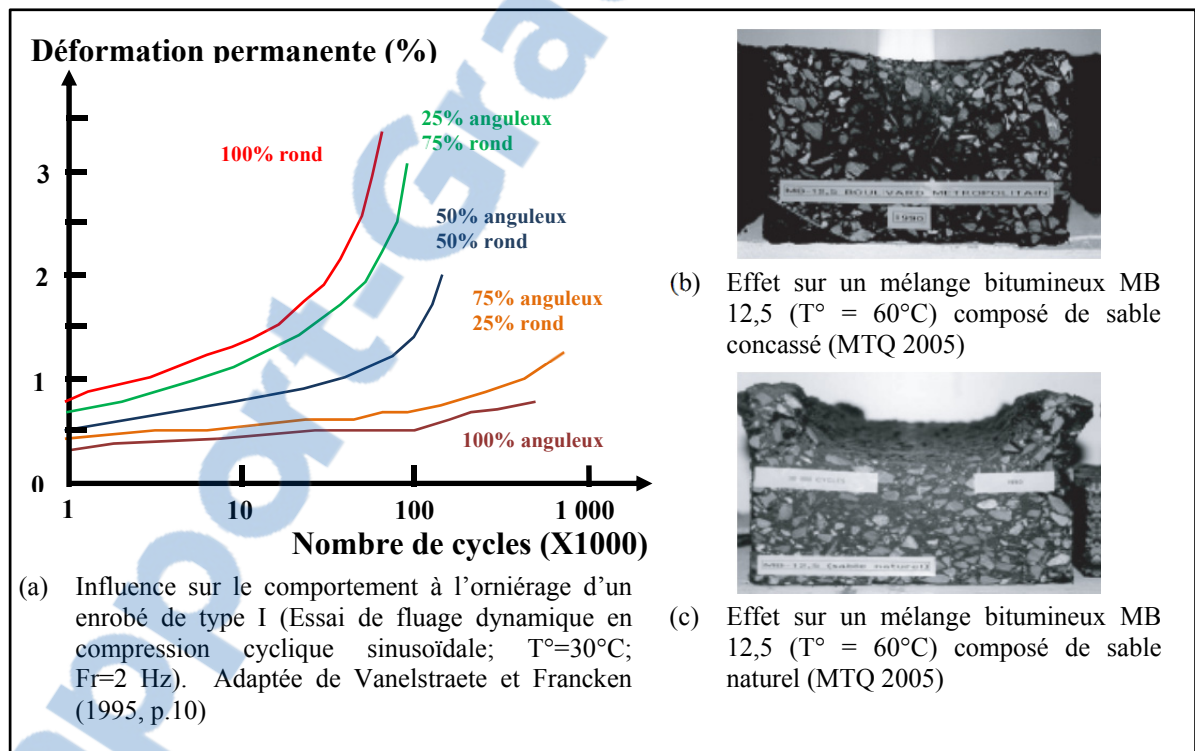


Figure 1.6 Effet de l'introduction de sable non concassé

Les résultats sont clairs : pour un même enrobé (liant, teneur en vides et granulométrie identiques), l'ajout de sable roulé ou arrondi augmente la profondeur de l'ornière comparativement à un enrobé avec des granulats anguleux. Les arêtes arrondies des granulats roulé augmente l'effet de billes et de roulement dans la matrice granulaire versus

les arêtes anguleuses d'une matrice de granulats concassés qui freinent cet effet en s'embriquant les uns par rapport aux autres (Fig. 1.6(a)).

1.5.3.2 Le squelette granulaire

Grimaux et Hiernaux (1977) et Brown et Pell (1974) ont montré que lors de l'utilisation d'une granulométrie continue, le remplissage des vides (VAM de 11 à 17%) entre les granulats grossiers s'effectue plus facilement par la présence de particules fines. Ceci confère au mélange une meilleure compacité, stabilité, rigidité et résistance aux déformations permanentes.

Par contre, un surdosage en particules fines crée l'effet inverse. En desserrant les grains grossiers et en favorisant les translations et les rotations des granulats, il accélère ainsi l'apparition d'ornières. Exception à la règle, les enrobés SMA possèdent une granulométrie discontinue et présentent une excellente résistance à l'orniérage. Les enrobés SMA peuvent avoir des VAM semblables à ceux des enrobés denses (12 à 18%). Perraton et coll. (2007) ont montré que l'ajout de particules intermédiaires en quantité suffisantes permettait de combler une partie des vides autrement comblés par du bitume et ce, sans desserrer les grosses particules (la fraction grossière des SMA représente plus de 70% de la composition granulaire comparativement à 35-60% pour les enrobés traditionnels).

1.5.4 La composition du mortier

Vanelstraete et Francken (1995) ont montré l'importance de la composition du mortier asphaltique (filler et liant). Plus le mortier est rigide, meilleure sera la résistance à l'orniérage de l'enrobé. L'essai anneau-bille (AB) sur le mortier asphaltique permet de quantifier sa rigidité selon le dosage en filler contenu dans le mélange. L'analyse des résultats obtenus avec cet essai permet, comme le montre la Figure 1.7 de mettre en relief les observations suivantes :

- une augmentation du rapport volumique de mortier asphaltique implique une augmentation de l'effet rigidifiant du filler;
- une augmentation des vides du filler influence la rigidité de ce dernier à la hausse, et ce, pour un même rapport volumique de mortier;
- un mélange jugé satisfaisant en pratique implique un accroissement de la température de ramollissement anneau-bille de l'ordre de 12 à 16°C (zone jaune - Figure 1.7).

Finalement, Verstraeten (1995) mentionne également qu'un surdosage en mortier peut provoquer un « desserrement » de la matrice granulaire et par le fait même rendre l'enrobé plus susceptible aux déformations permanentes.

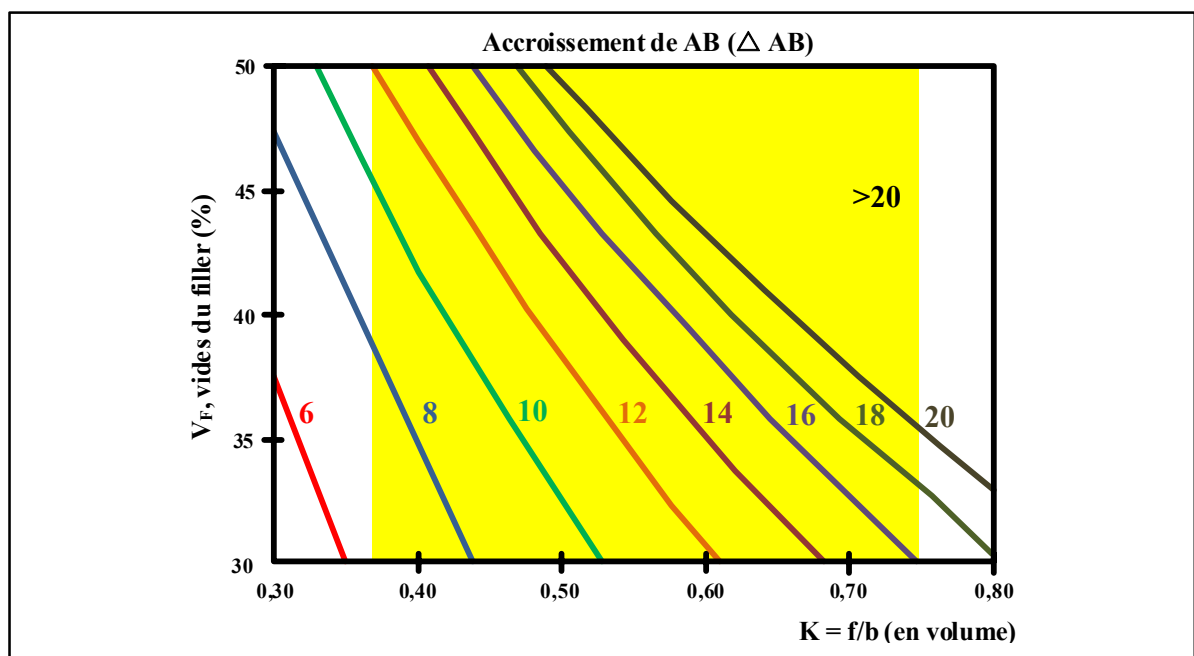


Figure 1.7 Effet rigidifiant du filler : influence du rapport volumique entre le filler et le bitume (f/b) et du pourcentage de vides du filler (V_F) sur la température anneau-bille
Adaptée de Vanelstraete et Francken (1995, p.12)



1.5.5 Le liant

1.5.5.1 Introduction

Le bitume est un matériau viscoélastique hautement thermosusceptible et dont la rhéologie s'apparente à celle d'un fluide. Les susceptibilités cinétique et thermique du bitume sont à l'origine des risques potentiels (1) de déformations permanentes aux températures hautes ou selon des durées de sollicitations longues, (2) de fatigue aux températures intermédiaires ou (3) de fissurations thermiques et de ruptures fragiles aux basses températures et selon des sollicitations rapides (Di Benedetto et Corté 2005). L'influence de la nature et du dosage du liant et de la teneur en vides sur les déformations permanentes est un des facteurs qu'il convient d'examiner.

1.5.5.2 Types du liant

Vanelstraete et Francken (1995) ainsi que Grimaux et Hiernaux (1977) ont montré que la résistance à l'orniérage des enrobés s'accroît généralement en présence d'une augmentation de la dureté du liant (Fig. 1.8(a) et (b)). Dans l'industrie routière, il existe principalement deux catégories de liant hydrocarboné : les liants non modifiés et les liants modifiés. L'industrie du bitume peut fournir des liants non modifiés dont la viscosité (rigidité) est plus appropriée aux hautes températures, permettant ainsi d'atténuer les déformations permanentes de l'enrobé : ce sont les bitumes « durs ». Cependant, le gain de viscosité à hautes températures se traduit par une perte de flexibilité du bitume à basses températures. Ce qui peut entraîner un risque accru de fissurations thermiques du revêtement dans les régions nordiques, comme le Québec.

Pour pallier à ce risque, l'utilisation des liants modifiés s'est de plus en plus répandue. Les ajouts de polymères dans les liants améliorent ses caractéristiques viscoélastiques, particulièrement à haute température, augmentant par le fait même la résistance à l'orniérage de l'enrobé et ce, sans le rendre plus propice à la fissuration thermique. Inversement, ils

améliorent la résistance à la fissuration sans pour autant atténuer le niveau de résistance à l'orniérage (Vanelstraete et Francken 1995).

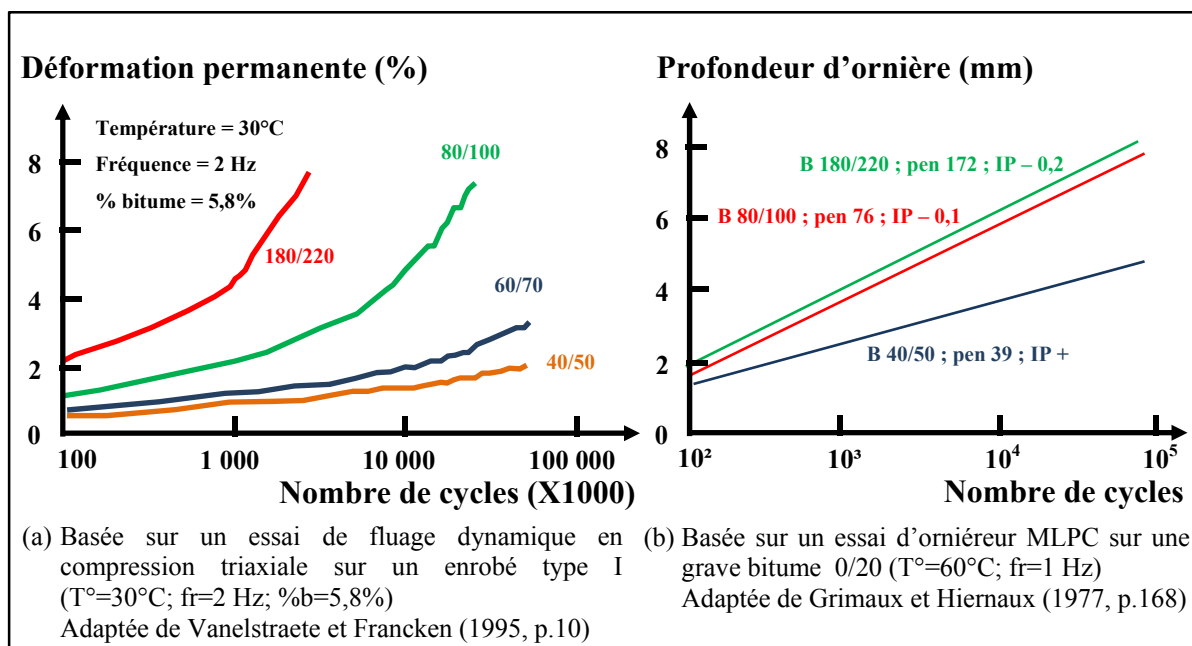


Figure 1.8 Influence de la rigidité du liant sur l'orniérage d'un enrobé

1.5.5.3 Teneur en liant

Mahoub et Little (1988) ont montré qu'une teneur en liant excessive comble une partie des vides intergranulaires, réduit les vides et favorise le mouvement entre les particules, augmentant ainsi le potentiel d'orniérage de l'enrobé. Les efforts de contact entre les grains du squelette granulaire sont alors fortement réduits et ce n'est que la cohésion et le pouvoir d'adhésivité du liant qui assurent la résistance aux déformations permanentes de l'enrobé. Les essais réalisés par Grimaux et Hiernaux (1977) montrent cette tendance, tendance qui est d'autant plus prononcée avec la présence de granulats roulés (Fig. 1.9(a)).

Par contre, une teneur en liant trop faible ne peut assurer un feuil de bitume effectif adéquat sur les particules. Ce qui génère un manque d'adhésivité entre eux due à une teneur en vides plus importante et une cohésion plus faible de la matrice granulaire. En conséquent, le faible

niveau de friction et de cohésion à l'intérieur même de la matrice granulaire fait en sorte que l'enrobé devient plus susceptible aux déformations permanentes de post-compactage.

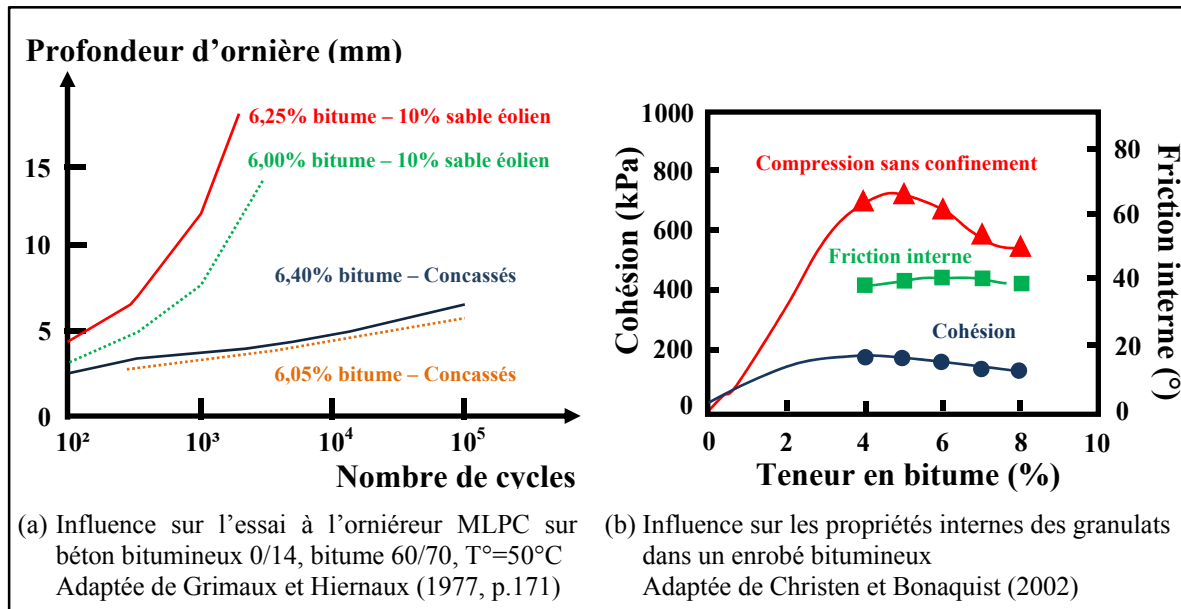


Figure 1.9 Influence de la teneur en liant sur l'orniérage

Finalement, Christensen et Bonaquist (2002), ont montré qu'il y avait une teneur en liant optimale qui assure à la fois une forte cohésion et un fort coefficient de friction interne de la matrice granulaire. Cet optimum fait en sorte d'améliorer la résistance aux déformations permanentes des enrobés, dans le cas de la Figure 1.9(b), les résultats montrent un gain de 4 à 5 %.

1.5.6 La teneur en vides

La teneur en vides de l'enrobé influence sa résistance à l'orniérage. Plus la teneur en vides est élevée, plus la résistance à l'orniérage sera bonne, à la condition que ces vides soient le fruit d'une bonne formulation et non pas le résultat d'un sous-compactage (Vanelstraete et Francken 1995).

Grimaux et Hiernaux (1977) ont montré l'effet d'un sous-compactage (% de vides élevés) à l'essai à l'orniéreur MLPC. Une diminution de la compacité génère rapidement une

augmentation de l'instabilité de l'enrobé (Fig. 1.10(a)). De plus, ils ont montré l'importance de l'étape de précompaction du finisseur. Plus cette dernière est efficace, plus la résistance à l'orniérage sera bonne (Figure 1.10(b)).

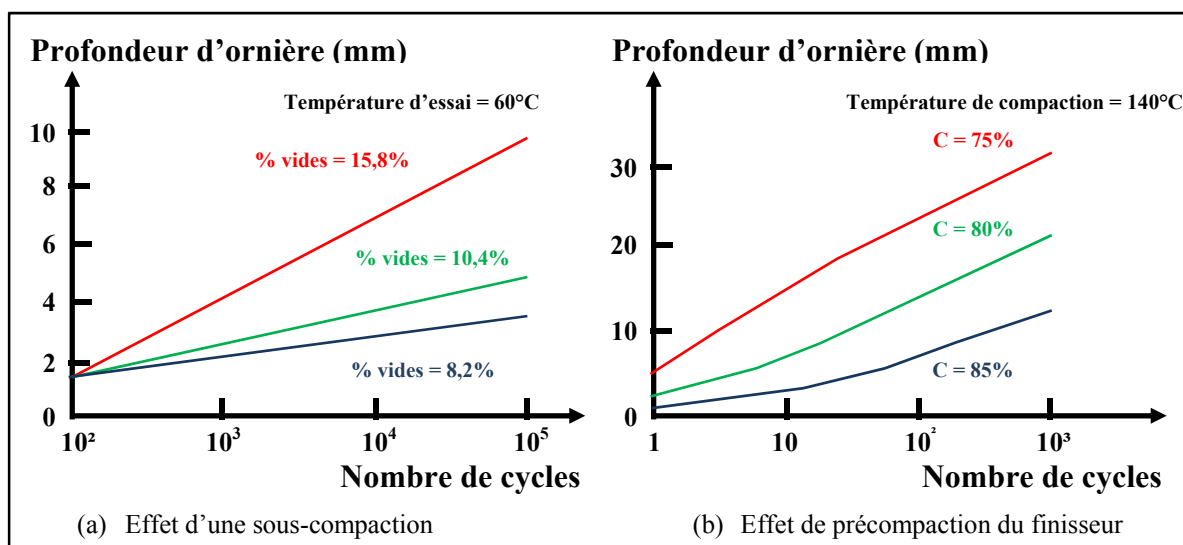


Figure 1.10 Influence de la compacité sur la profondeur d'ornières pour une grave bitume 0/20 à l'essai à l'orniéreur MLPC ($T=60^{\circ}\text{C}$, $e_{\text{plaques}} 100 \text{ mm}$)
 Adaptée de Grimaux et Hiernaux (1977, pp. 170 et 172)

1.5.7 Les types d'ornières

Des essais à grandes déformations sur enrobés bitumineux révèlent la présence de déformation permanente irréversible : une déformation visco-plastique. D'un point de vue microstructure, la déformation visco-plastique est liée au mouvement (glissement et rotation) des granulats les uns par rapport aux autres et liés entre eux grâce au bitume. Le comportement rhéologique du bitume a une grande influence sur le mouvement relatif des granulats. À basse température, la déformation visco-plastique est de faible amplitude ou pratiquement absente due à la rigidité du bitume. Cependant, lors d'une augmentation de la température, l'effet lubrifiant généré par le bitume devient de plus en plus important et favorise l'accroissement de la déformation visco-plastique de l'enrobé (Perraton et coll. 2011).

On considère généralement trois types d'ornières comme le montre la Figure 1.11 (Emery 2005) : (a) l'orniérage de surface, associé à des déformations ou à l'usure dans les traces de roues; (b) l'orniérage structural, associé généralement à un affaissement des couches de fondation ou de sous-fondation et (c) la déformation visco-plastique, liée à la densification (compaction) et/ou au cisaillement de l'enrobé bitumineux dans les traces de roues.

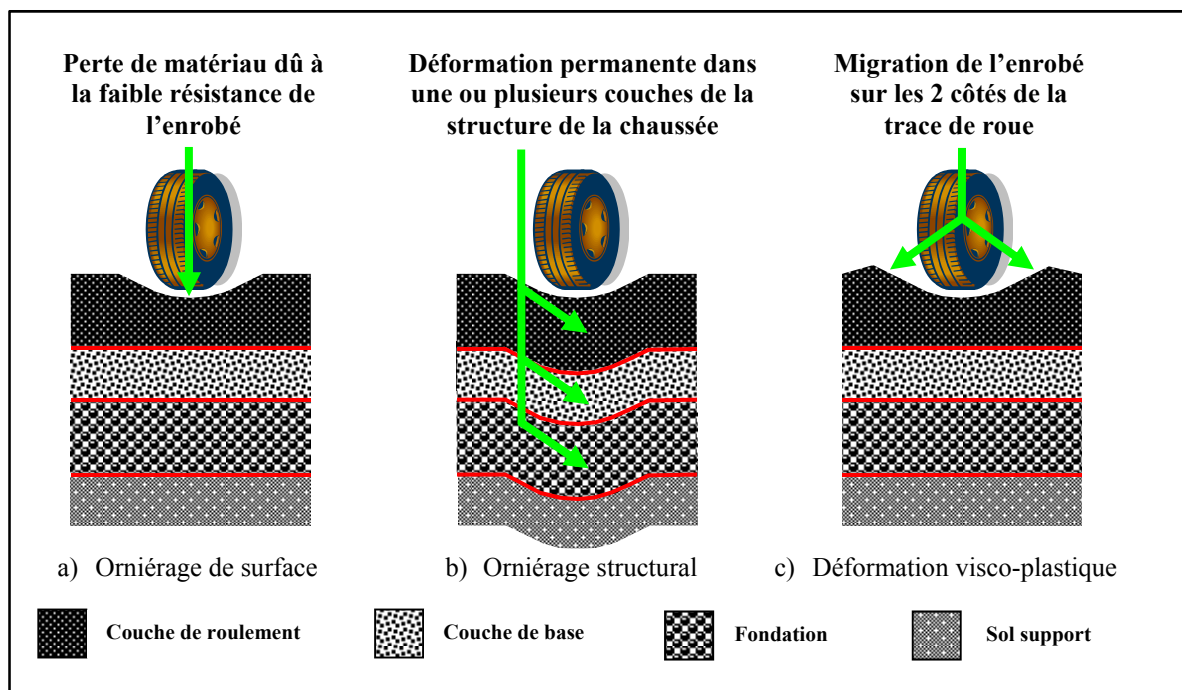


Figure 1.11 Illustration des différents types d'orniérage

La notion de post-compaction est également très importante. Grimaux et Hiernaux (1977) ont mis en évidence l'effet de la post-compaction (Figure 1.12) sur la profondeur d'ornières mesurées sur deux graves-bitume. Ils montrent clairement que ce phénomène est tout aussi dommageable sur la profondeur d'ornière qu'une sur-compaction de l'enrobé en chantier.

La déformation visco-plastique est généralement identifiée par des ornières dans les traces de roues. Elle est directement liée à la formulation (mix design) et à la composition de l'enrobé bitumineux. Plusieurs auteurs ont montré que la déformation visco-plastique est le fruit de la densification ou de la dilatation de l'enrobé suivant l'application de charges (Ossa

et Collop, 2006; Olard et Di Benedetto, 2005; Di Benedetto et coll., 2007; Engelang Dongmo, 2005).

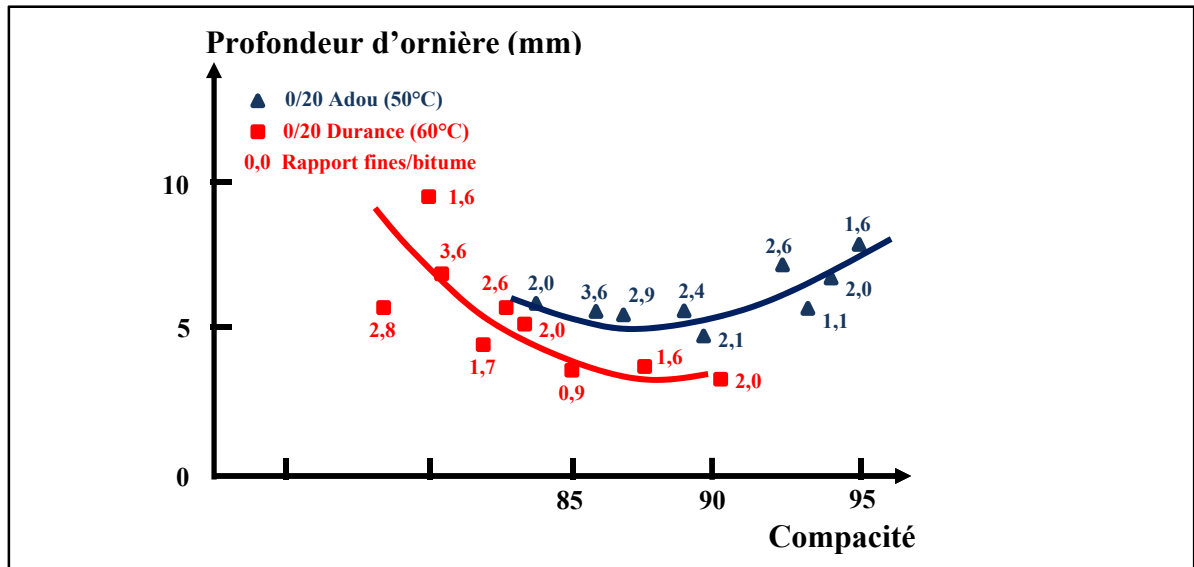


Figure 1.12 Influence de la compacité sur l'orniérage de deux graves-bitume
(Adaptée de Grimaux et Hiernaux (1977))

Dans le cadre de cette thèse, nos réflexions seront essentiellement basées sur l'étude des déformations visco-plastiques de l'enrobé et du phénomène d'orniérage des couches bitumineuses du revêtement. On ne consid rera pas l'orniérage d'usure de surface et l'orniérage structural.

1.5.8 Déformations permanentes des matériaux bitumineux

L'évolution du phénomène d'orniérage du revêtement est liée au cumul des déformations permanentes des matériaux bitumineux. Sous chargement statique ou cyclique de compression ou de traction, les courbes de chargement et déchargement contraintes – déformations sont différentes. Pour « n » cycles de sollicitation, deux déformations majeures peuvent être identifiées : la partie réversible (ϵ_{rn}) et la partie irréversible (ϵ_{pn}).

À chaque cycle, la partie irréversible (ε_{p_n}) demeure très faible et masquée par l'amplitude de la déformation réversible (ε_{r_n}) : il a été observé que ε_{p_n} est négligeable par rapport à ε_{r_n} . Si ε_{p_n} correspond à la déformation permanente au cycle « n » et que $\varepsilon_{perm}(n)$ représente le cumul de la déformation permanente, on peut écrire :

$$\varepsilon_{perm}(n) = \sum_{\text{nombre de cycles}} \varepsilon_{p_n} \quad (1.1)$$

En conséquence, suite à un chargement cyclique constant, la déformation totale devient :

$$\varepsilon_T(n) = \varepsilon_{r_n}(n) + \varepsilon_{perm}(n) = \varepsilon_{r_n}(n) + \sum_{\text{nombre de cycles}} \varepsilon_{p_n} \quad (1.2)$$

Où ε_{r_n} est la somme de la déformation élastique ε_E et de la déformation viscoélastique ε_{VE} et ε_{perm} la somme des déformations visqueuses ε_V et des déformations plastiques ε_{PL} . Si on arrête la sollicitation cyclique, la déformation totale après la phase de recouvrement sera égale à $\varepsilon_{perm}(n)$.

La Figure 1.13(d) illustre l'évolution de la déformation permanente sous chargement axial sinusoïdale cyclique de compression. Cette évolution liée au cumul des déformations permanentes peut être divisée en trois phases :

- la phase 1
phase durant laquelle la déformation permanente augmente rapidement. Par contre, la déformation permanente par cycle tend à diminuer atteignant même une valeur constante. Cette valeur constitue le point de transition entre la phase 1 et la phase 2.
- la phase 2
au cours de la phase 2, le taux de la déformation permanente demeure constant par cycle, on peut donc définir $\dot{\varepsilon}$ comme étant le taux de déformation ($d\varepsilon/dN$). Le prolongement de cette pente sur l'axe des ordonnées détermine la valeur ε_0 (déformation à l'origine).

- la phase 3

phase où le taux de déformation permanente augmente et où le cumul des déformations permanentes augmente rapidement. Le début de l'augmentation de $\dot{\epsilon}$, marque la transition entre la phase 2 et la phase 3. Ce point de transition est souvent associé à un « indicateur d'écoulement » (« flow number ») : F_n (Witczak et coll 2002). La valeur de F_n est identifiée comme étant un indicateur de performance de l'orniérage potentiel d'une couche de chaussée pour fin d'évaluation des mélanges d'enrobé. Il est important de souligner que cette phase n'est pas toujours facile à discerner et peut apparaître plus rapidement avec une température de sollicitation plus élevée. Finalement, il faut noter que cette phase marque la ruine du matériau et revêt moins d'importance dans le processus de prédiction que les deux phases précédentes.

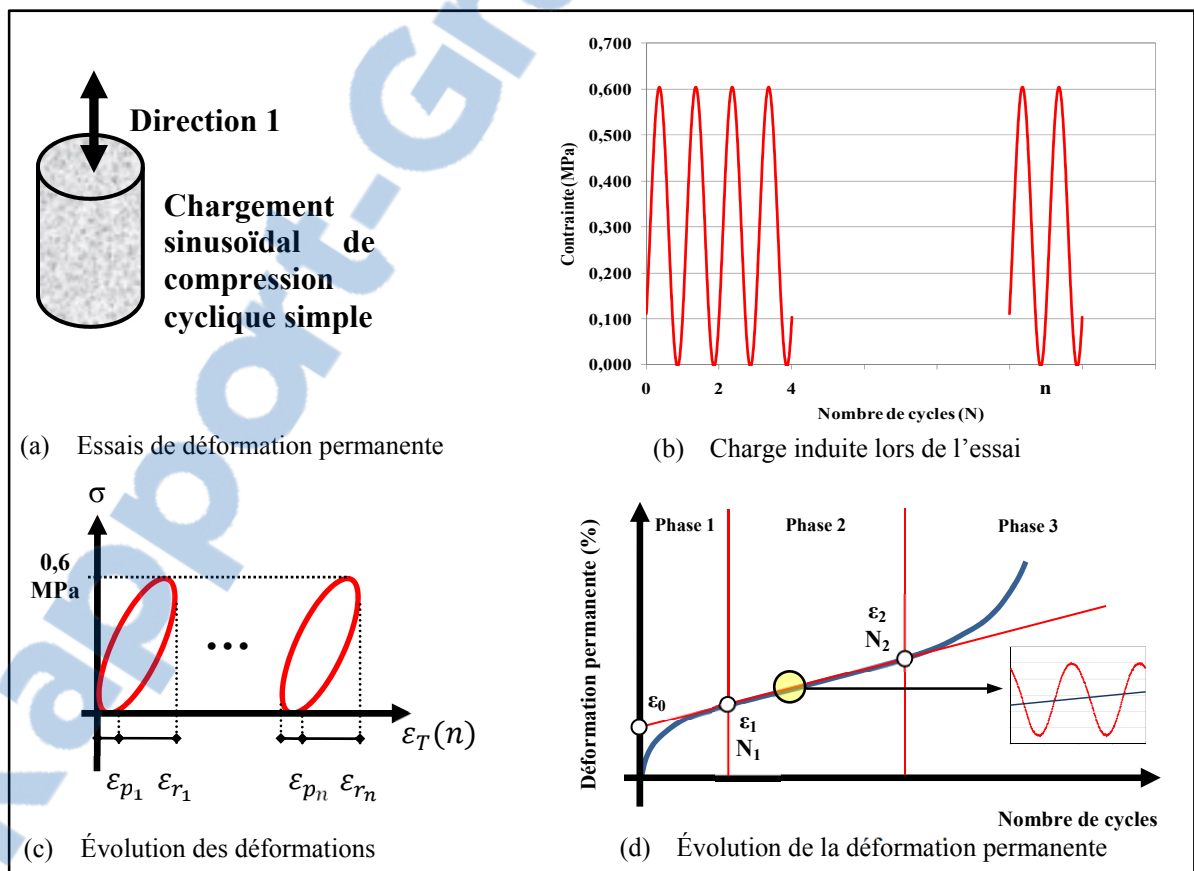


Figure 1.13 Schématisation de l'évolution de la déformation permanente dans la direction 1
Adaptée de Perraton et coll. (2011, p.972)

Par ailleurs, dans le cas d'un essai de fluage, on peut mettre en perspective les déformations enjeux dans le cas d'un matériau présentant un comportement visqueux. La Figure 1.14 montre les différentes déformations en cause dans un pareil cas de chargement.

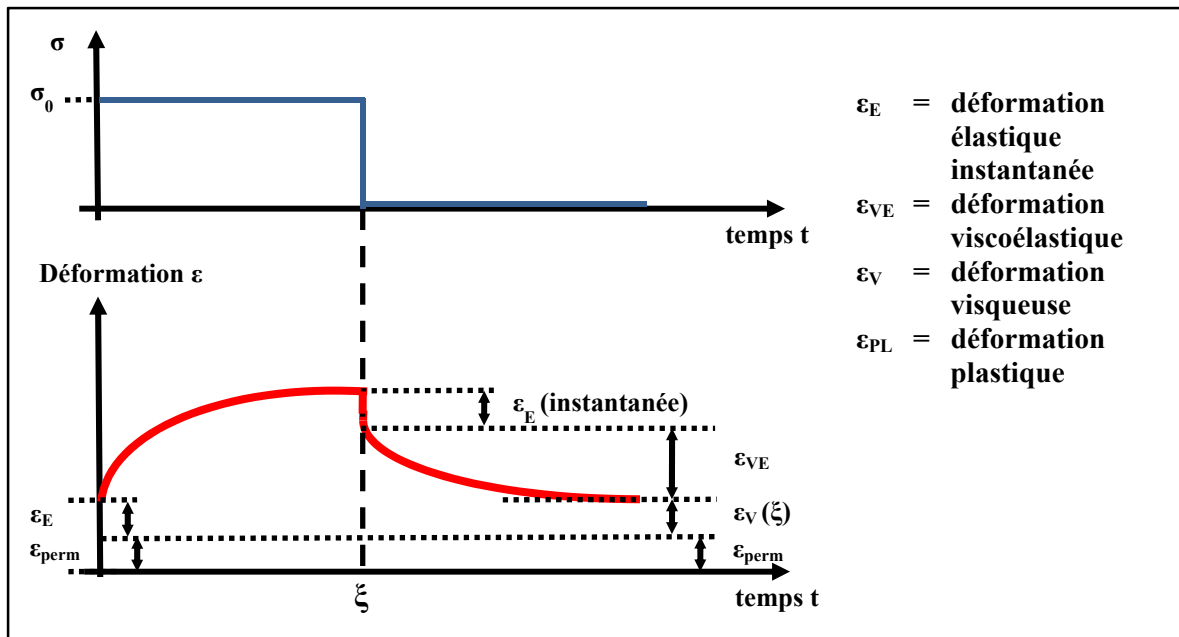


Figure 1.14 Déformations obtenues suite à l'application d'un créneau de charge (essai de fluage)

1.6 Les différents essais pour l'étude de l'orniérage

1.6.1 Introduction

Di Benedetto et Corté (2005) proposent deux catégories d'essais : les essais homogènes et les essais non homogènes. Les essais non homogènes sont traduits empiriquement et/ou utilisent des lois de similitude afin de déterminer une caractéristique de l'ouvrage à l'égard d'une propriété donnée. En ce qui concerne les essais homogènes, l'état de contrainte et de déformation est identique dans tout le corps de l'éprouvette testée, permettant de définir la loi de comportement du corps sans avoir recours à des hypothèses comme pour les essais non homogènes. Cette classification sera utilisée pour catégoriser les principaux essais servant à l'étude de l'orniérage.

1.6.2 Les essais non homogènes

Plusieurs essais (orniéreur MLPC, APA, HWTD, GLWT, etc.) ont été développés dans le but de tester en laboratoire le comportement des enrobés face à la résistance aux déformations permanentes. Les travaux effectués dans le cadre de la RILEM-TG3 (Perraton et coll. 2011) résument le principe, les avantages et les inconvénients de chacun de ces essais. D'autres types d'essais, des simulateurs en grandeur réelle (ex : manège de fatigue du LCPC de Nantes) ont été développés afin d'étudier le comportement mécanique de structures de chaussées soumises à un niveau de sollicitations réel et accéléré dans le but de suivre l'évolution de cette chaussée en un court laps de temps.

Les essais non-homogènes servent uniquement pour des fins de contrôle et de caractérisation. Ils permettent de quantifier l'influence de différents paramètres (température, niveau de charge, vitesse de sollicitation, etc.) mais ils ne permettent pas de prendre en compte la variabilité des conditions réelles observées sur la chaussée (ΔT° , épaisseur des couches, etc.). Finalement, point très important, les essais non homogènes ne permettent pas de prédire l'évolution des déformations permanentes et par le fait même d'optimiser la structure de la chaussée.

1.6.3 Les essais homogènes

1.6.3.1 Les différentes catégories

Trois sous catégories d'essais homogènes peuvent être définies pour simplifier l'analyse soit : (1) les essais uniaxiaux, (2) les essais triaxiaux avec contrainte de confinement constante et, (3) les essais triaxiaux avec pression de confinement constante ou variable.

1.6.3.2 Les essais uniaxiaux

Les essais uniaxiaux peuvent être synthétisés en deux sous catégories. Les essais de fluage statique en compression simple et les essais à chargements répétés. Les essais de fluage statique n'apportent que peu d'informations sur le processus de déformations permanentes des enrobés bitumineux routiers, car ils sont peu représentatifs des sollicitations complexes à l'origine du phénomène d'orniérage. Par ailleurs, les essais à chargements répétés, généralement réalisés sur des éprouvettes cylindriques, permettent l'ajout d'une condition essentielle à savoir le processus de chargement – déchargement lors des cycles de sollicitation. Ce facteur est déterminant dans le processus de l'évaluation des déformations permanentes de l'enrobé. De plus, en comparaison aux essais d'orniéreur standards, ces essais permettent une plage de conditions de sollicitation plus vastes et adaptées aux conditions in-situ. Ils permettent aussi une interprétation et une expression plus directes des résultats sous forme de loi de comportement selon les conditions de sollicitation. Par contre, ces essais ne permettent pas d'étudier l'effet des rotations de contrainte observées dans le revêtement au passage d'une charge roulante.

1.6.3.3 Les essais triaxiaux avec pression de confinement constant

Les essais triaxiaux permettent de soumettre une éprouvette cylindrique à une contrainte latérale de compression constante, σ_H ($\sigma_H > 0$) et à une contrainte verticale sinusoïdale variable d'intensité plus élevée que σ_H ($\sigma_V > \sigma_H > 0$). Le confinement est généralement appliqué sur les parois de l'éprouvette avec une pression de fluide (eau, huile ou air) par le biais d'une membrane souple et imperméable. Une norme européenne sur les essais triaxiaux à chargements répétés (NF EN 12697-25 Méthode d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud, partie 25 : essai de compression cyclique) recommande les points suivants :

- la température de l'essai est généralement comprise entre 30 et 35°C;
- la contrainte de confinement est généralement de l'ordre de 50 à 200 kPa;
- la contrainte de sollicitation sinusoïdale verticale varie de l'ordre de 100 à 300 kPa;
- la fréquence de sollicitation varie entre 1 et 5 Hz.

Par contre, ce type d'essai ne permet pas d'explorer adéquatement tous les chemins de contraintes observés dans la chaussée et présentés à la Figure 1.15. En effet, tels qu'illustrés à la Figure 1.15(a), les essais triaxiaux avec confinement constant permettent de reproduire adéquatement le chemin de contrainte BR_A . Les contraintes ne passent jamais par le point $(0,0)$. En revanche, ils permettent l'étude des enrobés bitumineux pour des conditions relativement similaires à celles observées au point O_A sous l'action du déplacement d'une charge circulaire, telle que mise en relief à la section § 1.3.3 (Fig. 1.4) (mis à part la portion de rotation des contraintes) et ce, en faisant varier suffisamment les contraintes σ_V et σ_H . Finalement, il faut faire preuve de prudence lors de l'utilisation de ce type d'essai car l'éclatement de l'éprouvette peut avoir une incidence sur le résultat final.

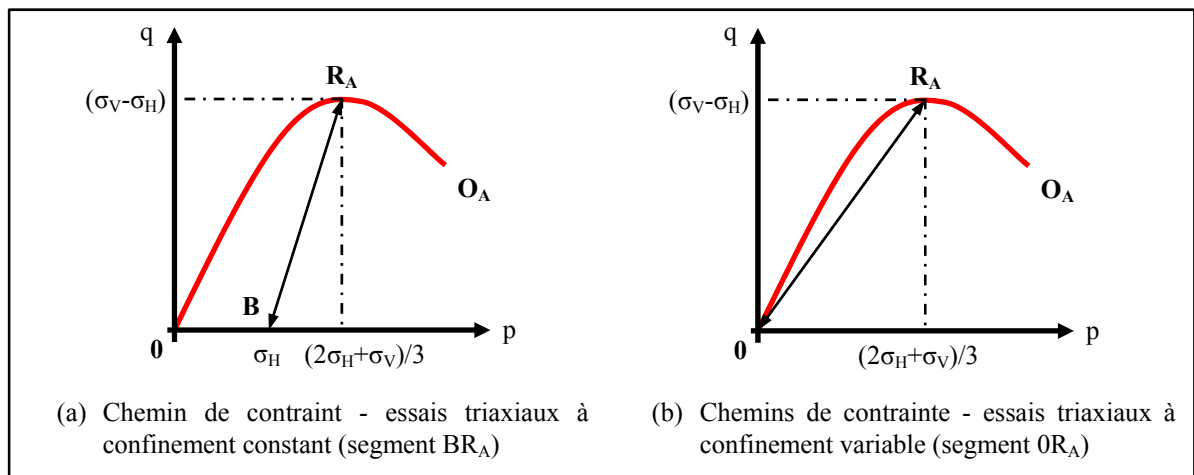


Figure 1.15 Chemins de contraintes lors de différents essais triaxiaux avec confinement
Adaptée de Di Benedetto et Corté (2005, p. 193 et 195)

1.6.3.4 Les essais triaxiaux avec pression de confinement variable

Ces essais offrent la possibilité de varier la pression de confinement durant les cycles de sollicitation tout comme la contrainte verticale. Ces essais représentent plus adéquatement les sollicitations observées dans le revêtement de la chaussée (Figure 1.15(b) : segment OR_A). Par contre, étant donné la complexité du montage, peu de recherches et de conclusions peuvent en être tirées outre celles observées par Brown (Brown, 1977) et Molenaar

(Molenaar 2000). Ces chercheurs proposent une loi d'évolution de la déformation permanente qui ne peut malheureusement pas s'appliquer pour les conditions de chargements routiers. Cette loi est valide que pour des cas de sollicitations particuliers car elle dépend du type de cycles et de la taille des éprouvettes.

1.6.4 La relation entre les résultats des essais cycliques et ceux d'essais de fluage

Les résultats d'essais de fluage ont été comparés à ceux d'essais cycliques avec et sans confinement constant dans la cadre de la thèse de Sohm (Sohm 2010). Les principales conclusions de ses recherches sont ici résumées.

Dans un premier temps, sans contrainte de confinement ($\sigma_H = 0$ MPa), la déformation axiale mesurée lors d'un essai cyclique à $q_{moy} = 0,2$ MPa ($0 < \sigma_V < 0,4$ MPa) a été trouvée supérieure à celle mesurée par fluage pour une contrainte déviatorique de 0,2 MPa ($\sigma_V = 0,2$ MPa) mais comparable à celle obtenue pour une contrainte déviatorique de 0,4 MPa ($\sigma_V = 0,4$ MPa). Ces observations mettent en évidence l'importance du cyclage sur le processus d'apparition des déformations permanentes. Ces observations viennent corrélérer les résultats obtenus de Dongmo-Engeland (Dongmo-Engeland, 2005) à l'effet que la déformation cyclique à q_{moy} égale plus ou moins la déformation d'un essai statique à $q_{max} = 2q_{moy}$.

Avec confinement ($\sigma_H = 0,2$ MPa), la déformation axiale de l'essai cyclique à $q_{moy} = 0,2$ MPa est largement supérieure à celle mesurée pour les essais statiques à $q_{max} = 0,2$ MPa ou 0,4 MPa. Lors de l'essai statique, il y a une stabilisation assez rapide des déformations axiales. Ce phénomène n'est pas observé lors des essais cycliques et explique en grande partie la différence entre les résultats observés. La variation volumique est également différente d'un essai à l'autre. Sohm (Sohm 2010) observe un comportement uniquement contractant dans le cas des essais statiques comparativement à un comportement contractant en petite déformation et dilatant par la suite à plus grandes déformations pour l'essai cyclique. L'influence du cyclage sur les déformations permanentes est encore plus accentuée

par la présence de contrainte de confinement. En d'autres termes, plus la pression de confinement est importante, plus l'influence du cyclage est mise en évidence.

1.6.5 Conclusion

Plusieurs types d'essais peuvent être utilisés pour étudier le comportement visco-plastique de l'enrobé. Les essais en conditions homogènes sont à privilégier puisqu'ils donnent accès aux caractéristiques intrinsèques du matériau. Les modèles issus de ces essais à l'échelle du matériau sont plus facilement transposables à l'échelle de la structure. Par ailleurs, l'essai doit permettre de solliciter le matériau dans des conditions similaires à celles qui prévalent dans la chaussée. Les essais de déformation par compression cyclique sont intéressants. Ce type d'essai sollicite une éprouvette cylindrique avec une amplitude de compression sinusoïdale telle qu'illustré à la Figure 1.16 partie B. Pour ces conditions, on remarque que les valeurs maximales du cercle de Mohr, sont conformes à ce qui se passe dans la chaussée (Fig 1.16 partie A) à l'exception qu'il reste imbriqué au point d'origine « 0 ». Le fait qu'il reste fixé à l'origine est tout à fait normal puisqu'aucune contrainte horizontale (σ_H) n'est introduite dans un tel essai. Ce qui fait que cet essai ne permet pas de représenter intégralement le comportement du matériau de la chaussée. De plus, si la matrice granulaire d'un enrobé est constituée de particules concassées, plutôt que roulées, le frottement interne entre les particules est élevé et l'essai de déformation par compression cyclique simple ne permettra pas de mettre en évidence l'effet de ce facteur. Pour un essai de compression cyclique simple sans confinement, les résultats vont surestimer la valeur de la déformation réellement observée dans la chaussée. Cette notion de frottement est donc essentielle et nécessite l'utilisation d'un essai triaxial afin d'être mise en valeur.

Il a été observé que cette notion de frottement dépend essentiellement des conditions d'essais. Il est alors primordial d'être en mesure d'utiliser un essai qui est le plus représentatif des conditions in-situ.

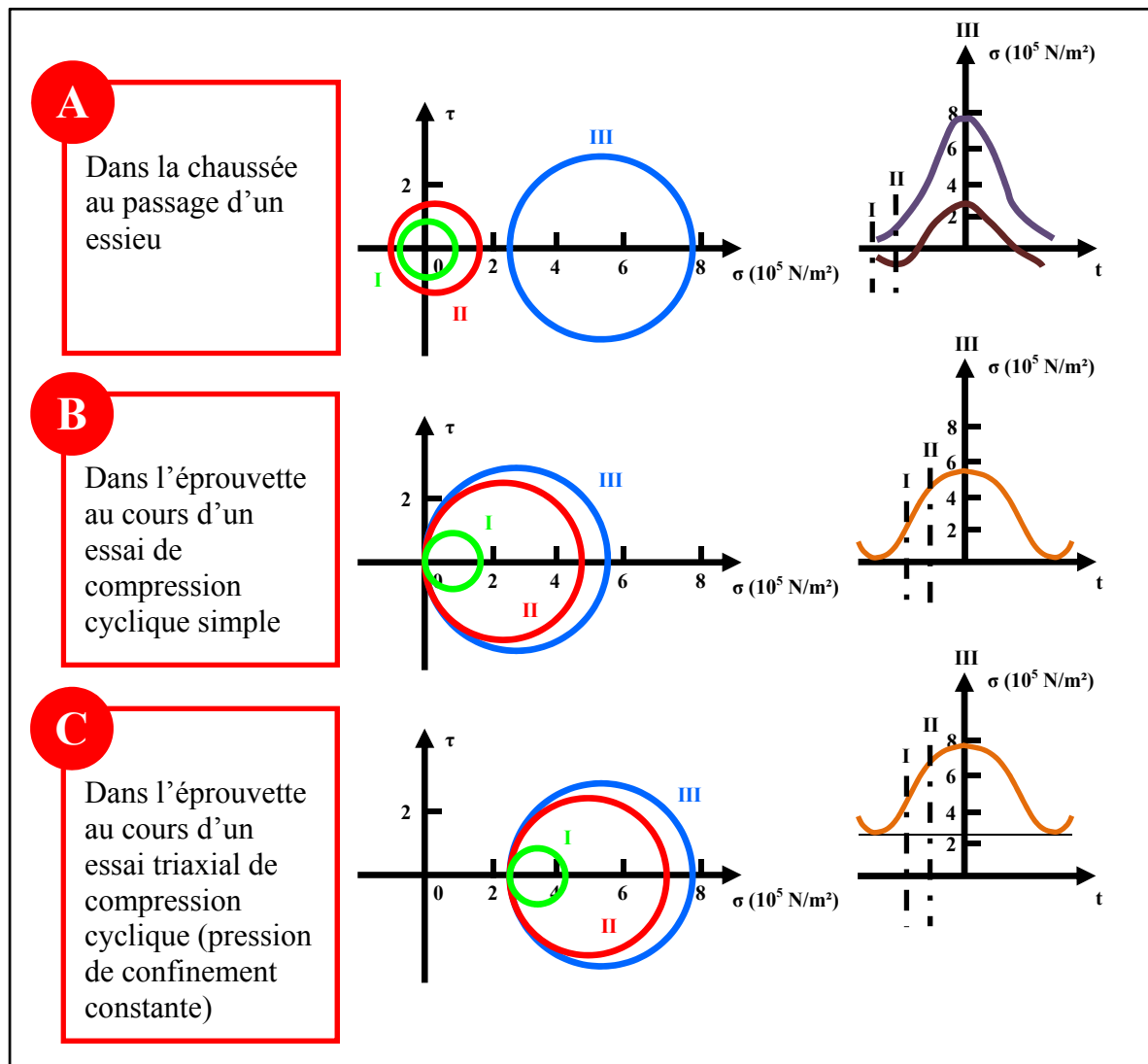


Figure 1.16 Variation des états de contrainte dans la chaussée selon le cercle de Mohr
Adaptée de Aussedat (1977, p.140)

L'essai triaxial se veut donc un outil capable de représenter adéquatement les conditions de sollicitations auxquelles le matériau est assujéti dans le revêtement. Par contre, l'essai triaxial peut, à son tour, générer des résultats biaisés s'il est utilisé de manière statique et non cyclique. En effet, les essais statiques, quoiqu'ils représentent convenablement la notion de frottement, génèrent des contraintes verticales (σ_v) à la rupture beaucoup plus sévères (de l'ordre de $4 \text{ à } 10 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$) que celles qui sont observées dans la chaussée (de l'ordre de $1 \text{ à } 8 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$). L'effet de ces contraintes élevées s'observe sur le comportement du mortier.

Ce dernier est plus facilement percé, peu importe son épaisseur et les granulats sont directement en contact les uns aux autres. L'angle de frottement mesuré est alors celui des granulats seulement, sans tenir compte de l'apport généré par le mortier. Ce même film de mortier se perce beaucoup moins facilement sous l'action des contraintes réelles mesurées dans une chaussée et permet par le fait même d'avoir un rôle plus prononcé dans la mesure de l'angle de frottement du matériau (Aussedat 1977).

L'essai triaxial cyclique permet de mettre en évidence cette distinction puisqu'il génère des contraintes similaires à celles observées dans la chaussée (Fig. 1.16 partie C) et ce, malgré le fait qu'il ne peut représenter adéquatement la variation du cercle de Mohr comme celle observée dans la chaussée. Pour représenter le plus exactement cette variation, il faudrait mettre au point un essai dans lequel la pression latérale (pression de confinement : σ_H) pourrait varier tout au long de l'essai. Cet ajout ferait en sorte de rendre le montage plus complexe tant dans sa réalisation que dans la procédure et la prise de données de l'essai.

En définitive, tout en gardant un montage simple, il est important de pouvoir mesurer l'influence des quatre variables suivantes : (1) la contrainte verticale « σ_V », (2) la pression latérale « σ_H », (3) la température « θ » et (4) la fréquence de chargement « f_r ». Les résultats de cet essai permettent la détermination des paramètres pour le modèle ESSO et celui de VESYS.

1.7 La prédiction de l'orniérage

1.7.1 Introduction

Suite à un programme expérimental entrepris au site de l'AASHO « Road Test » (Highway Research Board, 1962), les résultats de l'analyse d'échantillons prélevés à même les planches d'essais ont donné lieu aux conclusions suivantes :

- l'orniérage est principalement dû aux déformations en cisaillement du matériau;

- l'amplitude de la déformation dans les différentes couches de la chaussée dépend de la variation saisonnière de la température.

Ces conclusions font ressortir d'une part que l'angle de frottement entre les particules de l'enrobé joue un rôle déterminant vis-à-vis de sa performance à l'orniérage et, d'autre part, elles mettent en évidence l'importance de travailler non seulement dans un contexte de matériau (optimisation des composantes : *mix design*), mais également dans une perspective d'ensemble de la chaussée pour prendre en compte l'évolution du cheminement des contraintes dans les différentes couches de la structure liée notamment aux variations saisonnières de la température.

1.7.2 Les modèles à l'échelle du matériau

Depuis la fin des années 60, l'intérêt pour le phénomène d'orniérage prend de plus en plus d'ampleur. Pour pallier à ce problème, on vise alors l'application de couches d'enrobés plus épaisses et plus riches en bitume. Par contre, l'augmentation des charges véhiculées sur les chaussées remet en question cette procédure de travail, qui cible une profondeur limite d'ornière lors du dimensionnement, et met dorénavant en avant plan l'importance de travailler sur la prédiction de l'orniérage dans le dimensionnement des chaussées bitumineuses.

Pour prédire convenablement l'orniérage d'une structure de chaussée bitumineuse, il faut a priori concilier les aspects liés aux matériaux bitumineux des couches de la structure et ceux se rapportant à la structure elle-même. À l'échelle du matériau, on doit avoir recours à des modèles qui permettent de décrire correctement le comportement visco-plastique de l'enrobé en prenant en compte les conditions de sollicitations qui déterminent l'évolution de ses déformations permanentes. À l'échelle de la structure, il faut déduire la variation des conditions de sollicitation déterminante pour le calcul de l'évolution de l'orniérage du revêtement. Dans cette section, nous présentons la synthèse des modèles recensés dans la littérature pour décrire le comportement visco-plastique des enrobés.

Plusieurs modèles ont été mis au point afin de quantifier et prédire le comportement visco-plastique des enrobés. Globalement, on peut regrouper les modèles retenus, visant à décrire le comportement de l'enrobé, selon trois catégories soit :

- les modèles d'évolution de la déformation permanente de l'enrobé en fonction du nombre de cycles;
- les modèles d'évolution de la déformation permanente de l'enrobé en fonction des contraintes;
- les modèles d'évolution de la déformation permanente en fonction des contraintes et du nombre de cycles.

Le calcul de l'orniérage est en quelque sorte fondé sur une approche semi-empirique pour qu'il soit simple d'utilisation. Le calcul est corrigé par le calage des résultats d'essais de laboratoire aux observations sur route.

Les essais de laboratoire, au cœur des méthodes de calcul prévisionnelles de l'orniérage et élaborés pour décrire le comportement visco-plastique de l'enrobé par l'entremise de modèles semi-empiriques, tentent d'être le plus représentatifs des états de contraintes observés dans la chaussée. Il est important de noter que ces modèles semi-empiriques ne permettent pas de décrire précisément toutes les différences de comportements observées en cours de déformations permanentes du matériau. Pour améliorer le calcul prévisionnel de l'orniérage, il est essentiel de se référer à des modèles visco-plastiques représentatifs, issus d'essais qui permettent de reproduire en laboratoire les conditions de sollicitation déterminantes, de manière à obtenir une loi représentative du comportement global de l'enrobé. Les Tableaux 1.4 et 1.5 présentent les modèles couramment utilisés pour décrire le comportement à l'orniérage des enrobés en cherchant à définir le cumul des déformations permanentes au sein du matériau.

Tableau 1.4 Modèles couramment utilisés pour décrire le comportement à l'orniérage lié au cumul des déformations permanentes des enrobés bitumineux

Modèle	Type	Description	Référence	# éq.
Modèles d'évolution de la déformation permanente en fonction du nombre de cycles	Semi-log	Barksdale $\varepsilon_p = a_1 + b_1 \log N$ $\dot{\varepsilon} = \frac{b_1}{N} \quad (N > 1)$	Baeksdale 1972	(1.3)
	Loi de puissance	Loi de puissance $\varepsilon_p = a * N^b$	Monismith et coll. 1975	(1.4)
	Loi de puissance	État de l'OHIO $\varepsilon_p = a * N^{1-m}$	Majidzadeh et col.. 1980	(1.5)
	Régression pure	McLean & Monismth $\log \varepsilon_p = C_0 + C_1(\log N) + C_2(\log N)^2 + C_3(\log N)^3$	Monismith et coll. 1975	(1.6)
	Loi de puissance	Hornych $\dot{\varepsilon} = A \left[1 - \left(\frac{N}{100} \right)^{-B} \right] + \varepsilon_p^1(100)$	Hornych et coll. 1993	(1.7)
	Log-log	Sweere $\log(\dot{\varepsilon}) = a + b \log(N)$	Sweere 1990	(1.8)
	Loi de puissance	SUPERPAVE $\log \varepsilon_p = \log \varepsilon_p(1) + S * \log N$	Lytton et coll. 1993	(1.9)

Tableau 1.5 Modèles couramment utilisés pour décrire le comportement à l'orniérage lié au cumul des déformations permanentes des enrobés bitumineux

Modèle	Type	Description	Référence	# éq.
Modèles d'évolution de la déformation permanente en fonction des contraintes	Loi de puissance	$\varepsilon_p = K * \left(\frac{q_{max}}{\sigma_3} \right)^a$	Shenton 1974	(1.10)
	Loi de puissance	$\frac{\varepsilon_p(N_{ref})}{(L/p_0)} = a * \left(\frac{q}{p} \right)^b_{MAX}$	Lekarp et Dawson 1997	(1.11)
	Loi de puissance	$\dot{\varepsilon} = \mu * \varepsilon_r N^{-\alpha}$	Kenis 1977	(1.12)
Modèles d'évolution de la déformation permanente en fonction du nombre de cycles et des contraintes	Loi de puissance	$\log \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_r} = \log C + 0,4262 * \log N$	Witczak 2001	(1.13)
	Loi de puissance	$\varepsilon_p = \varepsilon_0 e^{-(\rho/N)^\beta}$ $\dot{\varepsilon} = \varepsilon_0 \beta \rho^\beta \frac{N^\beta \sqrt{A}}{N^{(\beta+1)}}$	Tseng et Lytton 1989	(1.14)
	Loi de puissance & linéaire	$\varepsilon_p = a_T * N^{b_T}$ $\varepsilon_p = \varepsilon_{PS} + c_T(N - N_{PS})$ $\varepsilon_p = \varepsilon_{ST} + d_T(e^{f_T(N-N_{ST})} - 1)$	Zhou et coll. 2004	(1.15)
	Loi de déformation	$\dot{\varepsilon} = A + B \log \sigma_v + C \sigma_H + D(T - 30) + F \log \frac{fr}{10}$	Aussedat 1977	(1.16)
	Three-stage permanent deformation model			



Les modèles décrivant l'évolution de la déformation permanente de l'enrobé et basés essentiellement sur un nombre de cycles, ne sont pas valables dans le cas où l'enrobé est assujéti à des niveaux de chargement variables. Ils demeurent néanmoins simples d'application pour les études où l'on ne considère qu'un niveau de chargement constant. Par ailleurs, les modèles décrivant l'évolution de la déformation permanente et fondés sur l'état de contraintes ou sur le nombre de cycles seulement, sont moins intéressants puisqu'ils n'arrivent pas à coupler l'effet des contraintes et du nombre de cycles dans un même calcul (Gidel et coll. 2001). En ce qui concerne la troisième famille, une analyse plus avancée va permettre de les décortiquer.

Comme nous l'avons vu précédemment, l'évolution de la déformation permanente présente systématiquement trois phases (section § 1.5.8). La pertinence d'un modèle réside dans sa capacité à représenter adéquatement les phases 1 et 2. À cet égard, Zhou et Scullion (2002) ont procédé à une analyse basée sur l'évolution du taux de déformation permanente suivant le nombre de cycles donné ($\dot{\epsilon}$). Ils soulignent que les modèles de type SEMI-LOG, LOG-LOG et LOI de PUISSANCE ne permettent pas une description complète de l'évolution du taux de déformation permanente de l'enrobé. En effet, ce taux de déformation permanente ($\dot{\epsilon}$), décroît avec le nombre de cycles de chargement. Cette décroissance continue fait en sorte que ces modèles représentent adéquatement la phase 1 de l'évolution de la déformation permanente de l'enrobé mais ne sont pas adaptés pour décrire la phase 2.

McLean et Monismith (Monismith et coll. 1975) ont cherché à élaborer un modèle plus complet pour décrire et caractériser les trois phases du comportement (éq. 1.6). Ce modèle est une fonction bi-logarithmique polynomiale de degré 3 mais consiste en une équation de régression. Par contre, à l'aide de ce modèle il demeure très difficile de localiser les points de transition entre les différentes phases et par conséquent de déterminer adéquatement les valeurs de ϵ_0 et $\dot{\epsilon}$ (section § 1.5.8).

1.7.3 La modélisation à l'échelle de la structure

Comme il a été souligné précédemment, les modèles présentés aux Tableaux 1.4 et 1.5 sont définis à l'échelle du matériau. Toutefois, d'autres chercheurs ont proposé des approches de modélisation de manière à prédire l'orniérage au sein de la structure de la chaussée. Ces approches de modélisation de la prédiction apparaissent donc comme étant particulièrement intéressantes puisqu'elles visent notamment l'intégration des différentes couches de la structure de la chaussée, des conditions de circulation et des conditions climatiques (essentiellement la température) dans le calcul prévisionnel de l'orniérage.

Pour effectuer un calcul prévisionnel de l'évolution de l'orniérage, il faut donc chercher à considérer le plus adéquatement possible l'évolution des conditions de sollicitation de la chaussée, ce qui demeure très complexe à réaliser. Pour établir une prévision réaliste de l'évolution de l'orniérage du revêtement d'une chaussée bitumineuse, on doit au minimum prendre en considération la variation de la température et les différentes charges sollicitants la chaussée. La qualité et la précision du calcul seront ainsi plus représentatives des observations et mesures in-situ. À cet égard, deux méthodes retiennent particulièrement notre attention : (1) l'approche proposée par VESYS et (2) l'approche proposée par ESSO. Ces deux approches comptabilisent le cumul des déformations permanentes des matériaux du revêtement et déterminent l'évolution de l'orniérage en intégrant l'influence de la température et des charges. Ces deux approches seront traitées plus en détails au Chapitre 3.

1.8 Le rôle de la température et de l'intensité des charges sur le phénomène d'orniérage

1.8.1 Introduction

Compte tenu de l'importance de la température et de l'intensité des charges sur l'évolution de l'orniérage du revêtement d'une chaussée bitumineuse, il nous apparaît opportun de finaliser la revue de la documentation en exposant le rôle qu'elles jouent sur le phénomène d'orniérage. Cette section abordera ces facteurs très importants.

1.8.2 L'intensité des charges

Le passage de différents poids lourds sur la chaussée, de par leur intensité et leur configuration, constitue un des facteurs les plus importants et les plus dommageables. Il est donc essentiel de tenir compte de la configuration et du type de véhicule circulant sur la chaussée pour décrire avec précision l'évolution de l'orniérage. Un simple passage d'un essieu de treize tonnes a le même effet d'endommagement que le passage d'un million de véhicules de tourisme.

Les principaux facteurs à considérer du point de vue des charges lors du dimensionnement d'une chaussée bitumineuse sont énumérés dans le Tableau 1.6. La vitesse de circulation et la pression dans les pneus jouent aussi un rôle déterminant sur l'apparition des ornières dans la chaussée. Grimaux et Hiernaux (1977) ont montré (Fig. 1.17(a)) qu'une augmentation de la pression de gonflage des pneus accélère l'apparition d'ornière. Aussedat (1977) a évoqué (Fig. 1.17(b)) qu'une diminution de la vitesse de circulation des poids lourds de 60 à 30 km/h génère approximativement deux fois plus d'orniérage journalier dans le revêtement.

Tableau 1.6 Effet de la configuration des poids lourds sur
l'endommagement de la chaussée
Tiré de Doré (2007)

Facteurs	Effet	Mesure préventive
Le type de pneu et leur pression	<ul style="list-style-type: none"> • Affecte les déformations à faibles profondeurs (couche supérieure) et les déformations en traction à la base des couches bitumineuses • Accentue le phénomène d'orniérage 	<ul style="list-style-type: none"> • Formulation des enrobés bitumineux avec pierres concassées
La vitesse	<ul style="list-style-type: none"> • Affecte la chaussée au point de vue fatigue et déformations permanentes • Facteur plus prononcé en milieu urbain (plus la vitesse est faible, plus la susceptibilité à l'orniérage de la chaussée est importante) 	<ul style="list-style-type: none"> • Formulation à l'aide d'un bitume plus rigide à haute température

Selon les tests effectués sur l'AASHO Road Test, l'endommagement croît selon une puissance quatrième du rapport des charges appliquées sur les essieux. C'est donc dire qu'un poids lourd de 10 tonnes par essieu endommage la chaussée 10 000 fois plus qu'une voiture d'une tonne par essieu.

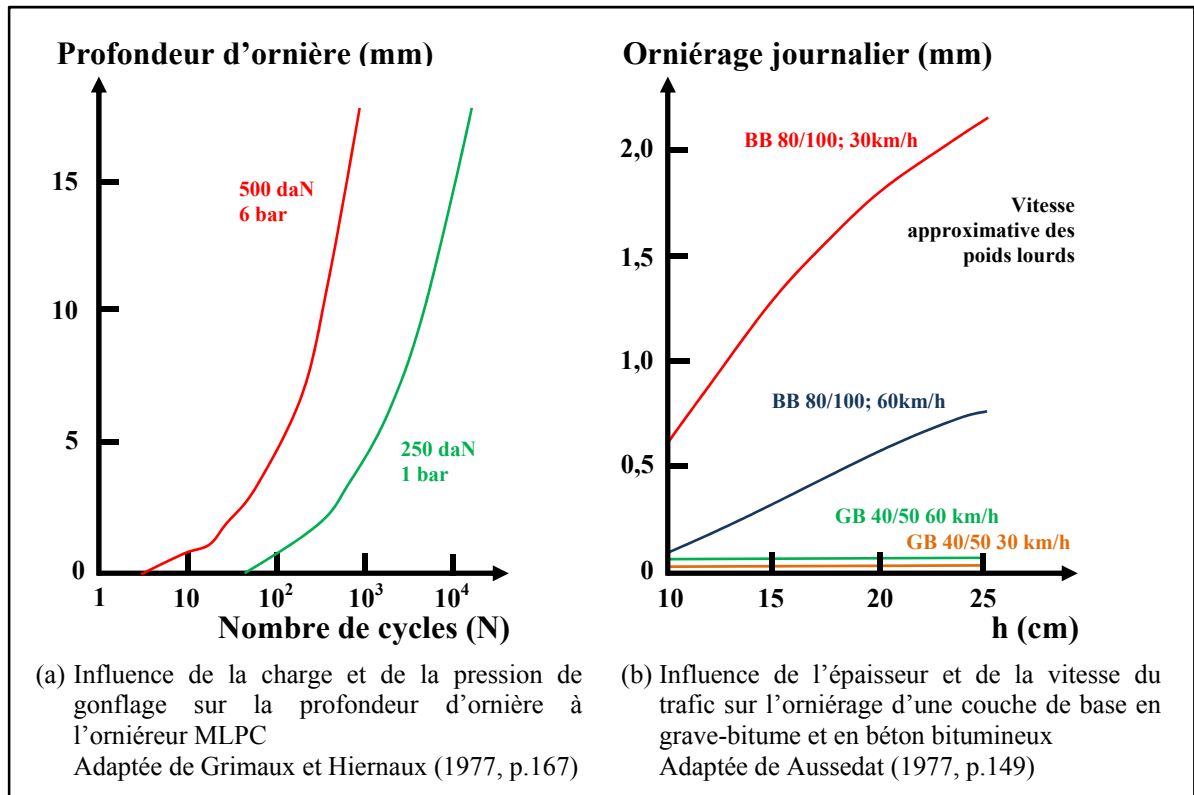


Figure 1.17 Influence de la configuration des poids lourds sur l'orniérage

Par ailleurs, la Figure 1.18 montre que le flot des poids lourds est plus concentré pendant les jours de la semaine (du lundi au vendredi) et pendant les heures de travail (entre 6h00 et 18h00). Cette constatation est importante et doit être prise en compte lors de l'utilisation d'un outil de calcul de prédiction de l'orniérage. En effet, suite à cette observation, on peut envisager simplifier les étapes de calcul et concentrer nos efforts sur les plages les plus dommageables.

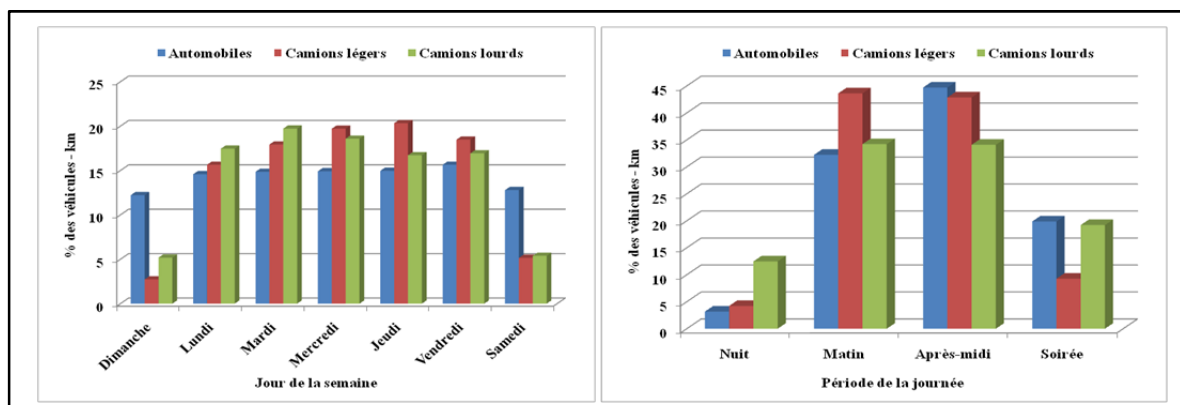


Figure 1.18 Répartition de la circulation au Canada
Source : Statistiques Canada (2003)

1.8.3 La température

La température affecte l'orniérage sur deux facettes bien distinctes : (1) la température de pose et la (2) la température dans la chaussée en service. La température de pose influe sur la profondeur d'ornière (Fig. 1.19(a)) mais elle n'influence pas autant que la température de sollicitation (Fig. 1.19(b)).

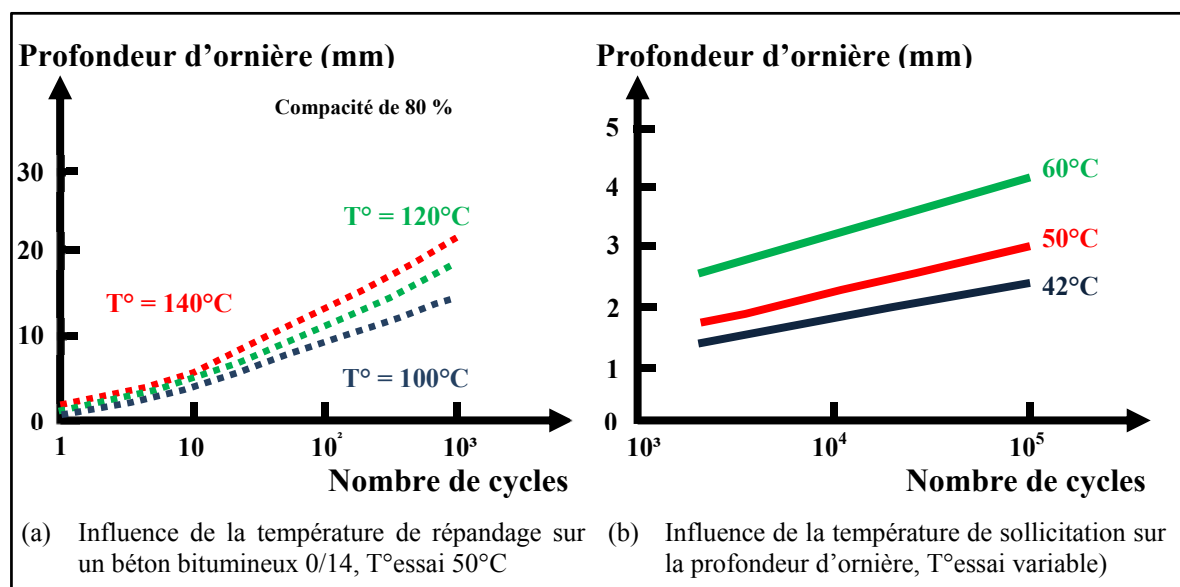


Figure 1.19 Influence de la température sur l'essai à l'orniéreur MLPC
Adaptée de Grimaux et Hiernaux (1977, pp. 167 et 172)

Il est donc très important de connaître la variation de la température dans la chaussée en fonction de l'heure de la journée. La section § 7.2.4 est consacrée à relater la fluctuation de la température à différentes profondeurs dans une chaussée, en fonction de la température ambiante.

1.9 Conclusion

Suite à cette revue de la documentation, plusieurs points importants doivent être soulignés afin d'élaborer un outil de prédiction du comportement à l'orniérage qui soit le plus représentatif possible des conditions observées dans la chaussée.

Dans un premier temps, étant donné la complexité de simuler adéquatement les conditions réelles de la chaussée par un seul essai, un compromis peut-être fait en sélectionnant un essai triaxial à chargement cyclique à confinement constant. Cet essai permet de solliciter une éprouvette en conditions homogènes et d'en déduire ainsi les propriétés intrinsèques du matériau.

Malgré certaines lacunes, ce type d'essai a été sélectionné dans le cadre de cette recherche pour réaliser les essais de caractérisation en laboratoire. Il s'agit d'un essai relativement simple qui est en mesure de représenter adéquatement la majorité des conditions observées in-situ dans une chaussée.

Finalement, en ce qui concerne la sélection d'un modèle de prédiction, ce dernier devra être en mesure de caractériser tant l'évolution de la déformation permanente du matériau que l'évolution de l'orniérage d'une structure de chaussée, tout en prenant en considération l'état de contraintes dans le revêtement et le nombre de cycles de sollicitation. De plus, il devra être en mesure de représenter le plus fidèlement possible les phases 1 et 2 de l'évolution de la déformation permanente d'un enrobé sous charge de compression tout en prenant en compte les effets générés par les variables suivantes : les contraintes tant verticales qu'horizontales

dans la chaussée, la vitesse de circulation des véhicules (fréquence de sollicitation), la charge de sollicitation et les variations de températures induites dans la chaussée.

CHAPITRE 2

MÉTHODOLOGIE ET OBJECTIFS DE LA THÈSE

2.1 Objectifs et contribution de la thèse

Actuellement, la conception des chaussées bitumineuses au Québec, basée sur une approche essentiellement empirique, permet difficilement à l'ingénieur en matériaux de faire un lien direct entre les paramètres de formulation de l'enrobé et ses performances sur route. Certes, des méthodes de conception de type mécaniste-empirique existent, telle que la méthode de conception française, mais leur transposition au contexte québécois demeure difficile compte tenu, notamment, des paramètres de calage propres à leur environnement et aux conditions de sollicitation qui leur sont spécifiques. L'objectif de cette thèse vise à développer un outil de calcul prévisionnel du comportement des enrobés vis-à-vis l'orniérage, dans une perspective mécaniste. L'outil de calcul tiendra compte notamment :

- du comportement viscoplastique de l'enrobé : utilisation d'un modèle basé sur les lois de la mécanique des milieux continus (MMC);
- des conditions de sollicitation propres au Québec : les conditions climatiques (pluie, neige, ensoleillement, cycle de gel-dégel, etc.) et du trafic des poids lourds; et
- de l'adéquation matériau – structure : calcul prévisionnel de l'orniérage (analyse à l'échelle de la structure).

L'outil de calcul a comme objectif d'offrir aux concepteurs de chaussées bitumineuses, un moyen de prédiction du comportement des enrobés face au phénomène d'orniérage au Québec. Grâce à cet outil, le concepteur pourra étudier différentes solutions potentielles de structure de chaussée dans une perspective d'analyse coût – performance et ce, tant à court qu'à long terme.

C'est essentiellement à partir de la modélisation de l'évolution de l'orniérage qu'il convient d'outiller l'ingénieur en dimensionnement pour lui permettre d'apprécier l'effet et

l'interaction de certaines variantes dans le dimensionnement, notamment le type de structure, l'épaisseur, le module complexe de l'enrobé et le module des fondations granulaires, la condition d'interface entre les couches, le milieu de sollicitation, etc. Donc, en utilisant l'outil de calcul projeté, l'ingénieur sera en mesure de concevoir une chaussée bitumineuse plus performante et plus durable tout en étant économiquement viable.

2.2 Méthodologie de la thèse

La méthodologie préconisée dans le cadre de cette thèse, en vue de la réalisation d'un tel outil de calcul prévisionnel, s'oriente autour d'un pôle : la *MODÉLISATION*. La modélisation se présente en deux volets : (1) la modélisation à l'échelle du matériau et (2) la modélisation à l'échelle de la structure de la chaussée. La démarche adoptée est donc une analyse systémique tenant compte de l'adéquation matériaux – structure. Malgré le fait que cette méthodologie soit cohérente, elle nécessite un travail de fond considérable sur plusieurs champs spécifiques complémentaires à savoir (1) la simulation des champs de contraintes et de déformations dans la structure de la chaussée pour cibler les conditions de sollicitations (2) le suivi de la température par l'entremise d'une instrumentation de la chaussée dans le but de définir une loi d'évolution de la température à l'aide des lois de transfert de la chaleur sur la base de données in-situ, (3) le développement d'un essai triaxial sur enrobé, (4) la maîtrise des aspects de métrologie, (5) la gestion de bases de données importantes issues des essais de laboratoire, (6) une bonne connaissance de la rhéologie des matériaux doués de viscosité, (7) une connaissance appropriée du comportement mécanique d'une chaussée bitumineuse et, (8) des habilités à la programmation pour la mise en forme d'un outil de calcul exploitable dans un environnement convivial pour l'ingénieur en matériau et en structure de chaussée. C'est donc dans une perspective d'ingénierie d'application que le travail de recherche a été orchestré. À cet effet, il a été choisi de :

- concentrer la réflexion sur les aspects de la structure se rapportant essentiellement aux chaussées bitumineuses et plus spécifiquement au revêtement : les matériaux

granulaires sont ici considérés comme des matériaux essentiellement élastiques, isotropes et homogènes;

- travailler à partir d'une structure de chaussée bitumineuse existante pour permettre de corréler les résultats de simulation aux données in-situ réelles; et
- caractériser le comportement à la déformation permanente de trois familles d'enrobés (ESG-10, EB-14 et GB-20) couramment utilisées au Québec comme revêtement bitumineux de chaussée.

L'outil de calcul prévisionnel a été développé dans le langage de programmation VBA® (« *Visual Basic for Applications* ») intégré dans le logiciel Microsoft Excel®. Le code de calcul de cet outil permet d'incorporer à la fois les conditions de sollicitations (température et trafic), les propriétés rhéologiques spécifiques des matériaux du revêtement ($|E^*|$, $|v^*|$ et déformation permanente) et l'évolution des champs de contraintes et de déformations dans la structure de la chaussée dans la perspective de décrire l'évolution potentielle de l'orniérage.

2.3 Cheminement de la thèse

Afin de permettre un avancement soutenu et concret, une structure de chaussée en milieu urbain de la Ville de Montréal a été sélectionnée. Ce choix a été effectué grâce aux données de suivi de performance qui ont été mises à notre disposition par le Service des infrastructures, transport et environnement de la Ville de Montréal. La structure de la chaussée retenue dans le cadre de cette recherche est schématisée à la Figure 2.1.

Le travail de recherche a débuté en laboratoire par l'étude du point de vue matériaux, de manière à préciser les paramètres de deux modèles (VESYS et ESSO) permettant de décrire l'évolution des déformations permanentes des enrobés. L'analyse de ces modèles a été discutée au Chapitre 3.

Le chapitre 4 est dédié aux calculs des champs de contraintes dans le revêtement et dans la chaussée. Pour ce faire des simulations ont été réalisées à l'aide du logiciel ALIZÉ-LCPC®

afin de déterminer le chemin de contraintes dans le revêtement de la chaussée sélectionnée sous l'action du déplacement d'une charge circulaire de référence.

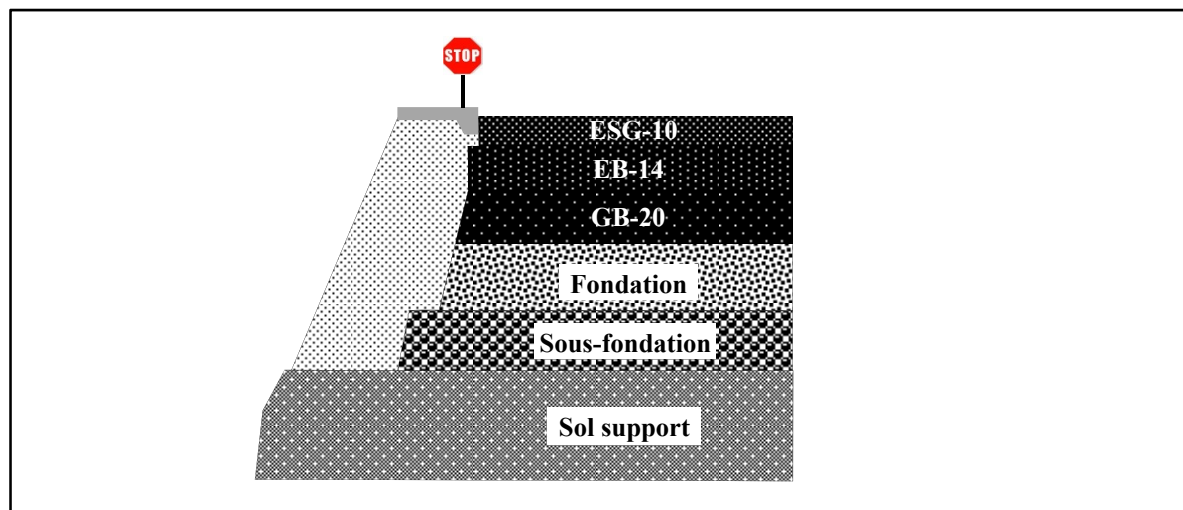


Figure 2.1 Structure de la chaussée sélectionnée

Le chemin de contrainte représentatif sert à cerner les conditions de sollicitations à appliquer sur des échantillons lors des essais en laboratoire. Suite à cette étape, la description des essais de caractérisation et des matériaux utilisés pour cette recherche sont décrits en détails dans le Chapitre 5.

Finalement, pour compléter l'étude à l'échelle du matériau, le Chapitre 6 décrit et analyse l'ensemble des résultats obtenus des différents essais de caractérisation en laboratoire en vue de déterminer les valeurs de modules complexes, la performance à l'orniérage MLPC et l'évolution des déformations permanentes obtenue des essais de compression sinusoïdale sur les enrobés sélectionnés. Le fruit de ces essais thermomécaniques permet de définir d'une part la rhéologie à petites déformations des enrobés ($|E^*|$) pour le calcul des champs de contraintes au sein du revêtement de la structure de la chaussée et, d'autre part, celle à grandes déformations en vue de comptabiliser le cumul des déformations permanentes des enrobés suivant les conditions de sollicitations représentatives des conditions réelles (cycles de température et de chargement). La Figure 2.2 illustre l'ensemble de la démarche à l'échelle du matériau.

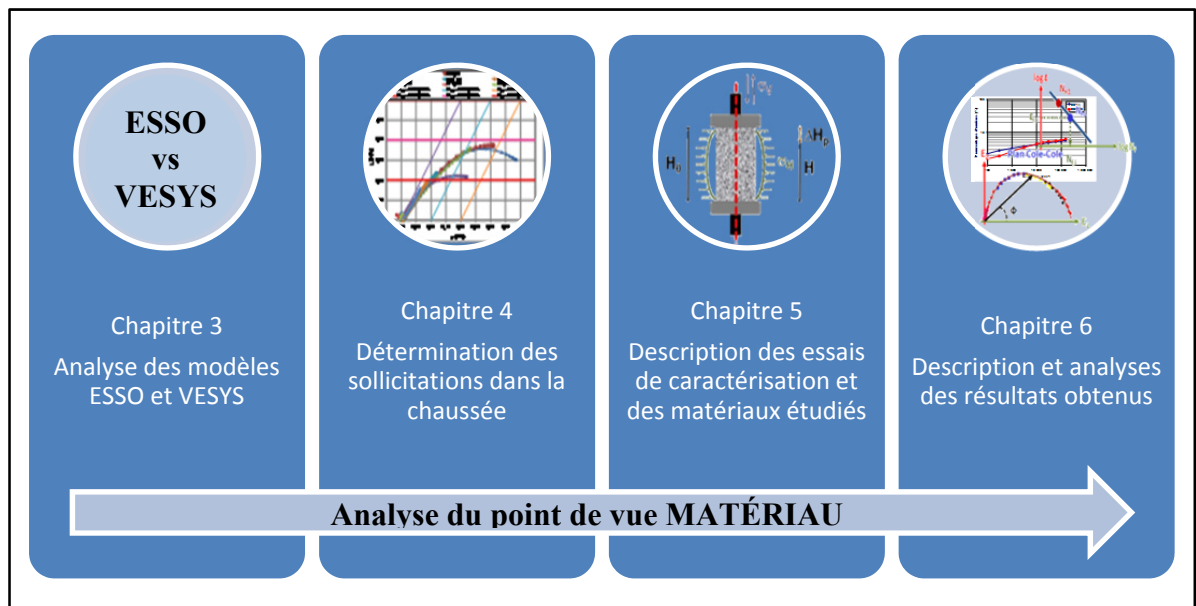


Figure 2.2 Cheminement de la thèse PARTIE A : Analyse du point de vue MATÉRIAU

Dans un deuxième temps, la recherche s'est déroulée du point de vue de la structure de la chaussée. L'analyse du point de vue chaussée débute par l'analyse de la méthodologie proposée pour calculer l'évolution de l'orniérage de chaussées bitumineuses : l'approche ESSO. Suite à cette analyse, une méthodologie de prédiction de l'évolution des ornières dans la chaussée est sélectionnée et articulée par la mise sur pied de l'Outil de Prédiction de l'Évolution du Comportement des Chaussées (OPECCC©) (Chapitre 7).

Par la suite, sachant que l'orniérage est fortement tributaire de la température, une sous-section traite de l'évolution de la température dans la structure de la chaussée et de la mise sur pieds d'un algorithme de calcul servant à définir l'évolution des gradients de température dans le revêtement en fonction de la température de l'air environnant à laquelle est assujettie la structure de chaussée. Suivant cette élaboration, une section analyse la sensibilité de la méthodologie ESSO sélectionnée vis-à-vis le calcul prévisionnel de l'évolution de l'orniérage. Cette analyse s'effectue en fonction d'une analyse paramétrique des différents coefficients du modèle ESSO, coefficients qui décrivent l'évolution des déformations permanentes des enrobés. Finalement, la dernière section présente les simulations effectuées

à l'aide d'OPECC© afin de valider l'outil de prédiction. La Figure 2.3 résume le cheminement envisagé dans le cadre de cette thèse.

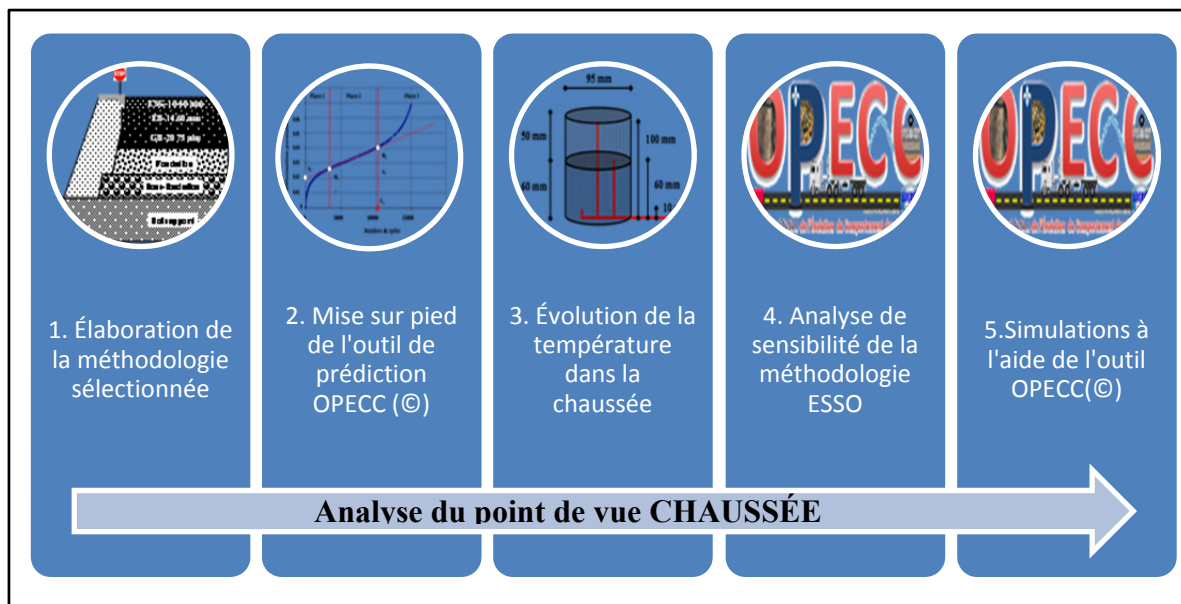


Figure 2.3 Cheminement de la thèse PARTIE B : Analyse du point de vue CHAUSSÉE

CHAPITRE 3

ANALYSE DES MODÈLES ESSO ET VESYS – POINT DE VUE MATÉRIAU

3.1 Introduction

Tel que mentionné à la section § 1.7.3, deux modèles, visant à décrire le taux de déformation permanente des enrobés bitumineux, ont retenu l'attention dans la revue de la littérature soit, le modèle ESSO et le modèle VESYS. Ces modèles ont été élaborés à partir d'essais de compression cycliques, représentatifs des conditions des sollicitations observées dans le revêtement lors du passage de poids lourds. Ce chapitre vise à exposer les principes à la base de ces deux modèles et à faire ressortir celui qui est le mieux adapté à nos besoins en vue de prédire l'évolution de l'orniérage du revêtement d'une chaussée bitumineuse.

3.2 Modèle ESSO

3.2.1 Origine

Le modèle ESSO est le résultat de plusieurs recherches effectuées entre autres par B. Célaré et G. Aussedat sous la supervision de M. Ch. Gaestel du Centre de recherches de la compagnie ESSO SAF de Mont-Saint-Aignan en France (Célaré 1977 et Aussedat 1977).

3.2.2 Présentation du modèle

Il a été mis en relief que quatre facteurs indépendants jouent un rôle déterminant sur le taux de déformation permanente (ϵ) d'un enrobé soumis à une compression cyclique sinusoïdale, soit : (1) la contrainte verticale (σ_v), (2) la contrainte horizontale (σ_h), (3) la température - T et (4) la fréquence (fr). Ces quatre facteurs influencent de manières distinctes le comportement des enrobés vis-à-vis sa déformation permanente. Et l'utilisation du modèle ESSO permet l'intégration de l'ensemble de ces facteurs. Le modèle ESSO s'écrit :

$$\log(\dot{\epsilon}) = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D (T - 30) + F \log (f_r / 10) \quad (3.1)$$

Les constantes du modèle ESSO sont déterminées par des séries d'essais en laboratoire. L'Annexe I donne la séquence à réaliser pour définir les constantes A, B, C, D et F pour un matériau donné. Globalement, il faut un minimum de 9 essais pour définir les 5 constantes du modèle ESSO d'un enrobé. Les travaux de la section § 6.4.6, chercherons à réduire le nombre de constantes à quatre en s'appuyant sur le principe d'équivalence temps-température (PETT). Dans ces conditions, le nombre d'essais est réduit à 7. Le Tableau 3.1 présente le cadre minimal des essais à réaliser pour préciser les coefficients du modèle ESSO.

Tableau 3.1 Cadre des essais à réaliser pour obtenir les constantes du modèle ESSO

Constantes	Conditions d'essais	Nombre d'éprouvettes	Figures de référence (Annexe I)
A, B	<ul style="list-style-type: none"> • σ_V = variable (0,2, 0,4 et 0,6 MPa) • σ_H = 0,0 MPa • T_{ref}° = 30°C • $f_{r_{ref}}$ = 10 Hz 	3	A I-1 et A I-2
C	<ul style="list-style-type: none"> • σ_V = 0,6 MPa • σ_H = variable (0,0, 0,1 et 0,2 MPa) • T_{ref}° = 30°C • $f_{r_{ref}}$ = 10 Hz 	2	A I-3 et A I-4
D	<ul style="list-style-type: none"> • σ_V = 0,6 MPa • σ_H = 0,0 MPa • T_{ref}° = variable (30, 40 et 50°C) • $f_{r_{ref}}$ = 10 Hz 	2	A I-5 et A I-6
F	<ul style="list-style-type: none"> • σ_V = 0,6 MPa • σ_H = 0,0 MPa • T_{ref}° = 30°C • $f_{r_{ref}}$ = variable (1, 5 et 10 Hz) 	2	A I-7 et A I-8

La Figure 3.1 montre la relation entre la déformation permanente et le nombre de cycles d'un essai de compression cyclique sinusoïdale réalisé sur un enrobé ESG-10 (courbe en rouge) et celle décrite par le modèle ESSO (droite bleue). On constate que le modèle ESSO surestime

l'intensité des déformations permanentes de la phase 1 et sous-estime celle de la phase 3 (Figure 3.1). Par ailleurs, ce modèle représente adéquatement l'intensité des déformations permanentes de la phase 2. Notons que la phase 2 constitue la phase maîtresse du comportement d'un enrobé vis-à-vis ses déformations permanentes. La sous-estimation de l'intensité des déformations permanentes de la phase 3 n'apporte que peu d'effet sur le calcul prévisionnel de la déformation permanente du matériau. En effet, cette dernière constitue la phase où il y aura rupture du matériau et les résultats associés à cette phase sont incertains (Perraton et coll. 2011). Or, on cherche dans le dimensionnement à définir une structure de chaussée permettant justement de ne pas atteindre cette intensité de déformations au sein de l'enrobé au cours de la vie utile de l'ouvrage. Par ailleurs, le fait de surestimer les déformations permanentes de la phase 1 représente certes une incertitude du modèle. Mais, puisque cette phase se déroule sur un très petit nombre de cycles de sollicitation et, de surcroît en début du cycle de vie d'une chaussée, l'effet de son imprécision en est amoindri.

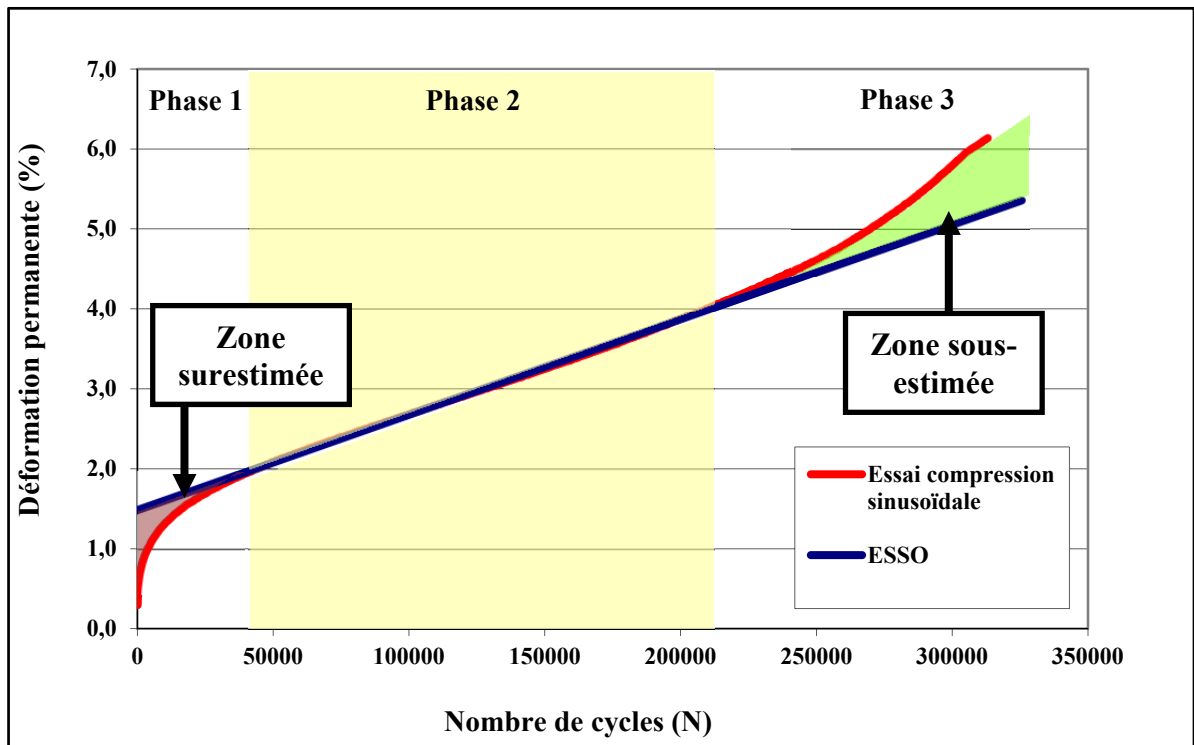


Figure 3.1 Évolution des déformations permanentes en fonction du nombre de cycles, comparaison entre le modèle ESSO et les résultats d'un essai de compression cyclique sinusoïdale (ESG-10, $\sigma_V = 0,4$ MPa; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $T^\circ = 40^\circ\text{C}$ et $fr = 5$ Hz)

3.2.3 Limitation du modèle ESSO

Aussedat (1977) souligne que le modèle ESSO n'est valable que si la contrainte verticale σ_v est inférieure à 10^6 N/m². Cette limitation ne constitue pas à proprement parler un obstacle majeur, car dans le revêtement, les contraintes les plus sévères découlant d'essieux surchargés, ne dépassent que très rarement la valeur de $0,8 \cdot 10^6$ N/m² et pratiquement jamais $1,2 \cdot 10^6$ N/m².

Par ailleurs, le modèle ESSO a été développé pour le cas de structure de chaussée dont la rigidité de la fondation est plus importante que celle du revêtement. Les essais triaxiaux de laboratoire mené par Aussedat se limitant à un confinement positif ne permettent pas de statuer sur le comportement sous confinement négatif de l'enrobé, lequel est observé à la base du revêtement d'une chaussée bitumineuse sur fondation granulaire (fondation souple). Nous traiterons en détails cet aspect à la section § 4.4.

3.2.4 Conclusion

En dépit du fait que l'application du modèle ESSO présente certaines limitations, ce modèle est fort intéressant puisqu'il intègre les paramètres essentiels qui entrent en jeu dans le comportement visco-plastique de l'enrobé.

Dans l'optique de calculer l'évolution de l'orniérage du revêtement d'une chaussée en service, l'application du modèle ESSO est avantageux. En effet, simple d'application et facile à considérer dans le contexte d'une structure de chaussée, le modèle ESSO intègre l'ensemble des facteurs déterminants vis-à-vis du comportement visco-plastique de l'enrobé. Il suffit, à l'échelle de l'ouvrage, de quantifier l'évolution des facteurs déterminants (σ_v , σ_H , T° et f_r), de les considérer dans le modèle et d'intégrer le cumul des déformations de chacune des couches bitumineuses pour en connaître l'évolution de l'orniérage du revêtement.

3.3 Modèle VESYS

3.3.1 Origine

VESYS est un module de calcul de l'orniérage fondé sur une approche mécaniste probabiliste (Zhou et Scullion 2002). Le module VESYS a été élaboré sous la supervision de M. Bill Kenis au « *Federal Highway Administration* » au début des années 80. À ce jour, cet outil de calcul en est à sa cinquième version et peut dorénavant être intégré sous l'interface Windows grâce aux travaux du « *Texas Transportation Institute (TTI)* ».

3.3.2 Présentation du modèle VESYS

Selon VESYS, la déformation permanente ε_p d'un matériau sujet à une charge simple peut s'exprimer selon la relation suivante :

$$\varepsilon_p (N) = f (\sigma, \xi, T, M) \quad (3.2)$$

où σ , ξ , T et M représentent respectivement les contraintes induites, la durée de chargement, la température et le degré d'humidité. Pour décrire l'évolution des déformations permanentes d'un enrobé, le module VESYS fait référence à une loi de puissance mettant en relation le taux de déformation, le nombre de cycles, N , et l'intensité de la déformation appliquée (ε_r : déformation résiliente, élastique). On a :

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dN} = \varepsilon_{pn}(N) = \mu * \varepsilon_r * N^{-\alpha} \quad (3.3)$$

Pour faciliter l'écriture, la relation (3.3) désignera le modèle VESYS. À première vue, on constate que le modèle VESYS est biaisé puisque le taux de déformation permanente s'exprime en fonction du nombre de cycles. En effet, cette façon de faire ne permet pas une représentation juste du comportement de l'enrobé lorsqu'il est soumis à des cas de chargement variables en cours d'essai. Pour illustrer ce propos, considérons le cas montré à

la Figure 3.2 où un enrobé est soumis à une charge de très faible intensité (cas 1) pendant un très grand nombre de cycles avant d'être soumis, à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle, à une charge de très forte intensité (cas 2). En changeant la charge à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle, l'évolution de la déformation permanente décrite par la courbe tracée pour le cas #1 doit alors être modifiée selon le modèle VESYS. Dans cette situation, le modèle VESYS sous-estime le taux de déformation à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle en y associant une valeur correspondante à $\dot{\epsilon}_N^2$. L'évolution de la déformation permanente se définit alors selon celle décrite par le cas 2 à partir du point A ($\dot{\epsilon}_N^2$). L'évolution de la déformation permanente est alors représentée par la courbe identifiée VESYS à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle (courbe en trait plein noir – Figure 3.2).

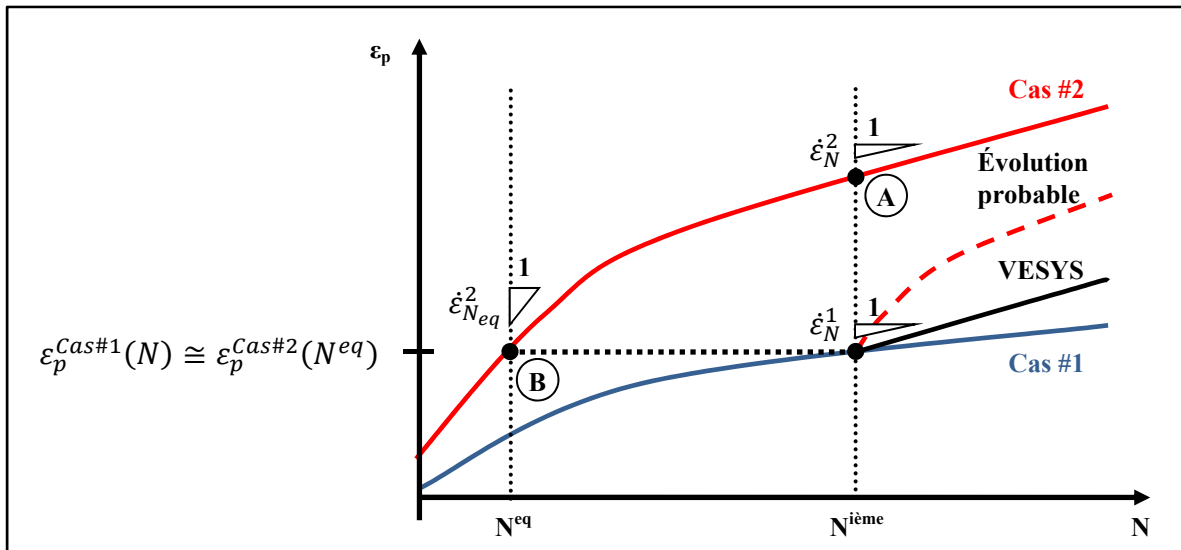


Figure 3.2 Évolution de la déformation permanente selon le modèle VESYS sous l'action d'une charge de faible intensité (Cas #1), d'une charge de forte intensité (Cas #2) et sous l'action combinée des Cas #1 et #2 à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle

Or, le profil de cette courbe n'est pas représentatif du comportement attendu du matériau. Il est plus réaliste de penser qu'à ce stade le comportement du matériau serait plutôt similaire à celui observé pour le cas 2 de chargement en regard du niveau de déformation permanente atteint : $\epsilon_p^{Cas\#1}(N) \cong \epsilon_p^{Cas\#2}(N^{eq})$ (point B). En effet, après $(N-1)$ cycles, la déformation permanente alors cumulée sous faible intensité de charge (cas 1) est comparable à celle au N_{eq} cycle, mais sous forte intensité de charge (voir Fig. 3.2). En conséquent, le taux de déformation à considérer à partir du $N^{\text{ième}}$ cycle devrait s'apparenter d'avantage à $\dot{\epsilon}_{N^{eq}}^2$ (pt.

B), plutôt qu'à la valeur associée par le modèle VESYS et correspondant alors à $\dot{\epsilon}_N^2$ (pt A). La Figure 3.2 illustre en quelque sorte le comportement attendu que devrait décrire le modèle VESYS. Au $N^{\text{ième}}$ cycle de sollicitation, il serait plus approprié de translater le profil de l'évolution de la déformation permanente du cas 2, après N_{eq} cycles, à celui atteint après $(N-1)$ cycles de sollicitations du cas 1, ce que le modèle de VESYS ne permet pas de faire.

3.3.3 Limitation du modèle VESYS

Bien que le modèle VESYS ne soit pas en mesure de représenter convenablement l'évolution de la déformation permanente, il n'en demeure pas moins qu'il est couramment utilisé aux États-Unis pour décrire l'évolution de l'orniérage dans les logiciels de dimensionnement de chaussées (VESYS5M et MEPDG). Cependant, le modèle VESYS (loi de puissance) ne représente pas fidèlement toutes les phases de la déformation permanente de l'enrobé (Fig. 3.3). Par contre, ce modèle, comparativement au modèle ESSO, représente adéquatement l'évolution de la déformation permanente de la phase 1. À partir de la phase 2, le modèle sous-estime les déformations permanentes et les écarts deviennent de plus en plus significatifs avec le nombre de cycles. Cette constatation est d'autant plus critique du fait que la phase 2 est longue et représente la phase la plus fondamentale quant au comportement visco-plastique de l'enrobé.

Un deuxième élément important à souligner est le fait que lors des calculs de l'orniérage à l'échelle de la structure, il est usuel de convertir les sollicitations associées aux différentes configurations de poids lourds en ÉCAS pour faciliter ainsi les calculs. Cette façon de faire fait en sorte de diminuer l'impact de l'hypothèse que les auteurs du logiciel VESYS présument comme étant que :

$$\sum (\epsilon_p(N) + \epsilon_r(N)) = \text{constante} = \epsilon \text{ au } 200^{\text{ième}} \text{ cycles} \quad (3.4)$$

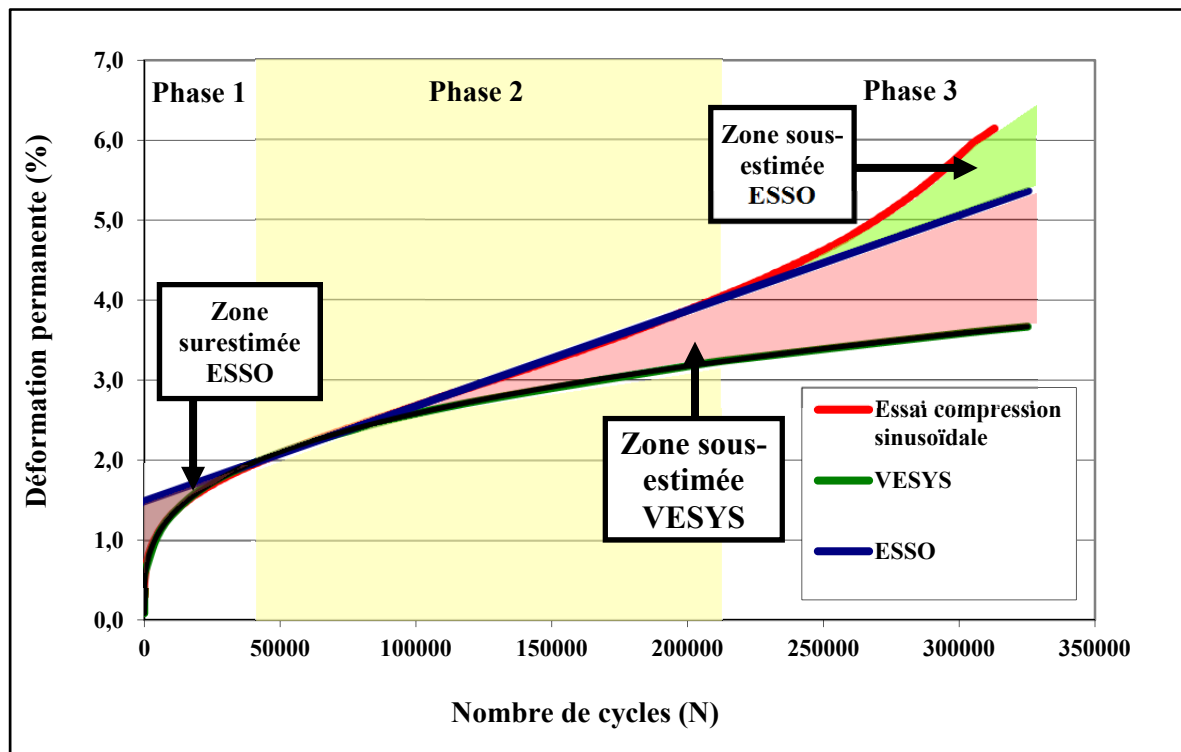


Figure 3.3 Évolution des déformations permanentes en fonction du nombre de cycles, comparaison entre les modèles VESYS et ESSO et les résultats d'un essai de compression cyclique sinusoïdale (ESG-10, $\sigma_v = 0,4$ MPa; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $T^\circ = 40^\circ\text{C}$ et $f_r = 5$ Hz)

3.3.4 Le modèle VESYS et l'indépendance du nombre de cycles de sollicitation

Est-il possible et judicieux de réécrire l'équation du modèle VESYS (équation 3.3) sous une forme où le nombre de cycles n'interviendrait pas directement dans l'équation ?

Si on pose :

$$\dot{\varepsilon} = \mu * \varepsilon_r * N^{-\alpha} \quad (3.3)$$

On obtient suite à l'application de l'intégrale par rapport à N :

$$\varepsilon_p = \mu \varepsilon_r \left(\frac{1}{1-\alpha} \right) N^{-\alpha+1} \quad (3.5)$$

Si on isole le facteur N, pour le substituer dans l'équation 3.3, de l'équation 3.5 on obtient :

$$N^{-\alpha} = \left(\frac{\varepsilon_p (1-\alpha)}{\mu \varepsilon_r} \right)^{\frac{-\alpha}{1-\alpha}} \quad (3.6)$$

De l'équation 3.3 et 3.6 on a :

$$\frac{\partial \varepsilon_p}{\partial N} = \mu \varepsilon_r \left(\frac{\varepsilon_p (1-\alpha)}{\mu \varepsilon_r} \right)^{\frac{-\alpha}{1-\alpha}} \quad (3.7)$$

Si on simplifie l'équation 3.7 afin d'obtenir l'évolution du taux de la déformation permanente, $\dot{\varepsilon}$, on obtient :

$$\dot{\varepsilon} = (\mu \varepsilon_r)^{\frac{\alpha}{1-\alpha}+1} (\varepsilon_p)^{\frac{-\alpha}{1-\alpha}} (1-\alpha)^{\frac{-\alpha}{1-\alpha}} \quad (3.8)$$

En regroupant les facteurs qui peuvent être considérés comme constants, soit les facteurs μ et α qui n'interviennent pas sur les facteurs ε_p et ε_r on obtient alors l'équation suivante :

$$\dot{\varepsilon} = (\varepsilon_r)^{\frac{1}{1-\alpha}} (\varepsilon_p)^{\frac{-\alpha}{1-\alpha}} B^* \quad (3.9)$$

où B^* devient une nouvelle constante associée au type d'enrobé. On peut réécrire l'équation 3.10 sous la forme du modèle ESSO pour fin de comparaison, on trouve alors :

$$\log \dot{\varepsilon} = \left(\frac{1}{1-\alpha} \right) (\log \varepsilon_r) - \left(\frac{\alpha}{1-\alpha} \right) (\log \varepsilon_p) (\log B^*) \quad (3.10)$$

Selon l'équation 3.10, qui résume la nouvelle adaptation du modèle VESYS sans l'interaction du nombre de cycles, on voit que cette équation dépend de ε_p et ε_r . C'est donc dire qu'elle dépend de la température, de la fréquence de sollicitation et des niveaux de contraintes. Cette loi ne dépend plus du nombre de cycles mais elle devient beaucoup plus complexe à élaborer et à définir pour les enrobés.

3.4 Conclusion

Malgré les lacunes et les avantages des modèles ESSO et VESYS à définir adéquatement l'évolution du taux de déformation permanente pour l'ensemble du comportement visco-plastique de l'enrobé, on procédera à l'analyse de chacun d'entre eux lors de la réalisation des essais de compression cyclique sinusoïdal. On cherchera alors, selon nos résultats, à déterminer lequel est le plus simple à définir mais surtout lequel est le plus apte à représenter avec justesse l'ensemble des résultats issus des différentes conditions de sollicitations en laboratoire.

CHAPITRE 4

SOLLICITATIONS INDUITES DANS LA CHAUSSEE ET LEURS IMPACTS SUR L'ÉTALONNAGE DES MODÈLES ESSO ET VESYS

4.1 Introduction

Afin de déterminer les niveaux de sollicitations mécaniques à considérer dans les essais de compression sinusoïdales, on propose d'analyser les chemins de contraintes $p - q$ pour les différentes sollicitations induites dans la chaussée selon des cas de chargement spécifiques.

4.2 Outil de modélisation

L'analyse des chemins de contraintes a été réalisée à l'aide du logiciel ALIZÉ-LCPC® pour la structure de chaussée bitumineuse type et semblable à celle mise en œuvre au Québec. Cette chaussée est présentée à la Figure 4.1 et définie au Tableau 4.1 et ce, pour une section carrée de 2 m par 2 m dans le plan X0Y (Fig. 4.2).

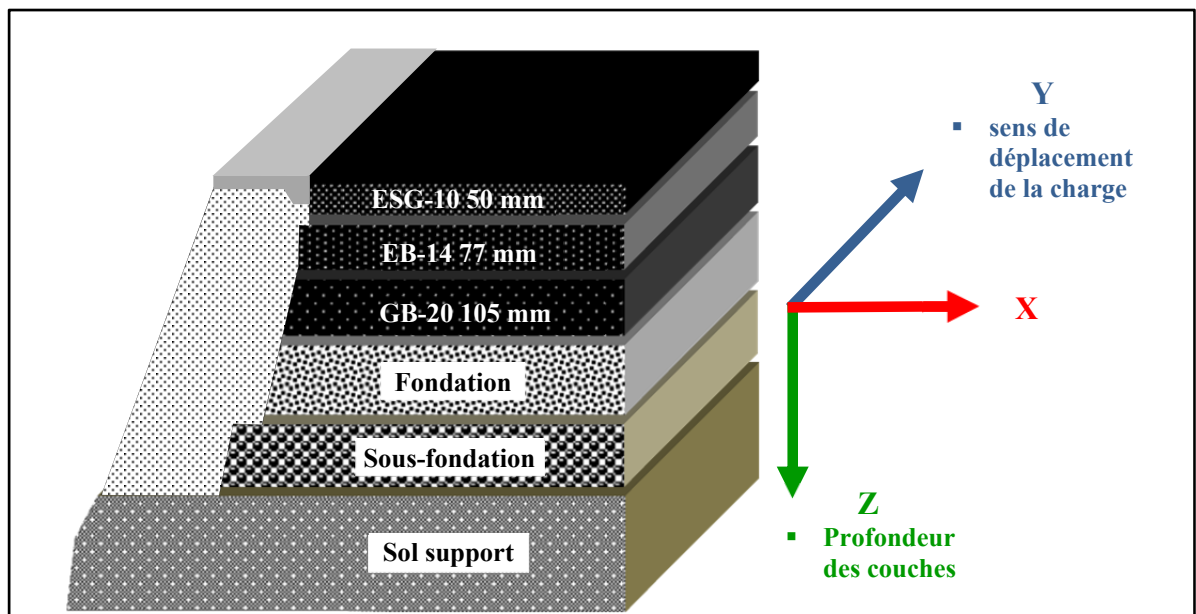


Figure 4.1 Définition de la structure de chaussée bitumineuse type

Tableau 4.1 Caractéristiques des couches de la structure de chaussée bitumineuse type

	Matériaux	Épaisseur (mm)	Module (MPa) ¹	Coef. de Poisson (ν)	Interface
Structure de chaussée	ESG-10	50	7541	0,35	Collée
	EB-14	77	7764	0,35	Collée
	GB-20	105	6882	0,35	Collée
	Fondation	500	360	0,45	Collée
	Sous-fondation	500	360	0,45	Collée
Infra	Sol support	∞	20	0,45	Collée
(1) 15°C – 10 Hz					

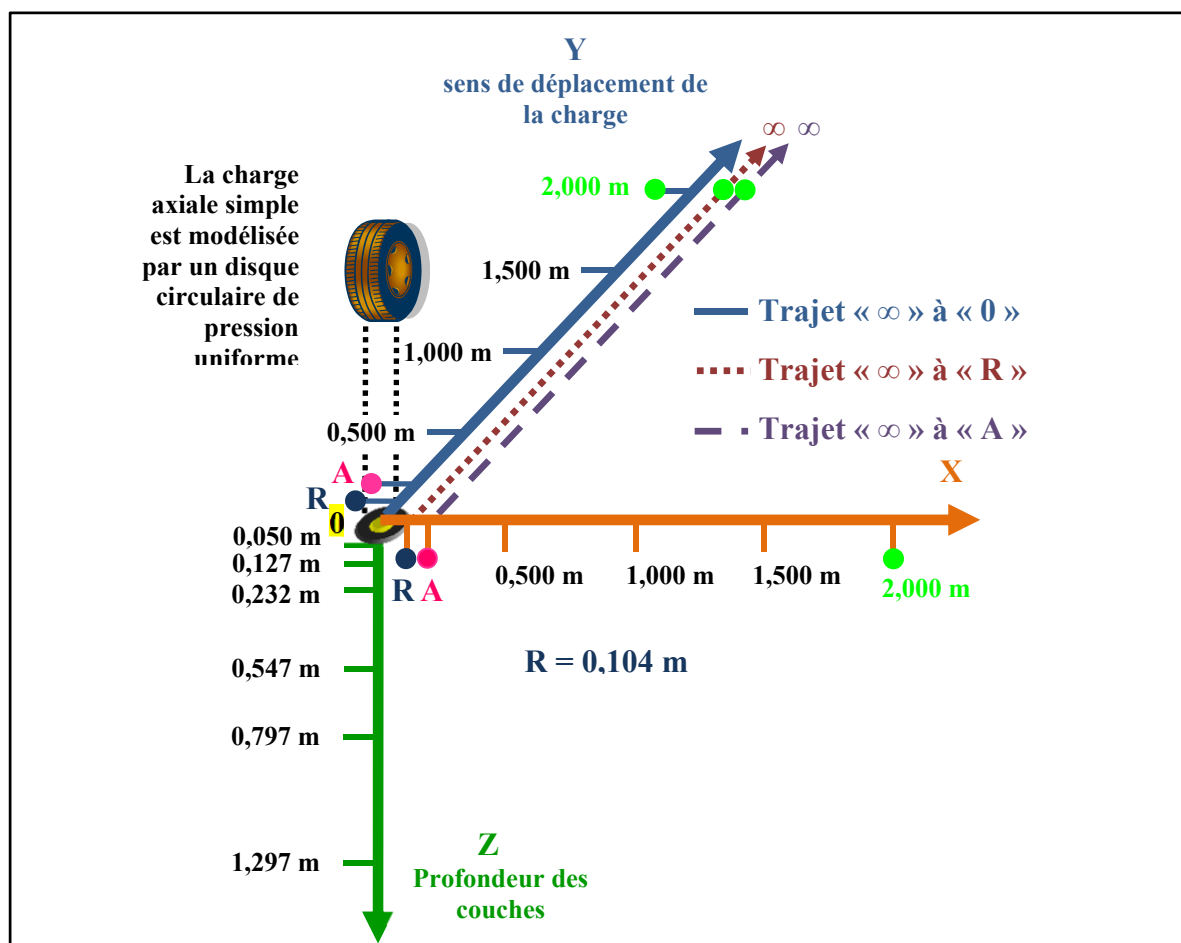


Figure 4.2 Représentation schématique du plan « XYZ » et des points de mesure

Les calculs dans ALIZÉ-LCPC® se fondent sur le modèle de Burmister développé pour calculer les contraintes et les déformations dans un massif multicouches élastiques semi-

infini constitué de « n » couches de matériaux, isotropes, homogènes et d'épaisseurs finies reposant sur une couche de sol support d'épaisseur infinie. Outre les épaisseurs respectives de chaque couche empilée, seul le module élastique et le coefficient de Poisson des matériaux (E_i et ν_i) ainsi que les conditions de continuité aux interfaces (collées ou glissantes) sont requis pour définir le massif.

Il est important de mentionner que les modules, pour les couches de sol support (20 MPa), de fondation et de sous-fondation (360 MPa), sont en partie basés selon la méthode de formulation française décrite dans le guide technique du SETRA LCPC 1994 pour la conception et le dimensionnement des structures de chaussée.

4.3 Analyse des chemins de contrainte suite au passage d'une charge mobile

4.3.1 Introduction

En considérant le modèle de Burmister appliqué à la chaussée et selon les résultats obtenus et présentés à l'Annexe II, on peut valider les analyses de Sohm (Sohm 2010) quant à l'effet d'une charge axiale circulaire simple mobile. Soulignons que pour ces calculs le rayon de charge circulaire (R) pour un ECAS de 32,5 kN est de 0,125 m tel que défini en France et qu'en conséquence la contrainte correspond à 662 kPa :

- l'application d'une charge circulaire simple possède un caractère axisymétrique. C'est-à-dire que les états de contraintes sont identiques sur tous les points situés sur un cercle de centre (X, Y) et de rayon « r ».
- la distance d'influence, par rapport au point central de chargement, est inférieure à 50 cm dans la chaussée. Au-delà de cette valeur, l'intensité des contraintes devient faible et peut même être négligée.
- le moment le plus défavorable se situe non pas lorsque le centre de la charge est au point « 0 » mais bien lorsqu'il est au point « A », point qui correspond à l'approche de la charge vers le point « 0 » (voir Fig. 4.3). De plus, sachant que le trajet de « B » vers « A » est beaucoup plus long que le trajet de « A » vers « 0 », il serait judicieux

d'être en mesure de solliciter des éprouvettes en laboratoire selon ce cheminement de contraintes – trajet « B » vers « A » plutôt que le trajet « A » vers « 0 ». En effet, le trajet B – A est plus long et par le fait même plus contraignant pour le matériau (taux de déformation faible).

- l'état des contraintes évolue en fonction de la profondeur (z). Des états de contraintes horizontales en compression (confinement positif) sont enregistrés en haut du revêtement (jusqu'à ± 12 cm) en même temps que des états de contraintes horizontales en traction (confinement négatif) dans le bas du revêtement. Ce changement de condition influence les vitesses de déformations permanentes de l'enrobé. Nous sommes d'avis que l'importance des déformations permanentes sous confinement négatif de l'enrobé joue un rôle déterminant quant à l'orniérage. L'orniérage est un phénomène global du revêtement qui dépend non seulement des couches supérieures du revêtement mais également des couches au bas du revêtement.

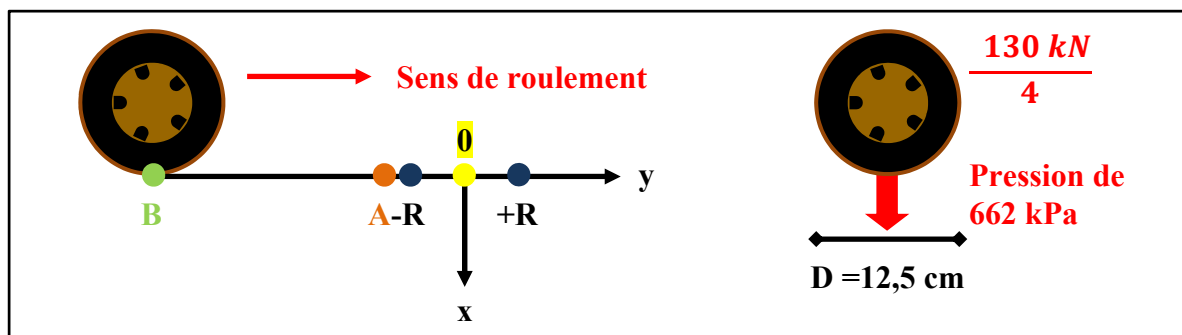


Figure 4.3 Localisation des points et trajets d'analyse des contraintes (« 0 » : point d'observation, « R » : rayon de la charge circulaire appliquée et « A » point légèrement supérieur à « R »)

Par ailleurs, on a cherché à comprendre l'effet d'un jumelage sur le champ de contraintes – déformations dans le revêtement. En considérant le passage d'un essieu jumelé assimilé à l'action d'une charge circulaire jumelée mobile (Fig. 4.4), les calculs avec Alizé montrent :

- l'ordre de grandeur des contraintes p et q est légèrement supérieur à celui observé pour le cas d'une charge axiale simple mobile dans le revêtement.

- les contraintes maximales observées se situent directement sous une des charges et non au centre du jumelage.

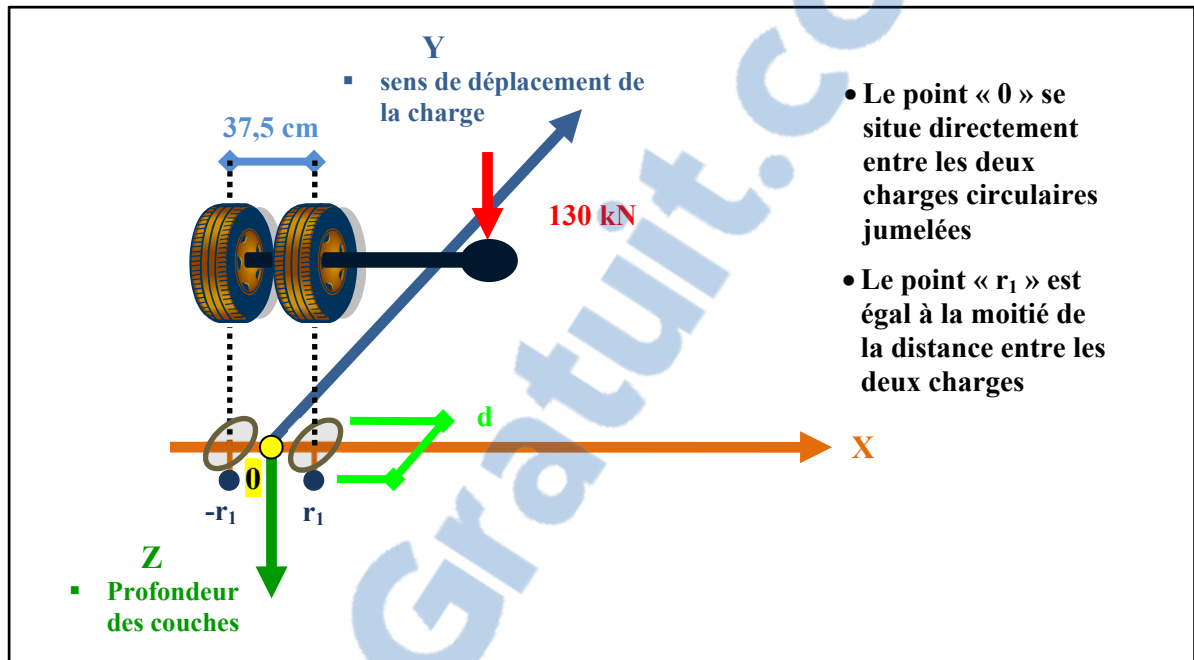


Figure 4.4 Schématisation du jumelé axial simple standard français considéré pour l'analyse des chemins de contrainte (p – q)
($r_1 = 18,75$ cm ; $d = 25,0$ cm)

Bien que ces analyses soient très instructives, elles ne permettent pas de mettre en perspective l'influence de l'évolution de la température dans la chaussée, et par conséquent de la rigidité des matériaux utilisés dans le revêtement, sur le champ de contraintes.

4.3.2 Influence de la rigidité de la fondation sur l'état de contrainte dans le revêtement

Pour vérifier l'influence de la rigidité de la fondation sur l'état de contrainte dans le revêtement, on a cherché à déterminer les chemins de contraintes en variant essentiellement la rigidité des couches de la structure avec les cas de figures donnés au Tableau 4.2. Les résultats de ces simulations sont présentés à la Figure 4.5.

Tableau 4.2 Cas de figures analysés pour mettre en relief l'évolution des contraintes dans le revêtement sous différentes configurations dans le cas de la structure de chaussée étudiée (Figure et Tableau 4.1)

Configuration		Cas (a)	Cas (c)	Cas (d)
		Fondation souple / revêtement à température constante	Fondation rigide / revêtement à température constante	Fondation souple / température variable dans le revêtement (T° maximale)
ESG-10 (5,0 cm)	Température ($^{\circ}\text{C}$)	15,0	15,0	55,0
	Module (MPa)	7541	7541	150
	$ \nu^* $	0,35	0,35	0,35
EB-14 (7,7 cm)	Température ($^{\circ}\text{C}$)	15,0	15,0	48,0
	Module (MPa)	7764	7764	158
	$ \nu^* $	0,35	0,35	0,35
GB-20 (10,5 cm)	Température ($^{\circ}\text{C}$)	15,0	15,0	45,0
	Module (MPa)	6882	6882	407
	$ \nu^* $	0,35	0,35	0,35
Fondation (100,0 cm)	Module (MPa)	360	7000	360
	ν	0,35	0,35	0,35
Infra (∞)	Module (MPa)	20	20	20
	ν	0,35	0,35	0,35

Dans un premier temps, une analyse a été réalisée à partir d'ALIZÉ-LCPC® pour mettre en relief les différences entre un revêtement posé sur une fondation souple (cas a) et un revêtement posé sur une fondation rigide (cas c). Dans les deux cas, la température du revêtement est considérée constante et fixée à 15°C .

Les résultats présentés à la Figure 4.5(c) permettent de constater qu'effectivement la contrainte moyenne dans le revêtement demeure positive indépendamment de la profondeur lorsque la fondation est plus rigide (cas c) que le revêtement : aucune contrainte de traction n'y est alors observable. Pour ce type de structure, les champs de contraintes sont toujours sans ou avec confinement positif. Ce sont les conditions de sollicitations usuellement reproduites en laboratoire (essais avec confinement nul et/ou positif) et retenues pour déterminer les constantes du modèle ESSO. Par ailleurs, l'état de contraintes, dans une

structure de chaussée bitumineuse dont le revêtement s'avère être plus rigide que les couches sur lesquelles il repose, présente des contraintes de confinement négatif, avec traction à la base du revêtement (Fig. 4.5(a)).

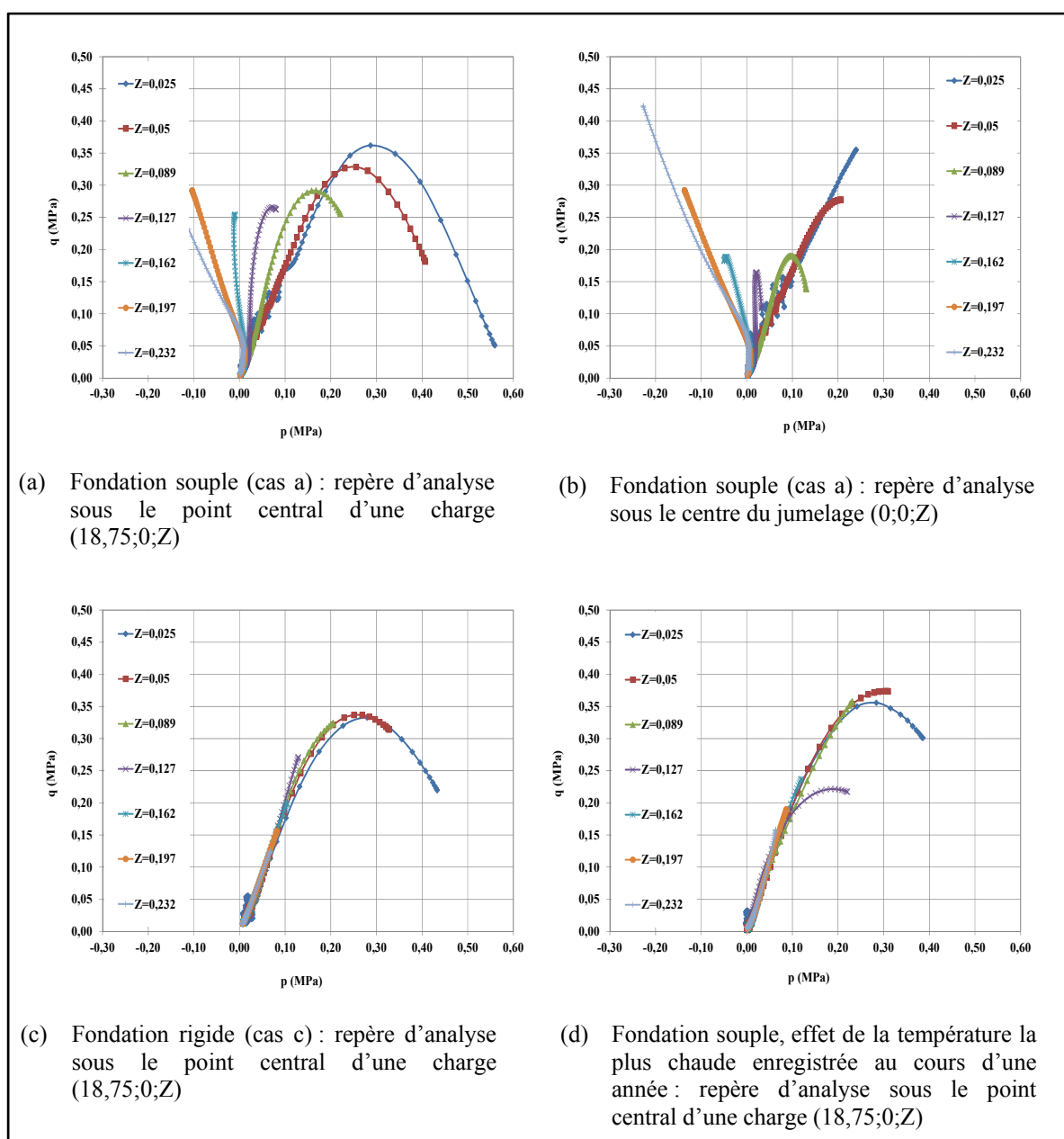


Figure 4.5 Chemins de contraintes à différentes profondeurs et selon différentes conditions de sollicitation pour les cas de figure du Tableau 4.2



De plus, afin de cerner les écarts de contraintes dans le revêtement, une évaluation des différences d'emplacement selon que l'on se place tout juste sous le centre d'une des charges du jumelage ou au centre du jumelage a été réalisée. En considérant les chemins de contraintes pour un revêtement posé sur une fondation souple, on constate que les déviateurs de contraintes tout juste sous le centre du jumelage (Fig. 4.5(b)) sont inférieurs à ceux calculés sous le centre de l'une des charges (Fig. 4.5(a)) et ce, pour chacune des valeurs de « Z ». En conséquent, pour le calcul de l'évolution de l'orniérage, il sera donc plus approprié de considérer les contraintes induites dans la chaussée sous la charge plutôt que celles au centre du jumelage.

4.3.3 Influence de la température sur les champs de contraintes dans le revêtement

Une autre simulation a été réalisée afin de voir l'influence des températures chaudes sur le champ des contraintes dans le revêtement alors qu'il repose sur une fondation souple. D'après les conditions énoncées pour le cas d (voir Tableau 4.2), nous pouvons montrer qu'aucune zone de traction n'est observable dans le revêtement lorsque la température est élevée dans le revêtement reposant sur une fondation souple (voir Fig. 4.5(d) : p est toujours positif). Cette situation est tout à fait observable au Québec, dans la région de Montréal en période estivale. C'est donc dire qu'aux températures chaudes, conditions pour lesquelles le phénomène d'orniérage est prépondérant, la structure d'une chaussée bitumineuse se comporte essentiellement comme une structure à fondation rigide : toutes les couches du revêtement présentent un confinement positif. L'application du modèle ESSO, pour la prédiction de l'orniérage, s'avère donc être tout à fait rigoureuse dans ce cas précis.

Suite à cette observation, nous avons cherché à préciser l'évolution de la section en compression du revêtement selon différentes températures considérées. La Figure 4.6 présente l'évolution de la section du revêtement assujettie à un confinement négatif (traction) et positif (compression) en fonction de la température. La portion du revêtement dont le confinement est positif (compression) augmente avec la température : l'axe neutre tend à se déplacer vers le bas. De plus, le revêtement est entièrement dans un état de confinement

positif à partir de 45°C alors qu'il tend vers un minimum de 50% d'épaisseur en compression pour les températures les plus basses ($< 0^{\circ}\text{C}$).

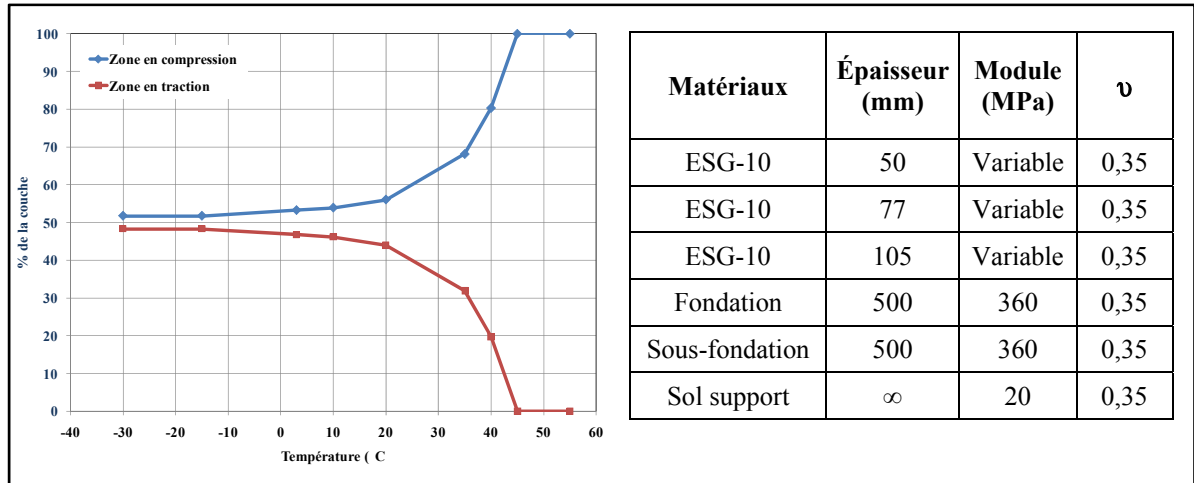


Figure 4.6 Évolution de l'état du revêtement de la chaussée en fonction de la température

4.3.4 États de contrainte calculés dans la chaussée bitumineuse

Au passage d'une charge roulante, il est possible d'observer des états de contraintes en compression et en traction dans le revêtement. Pour cerner ces ordres de grandeur, le comportement d'une chaussée type (cas a du Tableau 4.2) sous l'action d'une charge d'un ÉCAS canadien (80 kN; $R = 0,104$ m; pression pneumatique = 587 kPa) a été simulée. La Figure 4.7(a) illustre les contraintes verticales et horizontales de même que les déformations observées dans le revêtement pour une température chaude ($21,8^{\circ}\text{C}$) et la Figure 4.7(b) pour une température froide ($-5,2^{\circ}\text{C}$).

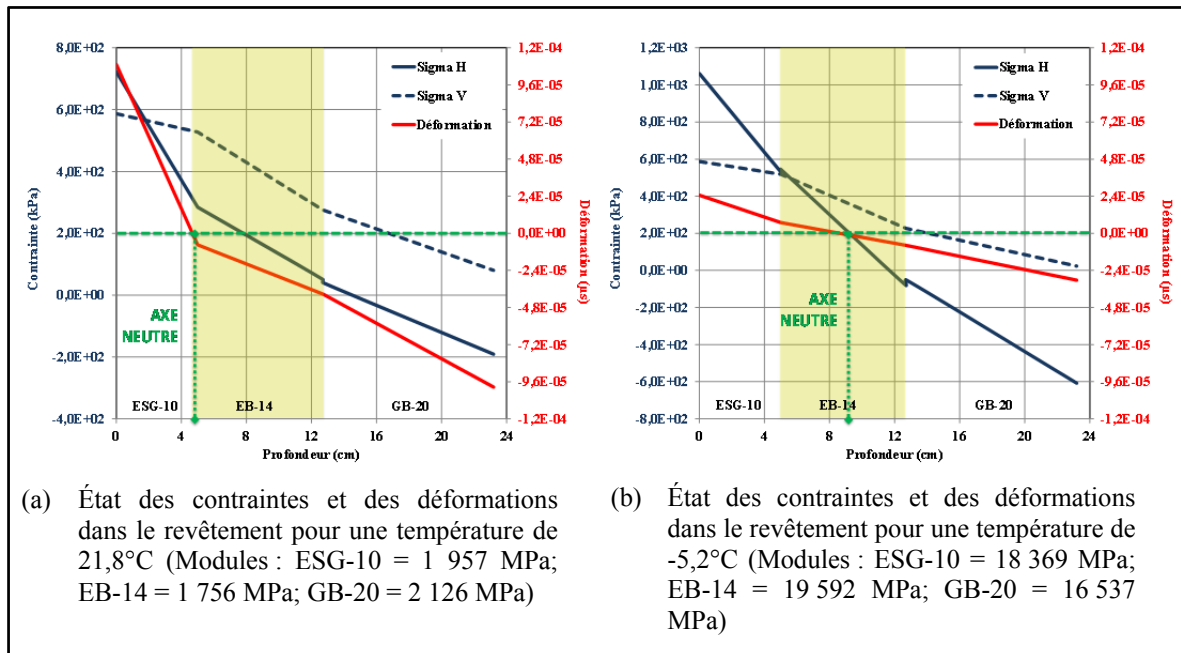


Figure 4.7 État des contraintes dans un revêtement selon la profondeur pour 2 températures de calcul différentes, soit 21,8°C et -5,2°C (détails structure de chaussée : Figure 4.1; Tableau 4.2 cas (a))

4.3.5 Variation de la contrainte verticale dans le revêtement de la chaussée bitumineuse en fonction de la profondeur

Cette section vise à mettre en perspective la différence dans les résultats en modélisant un revêtement bitumineux en couche unique comparativement à un revêtement composé de 3 couches du même enrobé. Par la même occasion, cette section cherche à vérifier si l'évolution des contraintes verticales en fonction de la profondeur est linéaire dans le revêtement. Les résultats de cette analyse sont présentés à la Fig. 4.8 et montrent que la distribution des contraintes dans le revêtement n'est effectivement pas linéaire (traits continus en bleu et rouge) et ce tant pour un revêtement modélisé suivant une couche unique que pour un revêtement multi couches constitué de matériaux équivalents. De légères distinctions sont visibles entre les deux approches de modélisation mais nous pouvons voir que les deux peuvent s'approximer par une courbe de tendance linéaire pointillée (tracée en rouge et bleu) de pente identique. En définitive, nous pouvons dire que la variation de la

contrainte verticale en fonction de la profondeur n'est pas linéaire dans le revêtement et ce, peu importe la façon dont nous modélisons les couches du revêtement (multi couches ou couche unique).

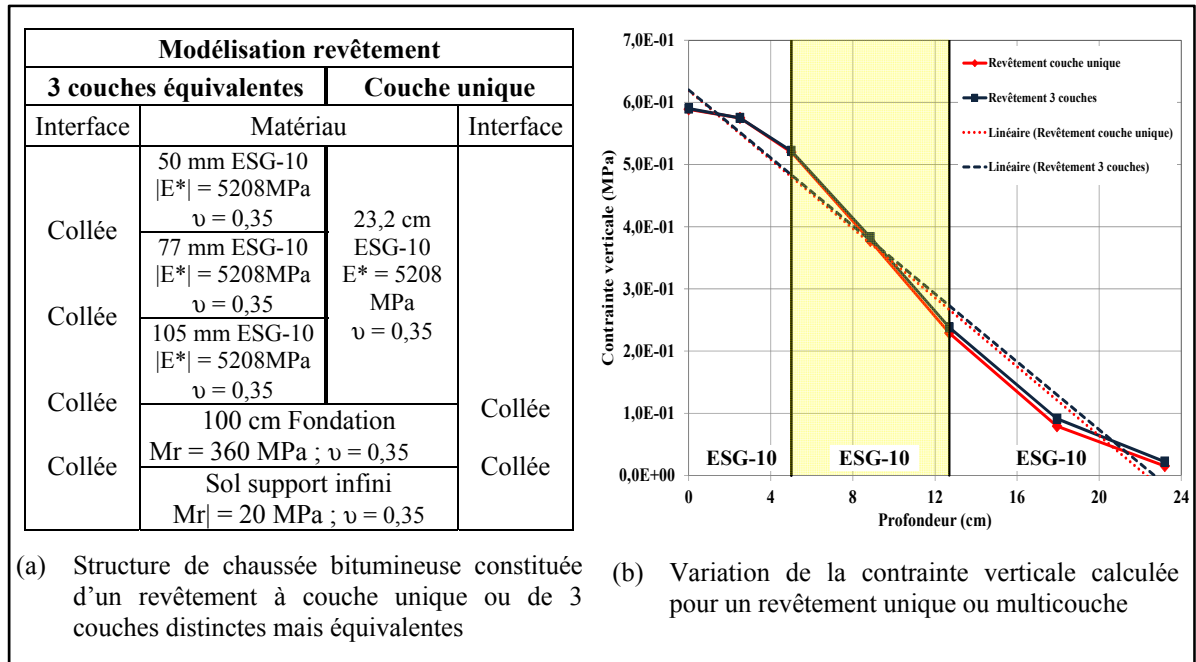


Figure 4.8 Comparaison entre la variation de la contrainte verticale pour un revêtement à couche unique (trait rouge) et celui pour un revêtement constitué de 3 couches (traits verts)

4.3.6 Conclusion

En définitive, les Figures 4.7 et 4.8 montrent :

- la distribution des contraintes dans le revêtement n'est pas linéaire;
- l'intensité des contraintes horizontales est nettement plus marquée lorsque le revêtement est à basse température;
- plus la température dans le revêtement est élevée, plus l'axe neutre se déplace vers le bas du revêtement

Finalement, les simulations ont cherché à clarifier certains points concernant la distribution des contraintes dans le revêtement tout en comparant les résultats issus d'ALIZÉ-LCPC® et

de KENPAVE®. Notons ici que l'outil OPECC© utilise KENPAVE® pour le calcul des champs de contrainte et de déformation dans la chaussée pour le calcul prévisionnel de l'évolution de l'orniérage. Pour ces deux logiciels de calculs, les résultats sont tout à fait comparables, sans équivoques. L'Annexe III donne les détails de cette analyse.

4.3.7 Programme des essais de compression cyclique sinusoïdale à réaliser pour calibrer les modèles ESSO et VESYS

4.3.7.1 Conditions de sollicitation pour les essais de laboratoire

La Figure 4.9 présente les chemins de contraintes à différentes profondeurs sous une charge circulaire jumelée roulante, représentant un essieu standard canadien (« X » = 17,14 cm), pour le cas d'une température élevée : configuration (c) (Tab. 4.2).

Comme il a été souligné précédemment, aux températures chaudes, le confinement au sein du revêtement est à toute fin pratique positif. Il s'agit des états les plus critiques qui sont observés en haut de couche. La Figure 4.9 montre l'état des chargements à considérer en laboratoire pour les essais de compression cyclique sinusoïdale.

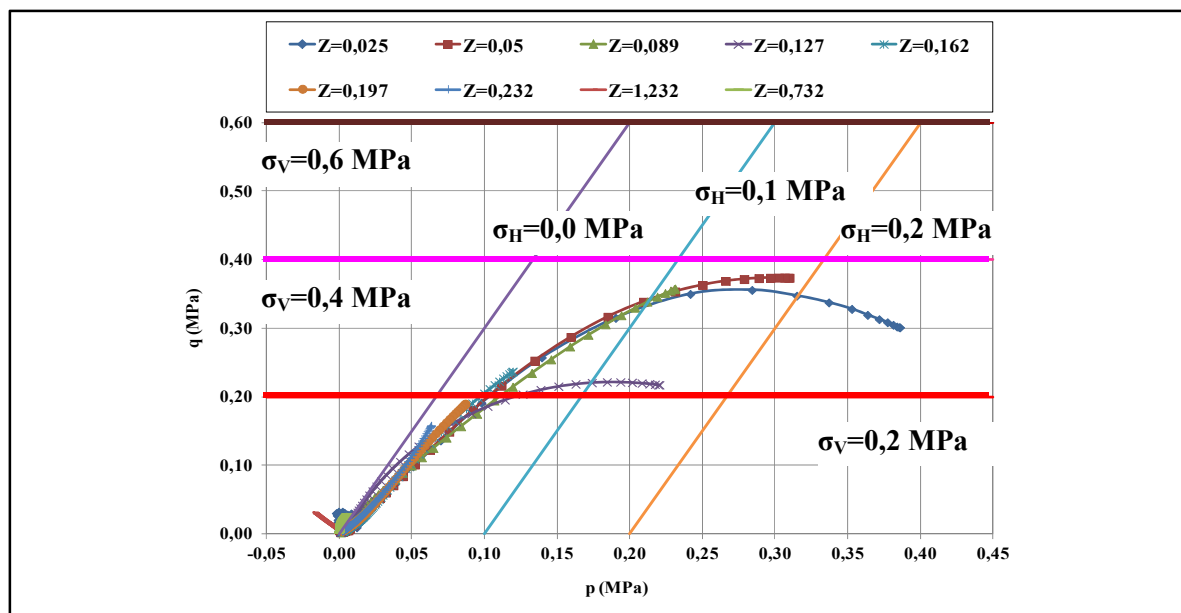


Figure 4.9 Chemins de contraintes du cas de configuration (d)

Les chargements cycliques (σ_v) seront donc effectués suivant une plage de 0,2 à 0,6 MPa. Ces seuils visés sont illustrés à la Figure 4.9 par des traits horizontaux. De son côté, la pression de confinement (σ_H) sera de $0,1 \text{ MPa} \pm 0,1 \text{ MPa}$ pour une plage de 0,0 à 0,2 MPa. Ces cas de chargements sont illustrés par des traits obliques qui représentent la pente initiale des chemins de contraintes établis de nos simulations de calculs.

4.3.7.2 Programme d'essais en laboratoire

Dans le but de modéliser le comportement visco-plastique pour les enrobés sélectionnés, un minimum d'essais de compression cyclique sinusoïdale est nécessaire pour déterminer l'influence de : (1) la température, (2) la fréquence de sollicitation, (3) la contrainte verticale (charge axiale) et (4) la contrainte horizontale (pression de confinement). La Figure 4.10 et le Tableau 4.3 résument les différents essais prévus pour chacun des enrobés. Pour les enrobés ESG-10 et EB-14, la campagne expérimentale a été poussée à 29 essais afin de caractériser ces enrobés sous toutes les combinaisons possibles.

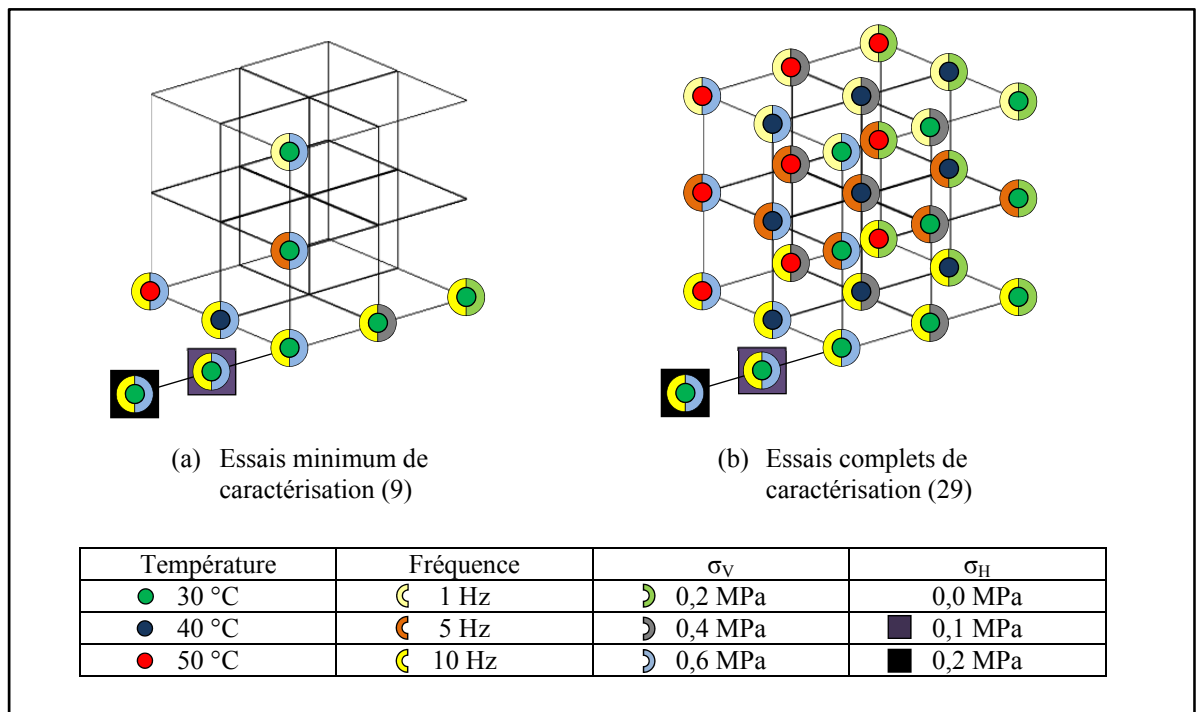


Figure 4.10 Détails de la campagne d'essais pour fin de caractérisation des enrobés étudiés

Tableau 4.3 Résumé des différents essais réalisés en compression cyclique sinusoïdale en fonction des enrobés étudiés

# Essai	Conditions d'essais				Type d'enrobé		
	T (°C)	Fr (Hz)	σ_v (MPa)	σ_H (MPa)	ESG-10	EB-14	GB-20
1	30	1	0,2	0,0	☑	☑	
2	40	1	0,2	0,0	☑	☑	
3	50	1	0,2	0,0	☑	☑	
4	30	1	0,4	0,0	☑	☑	
5	40	1	0,4	0,0	☑	☑	
6	50	1	0,4	0,0	☑	☑	
7	30	1	0,6	0,0	☑	☑	☑
8	40	1	0,6	0,0	☑	☑	
9	50	1	0,6	0,0	☑	☑	
10	30	5	0,2	0,0	☑	☑	
11	40	5	0,2	0,0	☑	☑	
12	50	5	0,2	0,0	☑	☑	
13	30	5	0,4	0,0	☑	☑	
14	40	5	0,4	0,0	☑	☑	
15	50	5	0,4	0,0	☑	☑	
16	30	5	0,6	0,0	☑	☑	☑
17	40	5	0,6	0,0	☑	☑	
18	50	5	0,6	0,0	☑	☑	
19	30	10	0,2	0,0	☑	☑	☑
20	40	10	0,2	0,0	☑	☑	
21	50	10	0,2	0,0	☑	☑	
22	30	10	0,4	0,0	☑	☑	☑
23	40	10	0,4	0,0	☑	☑	
24	50	10	0,4	0,0	☑	☑	
25	30	10	0,6	0,0	☑	☑	☑
26	40	10	0,6	0,0	☑	☑	☑
27	50	10	0,6	0,0	☑	☑	☑
28	30	10	0,6	0,1	☑	☑	☑
29	30	10	0,6	0,2	☑	☑	☑

4.3.8 Synthèse

De l'ensemble des calculs réalisés en vue de cerner les conditions de sollicitation dans le revêtement, nous pouvons noter que pour les différents types de structure considérés, le seuil supérieur des contraintes déviatoriques « q » se situe autour de 0,4 MPa et la pression moyenne « p » reste inférieure à 0,3 MPa. Il est important de souligner que les simulations effectuées à l'aide du logiciel de calcul ALIZÉ-LCPC® ont été réalisées en considérant tous les matériaux élastiques.

Dans l'approche qui est préconisée dans cette thèse, pour calculer l'évolution de l'orniérage en référence au modèle ESSO, l'évolution de la température dans le revêtement sera prise en compte. En effet, le calcul de l'orniérage sera effectué de manière incrémentale selon un pas de calcul établi pour des périodes uniformisées de la température selon une année référentielle d'analyse. En considérant un calcul en fonction des périodes de temps prédéfini, la température moyenne uniformisée de l'air, établie suivant les relevés météorologiques régionaux disponibles, sera alors considérée pour définir le profil de la température dans la structure de la chaussée à l'aide d'un modèle de transfert de chaleur. La rigidité des matériaux composant le revêtement est alors actualisée en tenant compte des périodes de calculs considérées.

Finalement, Hammoum et coll. (2009) ont réalisé des calculs avec ViscoRoute, un outil de calcul développé à l'ENPC et au LCPC par Duhamel et coll. (2005) et Chabot et coll. (2006) qui prend en compte le comportement viscoélastique des matériaux du revêtement. Ils ont montré que le comportement et les chemins de contraintes sont pratiquement les mêmes et ce, peu importe le mode d'analyse réalisé (viscoélastique vs élastique).

4.4 Application du modèle ESSO au cas de confinement négatif

Comme il l'a été souligné précédemment (section § 3.2.3), l'application du modèle ESSO, pour calculer l'évolution de l'orniérage dans le revêtement, est restreinte aux structures de chaussée dont la couche de fondation est plus rigide que celle du revêtement. Une

comparaison a donc été réalisée entre les chemins des contraintes d'une structure de chaussée constituée d'une fondation plus rigide que le revêtement (Fig. 4.5(c)) à ceux issus d'une structure de chaussée dont la fondation est moins rigide que le revêtement (Fig. 4.5(a)). Lorsque le revêtement est plus rigide que le corps de la chaussée (l'assise), des contraintes de traction (confinement négatif) sont alors observées à la base du revêtement.

La mesure de l'évolution des déformations permanentes avec confinement négatif est complexe à réaliser, particulièrement en condition homogène (Di Benedetto et Corté 2005). Le modèle ESSO admet une évolution directement proportionnelle entre le logarithme du taux de déformation permanente ($\dot{\epsilon}$) et la contrainte de confinement (σ_H) pour des essais réalisés en confinement positif (voir éq. (3.1) ; section § 3.2.2). Qu'en est-il pour le cas où le confinement est négatif ? Peut-on appliquer le modèle ESSO en considérant simplement les valeurs négatives pour le cas où σ_H est négatif ? Le modèle ESSO, tel que défini par l'équation 3.1 ne présente pas à proprement parler de discontinuité à cet effet. En se référant à la documentation, l'objectif de cette section a été de chercher à quantifier l'erreur potentielle liée, dans le cas d'une application directe du modèle ESSO, au cas de confinements négatifs.

Selon Dongmo-Engeland (Dongmo-Engeland 2005), l'évolution de la déformation moyenne radiale, obtenue avec des essais réalisés en traction uniaxiale, se comporte de la même manière que celle de la déformation moyenne axiale des essais en compression simple. Ce qui fait dire à l'auteur que la présence de traction pourrait également conduire à la présence d'orniérage. Dongmo-Engeland n'a pas réalisé à proprement parler des mesures de l'évolution de la déformation axiale sous chargement cyclique de compression en considérant un confinement négatif (traction). Cependant, elle a mesuré l'évolution des déformations permanentes aussi bien axiales que radiales pour des essais en compression et en traction cyclique sinusoïdale sans confinement. Or, sous traction axiale cyclique, l'éprouvette présente un rétrécissement radial cyclique. En considérant l'évolution de la déformation radiale sous chargement cyclique axiale de traction, nous pouvons, de manière analogique, quantifier le comportement du matériau en confinement négatif (traction) en traitant les

résultats selon un changement de « direction » d'axes principaux. Une analyse des résultats de Dongmo-Engeland a été réalisée dans le but d'illustrer l'influence potentielle d'un confinement positif sur le taux de la déformation permanente (%/Mc) des enrobés. Les détails de cette analyse sont présentés à l'Annexe IV.

Par ailleurs, l'analyse montre que pour des confinements négatifs, la tendance linéaire de la relation $\log(\dot{\epsilon}) - \sigma_H$ peut toujours être soutenue et valable. A priori la pente correspondante semble être du même ordre de grandeur que celle établie pour des confinements positifs. En d'autres termes, basée sur l'application du modèle ESSO et en considérant la contrainte horizontale effective dans le revêtement, c'est-à-dire en grandeur et en signe, cette façon de faire ne semble pas constituer une source d'incertitude démesurée. Plus de détails seront donnés (section § 7.4) sur cet aspect dans le cas d'une étude paramétrique réalisée en vue de montrer la sensibilité du modèle ESSO dans le calcul de l'évolution de l'orniérage du revêtement.

CHAPITRE 5

DESCRIPTION DES MATÉRIAUX UTILISÉS ET DES ESSAIS DE CARACTÉRISATION

5.1 Introduction

Le présent chapitre comporte deux sections. La première section vise à présenter les caractéristiques de chacun des constituants des trois enrobés sélectionnés pour le projet alors que dans la seconde section, les essais de caractérisation en laboratoire qui ont été effectués sur ces enrobés sont décrits.

5.2 Description des matériaux utilisés

5.2.1 Description des enrobés bitumineux

Les enrobés bitumineux utilisés dans le cadre de ce programme expérimental ont été sélectionnés en fonction de leur correspondance et similarité avec les enrobés bitumineux généralement utilisés au Québec depuis la fin des années 90 et similaire à ceux couramment utilisés à la ville de Montréal. Ceci, dans le but d'effectuer une comparaison entre le comportement observé sur la chaussée et celui prédit par l'outil de calcul OPECC®.

Les caractéristiques générales des enrobés bitumineux sont résumées dans le Tableau 5.1. Une description complète des enrobés et des granulats de chacun des enrobés est fournie aux Annexes V, VI et VII respectivement pour les enrobés GB-20, EB-14 et ESG-10.

5.2.2 Description des liants bitumineux

Le bitume employé pour la fabrication de l'enrobé GB-20, un PG 64-34, diffère de celui employé pour les enrobés EB-14 et ESG-10, un PG 70-28. L'attestation de conformité de chacun des bitumes est jointe aux Annexes VIII (PG 64-34) et IX (PG 70-28) et leurs principales caractéristiques sont présentées dans le Tableau 5.2.

Tableau 5.1 Caractéristiques des enrobés bitumineux

Enrobé		GB-20	EB-14	ESG-10
Type de bitume (PG)		64-34	70-28	70-28
Tamisat (%)	28 mm	100	100	100
	20 mm	98	100	100
	14 mm	78	97	100
	10 mm	62	81	96
	5 mm	46	54	59
	2,5 mm	31	38	40
	1,25 mm	22	25	30
	630 µm	16	17	23
	315 µm	11	12	16
	160 µm	8,0	8,0	8,0
	80 µm	6,0	5,6	5,3
Enrobés	Total granulométrique (TG)	378	438	477
	% de bitume ¹	4,56	4,80	5,20
	Rapport bitume / TG	1,20	1,10	1,09
	Densité effective des granulats (d _{ge})	2,882	2,803	2,776
	Surface spécifique totale (m²/kg)	5,30	5,53	5,83
	Film de bitume effectif (F.B.E.) (µm)	7,63	8,32	8,69
	v _i (%)	2,3	3,5	3,6
	V _{be} (%) ²	10,2	11,3	12,2
	VAM (%)	12,3	14,4	15,3
	VCB (%)	81,3	75,6	76,7
	d _{mb}	2,600	2,495	2,456
	d _{mm}	2,634	2,586	2,547
Presse à cisaillement giratoire (PCG)	10 girations	15,2	n/a ³	13,9
	80 girations	5,7		n/d
	120 girations	n/d		5,9
	200 girations	4,1		3,0
(1)	% exprimé par rapport à la masse totale d'enrobé			
(2)	% volumique exprimé par rapport au volume sans vide de l'enrobé.			
(3)	Formulation Marshall			

Tableau 5.2 Principales caractéristiques des bitumes utilisés

Essais conventionnels	PG 64-34	PG 70-28
Masse volumique (g/cm ³) à 25 °C	1,018	1,023
Stabilité au stockage (°C)	0,3	0,6
Viscosité Brookfield à 135 °C (Pa*s)	0,688	0,885
Viscosité Brookfield à 165 °C (Pa*s)	0,247	0,240
Température élevée de caractérisation T _e (°C)	66,3	66,9
Température basse de caractérisation T _b (°C)	-35,4	-25,0
Module de rigidité 60 (MPa)	66,6	105,9
Température de malaxage (°C)	156-170	156-170
Température de compactage (°C)	160 ± 2	160 ± 2

5.3 Description des essais de caractérisation des enrobés

5.3.1 Essais de caractérisation utilisés

Outre les essais en compression cyclique sinusoïdale ayant servi à définir les constantes des modèles ESSO et VESYS, deux essais de caractérisation ont été réalisés dans le cadre de cette thèse soit : (a) l'essai à l'orniéreur MLPC et (b) l'essai de module complexe en traction compression sur éprouvette cylindrique.

5.3.2 Mesure de la résistance à l'orniérage

Pour la mesure de la résistance à l'orniérage en laboratoire, 2 plaques d'enrobés ont été confectionnées à l'aide du compacteur de plaques de type MLPC pour chacun des enrobés. Les dimensions des plaques sont de 500 mm de longueur par 180 mm de largeur et par 50 mm d'épaisseur pour l'enrobé ESG-10 et 100 mm d'épaisseur pour les enrobés EB-14 et GB-20. Ces plaques ont été confectionnées conformément à la norme LC 26-400 « Préparation des enrobés : Compactage de plaques d'enrobé » du MTQ. La détermination de la résistance à l'orniérage a été réalisée en laboratoire à l'aide de l'orniéreur de type MLPC conformément à la norme LC 26-410 « Vérification de la résistance au fluage des enrobés au moyen de l'essai d'orniérage » du MTQ. Les paramètres d'essais sont donnés au Tableau

5.3. Les points de mesure des tassements superficiels des plaques à l'essai d'orniéreur pour chaque point de contrôle sont illustrés à l'Annexe X. La température d'essai mesurée au centre des plaques a été maintenue à $60\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$ tout au long des essais pour les trois enrobés testés. Lors des essais, si la température venait à dépasser cette limite, l'essai était immédiatement arrêté et repris lorsque la température se retrouvait au niveau inférieur de la plage de température permise.

Tableau 5.3 Paramètres de fonctionnement de l'orniéreur MLPC

Paramètres	Prescriptions
Course du pneumatique	410 mm \pm 5 mm
Fréquence du mouvement relatif	1 Hz \pm 0,1 Hz
Pression du pneumatique	6 bars \pm 0,3 bar en début d'essai
Charge roulante appliquée	5 000 Newtons \pm 50 Newtons
Écart axe de la trace et axe théorique de l'éprouvette	Inférieur à 5 mm
Angle d'envirage	Absente
Température à l'intérieure de la plaque	$60\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$
Température dans l'enceinte de l'orniéreur	Maximum de 75 °C
Nombre de cycles à froid	1000
Points de contrôle (nb de cycles)	100; 300; 1 000; 3 000; 10 000; 17 000, 30 000, 60 000, 100 000 et 150 000

La température a été contrôlée à l'aide de la sonde de régulation située au centre de la masse dans le coin inférieur droit (20 mm du côté droit et 50 mm du bas de la plaque) de la plaque gauche ainsi qu'à l'aide de deux sondes de mesure situées au milieu de chaque plaque à $60\text{ mm} \pm 5\text{ mm}$ du centre de la plaque.

5.3.3 Mesure du module complexe

5.3.3.1 Mesure en laboratoire

L'essai de module complexe consiste à soumettre, en conditions isothermes, le matériau à des sollicitations cycliques, de forme sinusoïdale et de fréquences variées. Ces essais sont

effectués dans le domaine des petites déformations où l'enrobé se comporte principalement comme un matériau viscoélastique linéaire ($\epsilon_0 < 10^{-4}$ m/m). La sollicitation peut être contrôlée en mode contrainte ou en mode déformation.

Pour nos enrobés, le module complexe a été mesuré à 7 températures (-35, -25, -10, 0, 10, 20 et 35°C) et pour 8 niveaux de fréquence (0,01; 0,03; 0,1; 0,3; 1; 3; 10 et 20 Hz). L'essai est non destructif. Pour ce faire, les essais s'exécutent de la plus basse à la plus haute température et de la plus haute à la plus basse fréquence.

Le déroulement de l'essai nécessite une période de conditionnement pour chaque niveau de température fixée à 4 heures. Par la suite, chaque niveau de fréquences est appliqué à chaque niveau de températures et une période de conditionnement s'intercale entre chaque changement de fréquence pour assurer le bon conditionnement. Le Tableau 5.4 résume les conditions de réalisation pour l'essai de module complexe.

Tableau 5.4 Résumé des conditions d'essais pour l'essai de module complexe

Norme / méthodologie	Taille des éprouvettes		Conditions de l'essai
	Ø (mm)	L (mm)	
DGCB ENTPE Lyon	80	120	<ul style="list-style-type: none"> • Chargement cyclique sinusoïdale • Traction/compression alternée ($\sigma_{\text{MOYEN}} = 0$) • Mode : déformation imposée de 50 μdef • $t_{\text{STABILISATION}}$: 4 hres • $T^{\circ}_{\text{D'ESSAIS}}$ (°C) : 35; 20; 10 ; 0; -10; -25; -35 • Fréquences (Hz) : 20; 10; 3; 1; 0,3; 0,1; 0,03; 0,01 • Extensomètres (3) • Longueur : 100 mm • Angle d'espacement : 120°

5.3.3.2 Principe d'équivalence temps – température (PETT)

Les études sur les matériaux routiers montrent que l'enrobé présente un comportement thermo-rhéologiquement simple, c'est-à-dire qu'on peut décrire la variation du module

complexe avec la fréquence (ou le temps) et la température à partir d'une seule variable soit : $E^*(\omega, T^\circ) = E^*(\omega \cdot f(T^\circ)) = E^*(\omega \cdot a_T, T^\circ_{ref})$ avec a_T , facteur de translation, où $a_{T_{ref}} = 1$ et $a_T = f(T^\circ)/f(T_{ref}^\circ)$. C'est le Principe d'Équivalence Temps-Température (PETT). La détermination du module complexe, établie par des essais en petites déformations, permet de décrire la fonction de translation a_T . Cette propriété spécifique des matériaux bitumineux, valable de surcroît dans les domaines linéaire et non linéaire, représente un élément puissant de modélisation permettant de couvrir tout le spectre des déformations attendu du matériau bitumineux sous sollicitation.

On obtient ainsi :

$$E^*(\omega_1, T^\circ_1) = E^*(\omega_2, T^\circ_2) \text{ avec } \omega_1 f(T^\circ_1) = \omega_2 f(T^\circ_2) \quad (5.1)$$

On peut, à partir de la relation (5.1), construire une courbe unique ($\log |E^*|$, $\log (fr) = \log (2\pi/\omega)$) pour une température de référence T°_{ref} sélectionnée aléatoirement. Cette courbe est obtenue par translation parallèle à l'axe des fréquences (axe logarithmique) de chaque isotherme par rapport à l'isotherme correspondant à la température de référence T°_{ref} . En abscisse logarithmique, la fonction de translation de l'isotherme T par rapport à l'isotherme T°_{ref} est noté a_T :

$$E^*(\omega, T^\circ) = E^*(a_T \omega, T^\circ_{ref}) \quad (5.2)$$

La fonction de translation a_T vérifie les propriétés suivantes :

$$a_T = \frac{f(T^\circ)}{f(T^\circ_{ref})} \text{ soit } a_{T^\circ_{ref}} = 1 \quad (5.3)$$

Les courbes obtenues sont appelées courbes maîtresses. Ces courbes permettent d'obtenir des valeurs de module pour des fréquences inaccessibles par l'expérimentation. Deux expressions sont généralement utilisées pour définir la fonction de translation a_T :

- (1) La relation de Williams, Landel et Ferry (loi WLF) : (5.4)

$$\log(a_T, T^{\circ}_{ref}) = \frac{-C_1^{ref}(T^{\circ} - T^{\circ}_{ref})}{C_2^{ref} + T^{\circ} - T^{\circ}_{ref}}$$

- (2) La fonction d'Arrhenius : $\log(a_T) = \frac{\delta H}{R} \left(\frac{1}{T^{\circ}} - \frac{1}{T^{\circ}_R} \right)$ (5.5)

Où

δH = l'énergie d'activation apparente caractérisant le matériau

R = la constante des gaz parfaits (8,314 J / mol*Kelvin)

T° et T°_R = températures exprimées en degré Kelvin

Di Benedetto et coll. (2008) ont montré que le PETT était valide dans le domaine non linéaire et sans pression de confinement grâce à des essais de compression cyclique sinusoïdale. De plus, Sohm et Di Benedetto (Sohm, 2007) et Di Benedetto et coll. (Di Benedetto et coll., 2009) ont attesté, selon des essais de propagation d'ondes, que ce principe était valide dans le domaine des très hautes fréquences (de l'ordre de 30 kHz).

Afin de déterminer le plus fidèlement possible le comportement rhéologique des enrobés bitumineux en petite déformation, des chercheurs ont proposé un modèle rhéologique élémentaire. Notamment, le modèle de Huet-Sayegh permet une représentation juste de la courbe obtenue dans le plan Cole-Cole, des résultats expérimentaux. Le modèle 2S2P1D (Figure 5.1), développé au laboratoire DGCB de l'ENTPE (Di Benedetto et coll. 2004) est une généralisation du modèle de Huet-Sayegh où lui est incorporé un amortisseur linéaire en série avec les deux éléments paraboliques et le ressort de rigidité $E_0 - E_{00}$.

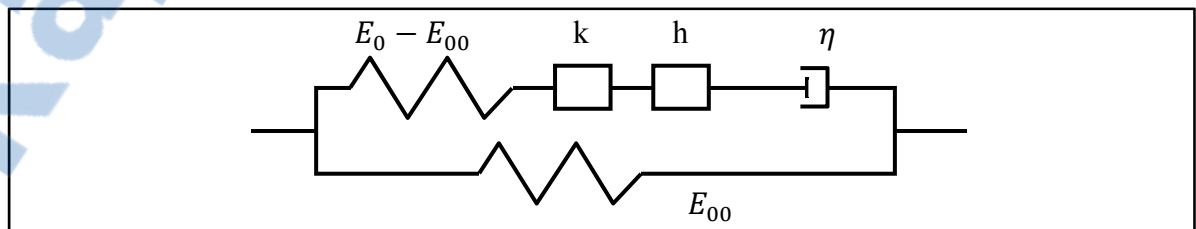


Figure 5.1 Représentation du modèle général 2S2P1D

Cette modification permet d'incorporer le comportement purement visqueux (fluide newtonien) des liants non modifié à haute température (cas où $E_{00} = 0$). L'expression analytique du modèle 2S2P1D s'écrit alors :

$$E^*(i\omega\tau) = E_{00} + \frac{E_0 + E_{00}}{1 + \delta(i\omega\tau_E)^{-k} + (i\omega\tau_E)^{-h} + (i\omega\beta\tau_E)^{-1}} \quad (5.6)$$

$$k = \frac{2 * \alpha}{\pi} \text{ et } h = \frac{2 * \beta}{\pi} \quad (5.7)$$

où

i	=	nombre complexe défini par $i^2 = -1$,
ω	=	pulsation = $2 \pi f$,
k, h	=	exposants tels que $0 < k < h < 1$,
E_0	=	module instantané du module obtenu lorsque ω tend vers l'infini (pour les fréquences élevées et/ou les basses températures),
E_{00}	=	module statique obtenu lorsque ω tend vers 0 (pour les fréquences faibles et/ou les températures hautes),
β, δ	=	constante sans dimension,
η	=	viscosité newtonienne de l'amortisseur, $\eta = (E_0 - E_{00})\beta\tau_E$,
τ_E	=	constante de temps, dépendant de la température de calcul.

Si le principe de superposition temps-température est validé, on peut exprimer $\tau_E(T)$ en fonction du coefficient de translation $a_T(T)$ par la relation suivante :

$$\tau_E(T) = a_T(T)\tau_0 \quad (5.8)$$

La constante τ_0 est alors définie par $\tau_0 = \tau_E(T_R)$, où T_R est la température de référence. Si les constantes C_1 et C_2 de la loi WLF (éq. 5.4) caractérisent l'évolution de a_T , on peut dès lors réduire le nombre de constantes de 2S2P1D à 9. 2S2P1D permet donc de connaître le module complexe du matériau étudié et ce, peu importe la température et la fréquence de sollicitation.

Par contre, il demeure essentiel de calibrer 2S2P1D à partir des résultats des essais de module complexe. Cette calibration consiste à déterminer les sept paramètres en fonction d'une température T donnée : E_0 , E_{00} , k , h , δ , β et τ_E . Il est essentiel de procéder à cette calibration pour rapprocher le modèle le plus près possible des données expérimentales du module complexe et ce, peu importe la fréquence de sollicitation. L'effet de la température est par la suite pris en considération à l'aide du paramètre $\tau_E(T)$. Fait important à noter, ce paramètre est le seul qui varie en fonction de la température. Voici la procédure à suivre pour l'ajustement du modèle :

- déterminer E_{00}
ce paramètre est établi dans le plan Cole-Cole (Figure 5.2) et sa valeur correspond à la valeur limite atteinte par le module lorsque la fréquence tend vers l'infini. Le module tend vers un nombre réel (angle de phase nul) et représente donc un comportement purement élastique et ce, pour des fréquences très élevées et/ou aux basses températures.
- déterminer E_0
ce paramètre est obtenu à basse fréquence et représente la valeur limite du module lorsque ω tend vers zéro. Pour les enrobés bitumineux, $E_0 > 0$ et son comportement devient purement élastique. Par contre, pour les bitumes, ce paramètre est nul. L'amortisseur linéaire η joue alors un rôle prépondérant à haute température et lorsque la fréquence tend vers zéro. Le comportement s'oriente donc vers un matériau purement visqueux ou newtonien.
- déterminer les constantes h , k et δ
ces constantes sont ajustées dans le plan Cole-Cole (Figure 5.2) et leurs valeurs influent sur la forme de la courbe (Figure 5.2). k représente la pente à basse température, h la pente à haute température et δ le facteur influençant le point maximum de la courbe.
- déterminer le paramètre β
ce paramètre a été introduit dans le modèle pour caractériser le comportement purement visqueux des bitumes à haute température. Si $E_0 = 0$, ce qui est vrai pour

les bitumes, la pente du module représentée sur la courbe maîtresse tend vers la valeur 1 si la fréquence tend vers 0. Plus la valeur de β est élevée, plus la viscosité η du module est élevée, et par conséquent, plus le module complexe est élevé.

- déterminer la constante de temps τ_E
cette constante est ajustée selon chaque courbe isotherme dans le domaine même du module versus fréquence. Son évolution en fonction de la température est approchée par une loi WLF, si le principe d'équivalence temps-température est vérifié. τ_E devient alors fonction des constantes C_1 et C_2 de la loi WLF et du paramètre τ_0 .

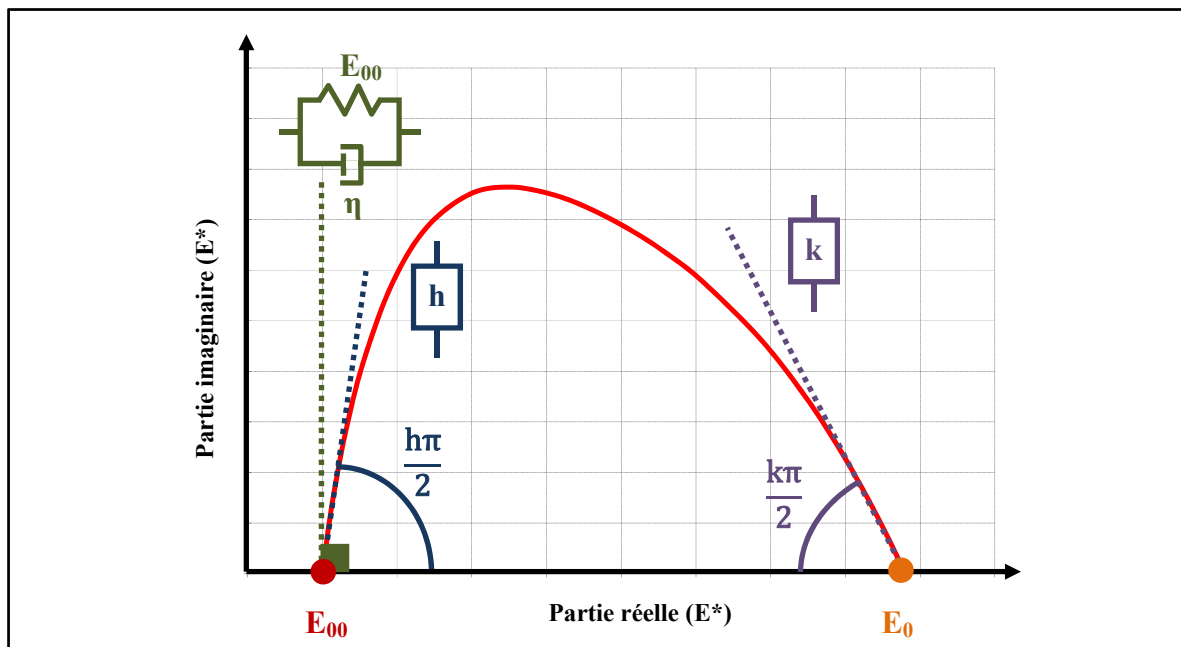


Figure 5.2 Influence des paramètres du modèle 2S2P1D sur le module complexe représenté dans le plan Cole-Cole

On peut alors écrire :

$$\log \left(\frac{\tau_E}{\tau_0} \right) = - \frac{C_1(T-T_R)}{C_2+T-T_R} = \log a_T \quad (5.9)$$

5.4 Essai de compression cyclique sinusoïdale

5.4.1 Description de l'essai

La Figure 5.3 illustre le principe de l'essai de compression cyclique triaxial utilisé pour cette recherche. Ce type d'essai se réalise dans une enceinte thermique où l'éprouvette est soumise à une contrainte verticale sinusoïdale (σ_V). Une contrainte de confinement statique et isotrope peut également être appliquée sur l'éprouvette (σ_H). Selon la hauteur initiale de l'éprouvette (H_0) et la variation de la hauteur de cette même éprouvette en cours d'essai (ΔH_T), l'évolution de la déformation totale de l'éprouvette peut alors être définie de la façon suivante :

$$\varepsilon_T(N) = \frac{\Delta H_T(N)}{H_0} \quad (5.10)$$

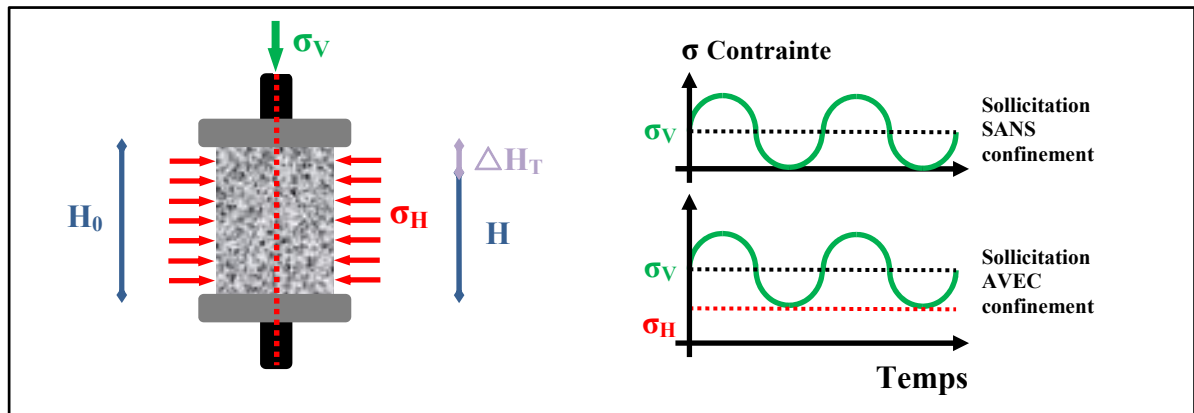


Figure 5.3 Principe de l'essai de compression cyclique triaxial
Adaptée de Aussedat (1977, p.142)

L'évolution de cette équation peut se représenter graphiquement en fonction du nombre de cycles de sollicitation. La courbe ainsi obtenue est très souvent désignée : courbe de déformation permanente (Fig. 1.13(d)). De cette courbe, les paramètres des modèles ESSO et VESYS sont établis pour diverses conditions de sollicitations (section § 3.2.2 & 3.3.2). Le point critique dans la mise en application de l'équation (5.10), c'est de dissocier la

déformation permanente réelle ε_p de la déformation totale mesurée (ε_T). En effet, comme nous l'avons souligné à la section § 1.5.8, la déformation totale mesurée, sous l'effet d'une sollicitation cyclique de compression, est la résultante d'une déformation plastique, non réversible et permanente, jumelée à une déformation élastique réversible.

Pour dissocier la partie réversible de la partie permanente de la déformation totale, on doit simplement enlever la sollicitation et laisser stabiliser la déformation. Dans l'étude des déformations permanentes sous sollicitation cyclique, il n'est pas pratique de chercher systématiquement à départager les déformations permanentes de celles réversibles. Des essais mesurés par Nguyen (2009) ont montré que l'évolution de la déformation totale suit, à la reprise de la sollicitation après un temps de repos, la même tendance. C'est-à-dire qu'en terme de cycles de sollicitations, peu importe qu'il y ait temps de repos ou non durant l'essai, la courbe de déformation totale sera identique. Pour alléger l'écriture, il n'y aura pas, à proprement parler, de distinction entre l'évolution de la déformation totale mesurée et celle de la déformation permanente du matériau. Pour l'ensemble de nos résultats, nous assumerons que l'évolution de la déformation permanente (ε_p), est en tout point semblable à celle de la déformation totale mesurée en cours d'essai (ε_T et décrite par l'éq. (5.10)).

5.4.2 Procédure d'essai

La réalisation des essais en compression cyclique sinusoïdale nécessite l'usage d'une presse hydraulique où la force et le déplacement peuvent-être appliqués et contrôlés rigoureusement. Une presse hydraulique MTS, munie d'une cellule de charge, a été utilisée à cet effet. Par ailleurs, une enceinte thermique, un système d'acquisition de données ainsi que des extensomètres capteurs de déplacement sont également nécessaires. La fixation de l'éprouvette au vérin et à la cellule de charge est réalisée à partir de casques d'aluminium collés à l'éprouvette à l'aide d'époxy et dont les détails sont fournis à l'Annexe XI.

5.5 Essais avec confinement latéral : description du montage

Plusieurs essais ont été réalisés avec confinement latéral positif (section § 4.3.7). La cellule de confinement triaxiale, telle que schématisée à la Figure 5.4 et illustrée à la Figure 5.5, est constituée d'un bâti en aluminium cylindrique à l'intérieur duquel est placée une membrane en caoutchouc rendue étanche par des anneaux coniques placés aux embouts du cylindre. Les extensomètres sont alors placés à l'extérieur et reliés à l'éprouvette par des tiges et une plaque d'aluminium attachée aux casques.

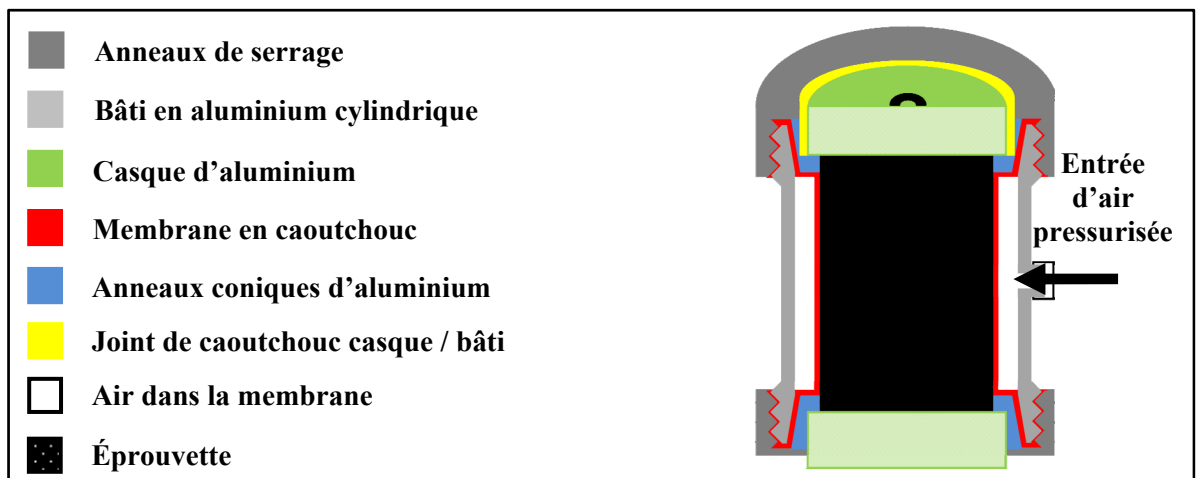


Figure 5.4 Schématisation de la cellule de confinement triaxiale

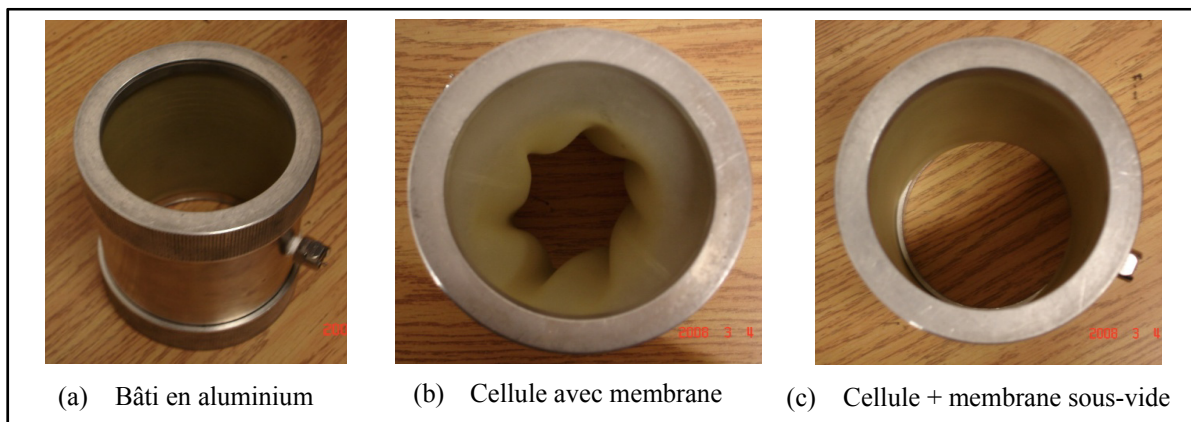


Figure 5.5 Illustration de la cellule de confinement

Ces anneaux sont maintenus en place à l'aide de deux anneaux de serrages vissés à même le cylindre d'aluminium. À l'aide d'une obturation pratiquée dans le cylindre d'aluminium, on peut gonfler la membrane. Cette pression appliquée dans la chambre entre la paroi du bâti et la membrane fait en sorte d'assurer un confinement sur l'éprouvette tout au long de l'essai. Un joint d'étanchéité placé tout autour des casques d'aluminium empêche la membrane de s'infiltrer entre les casques et le bâti, et ce, dans le but d'éviter de gêner le mouvement de l'éprouvette dans la cellule de confinement lors des cycles de sollicitation. L'air comprimé dans la cellule de confinement, est régulé à l'aide d'un manomètre ayant une précision de 1 Pa, de manière à maintenir constante la contrainte de confinement durant l'essai.

5.5.1 Évolution de la contrainte verticale, σ_v , en cours d'essai

Étant donné que l'éprouvette est sollicitée en conditions homogènes, la force verticale, appliquée par le vérin hydraulique et mesurée à partir d'une cellule de charge permet de connaître la contrainte verticale induite dans l'éprouvette cylindrique. La force est appliquée de manière cyclique suivant une fonction sinusoïdale. L'intensité de la force est fixée pour que la contrainte au sein de l'éprouvette oscille entre 0 et $+\sigma_v^{\text{cible}}$ (MPa) de sorte qu'elle soit constamment soumise à un effort de compression. L'équation 5.11 représente l'évolution de la contrainte appliquée en fonction du temps et la Figure 5.6 illustre la signification des constantes β_σ et a_σ .

$$\sigma(t) = \beta_{\sigma_N} + a_{\sigma_N} * \sin(\omega t + \varphi_{\sigma_N}) \quad (5.11)$$

où

$\sigma(t)$ = contrainte imposée en fonction du temps (t);

β_{σ_N} = contrainte moyenne du signal sinusoïdal approché au $N^{\text{ième}}$ cycle;

a_{σ_N} = amplitude du signal sinusoïdal approché de la contrainte au $N^{\text{ième}}$ cycle;

φ_{σ_N} = angle de phase du signal sinusoïdal approché de la contrainte au $N^{\text{ième}}$ cycle;

ω = pulsation ($\omega = 2 \pi \text{ fr}$);

fr = fréquence de sollicitation;

t = temps de sollicitation

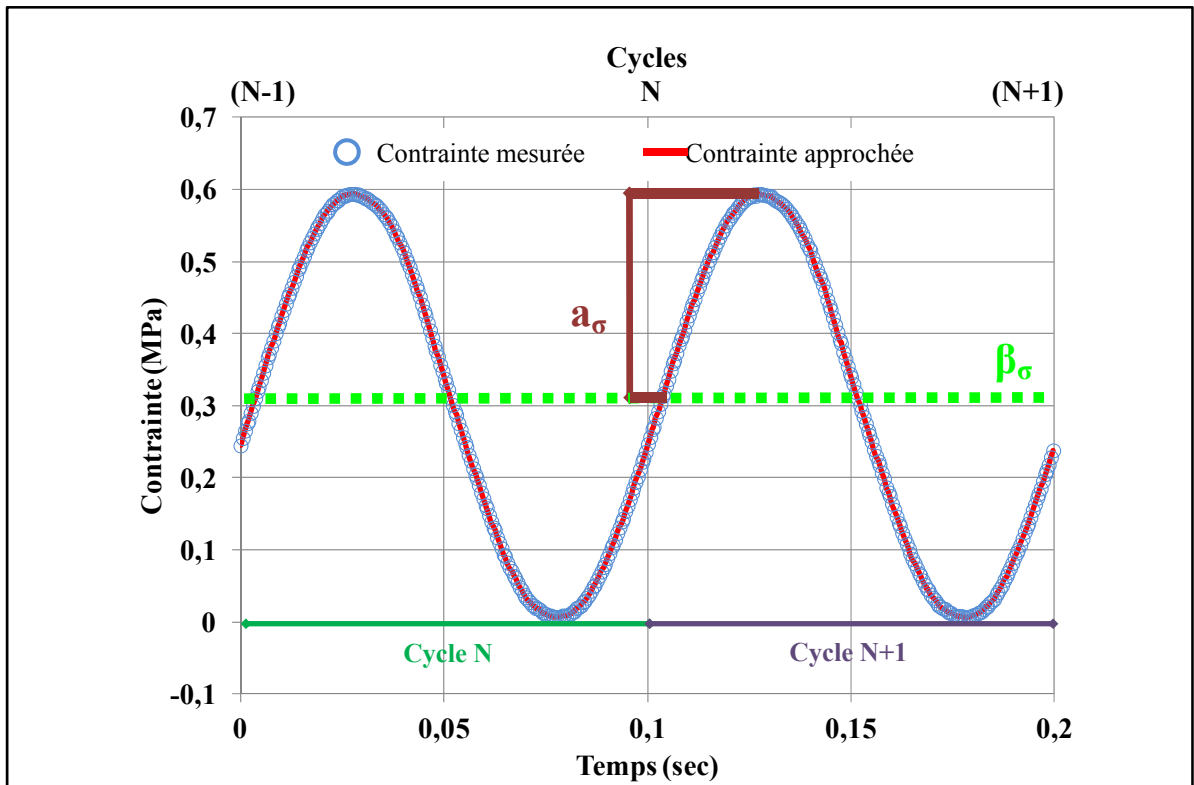


Figure 5.6 Illustration du signal de sollicitation et du signal mesurée lors d'un essai de compression sinusoïdale pour l'enrobé ESG-10 (# C6-3) avec les conditions de sollicitation suivantes : $\sigma_v = 0,6 \text{ MPa}$, $\sigma_H = 0,0 \text{ MPa}$, $T^\circ = 30^\circ\text{C}$ et $f_r = 10 \text{ Hz}$

La méthode des moindres carrées est utilisée (détail Annexe XIII) dans le but de définir le plus précisément possible l'amplitude de sollicitation (a_σ), la contrainte moyenne imposée (β_σ) ainsi que l'angle de phase induit (ϕ_σ). On obtient alors un signal continu de sollicitation (signal approché) qui nous permet de le comparer aux données réelles mesurées. Notons que les valeurs d'un point sont établies en considérant 2 cycles consécutifs.

5.5.2 Évolution de la déformation verticale mesurée, ε_T , en cours d'essai

L'évolution de la déformation permanente verticale totale en fonction du nombre de cycles en cours de sollicitations cycliques de compression est fonction de trois facteurs, soit :

$$\varepsilon_{\text{perm}}(N) = f(\sigma, t, T^\circ) \quad (5.12)$$

où σ , t et T° représentent respectivement les contraintes induites, la durée de chargement et la température du matériau.

Lors de la réalisation d'un essai en compression sinusoïdale en conditio isotherme, si aucun temps de repos n'est observé entre les cycles de sollicitations, la déformation mesurée est la déformation totale. Si l'essai est réalisé avec un temps de repos, la déformation réversible (ϵ_E et ϵ_{VE}) peut être établie. Cette déformation, qui correspond à la portion réversible de l'enrobé bitumineux, tend à revenir à son état initial avant sollicitations, à la fin du cycle de chargement si le temps de repos est adéquat. La déformation permanente est donc la déformation totale moins la déformation réversible observée. Mais pour ce faire, il faut nécessairement inclure un temps de repos entre les périodes de sollicitations.

Dans le programme expérimental, aucun temps de repos n'a été inclus entre les cycles de sollicitations. Nous déterminons alors pour chacun des trois extensomètres (1, 2 et 3) placé autour de l'éprouvette : l'amplitude ($a_{ext\ 1}$, $a_{ext\ 2}$ et $a_{ext\ 3}$), la valeur moyenne et l'angle de phase de la déformation axiale de chaque extensomètre. Nous établissons ces mêmes valeurs pour la déformation moyenne axiale (ϵ_{moy}) calculée à partir des déformations obtenues des trois extensomètres. Les déformations évoluent dans le temps et sont définies selon l'équation 5.13 pour chaque cycle de sollicitations et déformation ϵ_i ($\epsilon_{ext\ 1}$, $\epsilon_{ext\ 2}$, $\epsilon_{ext\ 3}$, ϵ_{moy}) :

$$\epsilon_{perm}(t) = \beta_{\epsilon_N} + \alpha_{\epsilon_N}(t - t_{N-1}) + a_{\epsilon_N} * \sin(\omega t + \varphi_{\epsilon_N}) \quad (5.13)$$

où

$\epsilon_{perm}(t)$	=	déformation totale en fonction du temps (t);
α_{ϵ_N}	=	pente linéaire du signal de la déformation au $N^{ième}$ cycle;
β_{ϵ_N}	=	déformation moyenne totale initiale à (N-1);
a_{ϵ_N}	=	amplitude du signal sinusoïdal de la déformation au $N^{ième}$ cycle;
φ_{ϵ_N}	=	angle de phase du signal sinusoïdal de la déformation au $N^{ième}$ cycle;
ω	=	pulsation ($\omega = 2 \pi \text{ fr}$) ;
fr	=	fréquence de sollicitations; et
t	=	temps de sollicitations

La Figure 5.7(a) représente la relation entre l'évolution de la déformation moyenne (par cycle de sollicitations) en fonction du nombre de cycles de sollicitations. La Figure 5.7(b) illustre les facteurs α_{ε_N} et β_{ε_N} au 242 670^{ième} cycles de sollicitations pour l'éprouvette C6-3.

Dans le cas des essais réalisés avec confinement, il faut s'assurer de bien ajuster la contrainte verticale car cette dernière sera influencée par la poussée générée par l'application de la contrainte de confinement. L'Annexe XII montre le cheminement effectué pour s'assurer de l'application de la bonne contrainte verticale en fonction de la contrainte horizontale désirée.

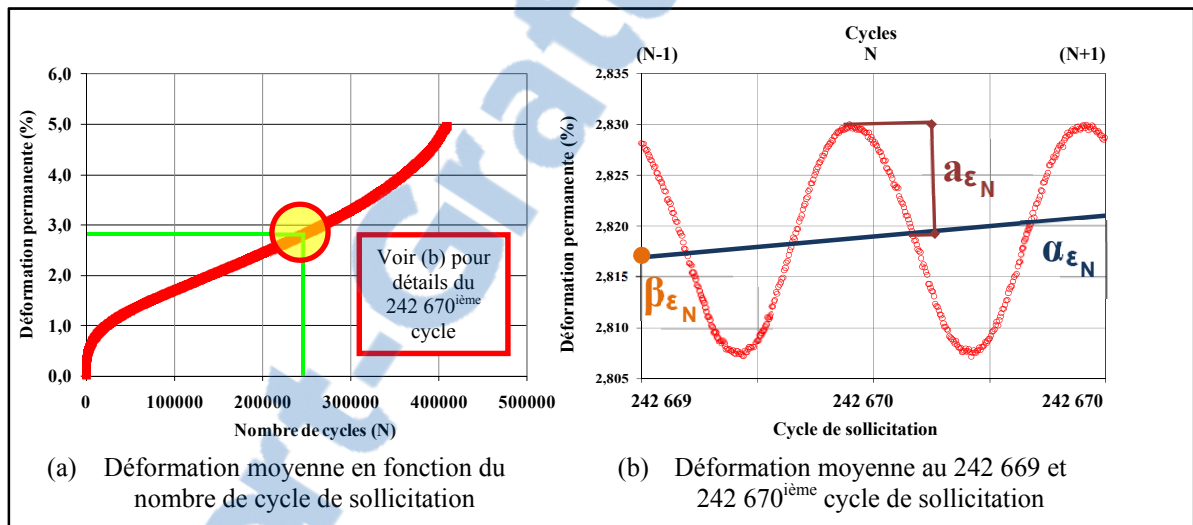


Figure 5.7 Évolution de la déformation moyenne pour l'enrobé ESG-10 (# C6-3) pour les conditions de sollicitation suivantes : $\sigma_v = 0,6$ MPa, $\sigma_v = 0,0$ MPa, $T^\circ = 30^\circ\text{C}$ et $Fr = 10$ Hz

5.5.3 Traitement des résultats

Durant un essai de compression cyclique sinusoïdale, l'éprouvette est soumise à une sollicitation axiale cyclique en contrainte approchée et est définie par l'éq. (5.11). En ce qui concerne les paramètres associés aux signaux des déformations, les données expérimentales sont analysées par l'entremise de l'équation (5.13). La composante $\alpha_{\varepsilon_N}(t)$ met en évidence l'hypothèse que l'évolution de chaque paramètre $X(t)$, mis à part les composantes associées à $X_{\text{moy}}(N)$ et à la sinusoïdale $X_0(N) \cdot \sin(\omega t + \phi_x)$, est une fonction linéaire sur la période de temps considérée.

$$X(t) = X(N, \tau) = \alpha_{\varepsilon_N}(\zeta) + X_{\text{moy}}(N) + X_0(N) * \sin(\omega t + \phi_{\sigma_1}) \quad (5.14)$$

où

ζ = temps compris entre 0 et 2T;

N et N+1 = 2 cycles consécutifs; et t et N sont liés par la relation $\tau = t - N*T$

Le paramètre $\alpha(N)$ ainsi que tous autres paramètres des équations (5.12) et (5.13), à l'exception de la fréquence qui demeure constante tout au long de l'essai, sont calculés par la méthode des moindres carrées. Le détail de la méthode des moindres carrées est donné à l'Annexe XIII. Pour chaque tranche de 200 points (2 cycles), on obtient une valeur moyenne : $X_{\text{moy}}(N)$, une pente $\alpha(N)$, une amplitude $X_0(N)$ et une phase ϕ_x .

Pour chaque tranche d'analyse (200 points) un critère de qualité, le facteur I_x , est calculé. Ce facteur prend en compte l'écart relatif entre les points expérimentaux de la grandeur X (déformations et contraintes) et la courbe approchée des moindres carrées. L'équation (5.15) illustre cette relation qui est exprimée en % et qui permet de vérifier si les signaux calculés et mesurés sont pratiquement identiques ou bien s'il existe un écart pouvant biaiser le résultat. Le facteur X_i^m est associé à la grandeur mesurée au point d'acquisition k ($k \in [1 : 200]$), X_i^c désigne de son côté la valeur calculée (via le traitement) et X_0^c , la valeur de l'amplitude calculée.

$$I_x = \frac{1}{200} \sum_{i=1}^{200} \left(\frac{|X_i^m - X_i^c|}{X_0^c} \right) \% \quad (5.15)$$

5.5.4 Détermination des paramètres du modèle ESSO

L'objectif de cette section est de décrire la procédure servant à déterminer les paramètres ESSO propres à chaque essai réalisé et ce, dans le but de caractériser le modèle ESSO. Dans un premier temps, il faut analyser les données par la méthode intégrale d'approximation et l'utilisation de calcul en langage VBA, la valeur de β_{ε_N} par rapport à deux cycles d'analyse. Il est important de rappeler que la valeur de β_{ε_N} est obtenue en transformant un système de

données sous forme discrète, de signal sinusoïdal discret combiné avec une droite en un signal continu. En considérant deux cycles successifs, $N-1$ et N , et en assumant une évolution linéaire de β_ε sur cet interval, on peut calculer une pente et obtenir ainsi la valeur recherchée : α_{ε_N} de la relation (5.13). Partant de l'analyse complète des données obtenues d'un essai de compression sinusoïdale, il est possible, à partir de tous les β_{ε_N} calculés, tracer la courbe représentant l'évolution de la déformation moyenne axiale cumulée en fonction du nombre de cycles de sollicitations (Figure 5.8) et calculer les paramètres recherchés tel que :

- la déformation initiale ε_0 (exprimé en %) : laquelle correspond à l'ordonnée à l'origine;
- la vitesse de la déformation permanente au cours de la phase 2 (taux de déformation permanente) $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon / dN$ (exprimé en % / Mc (pourcent par millions de cycles)) : la pente de la relation $\beta_\varepsilon - N$.

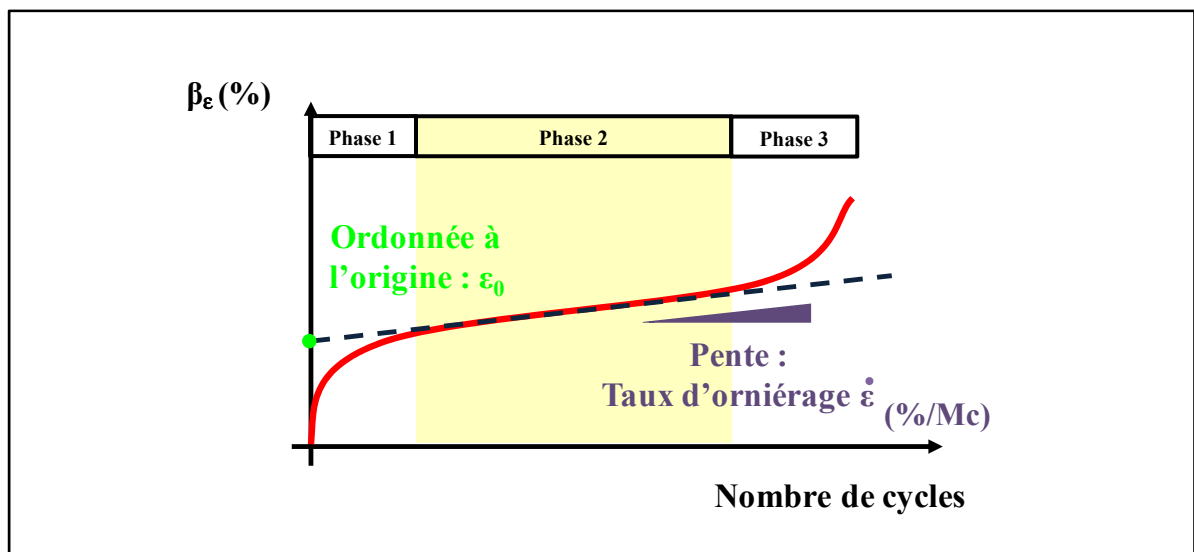


Figure 5.8 Courbe de déformation permanente typique d'où sont tirés les paramètres ESSO

Afin de déterminer le plus précisément possible la valeur de $\dot{\varepsilon}$ de la phase 2, nous allons tronquer les valeurs expérimentales dans la perspective de garder uniquement les données associées à la phase 2. Dans un premier temps, nous retranchons de la courbe expérimentale



les données associées à la phase 3, soit les données ne représentant plus la linéarité de la phase 2. Par la suite, nous déterminons l'évolution du coefficient de régression (R^2) d'une approximation linéaire appliquée aux données filtrées en retranchant progressivement les données des premiers cycles de sollicitations associés à la phase 1 et ce, jusqu'à ce que la valeur calculée de R^2 soit maximale. Une fois les données de la phase 1 supprimées, nous calculons la valeur de la pente, laquelle est multipliée par un million de cycles pour obtenir la pente $\dot{\epsilon}$ en % /Mc. La déformation initiale ϵ_0 (%), qui représente la déformation initiale et l'ordonnée à l'origine de la pente de la phase 2, est par la suite définie à l'aide de l'équation de la pente obtenue en %/Mc.

Avec l'obtention de ces paramètres pour chaque essai réalisé, il a été possible de définir le modèle ESSO pour chaque enrobé sélectionné.

5.5.5 Détermination des paramètres du modèle VESYS

Tout comme pour la section précédente, la méthode retenue pour définir le modèle VESYS pour chaque enrobé étudié est ici exposée. Dans un premier temps, nous déterminons les constantes VESYS pour chaque essai effectué. Pour ce faire, il faut débiter en traçant la relation de la déformation permanente (en microdéformation) en fonction du nombre de cycles de sollicitations dans un graphique log-log. La Figure 5.9 illustre cette relation. Selon la procédure d'essai décrite par Zhou et Scullion (Zhou et Scullion, 2002-2), nous sollicitons une éprouvette pour un total de 5 000 cycles de sollicitation et nous traçons par la suite cette relation pour en déterminer les paramètres de régression suivants :

- I, qui est l'ordonnée à l'origine; et
- S, qui est la pente.

Contrairement au modèle ESSO, cette procédure est fort simple et peu complexe et ne nécessite pas de calculs supplémentaires pour distinguer les différentes phases d'évolution de

la déformation permanente. D'autant plus qu'après les 5 000 premiers cycles, nous nous situons presque toujours dans la phase 1.

Finalement, selon les données calculées précédemment (I et S), nous déterminons les constantes VESYS α et μ , à l'aide des équations (5.16) et (5.17) où α est un paramètre qui quantifie le taux de décroissance de la déformation permanente et μ est un paramètre représentant la constance de proportionnalité entre la déformation permanente et la déformation élastique (Huang, 2004). Ces paramètres serviront par la suite à définir les paramètres du modèle VESYS pour chaque enrobé étudié.

$$\alpha = 1 - S \quad (5.16)$$

$$\mu = \frac{I * S}{\epsilon_r} \quad (5.17)$$

où

$$\epsilon_r = \frac{\sigma_v}{E^*} \quad (5.18)$$

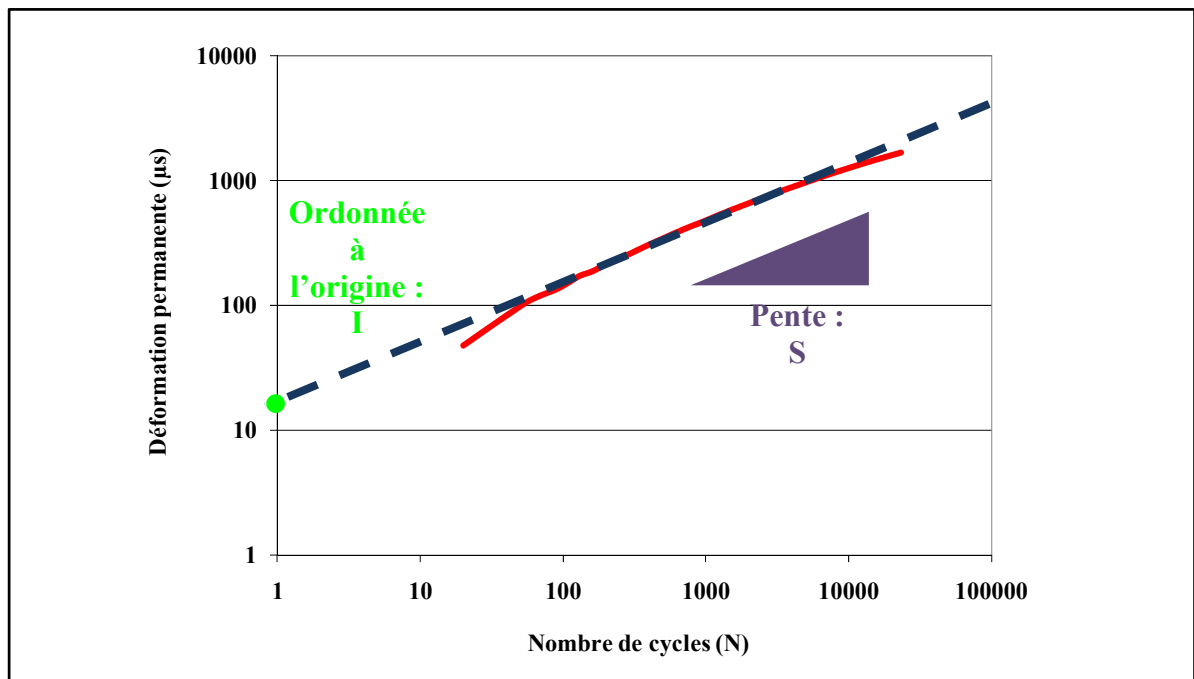


Figure 5.9 Relation entre la déformation permanente (μs) et nombre de cycles de sollicitations dans un graphique log-log où sont tirés les paramètres VESYS (ESG-10, $\sigma_v = 0,4$ MPa; $\sigma_H = 0,0$ MPa; $T^\circ = 40^\circ C$ et $f_r = 5$ Hz)

5.6 Préparation et identification des éprouvettes

Lors de la confection des éprouvettes pour les essais de compression cyclique sinusoïdale et de module complexe, il est très important de procéder au carottage dans un massif représentatif de la compaction exécutée sur la chaussée. Les Figures 5.10 et 5.11 montrent l'écart potentiel quant à l'évolution de la déformation permanente pour les éprouvettes confectionnées en laboratoire suivant deux modes de compactage distincts. La Figure 5.10 montre un écart considérable de comportement mécanique pour les éprouvettes compactées au compacteur de pneus, de type MLPC et celles issues de compacteurs statiques, de type Marshall. Par ailleurs, la Figure 5.11 montre que les éprouvettes confectionnées à l'aide du compacteur à pneus MLPC donnent des résultats tout à fait comparables à ceux obtenus d'éprouvettes prélevées directement de la chaussée.

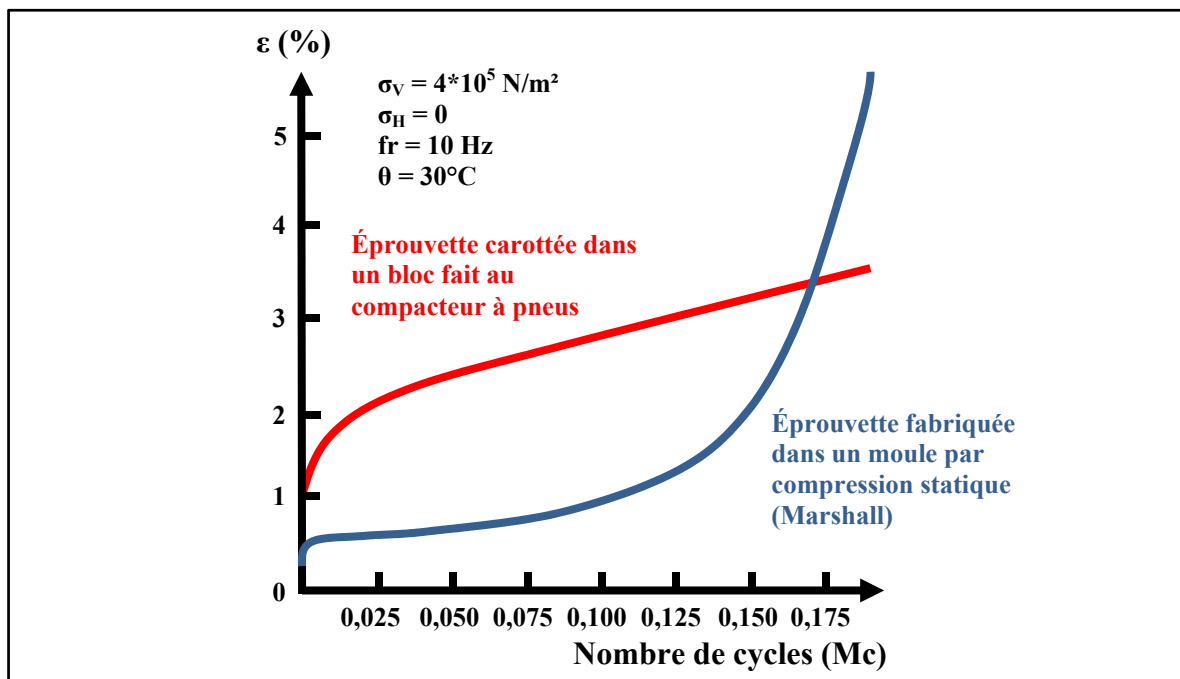


Figure 5.10 Courbes de déformation permanente de deux éprouvettes de même formulation, mais fabriquées différemment
Adapté de Aussedat (1977, p.141)

Des plaques d'enrobé ont été compactées en laboratoire avec le compacteur de plaques MLPC au laboratoire du LCMB. Les plaques obtenues ont une forme prismatique (400 x 600 x 125 mm). Des carottes, à raison de douze par plaque, ont été prélevées dans la direction normale aux plans de sciage, parallèlement à la surface compactée. La planéité et le parallélisme des surfaces planes des carottes sont assurés à l'aide d'une surfaceuse rotative au carbure. Le plan de carottage est schématisé à la Figure 5.12.

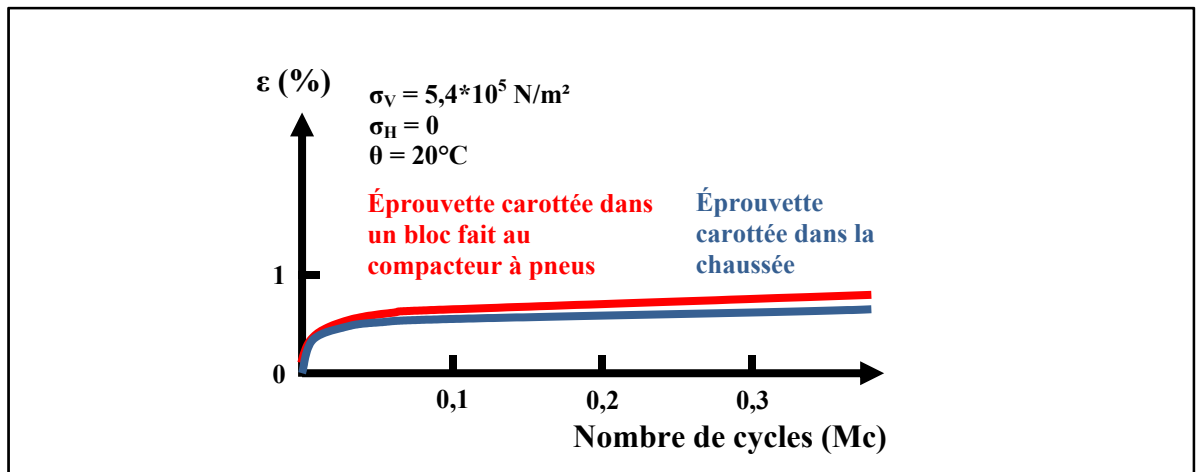
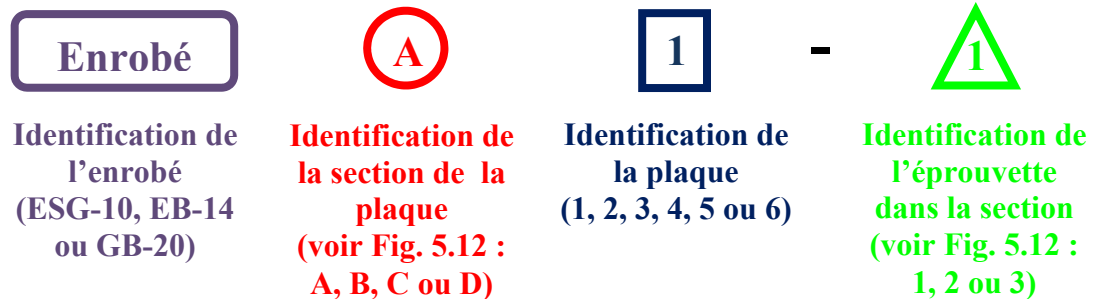


Figure 5.11 Courbes de déformation permanente de deux éprouvettes de même formulation, mais obtenues différemment
Adaptée de Aussedat (1977, p.141)

Les détails de la préparation des éprouvettes sont présentés aux Annexes XI et XV. Finalement chaque éprouvette testée a été répertoriée et identifiée selon le format suivant :



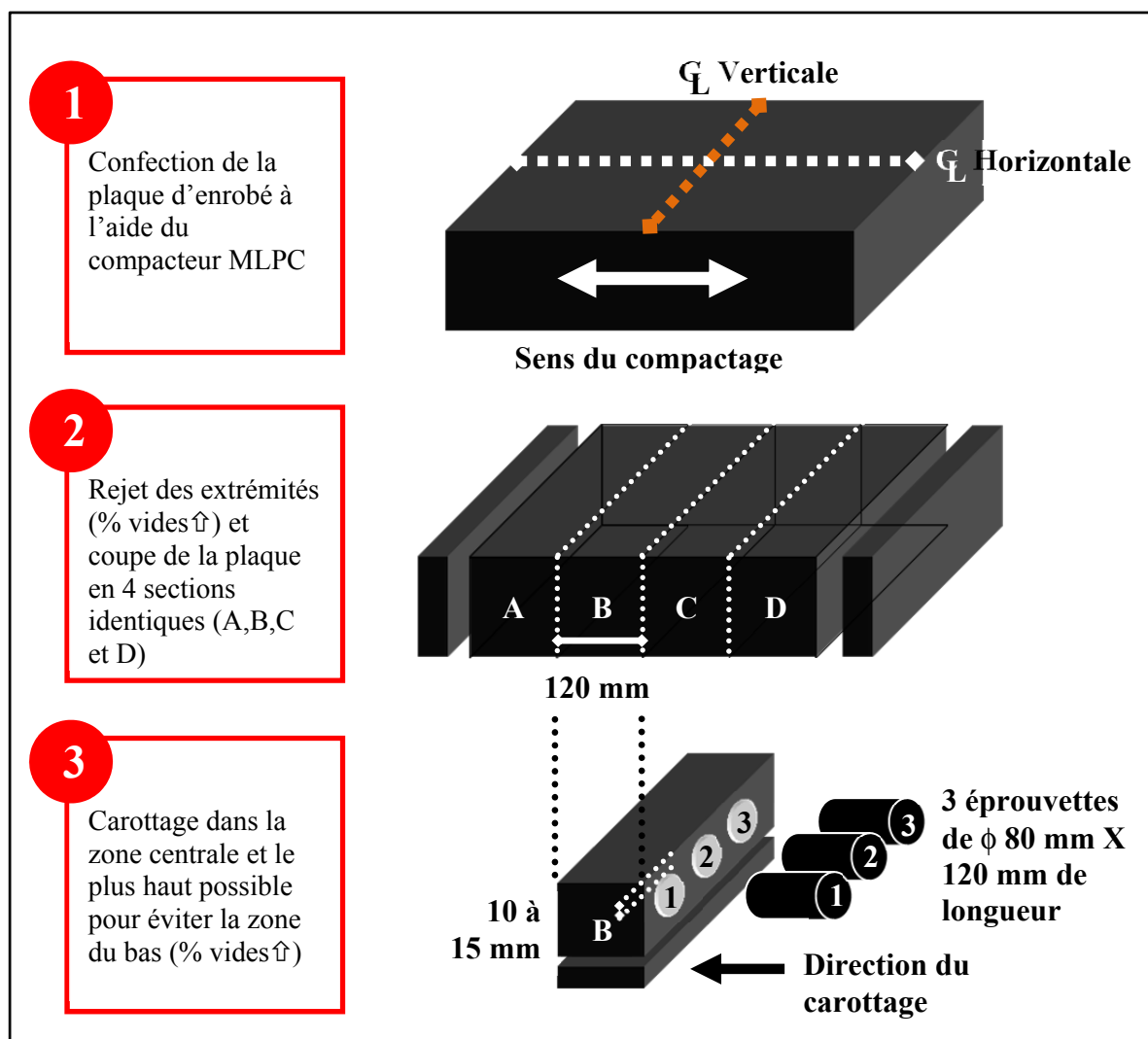


Figure 5.12 Illustration du plan de carottage

CHAPITRE 6

RÉSULTATS DES ESSAIS EN LABORATOIRE

6.1 Introduction

Ce chapitre est consacré aux résultats des différents essais effectués dans le but de caractériser les trois enrobés sélectionnés soit les enrobés ESG-10, EB-14 et GB-20. Il est important de mentionner que les éprouvettes pour les essais de caractérisation ont été préparées à partir d'enrobés produits en usine d'enrobage et échantillonnées sur différents sites de mise en œuvre.

Les enrobés ESG-10 et EB-14 (PG 70-28) ne proviennent pas de la même usine de production que l'enrobé GB-20 (PG 64-34). Les trois enrobés ont néanmoins été échantillonnés suivant la même procédure : prélèvement de 100 boîtes ($\pm 1\ 500$ kg) à partir d'une gâchée de 3 400 kg réalisée en usine d'enrobage.

6.2 Résistance à l'orniérage

La profondeur moyenne de l'orniérage mesurée sur deux plaques pour chacun des enrobés est illustrée à la Figure 6.1. L'Annexe XVI donne tous les détails quant aux résultats obtenus lors des essais à l'orniéreur ainsi que les informations sur les plaques testées.

Les résultats montrent que, malgré le fait que l'enrobé ESG-10 soit légèrement plus performant dans les premiers cycles, les valeurs moyennes se confondent par la suite avec l'enrobé EB-14, notamment à 150 000 cycles. Ceci peut être expliqué par le fait que ces deux enrobés sont confectionnés à partir des mêmes granulats et de la même classe de bitume (PG 70-28), lequel offre une bonne résistance aux températures élevées. En ce qui concerne l'enrobé GB-20, malgré le fait que la classe de bitume soit différente (PG 64-34), le comportement demeure relativement similaire à celui des enrobés ESG-10 et EB-14.

Lors de l'analyse des résultats d'orniérage, il est primordial de tenir compte du pourcentage de vides initial dans l'enrobé puisque ce dernier influence directement le résultat. Les vides moyens correspondants, pour chacun des enrobés, sont indiqués à la Fig. 6.1(a). A priori, les écarts, de l'ordre du pourcent, ne peuvent pas représenter un facteur déterminant sur les résultats. Les vides des trois enrobés présentés sont similaires et voisins de la valeur ciblée de 5%.

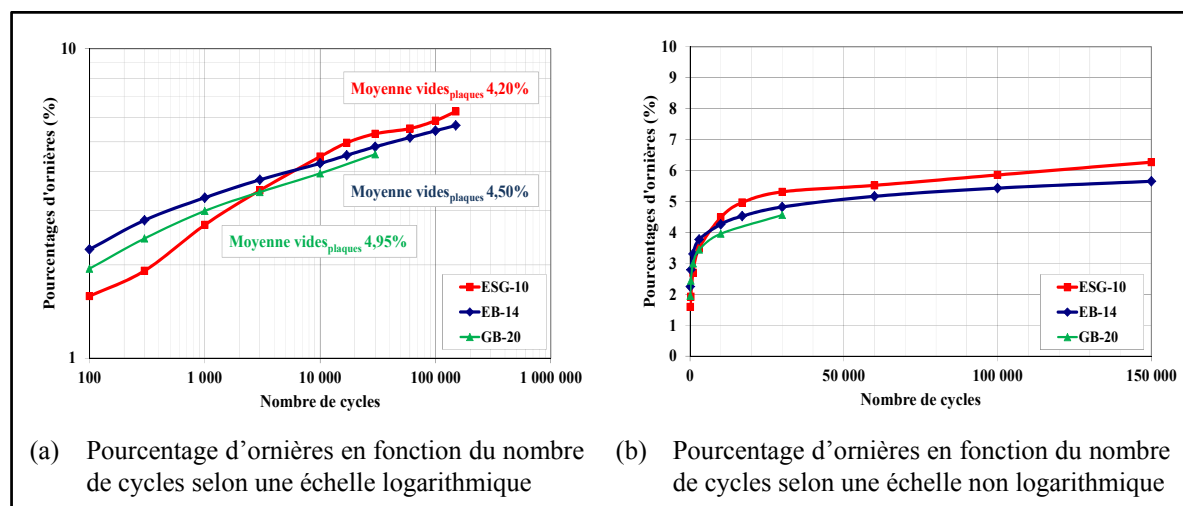


Figure 6.1 Résultats d'orniérage MLPC pour les trois enrobés sélectionnés

6.3 Essais de module complexe

À partir des valeurs expérimentales obtenues pour chacun des trois enrobés étudiés, les paramètres du modèle 2S2P1D ont été déterminés (modèle modifié de Huet-Sayegh). Le modèle 2S2P1D permet de mettre en évidence de façon plus spécifique la différence de performance entre ces enrobés. En effet, toute comparaison au niveau rhéologique d'un enrobé doit impérativement se faire à la même température et pour la même fréquence de sollicitations : autrement toute comparaison demeure futile puisque les propriétés de l'enrobé sont fortement influencées par les conditions d'essai.

Le détail du modèle 2S2P1D est présenté à l'Annexe XVII. Le modèle 2S2P1D permet d'extrapoler certaines propriétés rhéologiques inaccessibles par des mesures en laboratoire. À partir des paramètres de 2S2P1D, il devient plus simple de modéliser le comportement

rhéologique en petites déformations des enrobés, pour le calcul des champs de contrainte – déformation dans le revêtement, et un calcul incrémental de l'orniérage d'une structure de chaussée. En effet, suivant un couple température – fréquence donné pour une période de calcul, on détermine alors la rigidité des enrobés à considérer pour déterminer l'état de contraintes effectif dans le revêtement, lequel est directement pris en compte dans le modèle ESSO qui a été intégré au sein de l'outil OPECC©.

Le Tableau 6.1 résume les valeurs des paramètres du modèle établies pour les enrobés ESG-10, EB-14 et GB-20, tandis que les courbes correspondantes et les mesures expérimentales sont présentées dans le plan Cole-Cole à la Figure 6.2.

Tableau 6.1 Valeurs des paramètres du modèle de 2S2P1D pour les enrobés sélectionnés

Paramètres	Unité	ESG-10	EB-14	GB-20
Type de bitume	PG	70-28	70-28	64-34
E_0	MPa	36 000	37 500	32 200
E_{00}	MPa	35	35	94
δ	n/a	2,667	3,107	1,820
k	n/a	0,182	0,171	0,182
h	n/a	0,517	0,500	0,560
T_{ref}°	°C	10	10	10
C_1	n/a	29,24	46,61	21,00
C_2	n/a	210,21	273,97	147,37
β	n/a	2000	2000	500
τ_0	n/a	0,050	0,130	0,074
Note : Ces résultats sont une moyenne basée sur 3 essais en laboratoire				

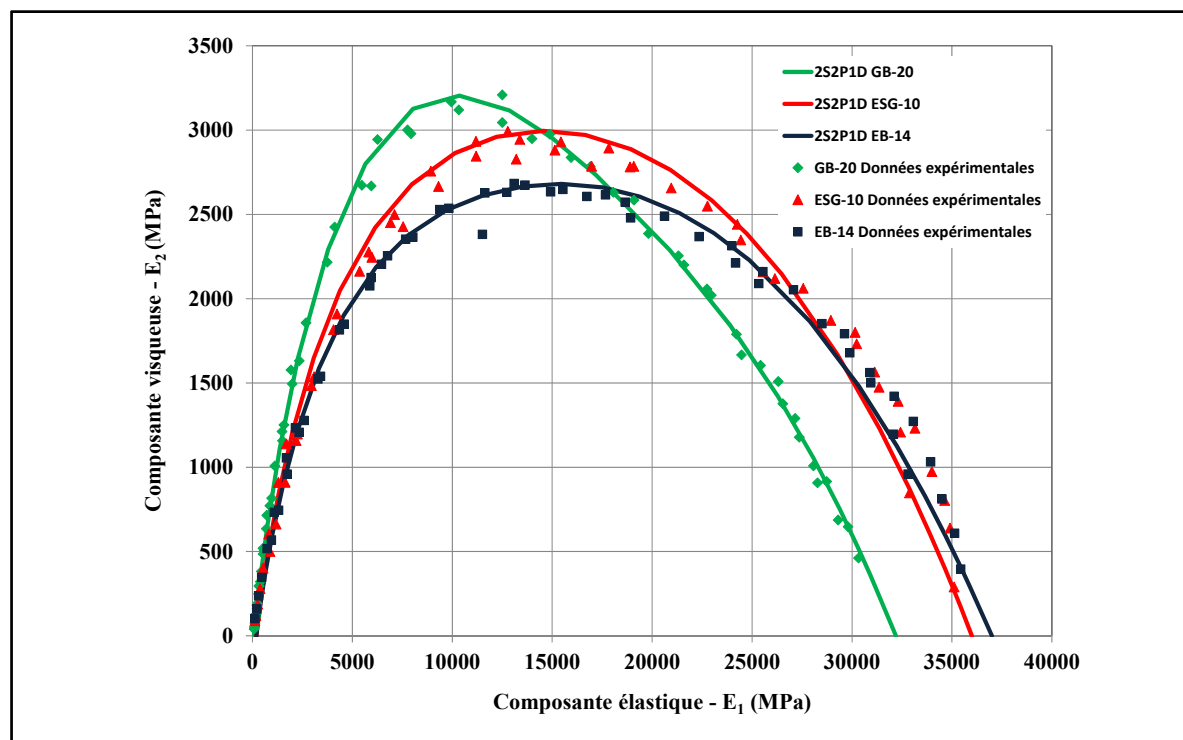


Figure 6.2 Représentation dans le plan Cole-Cole des résultats expérimentaux obtenus pour les 3 enrobés sélectionnés et le modèle 2S2P1D (ϕ 80 mm X 120 mm; traction/compression alternée ($\epsilon_{\text{MOYEN}} = 0$))

6.4 Essais de compression cyclique sinusoïdale

6.4.1 Résultats des essais

Les Figures 6.3 à 6.7 illustrent la relation de l'évolution de la déformation permanente² (%) en fonction du nombre de cycles de sollicitations pour chacun des essais réalisés dans le cadre du programme d'essais détaillé au Tableau 4.3. Le Tableau 6.2 présente la synthèse des constantes caractéristiques du comportement visco-plastique des enrobés (ESG-10, EB-14 et GB-20) testés suivant les quatre facteurs déterminants (σ_v , σ_h , T° et f_r) pour les deux modèles retenus : ESSO (ϵ_0 et $\dot{\epsilon}$) et VESYS (μ et α). Il est à noter que les valeurs de $\dot{\epsilon}$ sont exprimées en (%/Mc). Les Annexes XVIII, XIX et XX donnent l'ensemble des données sur les éprouvettes testées pour les enrobés ESG-10, EB-14 et GB-20 respectivement.

² Relation β_ϵ vs N

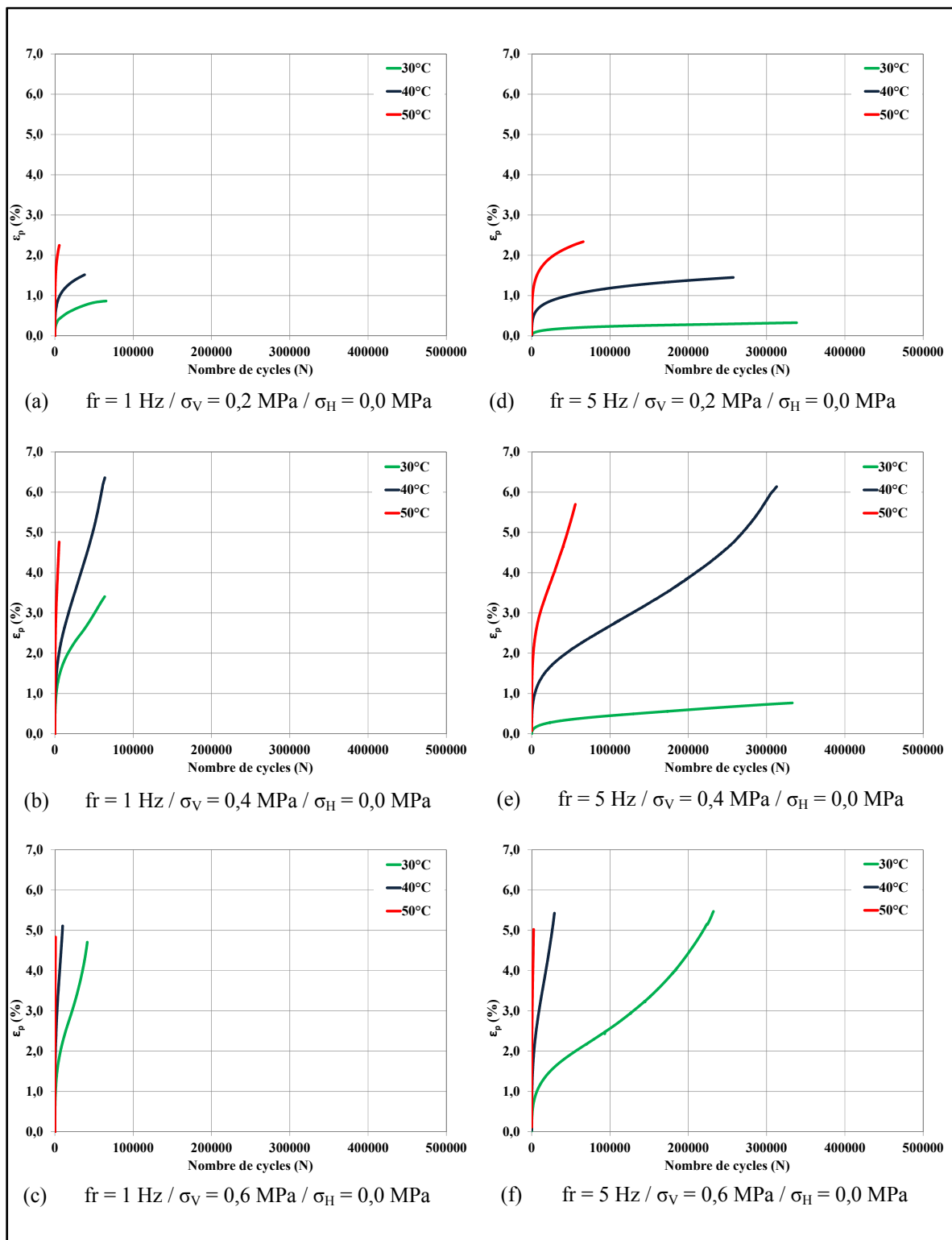


Figure 6.3 Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé ESG-10 – Partie 1 de 2



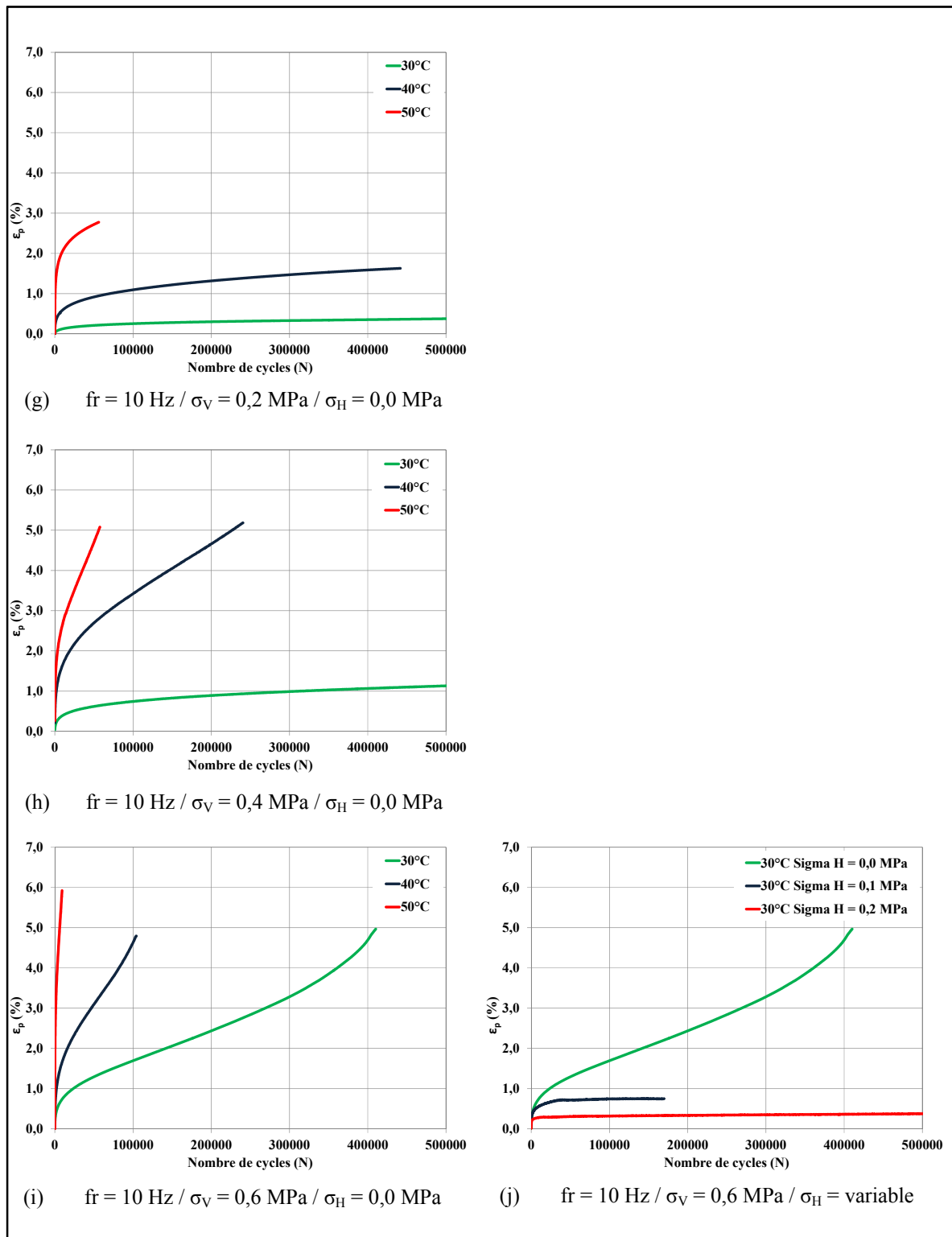


Figure 6.4 Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé ESG-10 – Partie 2 de 2

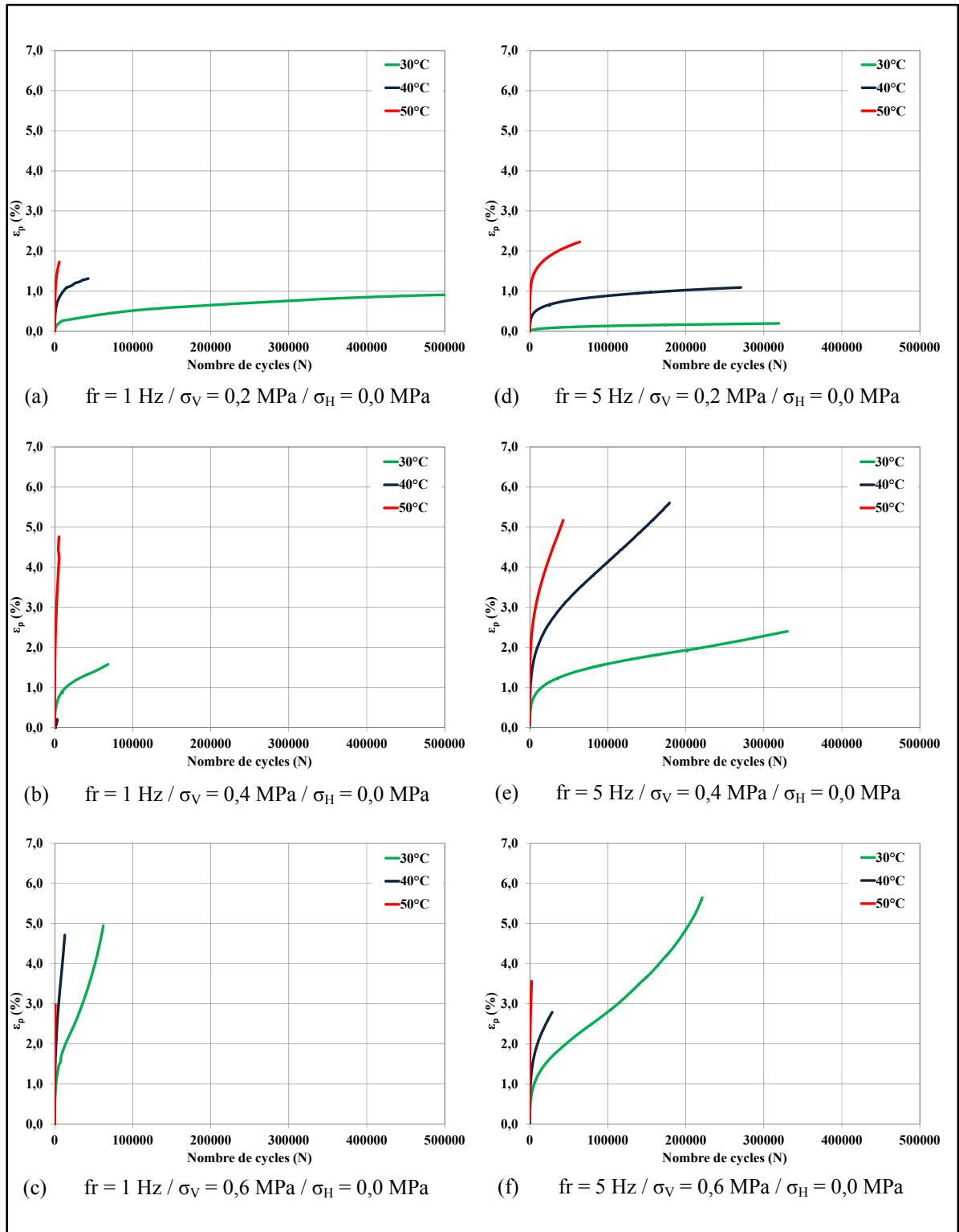


Figure 6.5 Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé EB-14 – Partie 1 de 2

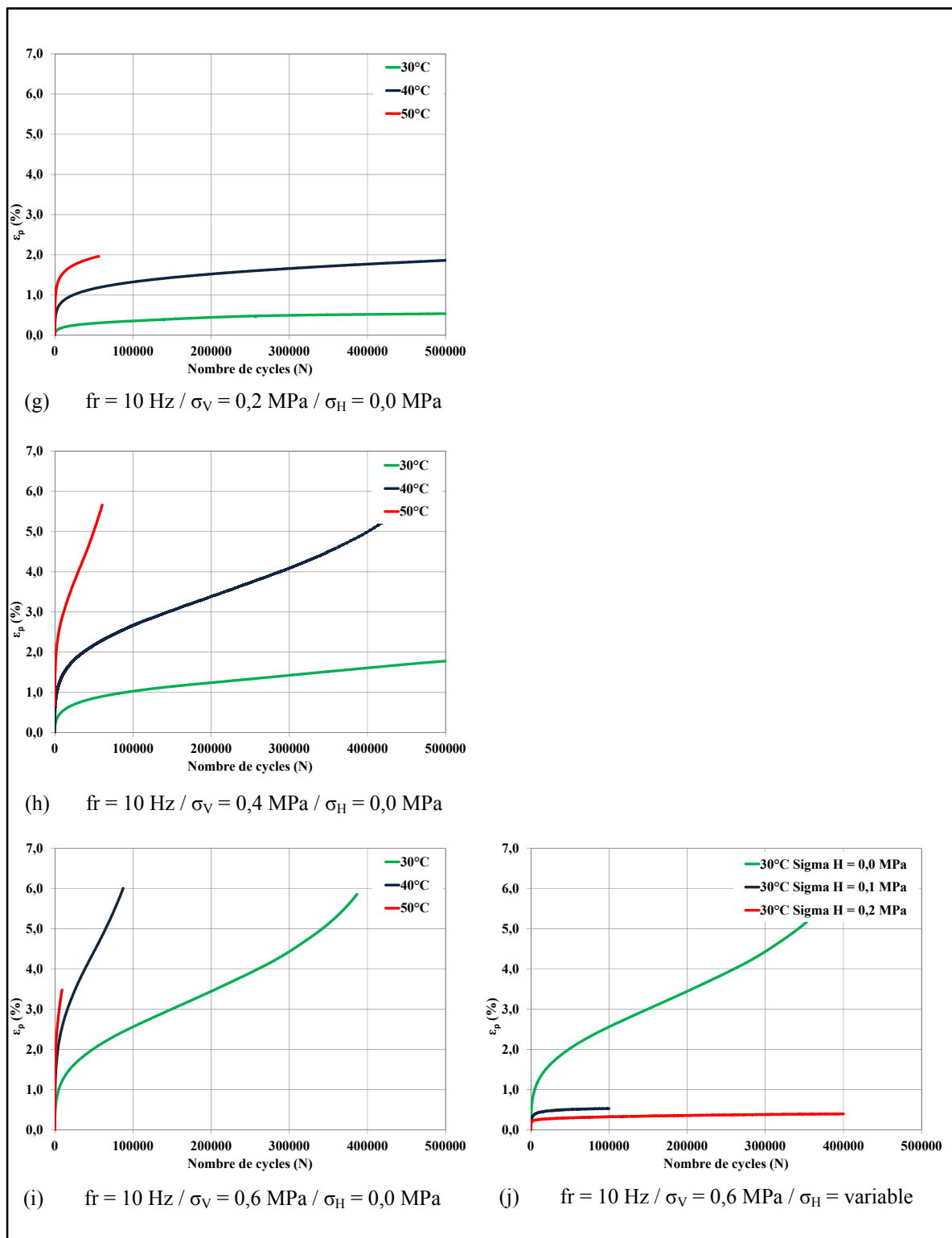


Figure 6.6 Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé EB-14 – Partie 2 de 2

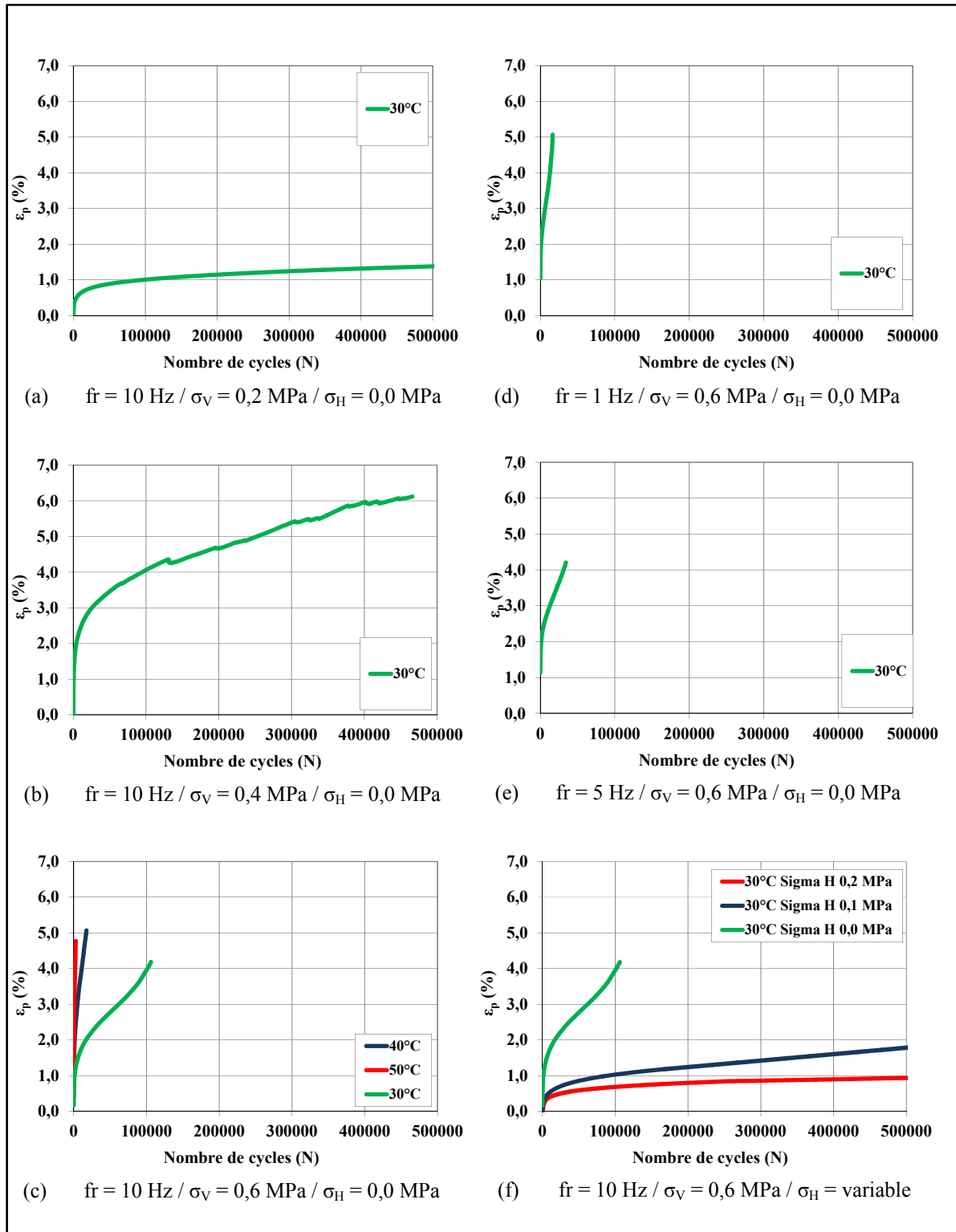


Figure 6.7 Synthèse des résultats des essais de déformation permanente pour l'enrobé GB-20

Tableau 6.2 Synthèse des résultats aux essais de déformation permanente pour les différents enrobés testés

# Essai	T° (°C)	fr (Hz)	σ_v (MPa)	σ_H (MPa)	ESG-10				EB-14				GB-20			
					ϵ_0 (%)	ϵ (%/Mc)	μ	α	ϵ_0 (%)	ϵ (%/Mc)	μ	α	ϵ_0 (%)	ϵ (%/Mc)	μ	α
1	30	1	0,2	0,0	0,769	1,478	0,294	0,640	0,912	0,171	0,104	0,623				
2	40	1	0,2	0,0	1,071	12,099	0,359	0,687	1,846	0,636	0,189	0,668				
3	50	1	0,2	0,0	1,711	95,600	0,522	0,705	2,147	19,316	0,183	0,696				
4	30	1	0,4	0,0	1,576	27,462	0,479	0,627	1,148	6,474	0,236	0,631				
5	40	1	0,4	0,0	1,885	63,760	0,346	0,655	0,136	45,930	0,161	0,688				
6	50	1	0,4	0,0	2,482	423,211	0,428	0,672	2,031	401,642	0,173	0,640				
7	30	1	0,6	0,0	1,634	62,351	0,399	0,616	1,295	48,496	0,271	0,603	2,067	145,793	1,278	0,784
8	40	1	0,6	0,0	2,240	287,307	0,365	0,621	1,865	219,064	0,171	0,591				
9	50	1	0,6	0,0	2,434	3192,287	0,440	0,609	1,778	1540,253	0,149	0,608				
10	30	5	0,2	0,0	0,207	0,360	0,217	0,707	0,131	0,211	0,056	0,586				
11	40	5	0,2	0,0	1,087	1,436	0,428	0,669	1,066	0,366	0,296	0,637				
12	50	5	0,2	0,0	1,862	7,308	0,716	0,738	2,039	3,870	0,877	0,680				
13	30	5	0,4	0,0	0,309	1,415	0,144	0,663	1,761	2,127	0,468	0,637				
14	40	5	0,4	0,0	1,482	11,930	0,482	0,702	2,262	18,597	1,017	0,000				
15	50	5	0,4	0,0	2,405	56,369	0,642	0,735	2,801	56,185	0,395	0,759				
16	30	5	0,6	0,0	1,246	13,329	0,448	0,642	1,308	15,001	0,422	0,638	2,265	55,793	2,743	0,847
17	40	5	0,6	0,0	1,903	116,666	0,501	0,631	1,866	31,666	0,267	0,666				
18	50	5	0,6	0,0	2,282	1130,886	0,685	0,651	2,721	358,246	0,292	0,680				
19	30	10	0,2	0,0	0,260	0,236	0,312	0,711	0,532	0,102	0,644	0,661	1,078	0,594	1,119	0,684
20	40	10	0,2	0,0	1,059	1,340	0,572	0,697	1,952	0,352	0,643	0,753				
21	50	10	0,2	0,0	2,209	10,231	1,332	0,753	1,794	3,301	0,471	0,758				
22	30	10	0,4	0,0	0,920	0,451	0,410	0,693	0,879	1,821	0,313	0,618	3,574	5,684	2,237	0,689
23	40	10	0,4	0,0	2,159	12,560	0,707	0,680	1,966	7,100	0,424	0,688				
24	50	10	0,4	0,0	2,294	48,291	0,636	0,693	2,451	51,919	0,421	0,731				
25	30	10	0,6	0,0	0,909	7,690	0,405	0,648	1,643	9,091	0,536	0,636	1,727	20,654	1,074	0,690
26	40	10	0,6	0,0	1,682	28,159	0,342	0,623	2,454	39,716	0,499	0,675	2,223	162,509	0,679	0,665
27	50	10	0,6	0,0	3,029	316,563	0,951	0,703	2,458	109,839	0,270	0,692	2,291	884,824	0,601	0,760
28	30	10	0,6	0,1	0,711	0,255	0,142	0,885	0,488	0,438	0,083	0,623	0,880	1,808	0,203	0,618
29	30	10	0,6	0,2	0,306	0,143	0,108	0,882	0,324	0,193	0,000	0,871	0,745	0,383	0,042	0,434

6.4.2 Répétabilité des essais de compression cyclique sinusoïdale

Les essais de compression cyclique sinusoïdale effectués ont pour but de préciser les constantes des modèles ESSO et VESYS. Pour ce faire, un nombre important d'éprouvettes ont été testées (voir Tableau 4.3). De surcroît, étant donné la mobilisation nécessaire des équipements sur une grande période et le temps nécessaire pour réaliser, traiter et analyser les données pour chacun des essais, il a été décidé de limiter à un seul essai les différentes conditions requises pour définir les constantes des modèles ESSO et VESYS pour chacun des trois enrobés. Dans la perspective de valider la qualité des mesures, des essais de répétabilité ont cependant été conduits.

Deux types de comparaison ont été effectués : (1) comparer l'évolution de la déformation permanente sur 2 éprouvettes d'une même plaque avec un pourcentage de vides similaire et, (2) vérifier l'effet du pourcentage de vides à partir d'éprouvettes d'un enrobé donné mais extraites de deux plaques différentes.

Le Tableau 6.3 donne les caractéristiques de chacune des éprouvettes testées et les résultats des essais de compression sinusoïdale. Les résultats montrent que, pour les éprouvettes provenant de la même plaque (ESG-10) et dont les teneurs en vides sont comparables, l'évolution de la déformation permanente est tout à fait similaire dans les deux cas : mêmes valeurs de ε_0 et pratiquement les mêmes valeurs pour $\dot{\varepsilon}$. La Figure 6.8(a) illustre la concordance entre ces résultats et témoigne de la qualité des essais réalisés. Par ailleurs, pour les éprouvettes issues de deux plaques différentes, les résultats montrent un écart-type inférieur à 2,1 % (Fig. 6.8(b)).

Ces différences s'expliquent en grande partie par la variation de la teneur en vides entre les deux plaques, laquelle joue un rôle déterminant sur le comportement visco-plastique de l'enrobé. Cette constatation est en accord avec la littérature (section § 1.6.6) à l'effet que la déformation permanente est plus prononcée pour un matériau ayant une faible compacité, c'est-à-dire présentant une teneur en vides plus grande.

Tableau 6.3 Caractéristiques des éprouvettes testées pour la répétabilité (sans confinement) et synthèse des résultats

			Éprouvettes d'une même plaque de ESG-10		Éprouvettes de deux plaques différentes de EB-14	
			A6-1	A6-3	C3-2	D4-2
Caractéristiques de l'éprouvette	Hauteur (mm)		119,939	121,473	121,088	118,389
	Diamètre (mm)		79,135	79,185	79,093	79,127
	vides (%) ⁽¹⁾	Spécifique	4,55	4,68	5,85	6,42
		Moyenne	4,62		6,14	
		Écart-type	0,065		0,285	
	Date de l'essai		20 janvier 08	20 février 08	11 juin 07	19 juin 07
Conditions d'essais	Température (°C)		50		45	
	Fréquence (Hz)		10		10	
	σ_V (MPa)		0,4		0,4	
	σ_H (MPa)		0,0		0,0	
Résultats d'essai	ε_0 (%)	Spécifique	2,294	2,294	3,083	2,599
		Moyenne	2,294		2,841	
		Écart-type	0,000		0,242	
	$\dot{\varepsilon}$ (%/Mc)	Spécifique	48,291	49,814	29,809	25,717
		Moyenne	49,053		27,763	
		Écart-type	0,762		2,046	

(1) % de vides déterminé par pesée hydrostatique

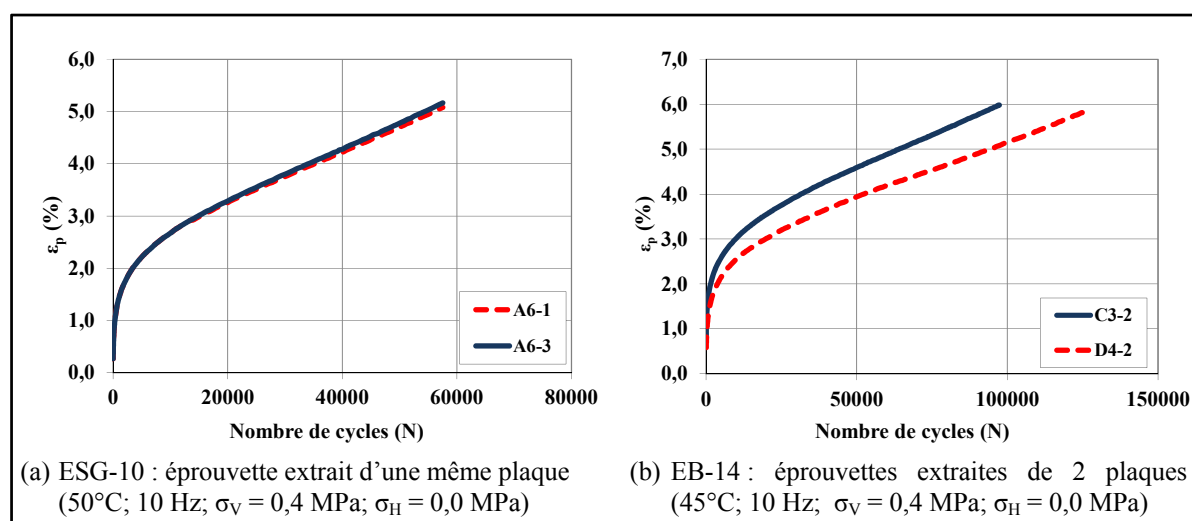


Figure 6.8 Évolution de la déformation permanente pour l'étude de la répétabilité

6.4.3 Analyse des constantes du modèle ESSO

En considérant la forme générale du modèle ESSO (eq. 3.1) et les résultats synthétisés dans le Tableau 6.2, pour les différents facteurs étudiés, nous avons déterminé les constantes du modèle ESSO pour les trois enrobés étudiés. L'analyse détaillée de cette étude est présentée dans l'Annexe I. Les constantes du modèle ESSO en fonction de chaque enrobé sont reportées au Tableau 6.4.

$$\log(\dot{\epsilon}) = A + B \log \sigma_v + C \sigma_H + D (T - 30) + F \log (fr / 10) \quad (3.1)$$

Tableau 6.4 Constantes du modèle ESSO pour les enrobés testés

		Enrobés testés			Aussedat (1977)	Écart type ¹
Type enrobé		ESG-10	EB-14	GB-20	Grave-bitume 0-20	
Type de bitume PG		70-28	70-28	64-34	-	
Type de bitume Pene		-	-	-	40/50	
Constantes ESSO	A	-1,67	-2,22	-1,20	-2,04	0,390
	B	2,93	4,09	3,23	4,33	0,581
	C	-0,82	-1,02	-0,87	-0,72	0,108
	D	0,09	0,09	0,08	0,09	0,004
	F	-0,86	-0,85	-0,80	-1,43	0,258
(1) Écart en considérant l'ensemble des valeurs (enrobés testés et Aussedat)						

Les constantes du modèle ESSO obtenues des essais sont du même ordre de grandeur que celles obtenues par Aussedat lors de ses recherches et de l'élaboration du modèle ESSO en 1977. L'écart type de l'ensemble des résultats varie entre 0,004 pour la constante D et 0,581 pour la constante B. On peut également noter que la valeur de la constante D, qui traduit l'influence de la température, est relativement constante pour tous les enrobés testés et égale à celle établit par Aussedat. La constante D présente un très faible écart-type et donc peu de variance entre les types d'enrobés étudiés. À l'inverse, le plus grand écart type est associé aux constantes A (0,390) et B (0,581). En ce qui concerne la constante F, en confirmant le PETT, on peut diminuer l'effet de cette constante et la « négliger » en quelque sorte puisqu'elle deviendrait dépendante de la constante D. Les résultats semblent donc converger

à l'effet que les constantes A et B représentent les constantes les plus dépendantes du type d'enrobé et les plus caractéristiques quant à l'évolution des déformations permanentes des différents enrobés mesurée à partir de l'essai de compression cyclique sinusoïdale et la méthodologie développée par Aussedat.

Pour fin de vérification de l'efficacité du modèle ESSO à prédire le taux de déformation permanente, la fiabilité des valeurs de $\dot{\epsilon}_{calculée}$ a été comparée à celle obtenue lors des essais ($\dot{\epsilon}_{essai}$). Cette comparaison a été réalisée en référence aux constantes propres à chacun des enrobés testés et présentées au Tableau 6.4, tout en considérant les conditions spécifiques de chaque essai. Les résultats ainsi obtenus sont présentés au Tableau 6.5. Les valeurs calculées sont ainsi confrontées aux valeurs mesurées en déterminant l'erreur relative, laquelle est définie par la relation suivante :

$$\text{Erreur relative (\%)} = ER(\%) = \left(\frac{\dot{\epsilon}_{calculée} - \dot{\epsilon}_{essai}}{\dot{\epsilon}_{essai}} \right) * 100\% \quad (6.1)$$

La Figure 6.9 illustre cette comparaison. Une valeur négative indique que le modèle ESSO sous-estime la valeur du taux de déformation et par opposition, une valeur positive indique une surestimation de la valeur de $\dot{\epsilon}$. Les résultats présentés à la Figure 6.9 montrent que l'erreur relative est très significative pour les essais réalisés à 50°C et selon une contrainte verticale de 0,6 MPa. Ces conditions représentent des cas de sollicitation majeurs que l'on ne peut négliger. En effet, il n'est pas rare d'observer des températures de l'ordre de 50°C dans la couche supérieure du revêtement (section § 7.2.4.6) en période estivale. De plus, il n'est pas rare d'observer dans le revêtement une contrainte verticale de l'ordre de 0,6 MPa et ce, surtout aux droits des arrêts d'autobus en zone urbaine. Il est clair que les valeurs de ER élevées traduisent une incertitude élevée quant à la prédiction des valeurs d' $\dot{\epsilon}$ par le modèle ESSO qui induisent par la suite une prédiction erronée de l'orniérage à l'échelle de la chaussée. Compte tenu que pour certaines conditions d'essai, les valeurs ER sont importantes, une méthode mieux adaptée a donc été jugée nécessaire en vue de déterminer les constantes du modèle ESSO. La section § 6.4.7 traite en détails de cet aspect.

Tableau 6.5 Comparaison des résultats d'essais aux valeurs obtenues par calculs selon les constantes trouvées

Essai #	T° (°C)	fr (Hz)	σ _v (MPa)	σ _H (MPa)	ESG-10			EB-14			GB-20		
					ε̇ _{essai} (%/Mc)	ε̇ _{calcul} (%/Mc)	ER (%)	ε̇ _{essai} (%/Mc)	ε̇ _{calcul} (%/Mc)	ER (%)	ε̇ _{essai} (%/Mc)	ε̇ _{calcul} (%/Mc)	ER (%)
1	30	1	0,2	0,0	1,48	1,18	-20,14	0,17	0,73	324,45			
2	40	1	0,2	0,0	12,10	9,38	-22,51	0,64	5,77	807,76			
3	50	1	0,2	0,0	95,60	74,48	-22,10	19,32	45,84	137,30			
4	30	1	0,4	0,0	27,46	9,00	-67,24	6,47	12,37	91,06			
5	40	1	0,4	0,0	63,76	71,46	12,08	45,93	98,27	113,96			
6	50	1	0,4	0,0	423,21	567,59	34,12	401,64	780,59	94,35			
7	30	1	0,6	0,0	62,35	29,51	-52,67	48,50	64,96	33,95	145,79	129,85	-10,94
8	40	1	0,6	0,0	287,31	234,41	-18,41	219,06	515,99	135,54			
9	50	1	0,6	0,0	3192,29	1862,01	-41,67	1540,25	4098,63	166,10			
10	30	5	0,2	0,0	0,36	0,30	-16,56	0,21	0,18	-14,70			
11	40	5	0,2	0,0	1,44	2,35	63,64	0,37	1,47	301,27			
12	50	5	0,2	0,0	7,31	18,66	155,33	3,87	11,67	201,56			
13	30	5	0,4	0,0	1,42	2,25	58,97	2,13	3,15	48,07			
14	40	5	0,4	0,0	11,93	17,90	50,04	18,60	25,02	34,54			
15	50	5	0,4	0,0	56,37	142,21	152,29	56,19	198,75	253,74			
16	30	5	0,6	0,0	13,33	7,39	-44,56	15,00	16,54	10,26	55,79	35,83	-35,78
17	40	5	0,6	0,0	116,67	58,73	-49,66	31,67	131,38	314,89			
18	50	5	0,6	0,0	1130,89	466,52	-58,75	358,25	1043,55	191,29			
19	30	10	0,2	0,0	0,24	0,16	-32,29	0,10	0,10	-1,96	0,59	0,59	-0,74
20	40	10	0,2	0,0	1,34	1,29	-3,74	0,35	0,82	133,23			
21	50	10	0,2	0,0	10,23	10,29	0,58	3,30	6,47	95,98			
22	30	10	0,4	0,0	0,45	1,24	175,19	1,82	1,75	-3,91	5,68	5,55	-2,36
23	40	10	0,4	0,0	12,56	9,86	-21,50	7,10	13,88	95,50			
24	50	10	0,4	0,0	48,29	78,35	62,24	51,92	110,26	112,37			
25	30	10	0,6	0,0	7,69	4,07	-47,08	9,09	9,18	0,98	20,65	20,58	-0,36
26	40	10	0,6	0,0	28,16	32,36	14,92	39,72	72,89	83,53	162,51	129,85	-20,10
27	50	10	0,6	0,0	316,56	257,03	-18,81	109,84	578,95	427,09	884,82	819,27	-7,41
28	30	10	0,6	0,1	0,25	0,60	135,34	0,44	0,88	100,93	1,81	2,78	53,75
29	30	10	0,6	0,2	0,14	0,09	-36,89	0,19	0,08	-58,47	0,38	0,37	-3,42

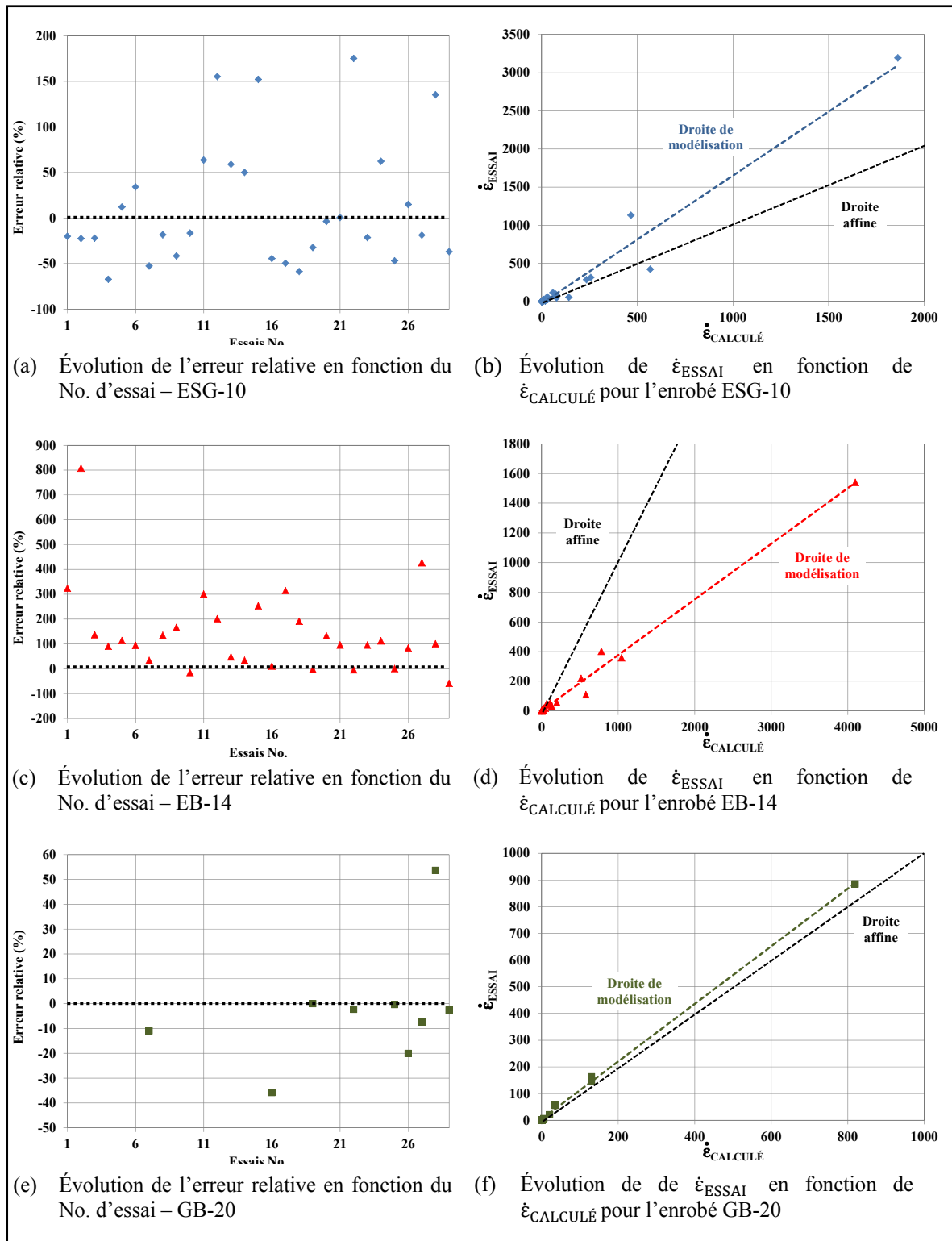


Figure 6.9 Analyses des erreurs relatives des valeurs de $\hat{\epsilon}$ obtenues des essais et des calculs en fonction des constantes du Tableau 6.4

6.4.4 Principe d'Équivalence Temps – Température (PETT)

Dans le but de réduire le nombre de constantes du modèle ESSO, il a été cherché à mettre en relation la constante D , associée à la température, à la constante liée à la fréquence de sollicitations F (temps de charge). À cet égard, Di Benedetto et coll. (2008) ont montré notamment que le principe d'équivalence temps-température pouvait s'appliquer au cas des déformations permanentes. L'objectif est donc de chercher à améliorer le modèle ESSO de manière à prendre en considération le PETT pour réduire le nombre de constantes du modèle de 5 (A , B , C , D et F) à 4 constantes (A , B , C et D). Il a été souligné à la section § 5.3.3.2 que le PETT pouvait s'appliquer dans le domaine non-linéaire (grandes déformations). Suivant le modèle ESSO défini à T_{ref} , on peut donc écrire :

$$\log \dot{\epsilon} = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D(T_{\text{ref}} - 30) + F \log \left(\frac{\text{fr}_{T_i}^*}{10} \right) \quad (6.2)$$

Par ailleurs, en considérant un essai réalisé à une température et une fréquence données (T_i et fr_{T_i}), avec des contraintes verticales et horizontales inchangées, la relation (6.2) peut s'écrire :

$$\log \dot{\epsilon} = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D(T_i - 30) + F \log \left(\frac{\text{fr}_{T_i}}{10} \right) \quad (6.3)$$

Dans la perspective où le PETT s'applique, c'est dire que l'évolution de la déformation permanente pour un essai réalisé à une température et une fréquence données (T_i et fr_{T_i}) demeure la même que pour un autre essai réalisé à la température de référence (T_{ref}) mais suivant une fréquence d'essai équivalente ($\text{fr}_{T_{\text{ref}}} \equiv \text{fr}_{\text{eq}}$) et définie par la fonction de translation a_T , on peut aussi écrire :

$$\text{fr}_{T_{\text{ref}}} \equiv \text{fr}_{\text{eq}} = \text{fr}_{T_i} * a_T \quad (6.4)$$

La figure 6.10 schématise le PETT appliqué au modèle ESSO.

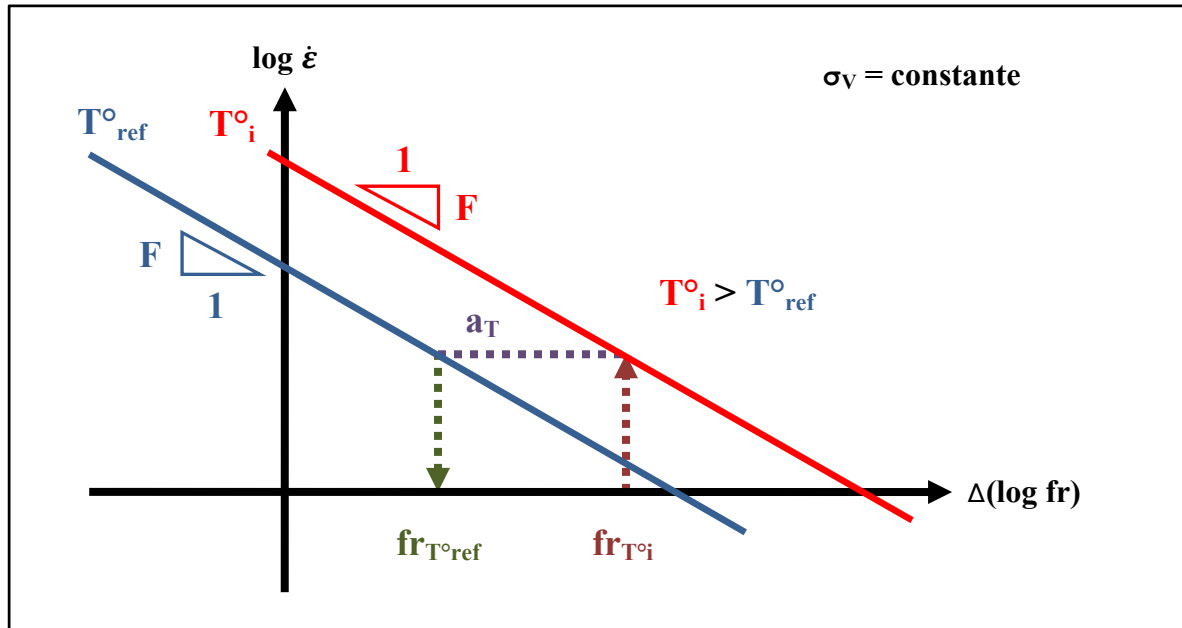


Figure 6.10 Schématisation du PETT appliquée au modèle ESSO

Suivant le PETT décrit par l'équation (6.4) et puisqu'il s'agit de la même valeur de $\dot{\varepsilon}$, nous pouvons alors dire que l'équation (6.2) est égale à l'équation (6.3) soit :

$$D (T_{ref} - 30) + F \log \left(\frac{fr_{eq}}{10} \right) = D(T_i - 30) + F \log \left(\frac{fr_{eq}}{a_T * 10} \right) \quad (6.5)$$

L'équation 6.5 peut se ramener à une forme plus simple, soit :

$$\log a_T = \frac{D(T_i - T_{ref})}{F} \quad (6.6)$$

En se référant au PETT, on peut donc déduire la valeur de la constante F à partir de la valeur de la constante D en se rapportant à la fonction a_T déduite des essais de module complexe en petites déformations. On a :

$$F = \frac{D(T_i - T_{ref})}{\log a_T} \quad (6.7)$$

L'équation (6.7) permet de simplifier le modèle ESSO en substituant la constante reliée à la fréquence (F) par une fonction de la constante de température (D) et la fonction de translation (a_T). Elle suggère une évolution linéaire entre $\log a_T$ et T, dont la pente lie les constantes D et F (pente = D/F).

Par ailleurs, il a été évoqué à la section § 6.4.3, que la constante D est relativement stable d'un enrobé à l'autre pour l'essai qui a été réalisé ($s = 0,004$), c'est donc dire que le modèle ESSO peut être défini à priori à partir de la détermination des constantes A, B et C et de la fonction de translation par un essai de module complexe.

6.4.5 Facteur a_T

La fonction de translation a_T se définit en regard de la relation entre la température et le logarithme de a_T . Cette relation est illustrée à la Figure 6.11(a). La Figure 6.11(a) montre que la relation entre le logarithme de a_T et la température n'est pas en fait linéaire et se définit selon une courbe à demi-parabolique (Huet 1963, William 1955). Il faut dire que la fonction de translation couvre un large éventail de températures (-35 à +35°C). Or, le phénomène d'orniérage survient essentiellement à des températures élevées. Afin d'être le plus représentatif possible du phénomène d'orniérage et considérant les plages de température pouvant influencer le comportement à l'orniérage des enrobés bitumineux utilisés au Québec, nous avons retracé à la Figure 6.11(b) la relation $\log a_T$ vs T suivant une plage réduite de température (10 – 40°C). De cette relation, qui est toujours représentée dans un environnement semi-logarithmique, nous pouvons admettre a priori une relation linéaire et définir ainsi la droite de tendance selon la forme suivante :

$$\log a_T = \psi (T_i - T_{ref}) \quad (6.8)$$

où ψ est une constante propre au matériau et définie suivant une courbe exponentielle dans un environnement semi-logarithmique à partir des résultats des essais de module complexe en considérant les températures supérieures à 10°C.

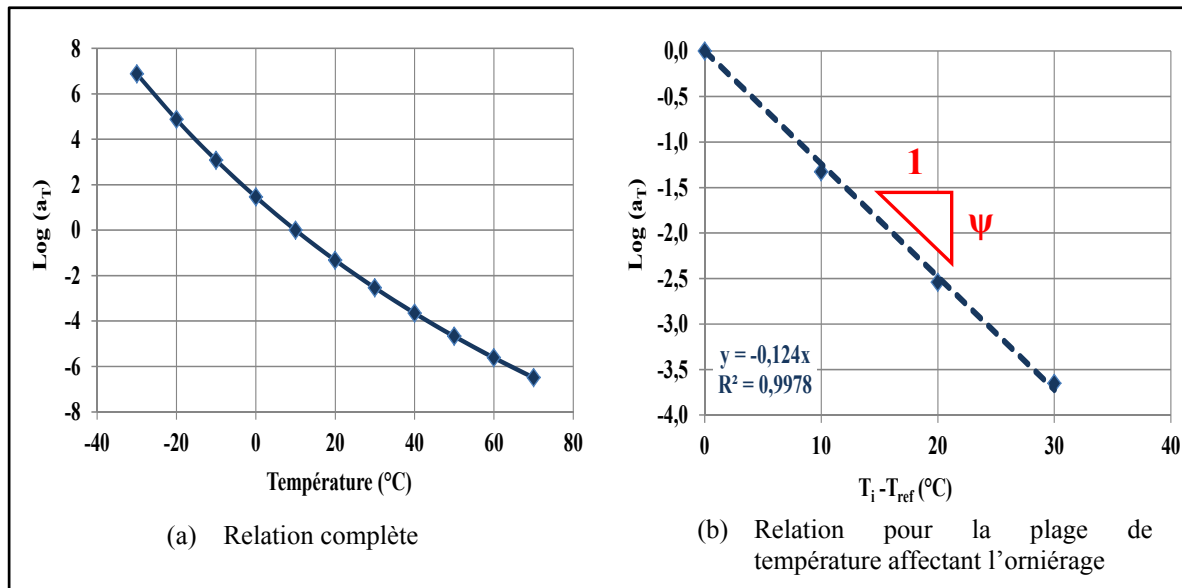


Figure 6.11 Relation entre la température et le logarithme du facteur a_T de l'enrobé ESG-10 établi à partir de la relation de Williams, Landet et Ferry (WLF) ($C_1 = 29,24$; $C_2 = 210,21$; $T_{ref} = 10^\circ\text{C}$)

En considérant les données des mesures de module complexe de l'enrobé ESG-10, le facteur a_T suit donc la relation définie à l'équation suivante :

$$\log a_T = -0,124 (T_i - T_{ref}) \quad (6.9)$$

6.4.6 Détermination de la constante F par le principe équivalence temps - température

L'équation 6.7 peut selon l'équation 6.8 se réécrire suivant l'équation 6.10.

$$F_{PETT} = \frac{D \cdot (T_i - T_{ref})}{\psi (T_i - T_{ref})} = \frac{D}{\psi} \quad (6.10)$$

où

D = la constante associée à la température

T_{ref} = la température de référence = 10°C

T_i = la température où on recherche l'équivalence = 30°C

Pour l'enrobé ESG-10, en substituant les valeurs correspondantes dans l'équation 6.10, le résultat calculée en appliquant le PETT est de -0,71 pour la constante F_{PETT} . Cette valeur est tout à fait comparable à la valeur obtenue pour l'enrobé ESG-10 lors des essais de compression sinusoïdale : -0,86. Le Tableau 6.6 résume les valeurs obtenues en appliquant le PETT (eq. 6.10) pour les trois enrobés testés dans le cadre du programme expérimental. Par ailleurs, l'Annexe XXI résume les calculs pour les enrobés EB-14 et GB-20.

Tableau 6.6 Constantes ESSO en fonction de l'enrobé
($T_{ref} = 10^{\circ}C$ et $T_i = 30^{\circ}C$)

Enrobé	Constantes obtenues par essai		ψ	Constante F_{PETT} calculée selon l'éq. 6.10	Écart (%) ¹
	F	D			
ESG-10	-0,86	0,09	-0,124	-0,73	-15,1
EB-14	-0,85	0,09	-0,156	-0,57	-32,9
GB-20	-0,80	0,08	-0,122	-0,63	-21,3
(1) $((F_{PETT} - F_{ESSAI}) / F_{ESSAI}) * 100\%$					

Les valeurs obtenues sont tout à fait comparables à celles obtenues lors des essais de compression sinusoïdale. Nous pouvons dire que le PETT peut s'appliquer pour calculer la constante F en considérant la constante D.

Par ailleurs, il a été cherché de valider la pertinence de la constante F obtenue à partir du PETT en calculant les valeurs de $\dot{\epsilon}$ selon les essais réalisés et à partir du modèle ESSO. Rappelons que pour déterminer la constante F, nous devons déterminer à priori les valeurs des ordonnées à l'origine de la relation $\dot{\epsilon} - \sigma_v$ pour diverses fréquences de sollicitations. Les valeurs correspondantes sont annotées a_{fr} (voir annexes I, II et III). La constante F représente la pente de la relation $a_{fr} - fr$ (voir annexe I). La constante F a également été comparée entre celle obtenue des résultats d' $\dot{\epsilon}$ des essais réalisés, désigné ici F_{ESSAI} , à une constante F établie suivant des valeurs de $\dot{\epsilon}_{calculées}$ à l'aide du modèle ESSO mais en considérant essentiellement les constantes A, B, C et D et la constante F_{PETT} issue de l'application du PETT tel que développé à la section précédente. La synthèse des valeurs d' $\dot{\epsilon}_{calculées}$ et

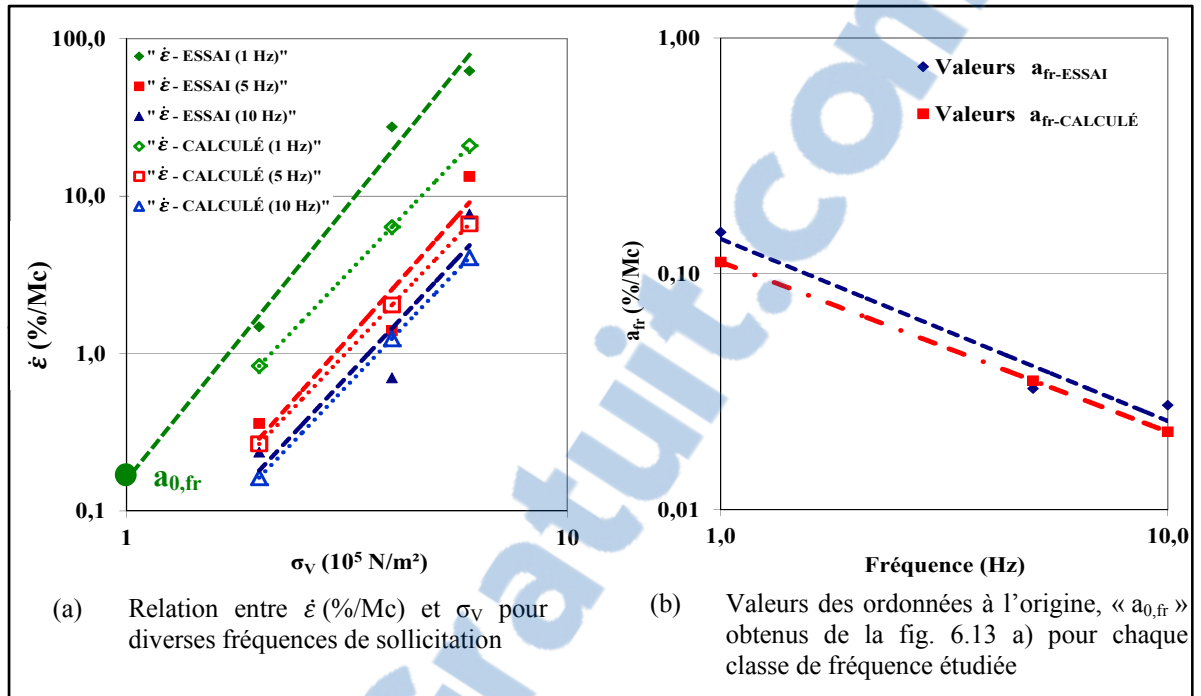


Figure 6.12 Détermination de la constante F pour l'enrobé ESG-10 selon les essais et selon le PETT ($T_{\text{essai}} = 30^\circ\text{C}$)

6.4.7 Nouvelle approche de détermination des constantes du modèle ESSO

Suivant les conclusions de la section § 6.4.3, il a été jugé important de modifier la méthodologie de détermination des constantes du modèle ESSO. Pour ce faire, une analyse visant à exploiter l'ensemble des essais réalisés dans le cadre de cette thèse aux diverses températures et fréquences a été menée. En effet, les constantes du modèle ESSO ont été a priori établies suivant les dispositions proposées par Aussedat, c'est-à-dire suivant une température et une fréquence de référence de 30°C et 10 Hz respectivement. Or, pour des conditions d'essais plus sévères, c'est-à-dire qui donnent lieu à des taux de déformation plus significatif, on note des écarts non négligeables entre la valeur mesurée ($\dot{\epsilon}_{\text{mesuré}}$) et celle calculée à partir du modèle ESSO ($\dot{\epsilon}_{\text{calculé}}$). À partir de l'ensemble des essais réalisés, les valeurs de la constante B, obtenues de nos essais pour d'autres températures et fréquences ont été confrontées à celles retenues en référence par Aussedat. L'Annexe XXII donne l'ensemble des relations obtenues. Les résultats, de cette analyse de la détermination des constantes A et B en fonction de la température et de la fréquence de sollicitation, montrent

que le cas #3 (50°C – 10 Hz – σ_v variable) se démarque des autres cas, en effet, ce cas est le plus représentatif des résultats obtenus suivants les essais réalisés en laboratoire. Suivant cette observation il a été jugé opportun de chercher à minimiser cet écart par la détermination des constantes A et B par rétro calculs. Pour ce faire, et suivant l'application du PETT, six (6) essais sont désormais nécessaires à la détermination des constantes du modèle ESSO. Ces six (6) essais sont donnés dans le Tableau 6.8 et représentent les conditions les plus sévères observées dans la chaussée, conditions qui représentaient le plus grand écart relatif mesurée à la section § 6.4.3.

Tableau 6.8 Conditions de sollicitation des six (6) essais nécessaire à la détermination des constantes du modèle ESSO

Essai No.	T_i (°C)	fr (Hz)	σ_v (MPa)	σ_H (MPa)	Constante
3	50	1	0,2	0,0	A et B
9	50	1	0,6	0,0	
28	50	1	0,6	0,1	C
29	50	1	0,6	0,2	
7	30	1	0,6	0,0	D
8	40	1	0,6	0,0	

Le cas #3 a donc été analysé et, en fonction des résultats des essais laboratoire pour les essais 1 et 2 un rétro calcul est réalisé pour déterminer les constantes A et B. Par la suite, et suivant la même procédure que pour le modèle ESSO, deux autres essais (No. 3 et 4) sont nécessaires pour déterminer la constante C. Par la suite les essais No. 5 et 6 à température variable sont réalisées pour déterminer la constante D. Finalement la constante F est déterminée par le PETT. Ces calculs ont été réalisés sur l'enrobé EB-14 puisque ce dernier démontrait une variation de l'erreur relative la plus prononcée. Par la suite pour valider et confirmer cette nouvelle approche le même exercice a été réalisé sur l'enrobé ESG-10. Les résultats, obtenus suivant l'application de cette approche, donnent également le meilleur rapport entre les résultats expérimentaux et calculés. La procédure n'a pu être validé sur l'enrobé GB-20 puisque les essais réalisés ne concordent pas à ceux nouvellement jugés essentiels à la détermination des constantes du modèle ESSO.

Il est très important de mentionner que tout comme mentionné à la section § 6.4.3, les constantes A et B sont les constantes les plus influentes du modèle ESSO. De plus, il a été observé suivant ces différents calculs que la constante B, constante reliée à la pente de la variation d' ε en fonction de σ_v ne variait pratiquement pas entre les différentes familles de sollicitation (même fréquence ou même température de sollicitation) et que la grande variabilité des résultats était plutôt imputable à la constante A qui variait énormément en fonction des conditions de sollicitations.

Finalement, la nouvelle approche de modélisation des constantes ESSO se détermine donc suivant les étapes suivantes :

1. Réaliser les six (6) essais minimums tels que définis au Tableau 6.8;
2. Calculer par rétro calculs les constantes A et B à l'aide des essais No. 1 et 2
3. Déterminer la constante C à l'aide des essais No. 2, 3 et 4 et selon la même procédure déterminée initialement;
4. Déterminer la constante D, à l'aide des essais No. 2, 5 et 6 et selon la procédure originellement établie;
5. Calculer la constante F à l'aide du PETT et de la constante D;

Les Tableaux 6.9 et 6.10 et la Figure 6.13 donnent et illustre les nouvelles erreurs relatives calculées suivant l'application de cette nouvelle approche de modélisation pour les enrobés ESG-10 et EB-14. Suivant l'analyse du Tableau 6.9 et de la Figure 6.13, des erreurs relatives élevées sont toujours observables mais ces dernières sont majoritairement obtenues sur des valeurs expérimentales de faibles valeurs, ce qui amplifie cette l'amplitude de l'erreur. Par contre la Figure 6.13 illustre bien que les résultats obtenus suivant la nouvelle approche de modélisation suivent bel et bien la droite affine obtenue en fonction des résultats expérimentaux comparativement aux résultats obtenues initialement a la Figure 6.13.

Tableau 6.9 Comparaison des résultats d’essais aux valeurs obtenues par calculs pour l’enrobé ESG-10

Essai #	T° (°C)	Fr (Hz)	σ _v (MPa)	σ _H (MPa)	ESG-10											
					Essai ε _{essai} (%/Mc)	Cas #3 : 50°C - 1Hz - σ _v variable			Cas #7 ESSO : 30°C - 10Hz - σ _v variable			Cas #3 Modifié : 50°C - 1Hz - σ _v variable				
						ε _{calcul} (%/Mc)	ER	ER ²	ε _{calcul} (%/Mc)	ER	ER ²	ε _{calcul} (%/Mc)	ER	ER ²		
1	30	1	2,0	0,0	1,48	1,27	-13,88	193	1,18	-20,10	404	1,52	2,55	6		
2	40	1	2,0	0,0	12,10	10,11	-16,46	271	9,38	-22,49	506	12,04	-0,53	0		
3	50	1	2,0	0,0	95,60	80,29	-16,02	257	74,49	-22,08	488	95,60	0,00	0		
4	30	1	4,0	0,0	27,46	10,77	-60,80	3696	8,99	-67,26	4524	13,86	-49,53	2453		
5	40	1	4,0	0,0	63,76	85,51	34,12	1164	71,41	12,01	144	110,10	72,67	5282		
6	50	1	4,0	0,0	423,21	679,25	60,50	3660	567,27	34,04	1159	874,53	106,64	11372		
7	30	1	6,0	0,0	62,35	37,54	-39,79	1583	29,48	-52,72	2779	50,59	-18,85	355		
8	40	1	6,0	0,0	287,31	298,20	3,79	14	234,18	-18,49	342	401,89	39,88	1591		
9	50	1	6,0	0,0	3192,29	2368,71	-25,80	666	1860,12	-41,73	1741	3192,32	0,00	0		
10	30	5	2,0	0,0	0,36	0,19	-46,16	2131	0,30	-17,73	314	0,23	-35,89	1288		
11	40	5	2,0	0,0	1,44	1,54	7,07	50	2,35	63,61	4047	1,83	27,50	756		
12	50	5	2,0	0,0	7,31	12,21	67,12	4505	18,66	155,37	24140	14,54	99,00	9801		
13	30	5	4,0	0,0	1,42	1,64	15,71	247	2,25	59,15	3498	2,11	48,97	2398		
14	40	5	4,0	0,0	11,93	13,01	9,04	82	17,89	49,98	2498	16,75	40,39	1632		
15	50	5	4,0	0,0	56,37	103,33	83,31	6941	142,13	152,14	23145	133,04	136,02	18500		
16	30	5	6,0	0,0	13,33	5,71	-57,15	3267	7,39	-44,59	1988	7,70	-42,26	1786		
17	40	5	6,0	0,0	116,67	45,36	-61,12	3735	58,67	-49,71	2471	61,14	-47,60	2265		
18	50	5	6,0	0,0	1130,89	360,34	-68,14	4643	466,04	-58,79	3456	485,64	-57,06	3256		
19	30	10	2,0	0,0	0,24	0,09	-63,59	4044	0,16	-31,03	963	0,10	-56,65	3209		
20	40	10	2,0	0,0	1,34	0,68	-49,01	2402	1,29	-3,40	12	0,81	-39,28	1543		
21	50	10	2,0	0,0	10,23	5,43	-46,95	2204	10,28	0,50	0	6,46	-36,83	1356		
22	30	10	4,0	0,0	0,45	0,73	61,53	3785	1,24	175,42	30774	0,94	107,96	11656		
23	40	10	4,0	0,0	12,56	5,78	-53,97	2913	9,86	-21,51	463	7,44	-40,74	1659		
24	50	10	4,0	0,0	48,29	45,92	-4,90	24	78,30	62,15	3863	59,13	22,44	503		
25	30	10	6,0	0,0	7,69	2,54	-67,00	4489	4,07	-47,08	2217	3,42	-55,52	3083		
26	40	10	6,0	0,0	28,16	20,16	-28,40	807	32,33	14,80	219	27,17	-3,51	12		
27	50	10	6,0	0,0	316,56	160,14	-49,41	2442	256,77	-18,89	357	215,83	-31,82	1013		
28	30	10	6,0	1,0	0,25	0,38	50,68	2568	0,62	141,59	20048	0,52	103,07	10623		
29	30	10	6,0	2,0	0,14	0,06	-59,23	3508	0,09	-34,63	1199	0,08	-45,05	2030		
Somme des erreurs						N/A	-434,90	66289	N/A	348,51	137758	N/A	245,98	99430		

Tableau 6.10 Comparaison des résultats d'essais aux valeurs obtenues par calculs pour l'enrobé EB-14

Essai #	T° (°C)	Fr (Hz)	σ _v (MPa)	σ _H (MPa)	EB-14											
					Essai ε̇ _{essai} (%/Mc)	Cas #3 : 50°C - 1Hz - σ _v variable			Cas #7 ESSO : 30°C - 10Hz - σ _v variable			Cas #3 Modifié : 50°C - 1Hz - σ _v variable				
						ε̇ _{calcul} (%/Mc)	ER	ER ²	ε̇ _{calcul} (%/Mc)	ER	ER ²	ε̇ _{calcul} (%/Mc)	ER	ER ²		
1	30	1	2,0	0,0	0,17	0,08	-52,00	2704	0,73	324,27	105149	0,08	-55,04	3029		
2	40	1	2,0	0,0	0,64	1,30	104,72	10966	5,76	806,87	651032	1,22	91,75	8417		
3	50	1	2,0	0,0	19,32	20,62	6,77	46	45,79	137,04	18780	19,32	0,00	0		
4	30	1	4,0	0,0	6,47	1,34	-79,31	6290	12,40	91,49	8371	1,22	-81,18	6591		
5	40	1	4,0	0,0	45,93	21,23	-53,78	2892	98,48	114,41	13091	19,31	-57,96	3359		
6	50	1	4,0	0,0	401,64	336,44	-16,23	264	782,25	94,76	8980	306,02	-23,81	567		
7	30	1	6,0	0,0	48,50	6,86	-85,86	7372	65,22	34,48	1189	6,13	-87,36	7631		
8	40	1	6,0	0,0	219,06	108,69	-50,38	2538	518,05	136,48	18627	97,18	-55,64	3095		
9	50	1	6,0	0,0	1540,25	1722,70	11,85	140	4115,00	167,16	27944	1540,27	0,00	0		
10	30	5	2,0	0,0	0,21	0,03	-85,65	7337	0,18	-12,44	155	0,03	-86,56	7493		
11	40	5	2,0	0,0	0,37	0,48	30,95	958	1,47	300,63	90378	0,45	22,66	513		
12	50	5	2,0	0,0	3,87	7,60	96,48	9307	11,66	201,25	40502	7,12	84,02	7060		
13	30	5	4,0	0,0	2,13	0,49	-76,79	5896	3,16	48,38	2341	0,45	-78,89	6223		
14	40	5	4,0	0,0	18,60	7,83	-57,92	3354	25,07	34,83	1213	7,12	-61,72	3810		
15	50	5	4,0	0,0	56,19	124,04	120,76	14584	199,17	254,49	64763	112,82	100,80	10161		
16	30	5	6,0	0,0	15,00	2,53	-83,14	6913	16,61	10,70	114	2,26	-84,93	7213		
17	40	5	6,0	0,0	31,67	40,07	26,55	705	131,90	316,53	100193	35,83	13,15	173		
18	50	5	6,0	0,0	358,25	635,11	77,28	5973	1047,72	192,46	37040	567,85	58,51	3423		
19	30	10	2,0	0,0	0,10	0,02	-80,69	6511	0,10	0,49	0	0,02	-81,91	6710		
20	40	10	2,0	0,0	0,35	0,31	-11,22	126	0,81	131,58	17315	0,29	-16,84	284		
21	50	10	2,0	0,0	3,30	4,95	49,85	2485	6,47	95,91	9198	4,63	40,36	1629		
22	30	10	4,0	0,0	1,82	0,32	-82,36	6783	1,75	-3,84	15	0,29	-83,95	7048		
23	40	10	4,0	0,0	7,10	5,09	-28,27	799	13,91	95,94	9204	4,63	-34,76	1208		
24	50	10	4,0	0,0	51,92	80,71	55,45	3074	110,50	112,82	12729	73,41	41,39	1713		
25	30	10	6,0	0,0	9,09	1,65	-81,90	6708	9,21	1,34	2	1,47	-83,82	7026		
26	40	10	6,0	0,0	39,72	26,07	-34,35	1180	73,18	84,25	7097	23,31	-41,30	1706		
27	50	10	6,0	0,0	109,84	413,25	276,23	76302	581,26	429,19	184205	369,49	236,39	55880		
28	30	10	6,0	1,0	0,44	0,16	-64,13	4112	0,88	100,88	10177	0,14	-67,92	4614		
29	30	10	6,0	2,0	0,19	0,02	-92,21	8503	0,08	-56,39	3180	0,01	-93,04	8656		
Somme des erreurs					N/A	N/A	-259,31	204824	N/A	4245,97	1442983	N/A	-487,62	175232		

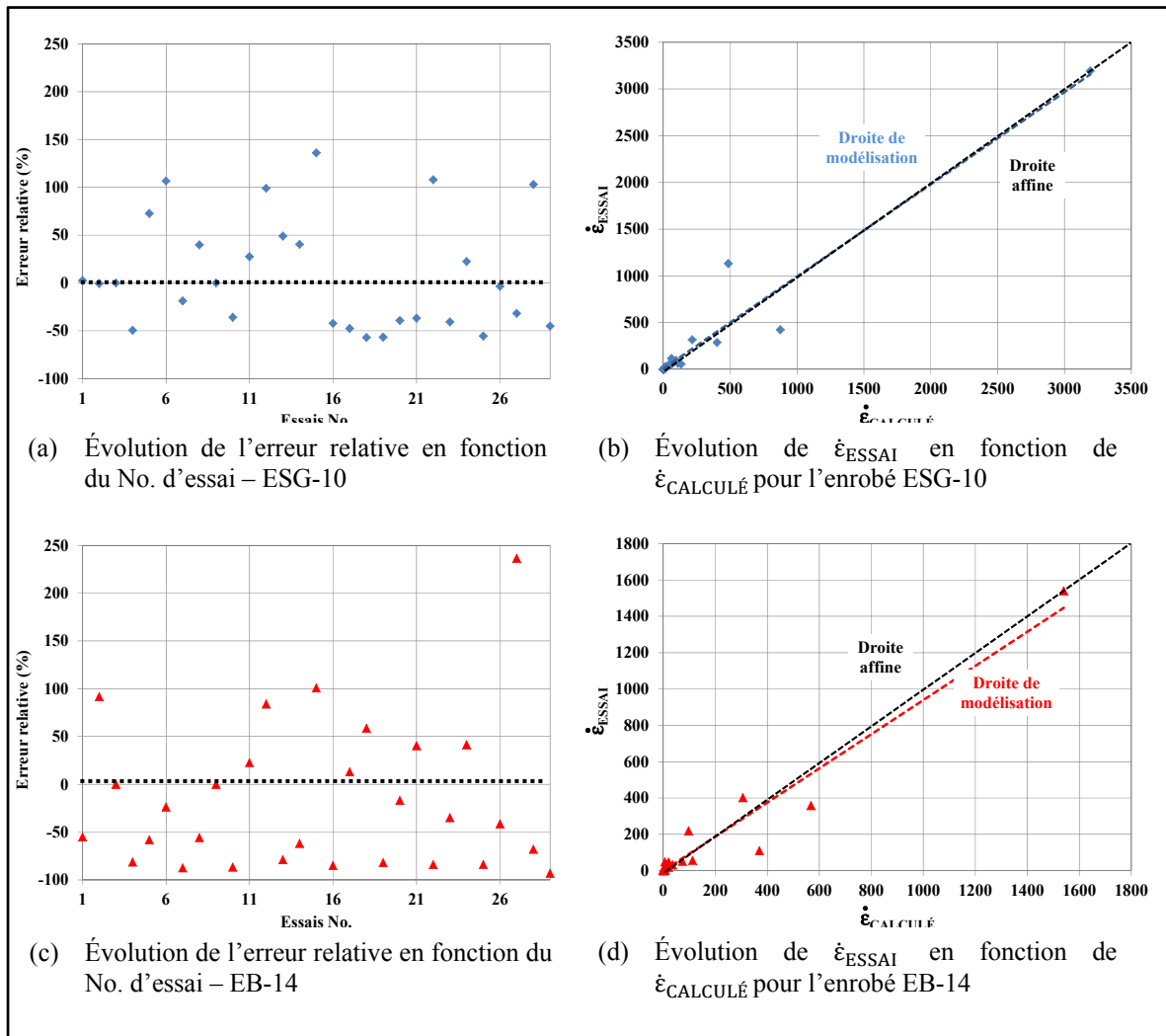


Figure 6.13 Analyses des erreurs relatives des valeurs de $\dot{\epsilon}$ obtenues suivant la nouvelle approche de modélisation des constantes du modèle ESSO

Le Tableau 6.11 résume les nouvelles constantes associées à chaque enrobé en fonction de la nouvelle approche de modélisation. L'équation 6.11 redéfinit la nouvelle loi du modèle ESSO :

$$\log \dot{\epsilon} = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D(T_i - T_{\text{ref}}) + F \log \left(\frac{\text{fr}_{T_i}}{\text{fr}_{\text{ref}}} \right) \quad (6.11)$$

Tableau 6.11 Constantes du modèle ESSO pour les enrobés testés selon la nouvelle approche de modélisation

		Enrobés testés			Aussedat (1977)
Type enrobé		ESG-10	EB-14	GB-20	Grave-bitume 0-20
Constantes ESSO	A	1,02	0,09	-1,20	-2,04
	B	3,19	3,99	3,23	4,33
	C	-0,82	-1,02	-0,87	-0,72
	D	0,09	0,12	0,08	0,09
	F	-0,71	-0,76	-0,63	-1,43

6.4.8 Détermination du modèle VESYS

Le modèle VESYS (équation 3.3), peut être réécrit sous forme logarithmique dans le but d'associer les constantes obtenues du modèle ESSO à celles du modèle VESYS.

En se référant à la définition de la norme du module complexe, ($\epsilon_r = \sigma_v / |E^*|$), nous pouvons récrire l'équation (3.3)

$$\dot{\epsilon} = \mu * \epsilon_r * N^{-\alpha} \quad (3.3)$$

$$\log \dot{\epsilon} = \log \mu + \log \sigma_v - \log |E^*| - \alpha \log N \quad (6.12)$$

La démarche VESYS recommande d'effectuer deux essais selon les conditions données dans le Tableau 6.11 afin de déterminer les facteurs μ et α . De plus, dans le logiciel VESYS, deux équations sont disponibles afin de déterminer ces facteurs. Les équations 6.12 et 6.13 sont associées respectivement aux facteurs « μ » et « α ». Les valeurs disponibles dans le logiciel sont classées en fonction de la couche de la chaussée. Le Tableau 6.12 résume les plages de valeurs possibles tel que proposées par Zhou et Scullion (2002-2).

Tableau 6.12 Constantes ESSO en fonction de l'enrobé

Température d'essais (°C)	σ_v (MPa)	Fréquence de sollicitation (Hz)
25	0,207	1
40	0,138	1

$$\mu = 1,663759 - 0,438729 * \log T^\circ - \left(\frac{1,628772}{1,918523 + 0,066875 * T^\circ} \right) \quad (6.13)$$

$$\alpha = 1,212 * e^{-0,00769 * T^\circ} \quad (6.14)$$

où T° représente la température ambiante de chaque saison

Tableau 6.13 Plages de valeurs recommandées pour les facteurs « μ » et « α » en fonction de l'usage de la couche dans la chaussée

Usage de la couche	« μ »	« α »
Revêtement	0 à 0,5	0,7 à 0,95 ¹
Couche de fondation	0 à 0,5	0,7 à 0,9
Couche de sous-fondation	0 à 0,5	0,7 à 0,9
Sol support	0 à 0,5	0,5 à 1
Note 1 : les valeurs permises varient de 0,1 à 0,95 mais un avertissement sera émis pour des valeurs sous 0,7)		

Avec ces informations, des chercheurs ont tenté de développer des équations afin d'être en mesure de déterminer plus fidèlement ces constantes en fonction de diverses conditions de sollicitations. Dans un premier temps Rauhut (Ranhut 1976 et Ranhut 1978) a cherché à mettre en évidence l'influence des différentes conditions de sollicitations sur ces deux facteurs. Suite à l'analyse de 33 enrobés bitumineux, Rauhut a défini que le facteur « μ » dépend dans un premier temps du niveau de contraintes de sollicitations et dans un second temps de la température et de la composition de l'enrobé. En ce qui concerne le facteur « α », il suggère qu'il dépend principalement de la contrainte de sollicitations quoique cette évidence demeure complexe due à l'interrelation entre les différentes conditions de

sollicitations. Enfin, Ranhuth conclut en proposant deux nouvelles équations pour décrire la relation entre μ et α et la contrainte développée (éq. 6.14 et 6.15).

$$\mu = 1,985 - 0,0187 \sigma_d \quad (6.15)$$

$$\alpha = 1,218 - 0,0047 \sigma_d - 0,06 AC \quad (6.16)$$

où σ_d = contrainte déviatorique de sollicitation (lbs/pi²)
 AC = % de bitume en poids par rapport au mélange

Par contre, les coefficients de détermination (R^2) respectifs pour chacune de ces équations sont très faibles de 0,48 et 0,41.

Par la suite, deux autres chercheurs (Leahy et Witczak, 1991) ont tenté la même démarche en procédant à l'analyse de 120 échantillons. Leur conclusion est la même, ils n'arrivent pas à définir adéquatement et avec précision les paramètres μ et α en fonction des conditions de sollicitations et des paramètres des enrobés.

Cette section a donc cherché à établir la même procédure que celle présentée dans le cadre du modèle ESSO c'est-à-dire de tracer les relations des facteurs « μ » et « α » en fonction des différentes conditions de sollicitations (σ_v , σ_H , T° et f_r). Aucune relation n'a pu être mise en valeur suivant l'application de cette procédure et ce, principalement à cause des non linéarités des tendances et de l'entrecroisement des courbes selon les différents cas de sollicitations. L'Annexe XXIII donne en détails les résultats et les relations obtenus suite à l'analyse des facteurs « μ » et « α » pour l'enrobé ESG-10. Étant donné qu'aucune relation évidente n'a pu être établie pour chaque facteur en fonction de chaque condition de sollicitations, les tendances des facteurs « μ » et « α » ont donc été étudiées. La Figure 6.14(a) illustre la relation du facteur « μ » en fonction des niveaux de contraintes et des températures de sollicitations pour l'enrobé ESG-10.

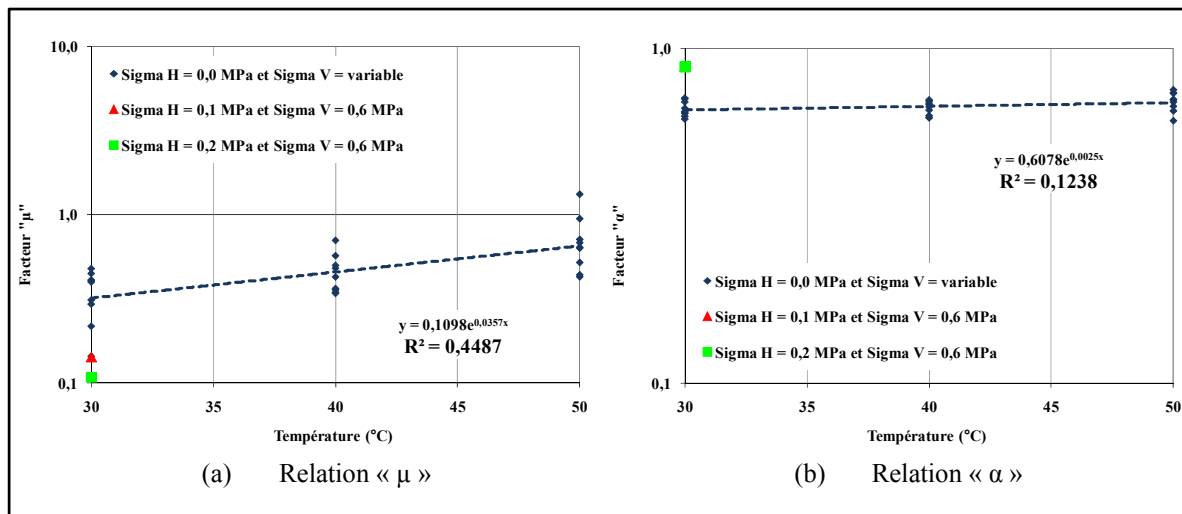


Figure 6.14 Relation des paramètres VESYS en fonction de la contrainte et de la température de sollicitation pour l'enrobé ESG-10

Tout comme pour les chercheurs cités précédemment, la même conclusion ressort, soit le fait qu'on ne peut pas tirer de relation précise et évidente concernant la relation du facteur « μ » en fonction de la température et de la contrainte verticale de sollicitation (Fig. 6.14(a)). En ce qui concerne le facteur « α », le même exercice a été entrepris et il a abouti à la même conclusion, soit un manque de précision dans la relation (Figure 6.14(b)).

6.4.9 Conclusion

Suite aux analyses synthétisées à la section § 6.4.8, il a été décidé de ne pas utiliser le modèle VESYS pour décrire le comportement visco-plastique des enrobés dû à la complexité à déterminer des relations cohérentes entre les paramètres μ et α et les différentes conditions de sollicitations qui prévalent dans le revêtement. Par ailleurs, sur la base des analyses présentées aux sections § 6.4.3 à 6.4.7 inclusivement, il a été décidé d'élaborer une méthodologie de calcul pour la prédiction de l'orniérage à partir du modèle ESSO uniquement.

Le modèle ESSO, allégé par l'application du PETT et basé sur la nouvelle approche de modélisation des constantes, est plus simple d'application et permet de modéliser

adéquatement le comportement visco-plastique des enrobés avec les différentes conditions de sollicitation que l'on retrouve au sein du revêtement d'une chaussée bitumineuse. Le chapitre suivant élaborera la méthodologie préconisée pour la suite des travaux en vue d'effectuer un calcul prévisionnel de l'évolution de l'orniérage du revêtement en se référant au modèle ESSO.

Finalement, par le biais des recherches précédentes il est maintenant possible de modifier le modèle ESSO en prenant en compte la fonction a_T du matériau, laquelle est rendue accessible par la mesure du module complexe de l'enrobé. Il est à noter que malgré le fait qu'il ne soit pas encore exigé au Québec, le dimensionnement d'un revêtement bitumineux devrait impérativement et minimalement nécessiter la mesure du comportement rhéologique en petites déformations des matériaux bitumineux mis en œuvre. Ce qui donne par le fait même accès à la fonction a_T . En l'occurrence le modèle ESSO révisé est défini par l'entremise de quatre (4) constantes propres au matériau (A, B, C, et D) et peut s'écrire :

$$\log \dot{\epsilon} = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D \left[(T - T_{ref}) + \frac{1}{\psi} \log \left(\frac{f_r}{f_{r_{ref}}} \right) \right] \quad (6.17)$$

CHAPITRE 7

MODÉLISATION DE L'ORNIÉRAGE À L'ÉCHELLE DE LA STRUCTURE : POINT DE VUE DE LA CHAUSSEE

7.1 Analyse du point de vue de la chaussée

7.1.1 Introduction

Avec la détermination des constantes associées au modèle ESSO, en regard des matériaux étudiés (ESG-10, EB-14 et GB-20), il est désormais possible de décrire la loi de déformation permanente pour chacun de ces enrobés. L'étape suivante du programme de recherche est maintenant de passer à une analyse à l'échelle de la chaussée en ne considérant non plus les matériaux comme étant indépendants l'un de l'autre mais plutôt en considérant l'ensemble des matériaux comme un système multicouche formant une chaussée. On cherche donc à savoir et à modéliser le comportement de la structure dans son ensemble en fonction des caractéristiques des matériaux de chaque couche et ce, pour être le plus représentatif des conditions réelles.

7.1.2 Méthode suivant la méthodologie ESSO

Le modèle ESSO, établi à l'échelle du matériau, a été élaboré dans un contexte plus global en vue de quantifier l'évolution de l'orniérage d'un revêtement bitumineux. Il s'intègre dans une approche de calcul à l'échelle de la chaussée, désignée la « méthodologie ESSO ». La méthodologie ESSO vise à cerner et à quantifier l'évolution des champs de contraintes et de déformations dans chacune de ses couches en discrétisant la structure de la chaussée. Elle vise aussi à quantifier leurs tassements respectifs en vue de les cumuler pour quantifier l'orniérage potentiel de la structure en service. Pour être en mesure de déterminer l'orniérage d'une structure de chaussée, la méthodologie ESSO nécessite de connaître (exemple illustré à la Figure 7.1) :

- l'épaisseur de chaque couche;
- la nature des enrobés utilisés (définir E^*_i , v_i : le comportement visco-plastique);
- la vitesse et la configuration du trafic;
- l'intensité et la configuration des poids lourds;
- l'évolution de la température dans la structure de la chaussée;
- l'évolution des contraintes dans chaque couche.

Pour déterminer l'orniérage du revêtement, il faut, dans un premier temps, pour chaque couche de la structure de chaussée, intégrer l'équation (3.1) selon une température et une épaisseur données. Nous pouvons alors quantifier le taux d'orniérage de chaque couche en mm/Mc. La Figure 7.1 schématise le processus pour déterminer le taux de déformation permanente en fonction de la profondeur pour le cas d'un revêtement constitué de deux (2) couches d'enrobé bitumineux (couche 1 et 2) reposant sur une fondation rigide (couche 3).

$$\log \dot{\epsilon} = A + B \log \sigma_v + C \sigma_H + D \left[(T - 30) + \frac{1}{\psi} \log \left(\frac{fr}{10} \right) \right] \quad (6.10)$$

$$\text{Taux d'orniérage (mm/MC)} = \int_{y_1}^{y_2} \dot{\epsilon} dy \quad (7.1)$$

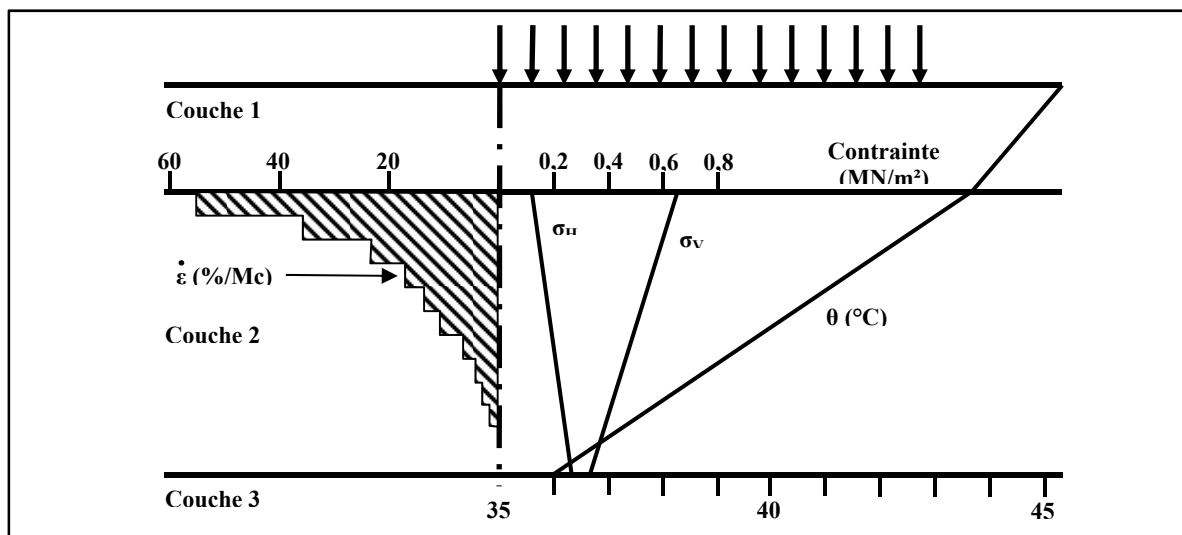


Figure 7.1 Schématisation du calcul du taux d'orniérage
Adaptée de Aussedat (1977, p.148)

Dans le revêtement, la température, la contrainte verticale et la contrainte de confinement varient sur toute la profondeur. Par conséquent le taux de déformation du matériau ($\dot{\epsilon}$) varie également avec la profondeur (Fig. 7.1).

Le tassement global du revêtement sous l'effet du trafic est l'effet de tassements différentiels des couches bitumineuses, lesquels sont imputables aux gradients de contraintes dans le revêtement et aux propriétés des enrobés. Pour obtenir un calcul réaliste des tassements différentiels et donc de l'orniérage, il faut s'assurer de bien connaître ces gradients. Deux éléments temporels vont définir l'état des contraintes et ainsi influencer l'évolution de l'orniérage du revêtement : (1) les fluctuations de la température et, (2) celles du trafic. Les fluctuations de température influent sur la raideur des matériaux, par conséquent sur le champ de contraintes dans le revêtement, modifiant ainsi l'intensité des tassements différentiels. À cet égard, le modèle ESSO prend en compte les fluctuations de la température puisque la valeur de $\dot{\epsilon}$ dépend de l'état de contraintes dans le revêtement (σ_H et σ_V). Il faut néanmoins être en mesure de cerner le profil de température dans le revêtement. Cet aspect est traité en détails à la section § 7.2.4.

Pour quantifier l'évolution de l'orniérage suivant la méthodologie ESSO, il faut donc subdiviser chacune des couches du revêtement et intégrer le modèle ESSO dans le temps, et en fonction de la profondeur, l'orniérage s'exprime alors :

$$\Omega \text{ (mm)} = \int_{t_0}^{t_1} \int_{y_1}^{y_2} \dot{\epsilon} \frac{dN}{dt} dt dy \quad (7.2)$$

Pour faciliter les calculs, la méthodologie ESSO considère que le trafic (N) est constant et uniforme pour des périodes de temps définies, nous pouvons alors écrire :

$$\frac{dN}{dt} = \text{constante} = n \quad (7.3)$$

Pour mettre en application la méthodologie ESSO, il faut donc comptabiliser le trafic poids lourds. Pour ce faire, les calculs font référence à la notion d'ÉCAS. Au Québec, le nombre d'ÉCAS définit annuellement s'exprime selon l'équation 7.4 :

$$\text{ÉCAS} = \text{VL} * \text{DJMA}_{\text{initial}} * \text{Dir} * \text{Voie} * \text{CAM} * \text{N} \quad (7.4)$$

où

- VL = pourcentage de véhicule lourds;
- DJMA = débit journalier moyen annuel;
- Dir = fraction du camionnage dans la direction analysée;
- Voie = fraction du camionnage sur la voie analysée;
- CAM = coefficient d'agressivité moyen des véhicules lourds (ÉCAS par camion);
- N = 300 jours, correspond au nombre de jours de camionnage durant l'année;

Selon un intervalle de calcul donné « I_c », pour un trafic uniforme, nous avons ainsi :

$$n = \frac{dN}{dt} = \frac{\text{VL} * \text{DJMA}_{\text{initial}} * \text{Dir} * \text{Voie} * \text{CAM} * \text{N}}{I_c} \quad (7.5)$$

où

- n = nombre d'ÉCAS au cours de l'intervalle de calcul;
- I_c = intervalle de calcul considéré;

Dans la perspective où le calcul de l'orniérage peut se faire par un incrément de temps constant, incrément désigné intervalle de calcul « I_c », l'équation 7.3 peut alors s'écrire sous la forme suivante :

$$\Omega_{\text{période}}(\text{mm}) = n * \text{VL} * \text{Dir} * \text{Voie} * \text{CAM} * \text{N} * \int_{y_1}^{y_2} \dot{\epsilon} dy \quad (7.6)$$

Pour obtenir l'orniérage estimé sur une période de « i_c » intervalles de calcul donné, il faudra procéder à la sommation des $\Omega_{\text{période}}$ telle que définie à l'équation 7.7 :

$$\Omega_{\text{Total couche } m}(\text{mm}) = \sum_{i=0}^k \Omega_{\text{période } i}(\text{mm}) \quad (7.7)$$

où

- m = $m^{\text{ième}}$ couche de la structure de chaussée;
 I_c = intervalle de calcul (ex : semaine, mois, année);
 i_c = nombre de répétition de l'intervalle de calcul

Pour déterminer l'orniérage total de la structure de chaussée, il faut tout simplement additionner les Ω_{Total} de chaque couche constituant la structure de la chaussée. Les Figures 7.2 et 7.3 illustrent les détails de la procédure pour calculer le profil de l'évolution de l'orniérage d'une structure de chaussée bitumineuse.

7.2 Présentation de l'outil de calcul OPECC©

7.2.1 Introduction

L'outil de prédiction OPECC© a été mis au point dans le cadre de cette thèse. Des remerciements sont adressés à M. Yang H. Huang de l'Université du Kentucky, auteur du livre : Pavement Analysis and Design (ISBN : 9780131424739) et auteur du logiciel de calcul KENPAVE® pour avoir donné son autorisation d'utiliser KENPAVE® dans OPECC©.

L'outil de calcul OPECC© permet le calcul prévisionnel à l'échelle du revêtement pour les phénomènes d'orniérage et de fatigue. Seuls les aspects liés à l'orniérage sont traités dans cette thèse. La structure de chaussée à modéliser peut-être constituée d'un maximum de 9 couches distinctes, incluant : 1 couche de sol support, 4 couches de matériaux granulaires et 4 couches de matériaux bitumineux. Les matériaux sont considérés comme étant homogènes, isotropes et élastiques. Le calcul des contraintes et des déformations dans la structure de la chaussée est fondé sur une approche multicouche semblable à celle proposée par Burmister.

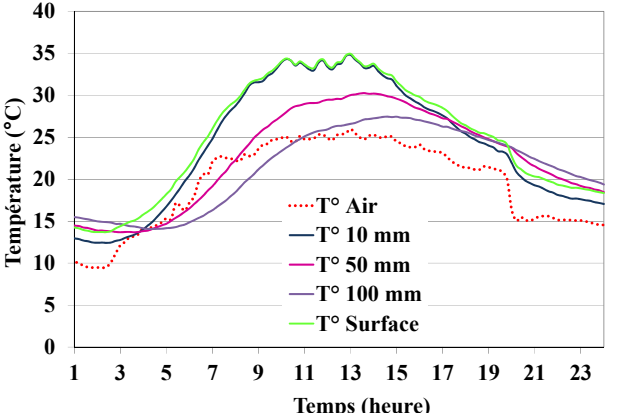
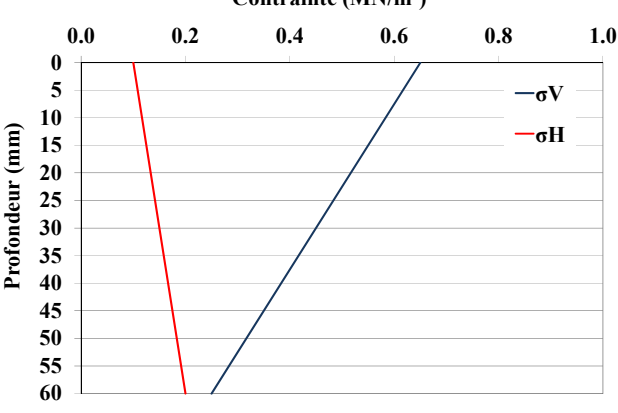
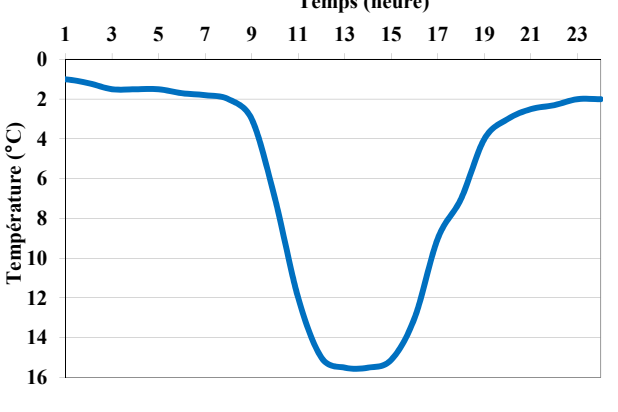
Description du graphique	Graphique	Méthodologie
<ul style="list-style-type: none"> • Profil de la température dans la chaussée en fonction de la profondeur : Période de calcul = 24 heures 	 <p>Le graphique illustre l'évolution de la température dans la chaussée au cours d'une journée. L'axe des ordonnées représente la température en degrés Celsius (0 à 40), et l'axe des abscisses représente le temps en heures (1 à 23). Cinq courbes sont tracées : T° Air (pointillés rouges), T° 10 mm (bleu), T° 50 mm (rose), T° 100 mm (violet), et T° Surface (vert). La température de surface atteint un pic d'environ 35°C vers 13 heures, tandis que la température à 100 mm de profondeur reste inférieure à 30°C.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Modèle élaboré suite à des mesures en chantier à l'aide de thermocouple (3) insérée à différentes profondeurs dans la chaussée (10 – 50 – 100 mm)
<ul style="list-style-type: none"> • Profil des contraintes dans la chaussée en fonction d'un ÉCAS de référence 	 <p>Le graphique montre les contraintes dans la chaussée en fonction de la profondeur (0 à 60 mm). L'axe des ordonnées est la profondeur en mm, et l'axe des abscisses est la contrainte en MN/m² (0.0 à 1.0). Deux courbes sont tracées : σV (bleu) et σH (rouge). La contrainte verticale σV augmente linéairement avec la profondeur, tandis que la contrainte horizontale σH reste faible et constante.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Calculer à l'aide du logiciel KENPAVE® et des données relatives à la composition de la chaussée (type d'enrobé, E*, épaisseur, etc.)
<ul style="list-style-type: none"> • Profil du taux d'orniérage (mm/Mc) en fonction du temps 	 <p>Le graphique illustre le profil du taux d'orniérage en fonction du temps. L'axe des ordonnées représente la température en degrés Celsius (0 à 16), et l'axe des abscisses représente le temps en heures (1 à 23). Une seule courbe bleue est tracée, montrant une température qui reste stable à environ 2°C jusqu'à 9 heures, puis chute brusquement à environ 15°C vers 13 heures, avant de remonter à environ 2°C vers 23 heures.</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Calculer à l'aide de la loi de déformation permanente (ϵ (%/Mc)) établie avec le modèle ESSO en fonction du profil de température et des contraintes

Figure 7.2 Détails de la procédure du calcul du profil de l'évolution de l'orniérage illustré pour une période de calcul fixé à 24 heures – Partie A

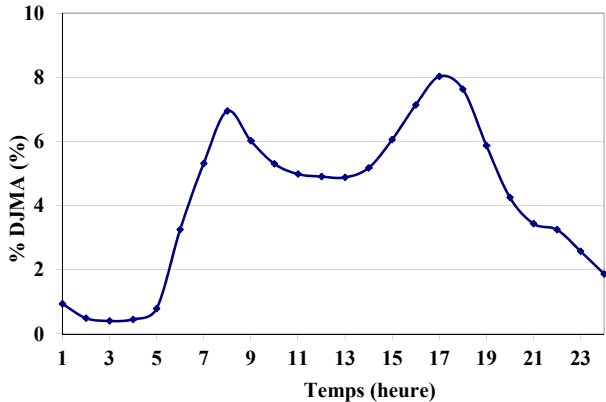
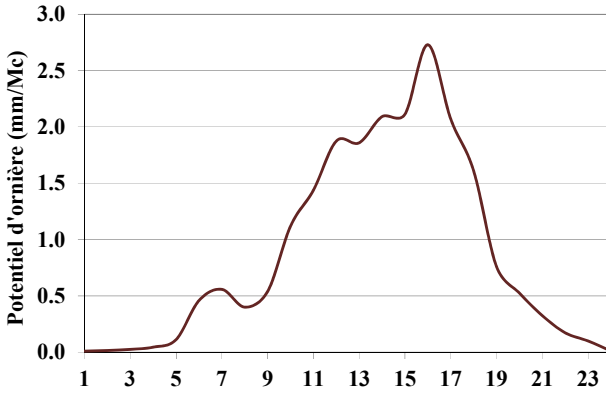
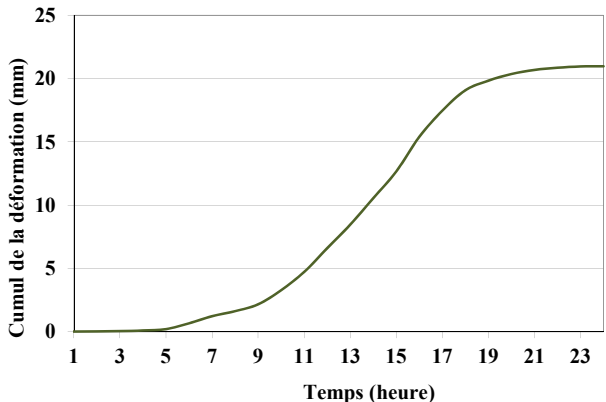
Description du graphique	Graphique	Méthodologie
<ul style="list-style-type: none"> • Profil de la répartition horaire journalière de la circulation (jours ouvrables) 	 <p>% DJMA (%)</p> <p>Temps (heure)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Mesurer en chantier à l'aide de compteur ▪ Calculer en fonction de statistiques et des coefficients de charges (ÉCAS)
<ul style="list-style-type: none"> • Profil de l'évolution de l'incrément de la déformation permanente en fonction de l'heure de la journée et pour une vitesse de circulation donnée 	 <p>Potentiel d'ornièr (mm/Mc)</p> <p>Temps (heure)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Calculer à l'aide du modèle ESSO et en prenant en compte le trafic cumulé total d'une journée
<ul style="list-style-type: none"> • Profil de l'évolution de l'orniérage total de la structure d'une chaussée (Ω_{Total}) en fonction de l'heure de la journée 	 <p>Cumul de la déformation (mm)</p> <p>Temps (heure)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ Tracer en prenant en compte l'évolution de l'incrément de la déformation permanente de chaque couche de la chaussée étudiée

Figure 7.3 Détails de la procédure du calcul du profil de l'évolution de l'orniérage illustré pour une période de calcul fixé à 24 heures – Partie B

L'Annexe XXIV décrit en détails chacune de ces hypothèses. Pour prendre en compte le comportement visco-élastique des matériaux bitumineux en petites déformations, OPECC© actualise la raideur de ces matériaux pour le calcul des contraintes et des déformations en considérant des intervalles de calcul au cours desquels la température est présumée constante mais distincte pour chacune des couches considérées.

Dans OPECC©, les interfaces entre les différentes couches peuvent être considérées comme étant collées ou non collées par le concepteur. OPECC© donne également la possibilité de considérer des vitesses de trafics distinctes, représentatives des conditions urbaine, rurale ou autoroutière, en introduisant la fréquence de sollicitations dans les calculs. Comme il le sera vu à la section § 7.2.3, la fréquence de sollicitations, tributaire de la vitesse des véhicules, est directement comptabilisée par l'entremise du module complexe, lequel est mis à jours selon la période de calcul en référence à la température correspondante.

Par ailleurs, compte tenu de l'importance de la période de dégel en climat nordique sur les contraintes et les déformations dans le revêtement, OPECC© permet au concepteur de pondérer la raideur des matériaux de fondation et de sous-fondation d'après les périodes de l'année ciblées par le concepteur. OPECC© permet ainsi un calcul réaliste du cumul des dommages liés aux périodes critiques de la chaussée en service, notamment celles liées au dégel printanier.

Le trafic des poids lourds est pris en compte dans OPECC© par l'entremise de la notion d'ÉCAS. Le champ de contraintes et de déformations est alors déterminé dans la structure de la chaussée en considérant l'effet d'un ÉCAS. Les calculs sont effectués en assimilant la charge d'un ÉCAS à l'action d'une contrainte uniforme appliquée à la surface de la chaussée suivant une aire circulaire de diamètre « R ». OPECC© permet de considérer l'influence du type et de la sévérité du trafic en incorporant la majorité des facteurs associés à la circulation (pourcentage de véhicule lourds (VL); fraction du camionnage dans la direction analysée (Dir); fraction du camionnage sur la voie analysée (Voie); coefficient d'agressivité moyen des véhicules lourds (CAM) et nombre de jours de camionnage durant l'année (N)).

Finalement, un élément de premier plan implanté dans OPECC© vise à prendre en compte le risque que le concepteur désire considérer dans le projet : la « notion de risque ». OPECC© s'inspire directement des concepts de « durée initiale » et de « risque de calcul » proposés dans la méthode de dimensionnement du SETRA-LCPC (1994, section I.4.2) qui mentionne que :

« Suivant une approche probabiliste, l'objectif retenu pour un dimensionnement est que la probabilité d'apparition de dégradations (d'une nature ou d'une amplitude donnée) avant une période donnée de « p » années, soit inférieure à une valeur fixée. Cette probabilité de rupture est appelée le « risque de calcul ». Un risque de X% sur une période de « p » année pris pour le dimensionnement de la chaussée, c'est la probabilité pour qu'apparaissent au cours de ces « p » années des désordres qui impliqueraient des travaux de renforcement assimilables à une reconstruction de la chaussée, en l'absence de toute intervention d'entretien structurel dans l'intervalle »

Notons par ailleurs que pour arriver à prédire le plus adéquatement possible le comportement du revêtement de la chaussée, il est essentiel de caractériser le plus fidèlement possible les matériaux utilisés dans la conception de la chaussée, de simuler l'action des charges et de prendre en compte l'effet de la température. Ces étapes seront exposées en détail dans les sections suivantes.

7.2.2 Principe de calcul d'OPECC©

OPECC© est un outil d'aide au dimensionnement des chaussées bitumineuses basé sur une approche mécaniste – empirique. Globalement OPECC© vise à traduire les effets de la température et du trafic sur les contraintes et les déformations dans le revêtement d'une chaussée bitumineuse en vue de comptabiliser l'évolution de l'orniérage sur la base du modèle ESSO.

Le calcul de l'évolution de l'orniérage élaboré dans OPECC© est basé sur un calcul de temps incrémental en considérant alors des sollicitations constantes au cours de chaque intervalle de calcul « I_c ». À l'origine, des pas de calcul serrés ont été déterminés en terme de jours voir même d'heures, et ce, dans le but d'accroître la justesse du calcul prévisionnel. Rapidement, lorsqu'il est venu le temps d'orchestrer les boucles d'itérations pour les différentes séquences de calcul, il a vite été constaté que les temps d'analyse devenaient extrêmement contraignants. L'étape névralgique d'itérations a rapidement été liée aux calculs des contraintes et des déformations dans le revêtement pour chaque pas de calculs. En effet, pour cette séquence de calcul OPECC© lance une consigne en interaction avec le logiciel KENPAVE®, laquelle gouverne en quelque sorte le temps d'analyse. Pour pallier à cette problématique, il a été décidé de limiter le calcul des champs de contraintes et de déformations selon une année référentielle de température, désignée période récurrente d'analyse « p_r ». Ce qui permet de décrire l'évolution moyenne de la température annuelle de la région correspondante à l'emplacement de la mise en œuvre de la chaussée projetée. Les résultats de ces calculs, étant repris pour les années subséquentes et ce, pour toute la durée de la période de conception « p », permettent de minimiser le recours à KENPAVE.

Le fait de considérer une récurrence annuelle du profil de l'évolution de la température pour toute la période de conception permet de limiter le nombre d'itérations pour le calcul des contraintes et des déformations dans le revêtement au nombre d'intervalles de calcul de la première année « n_{Ic} » et défini par le concepteur. Cette procédure est rendue possible par le fait que la sollicitation due au trafic est comptabilisée dans OPECC© en ÉCAS. Par conséquent, le calcul des contraintes et des déformations, est centré autour d'un seul cas de chargement. Les dommages élémentaires au cours d'un intervalle de calcul, qu'ils soient liés aux déformations permanentes ou à la fatigue du matériau, sont ainsi considérés comme étant proportionnels au volume de trafic de poids lourds qui s'applique « n_i » et défini par le nombre d'ÉCAS effectif au cours de l'intervalle « I_c ». La Figure 7.4 illustre les notions de périodes de conception « p », d'analyse récurrente « p_r » et d'intervalle de calcul « I_c » tels que considérées dans OPECC©.

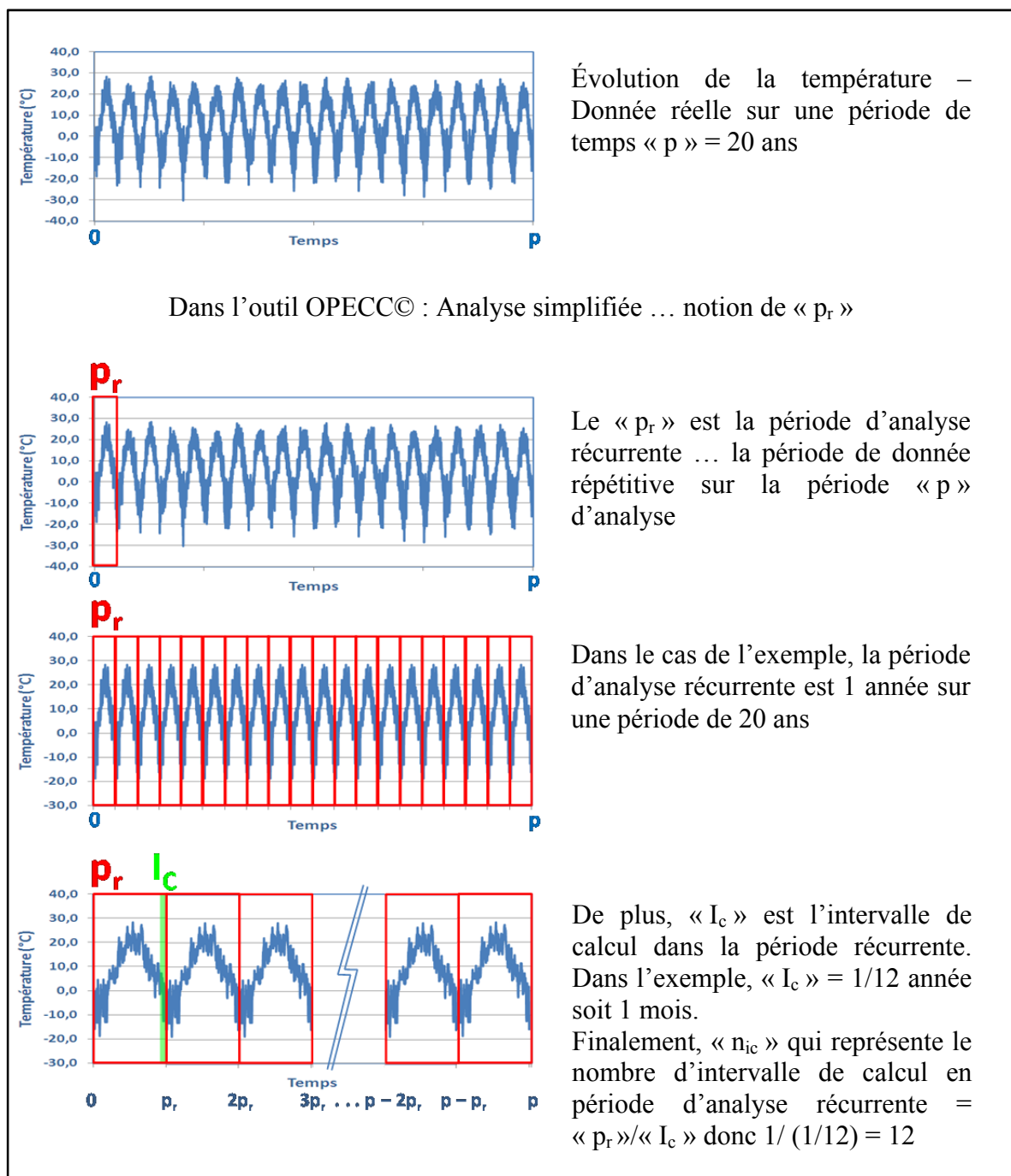


Figure 7.4 Notions de périodes de conception « p », d'analyse récurrente « p_r » et d'intervalle de calcul « I_c » dans OPECC©

Par ailleurs, puisque le calcul des contraintes et des déformations est établi suivant l'approche de Burmister, les variations imputables aux fluctuations du trafic de poids lourds au cours de la période de conception « p » sont essentiellement liées à l'évolution géométrique du trafic, laquelle est traduite dans OPECC© par le taux d'accroissement projeté : « τ ». De plus, l'orniérage étant proportionnel au nombre d'ÉCAS qui sollicite la chaussée, valeur fixée suivant l'intervalle de calcul « I_c » et désignée n (éq. (7.5)), le concepteur en établit l'évolution au cours de la période d'analyse récurrente « p_r » et consigne l'information dans OPECC©.

En définitive, la simulation dans OPECC© est effectuée sur une période de conception de « p », années (par exemple 20 années) déterminée par le concepteur. L'algorithme d'analyse est un calcul annuel en boucle, désigné période d'analyse récurrente « p_r » (« p_r » = 1 an). Cette période est scindée en plusieurs intervalles de calcul « I_c » au choix du concepteur (mois, semaine, jour, heure) et exprimée en fraction d'année (ex : 1 mois, « I_c » = 1/12 année). Le nombre d'intervalles de calcul « n_{ic} » au cours de la période d'analyse récurrente « n_i » est simplement le nombre d'intervalles au cours de la période d'analyse récurrente (ex : « n_{ic} » = « p_r » / « I_c » pour « I_c » = 1 mois et « p_r » = 1 an, on a $1 / (1/12) = 12$). OPECC© effectuera donc « n_{ic} » calculs par année, au cours desquels la température évoluera en fonction de l'année référentielle. À chaque intervalle, la température change affectant ainsi la raideur et le coefficient de Poisson de chaque enrobé (E^* et ν^*) qui en sont par le fait même actualisés. Une analyse des contraintes et des déformations dans le revêtement est alors effectuée à l'aide du logiciel KENPAVE®. De cette analyse et en s'appuyant sur le modèle ESSO, le taux d'orniérage en mm/Mc est établi pour chaque intervalle de calcul. La Figure 7.5 présente l'algorithme de calcul développé dans OPECC© pour un calcul prévisionnel de l'orniérage d'une structure de chaussée bitumineuse.

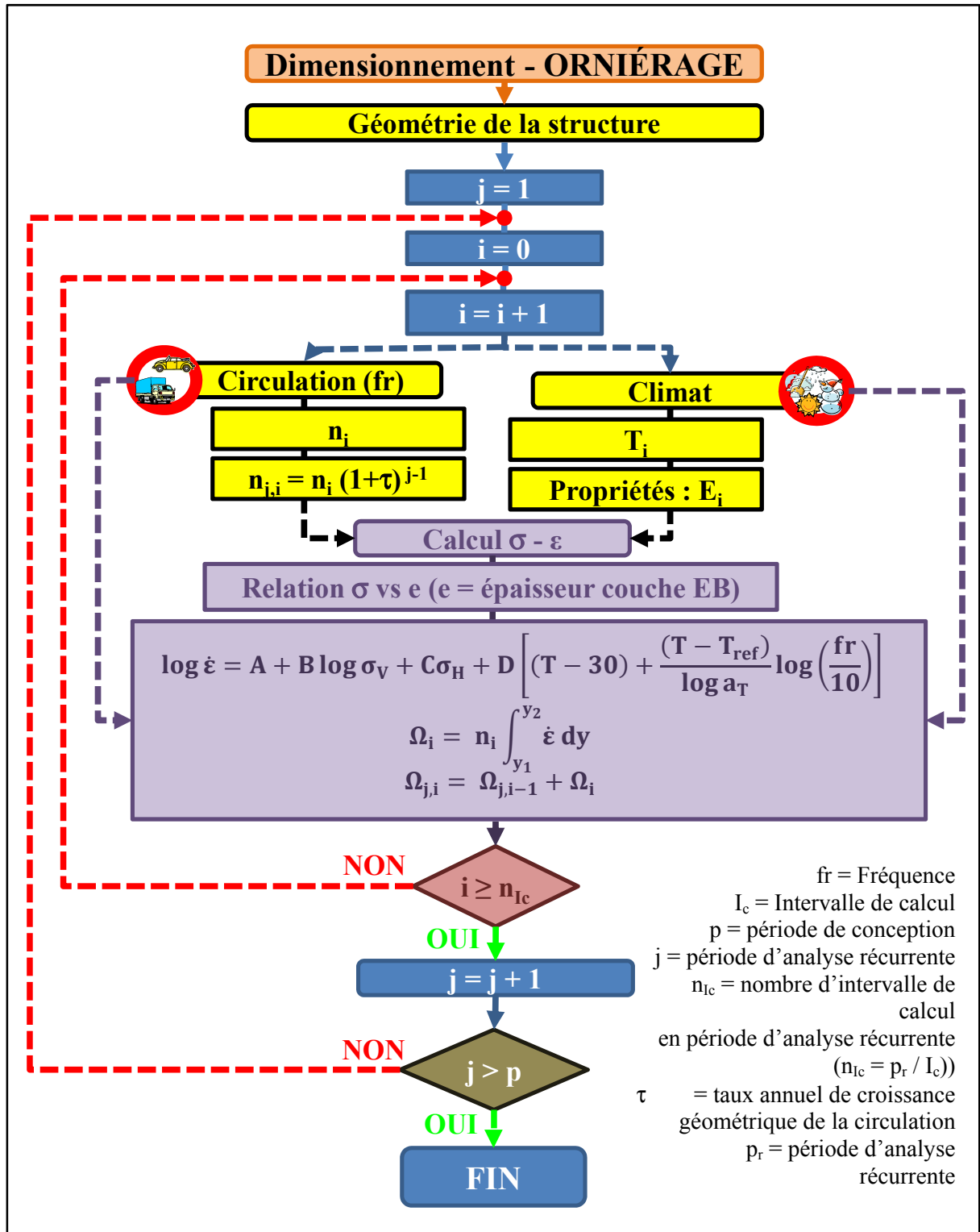


Figure 7.5 Principe de calcul de l'outil de prédiction OPECC© pour la prédiction de l'orniérage d'une structure de chaussée bitumineuse

Les sections suivantes élaborent les différentes notions de calculs utilisées dans OPECC© afin de représenter adéquatement le comportement des matériaux bitumineux dans la chaussée ainsi que les diverses conditions climatiques qui conditionnent la température dans les différentes couches de la chaussée. Le calcul des contraintes est traité dans un premier temps. Tandis que la procédure retenue pour calculer les variations de la température dans le revêtement est présentée dans un deuxième temps. Finalement, le calcul et la prédisposition des charges sont élaborés afin de faciliter la compréhension et l'utilisation de l'outil de calcul.

7.2.3 Calculs des contrainte et des déformations

Le calcul des contraintes est effectué dans OPECC© à l'aide du logiciel KENPAVE® développé par le professeur Y. H. Huang et fondé sur l'approche de Burmister. Comme il l'a été souligné précédemment, pour prendre en compte le caractère visco-élastique des matériaux bitumineux, dans le calcul des contraintes et des déformations, il était primordial d'actualiser à chaque pas de calcul la raideur et le coefficient de Poisson des matériaux du revêtement suivant la température ambiante et le gradient de température dans le revêtement.

En considérant la température dans le revêtement, calculée à l'aide d'un modèle de transfert de chaleur pour chaque température moyenne fixée pour un intervalle suivant l'évolution de la température de l'année de référence, nous utilisons le modèle 2S2P1D pour calculer la raideur de l'enrobé en fonction du type de trafic projeté (fr). Le concepteur introduit dans OPECC© les paramètres de 2S2P1D pour les différents matériaux bitumineux du revêtement. Le calcul de la raideur des enrobés de chaque couche du revêtement $E^*(T_i, \text{fr})$ est alors pris en compte pour un calcul élastique des contraintes et des déformations à l'aide du logiciel KENPAVE®.

7.2.4 Mesure et modélisation des températures dans le revêtement

7.2.4.1 Introduction

L'évolution des propriétés mécaniques des matériaux bitumineux (matériaux thermosensibles) en fonction de la température, modifie l'état de contraintes et de déformations dans la structure de chaussée. En cours d'été, les températures chaudes réduisent la rigidité des matériaux bitumineux, modifient l'état de contrainte dans le revêtement, et accentuent le cumul des déformations permanentes et, par conséquent, l'orniérage. Par contre, à basse température, le module des matériaux bitumineux est plus élevé mais le revêtement peut s'avérer fragilisé selon le liant utilisé.

Dans cette section, il sera question dans un premier temps du concept de « plage effective de température », laquelle permet de cerner les seuils inférieur et supérieur à considérer pour le calcul prévisionnel de l'orniérage. Dans un deuxième temps, l'évolution de la température dans un revêtement de chaussée bitumineuse typique sera illustrée. Cette évolution est le fruit d'une instrumentation d'une chaussée mise en œuvre en milieu urbain dans la région de Montréal et assujettie aux aléas des rigueurs du climat hivernal québécois. Finalement, l'approche de modélisation préconisée dans OPECC©, en vue de modéliser l'évolution de la température dans le revêtement, sera exposée.

7.2.4.2 Périodes annuelles critiques vis-à-vis l'orniérage

Les températures chaudes accroissent le risque de déformation permanente et induisent une augmentation de la profondeur des ornières dans le revêtement : l'orniérage est donc un phénomène saisonnier. Célauro (2005) a montré que, dans la région de Rome en Italie, 79% de la profondeur d'ornière dans une année est observée durant la période estivale soit entre les mois de juin et août pour laquelle les températures de l'air varient approximativement entre 17°C et 32°C soient respectivement 21,6°C et 33,0°C à 10 mm de la surface du revêtement. Fait intéressant à noter, cette même étude relate que le réchauffement de la

chaussée durant la journée se fait beaucoup plus rapidement que le refroidissement de cette dernière après le coucher du soleil.

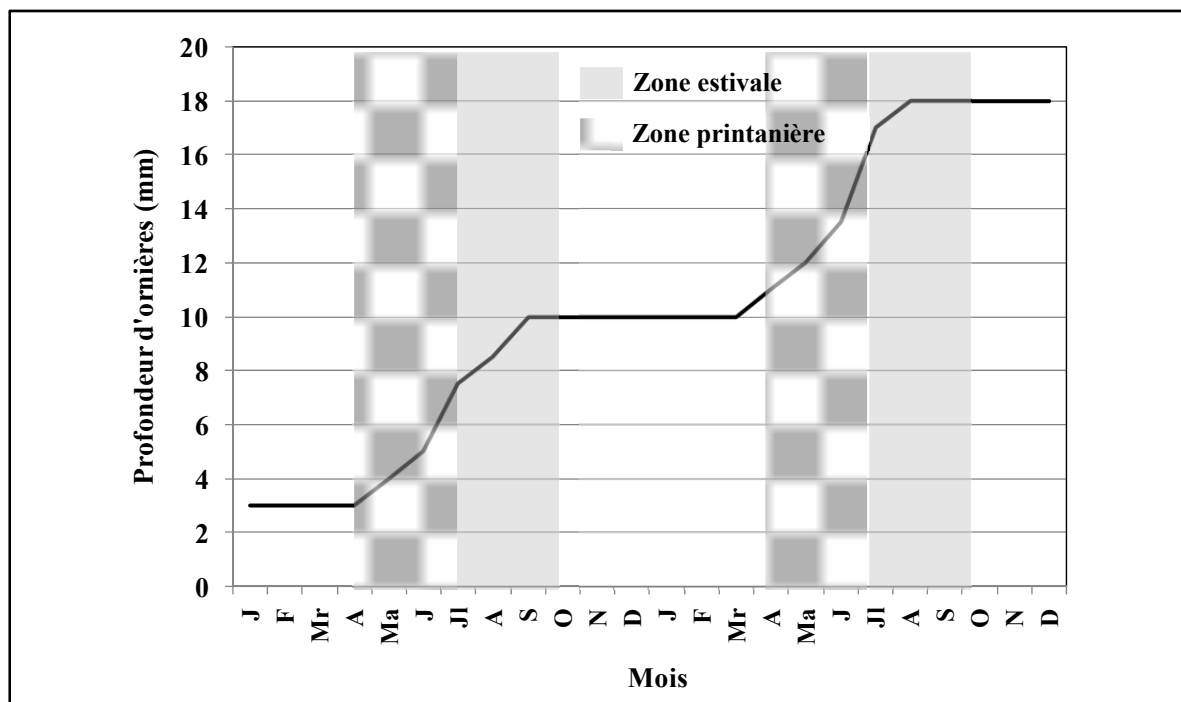


Figure 7.6 Effet saisonnier de la profondeur d'ornièrre
Adaptée de White et coll. (2002, p.3)

Dans la perspective où l'on considère que le niveau des déformations permanentes d'un enrobé soit négligeable à partir d'une certaine température basse, due à l'accroissement de la raideur, on peut envisager définir un seuil limite de température en-dessous duquel le cumul des déformations permanentes est négligeable. La définition d'une température seuil va permettre de concentrer les calculs de prédiction de l'ornièrage pour des périodes spécifiques de l'année. Cette température seuil constituera le seuil inférieur de la plage de température influençant le comportement des déformations permanentes.

D'autres part, la température dans la structure d'une chaussée varie en fonction de la profondeur de sorte que les enrobés du revêtement ne sont pas assujettis aux mêmes conditions (contraintes et températures) selon leur positionnement dans la structure de la chaussée. Ces écarts font en sorte qu'il est usuel au Québec d'utiliser des bitumes de classes

de performances variables (différents PG) pour chacune des familles d'enrobé prévues dans les différentes couches du revêtement (couches de roulement, de liaison et de base).

7.2.4.3 Notions de « plage effective de température »

Dans un calcul prévisionnel de l'évolution de l'orniérage d'une chaussée mixte en France, Aussedat (Aussedat, 1977) concentre son analyse sur les déformations permanentes des matériaux bitumineux, sur une plage de températures comprise entre 20°C et 40°C. Il montre que le taux de déformation permanente (ϵ) diminue avec la température. À partir de la notion du taux de déformation permanente d'un enrobé (ϵ) (%/Mc), Aussedat a été le premier à définir la notion de seuil inférieur de température, variable suivant le type d'enrobé. La notion de seuil inférieur de température désigne une température limite en dessous de laquelle les déformations permanentes de l'enrobé peuvent être considérées comme étant négligeables (Figure 7.7). Par ailleurs, il propose de limiter les calculs prévisionnels de l'orniérage aux températures inférieures à 40°C. Aussi, fait-il référence à un seuil supérieur de température. Toujours selon Aussedat (1977), la température de 40°C représente en quelque sorte une valeur « extrême » observée dans les couches de base des revêtements bitumineux en France. Les observations d'Aussedat mettent donc en relief la notion de « plage de températures significatives » du point de vue prévisionnel du calcul de l'orniérage. Cette plage « effective » de températures est bornée par un seuil inférieur, établi en considérant la variation du taux de déformation permanente de l'enrobé (ϵ) avec la température, et un seuil supérieur représentatif de la température maximale au sein du revêtement. Notons que cette dernière est également fonction du type d'enrobé puisque la formulation de l'enrobé est adaptée à sa fonction projetée au sein du revêtement selon qu'il soit utilisé en couche de roulement, en couche de liaison ou en couche de base.

Aussedat fonde sa réflexion sur le fait qu'il observe, en portant en graphique la relation entre le taux de déformation permanente (ϵ (%/Mc)) et la température, un point d'inflexion à partir d'une température donnée (30°C à Figure 7.7).

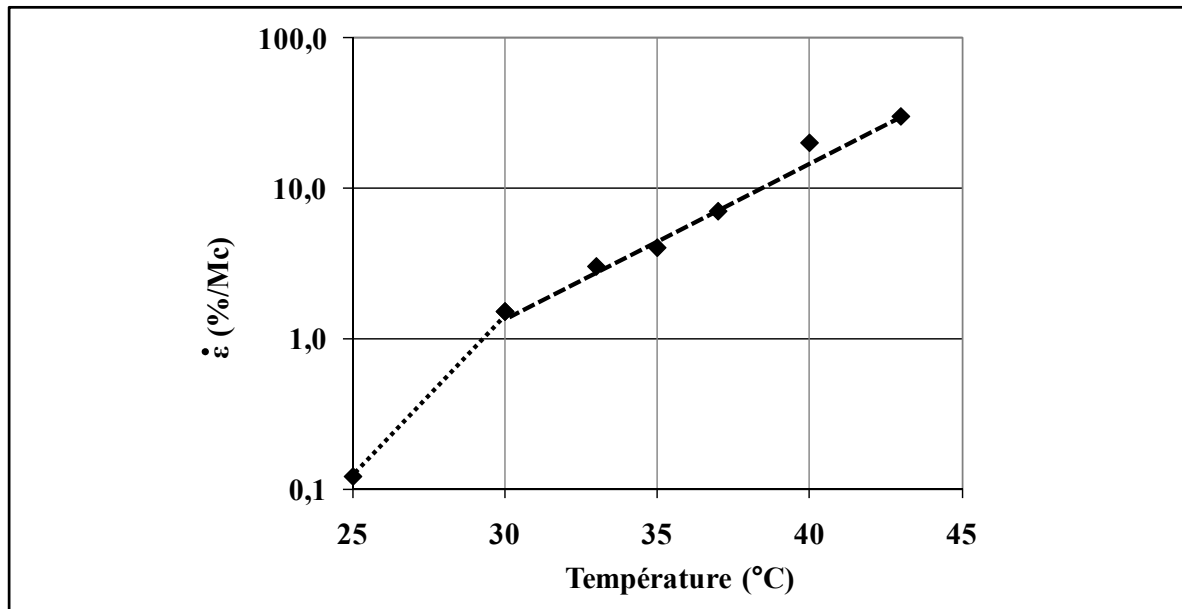


Figure 7.7 Variation du taux d'orniérage en fonction de la température pour une grave-bitume 40/50 ($\sigma_V = 0,6$ MPa, $\sigma_H = 0,1$ MPa et $f_r = 10$ Hz)
Adaptée de Aussedat (1977, p.145)

Elvira et Fernandez del Campo (Elvira et Fernandez del Campo, 1977) ont également observé un point d'inflexion en traçant l'évolution du module complexe en fonction de la température pour des enrobés à squelette granulaire continu et discontinu (Figure 7.8). Les résultats d'Elvira et Fernandez del Campo ont montré que la réponse d'un enrobé sous sollicitations, en petites déformations et à diverses températures, présente une température charnière pour laquelle un changement net de comportement nécessite un ajustement de ses paramètres caractéristiques de sa loi de comportement.

L'intervalle de transition observé lors des études d'Elvira et Fernandez del Campo, variable en fonction de l'enrobé, oscille entre 15°C et 25°C selon l'enrobé (Figure 7.8). Ces auteurs font également ressortir que bien qu'une pression latérale de confinement influence grandement le comportement de l'enrobé sous compression triaxial, la température est le facteur déterminant en ce qui a trait à la résistance à la rupture des enrobés. Ceci est d'autant plus vrai pour des températures chaudes, où la résistance de l'enrobé diminue plus rapidement.

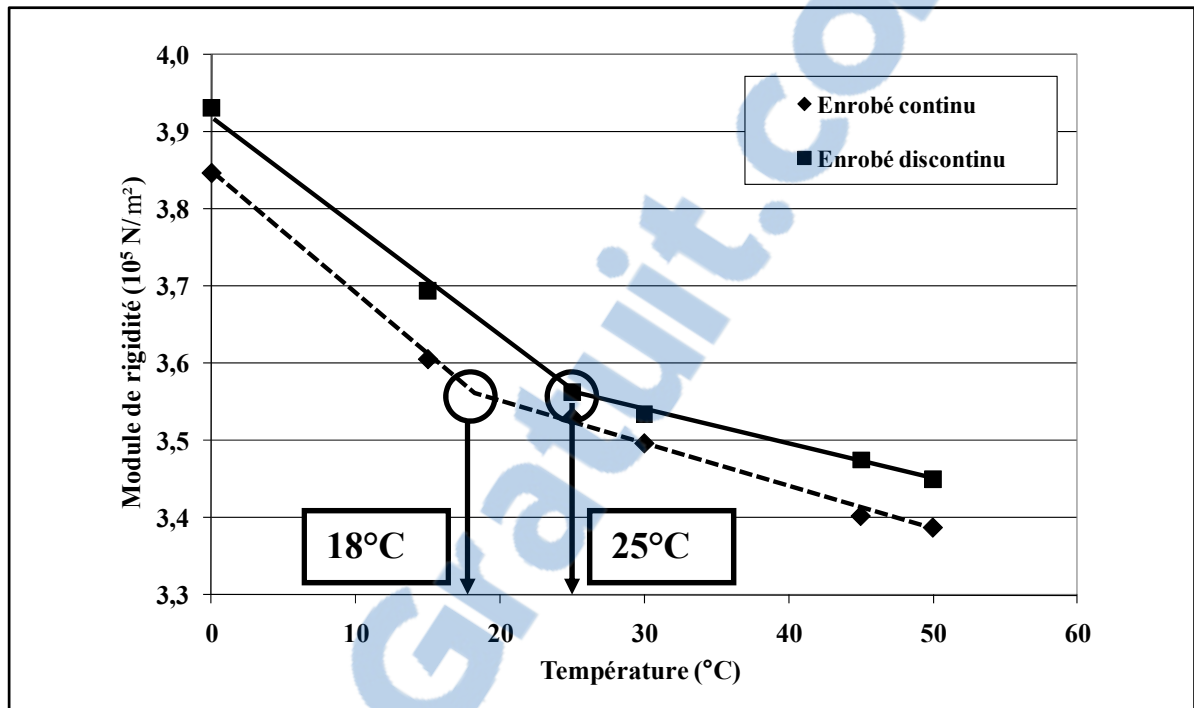


Figure 7.8 Variation du logarithme du module de rigidité avec la température et identification du point de transition du comportement de l'enrobé (sous charge verticale (1,0 MPa) et pression latérale (0,4 MPa) constante)
Adaptée de Elvira et Fernandez del Campo (1977, p.156)

7.2.4.4 Seuils inférieur et supérieur : Programme expérimental

Afin d'évaluer l'effet de la température et de déterminer la valeur qui constituera le seuil inférieur de la plage de température de chacun des trois (3) enrobés étudiés dans cette recherche, un programme expérimental a été élaboré. Des essais en laboratoire ont été effectués selon les conditions données au Tableau 7.1.

D'autre part, dans un souci de cerner les écarts réels de température dans le revêtement bitumineux, une chaussée en milieu urbain à Montréal a été instrumentée pour suivre l'évolution de la température, au cours d'une année. L'analyse des relevés de température va permettre de définir le seuil supérieur de la plage effective de température à considérer dans un calcul prévisionnel et affectant le phénomène d'orniérage du revêtement. Cette

instrumentation permettra également de suivre l'évolution de la température à différentes profondeurs dans le revêtement en fonction du type d'enrobé, et de la température ambiante extérieure.

Tableau 7.1 Conditions de réalisation des essais de compression cyclique sinusoïdale en vue de cerner le seuil inférieur de la plage effective de température pour le calcul prévisionnel de l'orniérage du revêtement

Conditions	Valeurs
Contrainte verticale (σ_v) (MPa)	0,4
Contrainte verticale (σ_H) (MPa)	0,0
Températures variables (°C)	0 à 60°
Fréquence (Hz)	10

7.2.4.5 Seuil inférieur de température : Essais de compression sinusoïdale

L'évolution de la déformation permanente, en fonction du nombre de cycles de sollicitations selon les différentes températures d'essai, est présentée à la Figure 7.9 pour les trois enrobés testés. À partir de ces résultats, le taux de déformation permanente ($\dot{\epsilon}$ (%/Mc) correspondant a été déterminé en fonction de la phase II identifiée pour chacun des essais (pente constante de l'évolution de ϵ_p en fonction de N). L'évolution du taux de déformation permanente en fonction de la température est également présentée à la Figure 7.9 pour chacun des enrobés testés.

Les résultats de la Figure 7.9 montrent que, pour l'enrobé ESG-10, le point d'inflexion est observé pour des températures inférieures à 30°C. Pour l'enrobé EB-14, le point d'inflexion s'observe plutôt entre 17 et 25°C. Finalement, en ce qui concerne l'enrobé GB-20, il semble que le point d'inflexion soit également à proximité d'une température de 20°C.

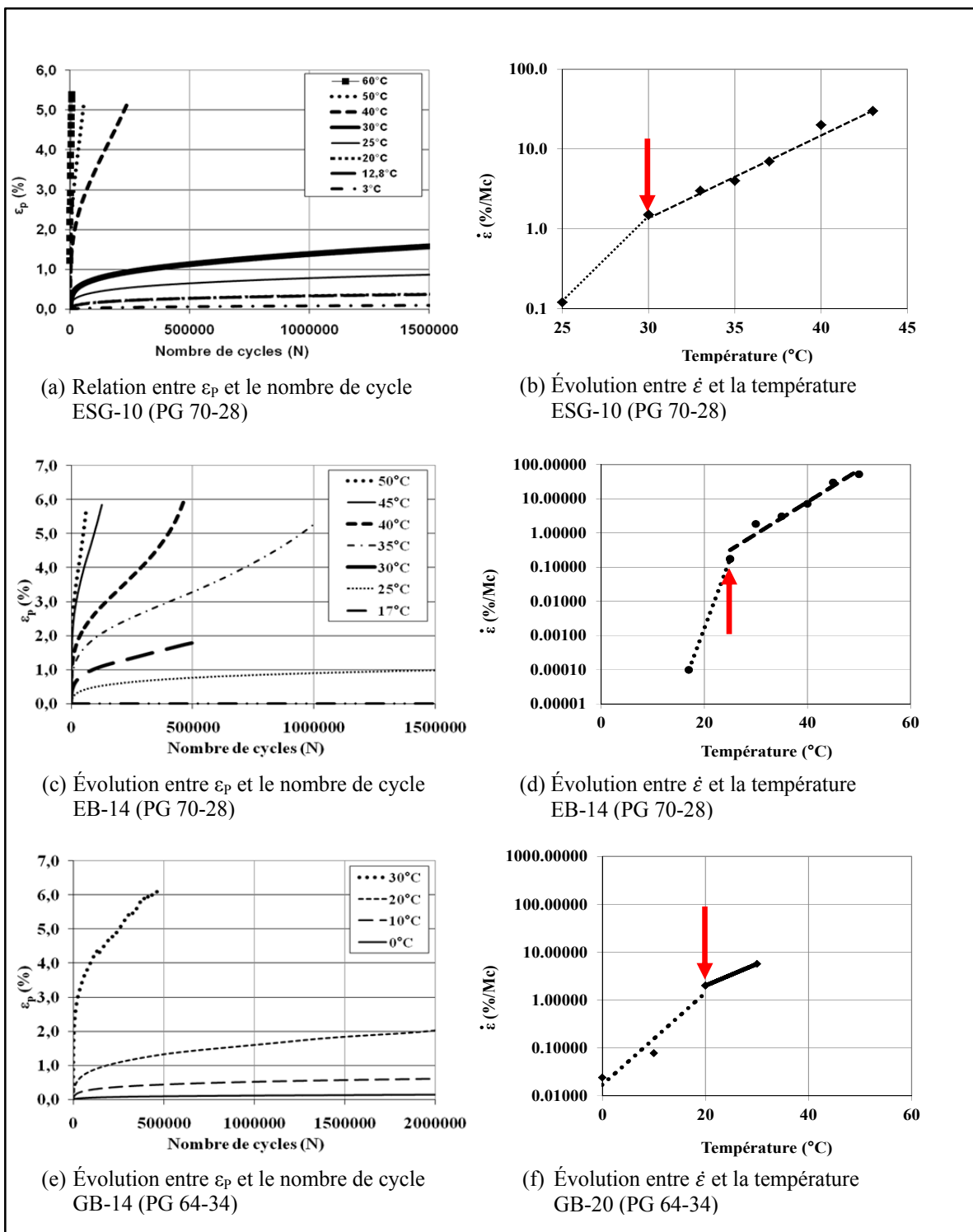


Figure 7.9 Évolution des déformations permanentes des enrobés étudiés ($\sigma_V = 0,4 \text{ MPa}$; $\sigma_H = 0,0 \text{ MPa}$; $f = 10 \text{ Hz}$; $T = \text{variable}$)

7.2.4.6 Seuil supérieur de température : Évolution de la température dans la chaussée

Afin de connaître les variations de températures dans les différentes couches du revêtement d'une structure de chaussée bitumineuse, de la région de Montréal, exposée aux rigueurs climatiques du Québec, deux carottes, instrumentées de thermocouples positionnées à différentes hauteurs, ont été introduites à deux endroits différents dans le revêtement. L'emplacement des carottes instrumentées, illustrée à la Figure 7.10, a été choisi en fonction de la circulation : une carotte implantée directement dans une des pistes de roues (#2) et l'autre à proximité de la jonction des 2 voies de circulation, soit à l'extérieur des pistes de roues (#1). L'objectif principal de ce positionnement est de voir l'effet et l'influence des pneumatiques sur le gradient de température dans le revêtement.

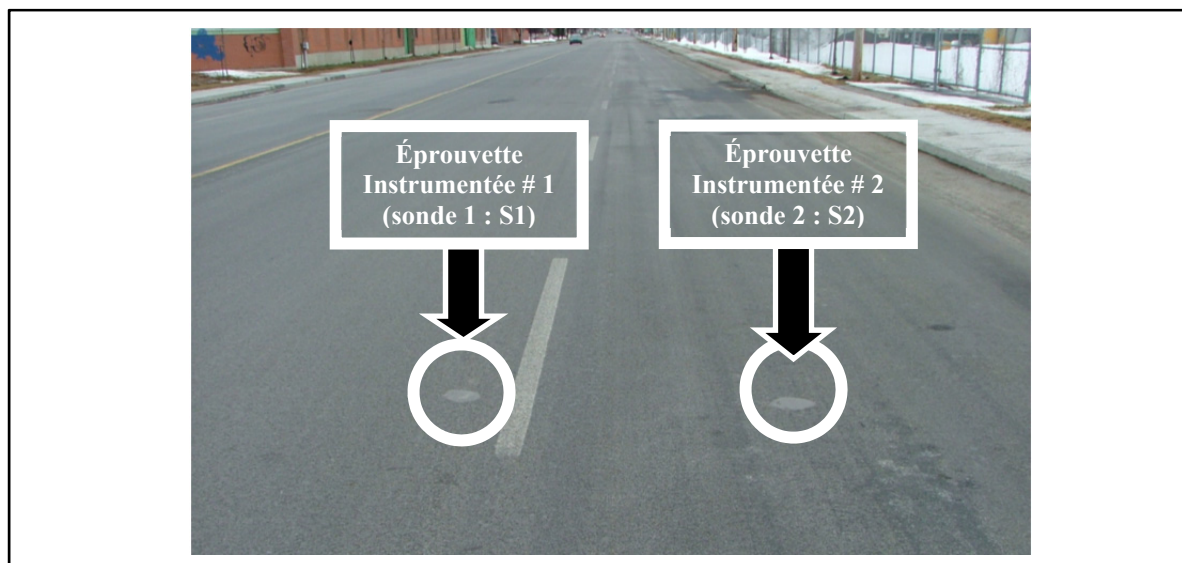


Figure 7.10 Photo de la localisation des carottes instrumentées

La structure de chaussée instrumentée possède une structure typique rencontrée à la Ville de Montréal (Figure 7.11(b)). Le revêtement de la structure de chaussée est constitué d'une base en matériau recyclé traitée à l'émulsion et au ciment (MR5-TE de 100 mm), d'une

couche de liaison en enrobé bitumineux (ESG-14 de 60 mm) et d'une couche de roulement en enrobé bitumineux (ESG-10 de 50 mm).

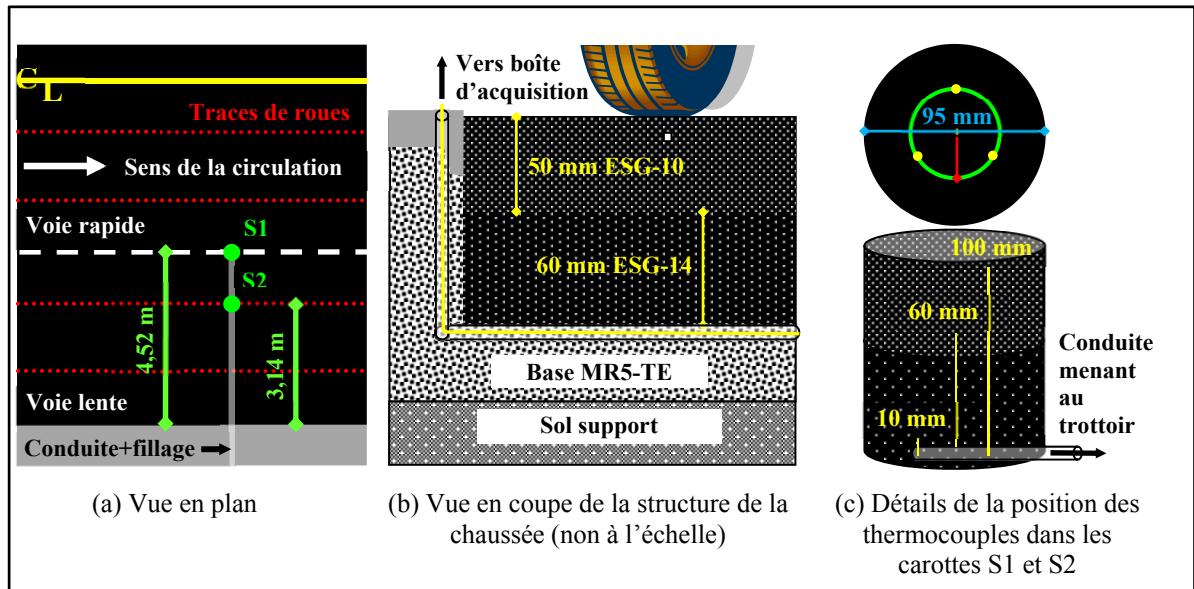


Figure 7.11 Illustration de la localisation des carottes, de la structure de la chaussée et du positionnement des thermocouples

Afin de confectionner en laboratoire les éprouvettes instrumentées, désignées sondes de température, dans un premier temps, une plaque de 60 mm d'épaisseur de l'enrobé ESG-14 a été compactée à l'aide du compacteur de plaques MLPC. Dans un 2ème temps, un liant d'accrochage a été appliqué sur la surface de la plaque et mûri suffisamment longtemps avant la pose d'une 2ème couche de 50 mm de l'enrobé ESG-10, toujours à l'aide du compacteur de plaques MLPC. Soulignons que les enrobés utilisés pour la confection de cette plaque ont été prélevés en place lors de la mise en œuvre du revêtement. Finalement, la plaque compactée, constituée des 2 couches d'enrobé, a été carottée perpendiculairement à la surface de compaction. Trois (3) carottes de 95mm de diamètre ont été prélevées et deux d'entre elles (2 : S1 et S2) ont été instrumentées de thermocouples (Fig. 7.11(c)).

Après une période de cure de 14 jours, les carottes ont été percées à l'aide d'un foret à béton de 4,76 mm (3/16'') de diamètre et de 203,2 mm (8'') de longueur. Trois trous ont été faits à une distance de 23,5 mm du centre de la carotte, soit en son demi-rayon, et selon un angle de

120° l'un par rapport aux autres. La profondeur des trous, établie à partir de la base, est de, 10 mm, 60 mm et 100 mm, de manière à positionner les thermocouples à une distance de 10, 50 et 100 mm de la surface. Une résine d'époxy pour injection de faible viscosité (Sikadur® 52) a été injectée dans les orifices afin de combler le jeu entre le thermocouple et la paroi du trou foré. Finalement, la base de la carotte a été recouverte d'une épaisse couche d'époxy (5 à 10mm) de manière à protéger les thermocouples lors des manipulations de la carotte instrumentée pour leur mise en place dans le revêtement.

Il est important de mentionner que préalablement à la mise en œuvre des 2 couches d'enrobé et après le traitement de la couche de base en MR5-TE (Fig. 7.11(b)), une conduite de PVC de 88,9 mm (3 ½") a été encastrée dans la couche de base afin de permettre le passage du filage des carottes instrumentées vers la boîte d'acquisition placée en retrait de la chaussée, connexe au trottoir pour la circulation piétonnière. Pour implanter les carottes instrumentées dans le revêtement, des travaux de carottage ont été réalisés en chantier suivant les positions établies (Figure 7.11) afin d'extraire deux carottes de diamètre légèrement supérieur (ϕ 104 mm) à ceux des carottes instrumentées (ϕ 95 mm) et confectionnées en laboratoire. Une fois les fils des thermocouples introduits et fichés dans la conduite de PVC, rendue accessible à la suite du carottage du revêtement, les carottes instrumentées ont été introduites dans la chaussée. L'espace entre la carotte instrumentée et le trou de forage dans le revêtement (3 à 4 mm) a été comblé à l'aide du Sika® Pronto 11, chargé d'un filler minéral. Le Sika® Pronto 11 a été utilisé compte tenu de la température ambiante relativement fraîche à la mise en place des carottes instrumentées (1 à 5°C). De plus, le Sika® Pronto 11 possède une faible viscosité permettant une bonne pénétration dans l'espace confiné entre la paroi de la carotte instrumentée et celle du trou de forage. Finalement, les 2 carottes, instrumentées de 3 thermocouples chacune, ont été reliées au système d'acquisition permettant la collecte de données 24 heures sur 24, 7 jours sur 7 à des intervalles d'acquisition fixés aux 10 minutes. Un thermocouple placé dans le boîtier d'acquisition permet la mesure de la température de l'air. La nomenclature de l'identification des thermocouples est donnée à la Figure 7.12.

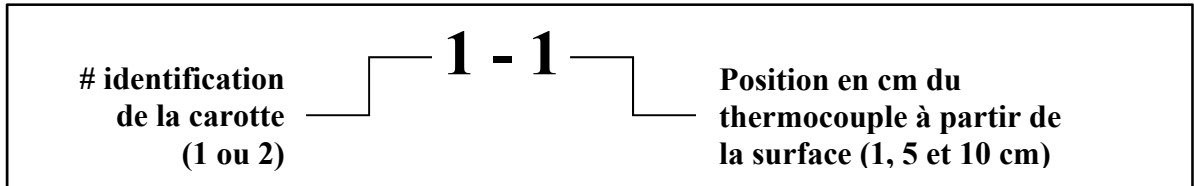


Figure 7.12 Nomenclature d'identification des sondes de température

La Figure 7.13 présente l'évolution de la température mesurée dans le revêtement de la chaussée durant les périodes les plus chaudes de l'été 2007 à Montréal (jour 110 – 19 avril 2007 et jour 198 – 16 août 2007).

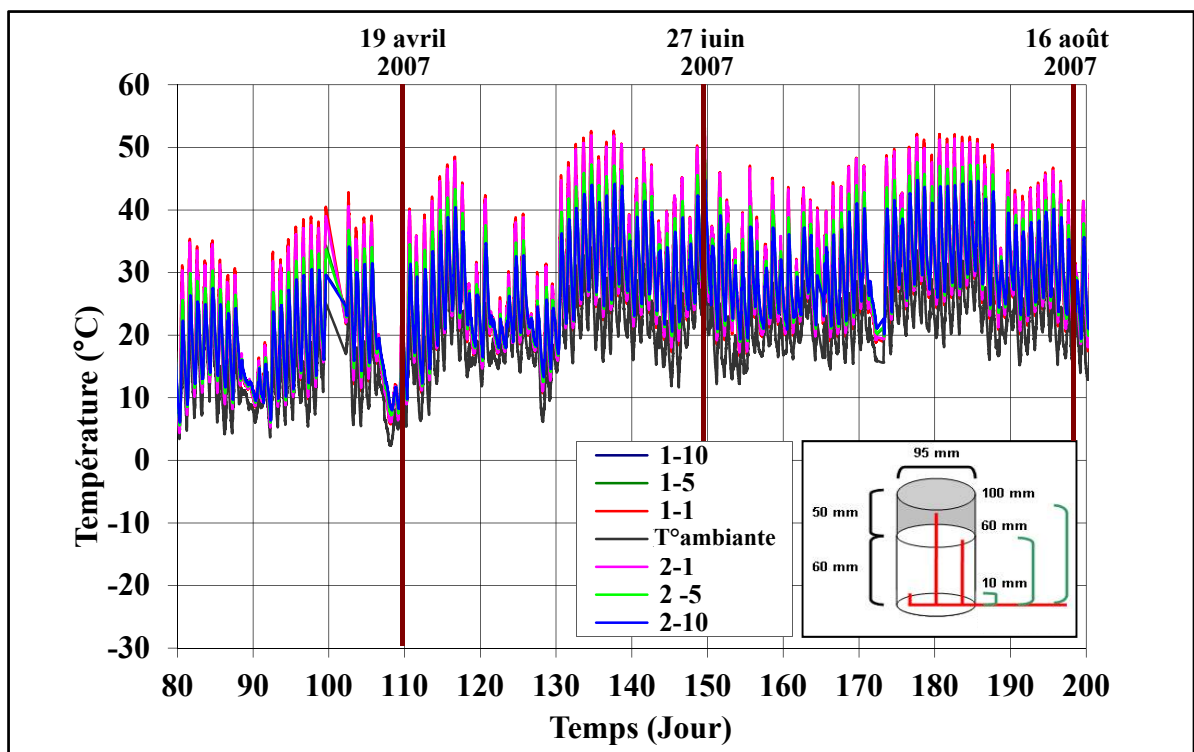


Figure 7.13 Évolution de la température dans le revêtement durant la période du 19 avril (jour 80) au 16 août (jour 200) 2007

Un agrandissement sur la Figure 7.14 a été extrait à partir de la Figure 7.13 pour identifier les périodes où les températures maximales ont été observées soient au 149^{ième} jour (27 juin 2007) où les températures maximales suivantes ont été mesurées aux trois thermocouples : 52,9°C à 10 mm de la surface, 49,9°C à 50 mm et 47,7°C à 100 mm de profondeur.

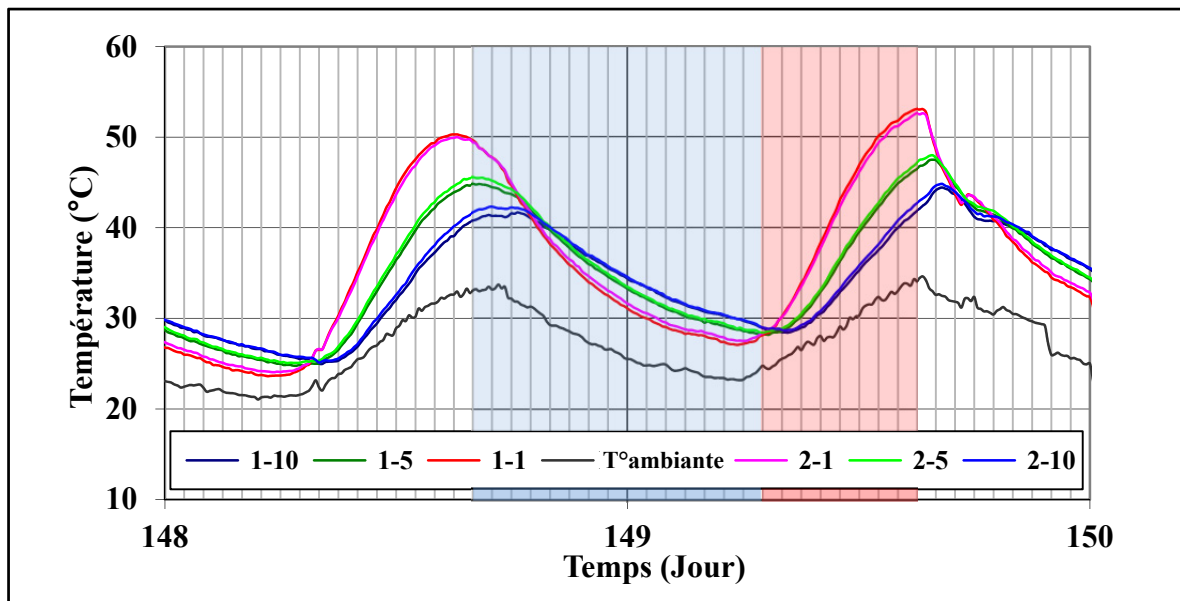


Figure 7.14 Températures les plus chaudes mesurées dans l'enrobé le 27 juin 2007
(149^{ième} jour : 52,9°C à 1 cm)

La Figure 7.15, montre qu'il y a peu de différences entre les températures observées en fonction de l'emplacement des carottes instrumentées dans le revêtement, et ce pour les différentes profondeurs étudiées. De plus, sur une période de 24 heures (Figure 7.14), la température la plus chaude enregistrée se situe majoritairement après 15h00. Ce qui fut également observé par Aussedat (entre 14 et 16 heures) (Aussedat, 1977) et Célauro (entre 16 et 18 heures) (Célauro, 2004). De même, les résultats sont conformes aux observations de Célauro à l'effet que le réchauffement de l'enrobé s'effectue plus rapidement (Fig. 7.14 : pente ascendante (zone rouge) de 7 à 15 heures : 8 heures) que son refroidissement (Fig. 7.14 : pente descendante (zone bleue) de 16 à 7 heures : 15 heures) (facteur 2 : 1 (15 heures / 8 heures))

Les mesures de température dans le revêtement montrent que la température la plus chaude observée à Montréal (Québec) au cours de l'été 2007 est de l'ordre de 55°C à 10 mm de la surface, pour la couche de roulement (ESG-10), de 48°C pour la couche de liaison (ESG-14)

située à 50 mm de la surface et de 45°C pour la couche de base traitée (MR5-TE) localisée à 100 mm de la surface.

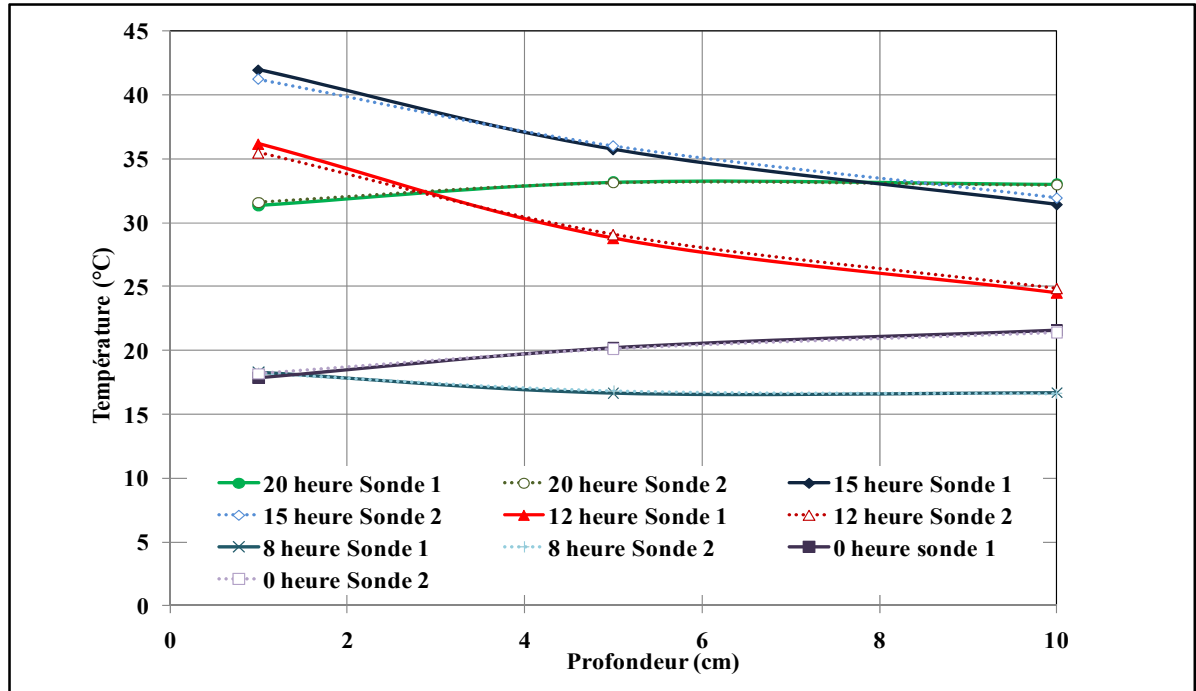


Figure 7.15 Différences de température mesurées entre les 2 carottes instrumentées pour différentes heures de la journée et en fonction de la profondeur

En considérant l'ensemble des mesures de température enregistrées pour chacune des couches instrumentées, nous constatons que l'écart des températures, basé sur l'écart-type des valeurs mesurées, est plus marqué dans la partie basse du revêtement ($s_{ESG-10} = 0,131^{\circ}\text{C}$, $s_{EB-14} = 0,138^{\circ}\text{C}$ et $s_{GB-20} = 0,212^{\circ}\text{C}$). À cet effet, les caractéristiques distinctes (type de granulat et teneur en vides) entre l'enrobé de la couche de roulement, de la couche de liaison et de la couche de base peuvent être à l'origine de ces écarts. En effet, la nature du granulat, la GNM et la teneur en vides dans l'enrobé modifient substantiellement la conductivité thermique du matériau, pouvant ainsi accentuer le gradient thermique dans les différentes couches du revêtement.

7.2.4.7 Synthèse de la détermination de la « plage effective de températures » appliquée aux enrobés étudiés

Basé sur le taux de déformation permanente établi à partir des mesures de l'évolution des déformations permanentes pour les trois enrobés étudiés, il a été montré que le seuil inférieur de température, température en dessous de laquelle le cumul des déformations permanentes peut être considéré comme presque négligeable, est de l'ordre de 20°C et qu'il est propre à chaque type d'enrobé. D'autre part, les mesures de la température, dans le revêtement d'une chaussée bitumineuse instrumentée en milieu urbain à Montréal, ont montré que la température maximale enregistrée varie significativement avec la profondeur et que les gradients thermiques se sont avérés plus marqués dans la partie superficielle du revêtement. Le Tableau 7.2 donne la synthèse des plages de température (seuils inférieur et supérieur) qui définissent les fenêtres critiques de températures pour lesquelles le cumul des déformations permanentes, à l'origine de l'orniérage du revêtement, est particulièrement significatif.

Tableau 7.2 Résumé des plages effectives de températures en fonction de l'enrobé et de son emplacement dans le revêtement pour une chaussée bitumineuse dans la région de Montréal au Québec

	Plage de température			
	Effective			Globale
Type d'enrobé	ESG-10	EB-14	GB-20	
Seuil inférieur : Température basse				
	20°C	25°C	20°C	20°C
Seuil supérieur : Température haute				
Couche de roulement (10 mm de la surface)	55°C	-		55°C
Couche de fondation (50 mm de la surface)	-	48°C		
Couche de sous-fondation (100 mm de la surface)	-		45°C	

Dans la perspective d'optimiser un calcul prévisionnel de l'orniérage par périodes incrémentales d'analyse, suivant une approche mécaniste-empirique de dimensionnement,

nous pouvons judicieusement étendre la durée de la période d'analyse considérée pour les températures saisonnières exclusives à la plage globale de températures et, par ailleurs, resserrer la durée de la période d'analyse pour les autres.

7.2.4.8 Modélisation dans OPECC© de la température dans le revêtement

Afin de prédire le comportement du revêtement avec rigueur, il est indispensable de disposer d'un modèle de prédiction de la température. Celui-ci doit être en mesure de prédire la température à n'importe quelle profondeur en fonction de la température de l'air et des propriétés du matériau.

Les premiers modèles de transfert de chaleur développés par Fourier et Laplace sont basés sur la conservation de l'énergie. L'hypothèse de base est alors la suivante : à l'équilibre thermique, les flux de chaleur entrant dans le milieu considéré sont égaux aux flux sortant de ce même milieu. En d'autres termes, l'énergie reçue par la surface de la chaussée est égale à l'énergie qui s'en dégage. Trois types d'échanges thermiques sont alors étudiés :

- les échanges dits radiatifs (échauffement de la surface par le rayonnement solaire par exemple),
- les échanges convectifs (l'enrobé bitumineux chauffe l'air ambiant) et
- les échanges conductifs (propagation de la chaleur dans le milieu solide en dessous de la surface).

Ainsi, dans un premier temps, en faisant un bilan thermique de tous les flux thermiques traversant la surface de l'enrobé bitumineux, il est possible, en théorie, d'en déterminer sa température. Puis, dans un second temps, la température de surface étant alors connue, la température au sein de l'enrobé est régie en assumant que : la propagation de chaleur dans l'enrobé (par conduction) dépend uniquement de la diffusivité (m^2/h) du matériau, laquelle traduit la propriété d'un matériau à emmagasiner de la chaleur. Plus un matériau est susceptible d'emmagasiner de la chaleur, moins la propagation d'énergie se fera en

profondeur (diffusivité faible). A l'inverse, un matériau dont la diffusivité serait infinie, n'emmagasinerait aucune énergie, et la température à n'importe quelle profondeur de la chaussée serait instantanément égale à la température de surface. Nous remarquons alors que la diffusivité permet de prendre en compte deux phénomènes dans la propagation de la chaleur :

- l'effet de retard entre les variations de température de surface et celles à une profondeur donnée (retard égal au temps que met l'énergie thermique à atteindre cette profondeur)
- les variations de température au sein de l'enrobé suivent la même allure que les variations de température de surface mais avec un facteur d'atténuation dû à l'énergie dissipée dans le matériau au cours de la propagation.

La première conséquence importante du phénomène de diffusivité est que la température à une profondeur donnée dépend de l'historique de la température de surface. Pour prendre en compte ce phénomène, nous nous référons largement aux travaux de Fourier (1811). Il a été montré que la température au sein d'un matériau isotrope, dans lequel il n'existe aucune source de chaleur interne, est régie par l'équation de la chaleur, soit :

$$\frac{\partial^2 T(x, t)}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} * \frac{\partial T(x, t)}{\partial t} \quad (7.8)$$

où α est la diffusivité du matériau, exprimée en m^2/h , et x la profondeur à laquelle on souhaite calculer la température. La valeur de α pour un enrobé bitumineux est d'environ $0,0037 \text{ m}^2/\text{h}$. Pour calculer la température dans le revêtement, une approche analytique est proposée par Shao et coll. (1999) dans l'article intitulé « Simplified procedure for prediction of asphalt pavement subsurface temperatures based on heat transfer theories ».

Pour appliquer l'approche proposée par ces chercheurs, il faut à priori déterminer la température de surface. Par la suite, nous pouvons déduire la température dans l'enrobé en résolvant l'équation de la chaleur. Pour se faire, un bilan thermique permet de trouver une

relation entre la température de surface et la température de l'air. L'approche préconisée est détaillée à l'Annexe XXV.

Voici les différents types de flux (illustrés à la Figure 7.16) qui traversent la surface de l'enrobé bitumineux :

- q_s : énergie issue de la radiation solaire (dépend de la déclinaison solaire et de l'ensoleillement);
- q_a : énergie issue de la radiation atmosphérique;
- q_c : énergie transmise (ou reçue) au massif par conduction;
- q_k : énergie transmise (ou reçue) à l'air ambiant par convection (dépend de la granulométrie du matériau, du vent);
- q_r : énergie émise par l'enrobé bitumineux par radiation.

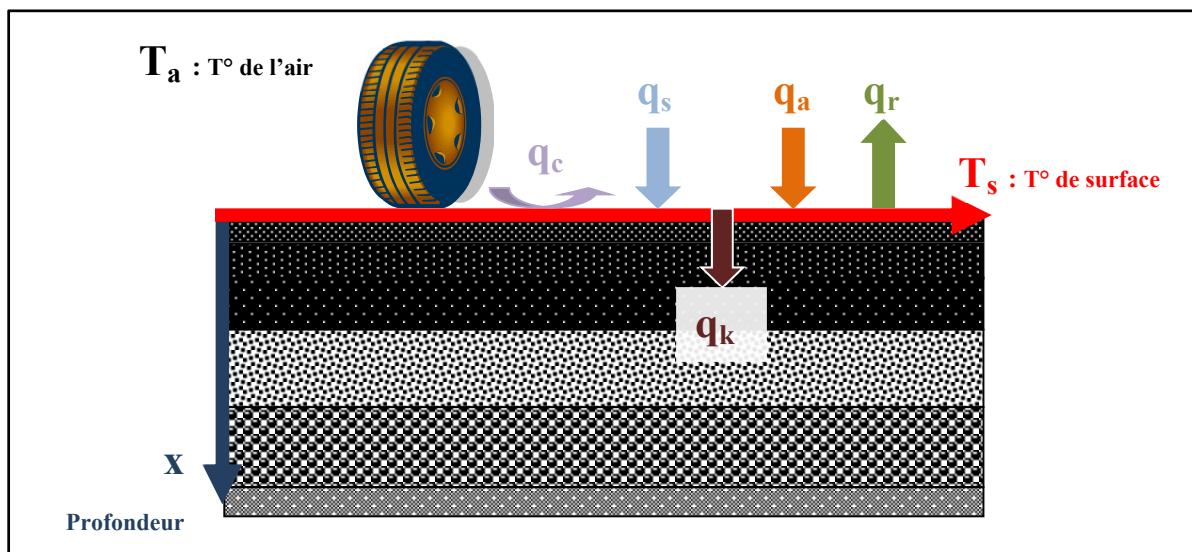


Figure 7.16 Type de flux qui traversent la surface de l'enrobé bitumineux

Les recherches de Solaimanian et de Kennedy (Solaimanian et Kennedy, 1993) sur la théorie de la chaleur ont permis de développer une méthode de calcul simple et ce, en nécessitant le moins de données brutes possibles. Cette méthode qui prend en compte l'effet de la latitude de l'emplacement et des radiations solaires est principalement basée sur l'équilibre thermique défini selon l'équation (7.9) :

$$q_a + q_s - q_c - q_k - q_r = 0 \quad (7.9)$$

Chaque terme de l'équation (7.9) s'exprime en fonction des différentes températures en jeu : T_a (température de l'air) et T_s (température de surface). Il est alors possible d'obtenir T_s en fonction de T_a . En simplifiant l'équation (7.9), les chercheurs Solaimanian et Kennedy ont obtenu l'équation (7.10) servant à déterminer la température de surface (T_s) en fonction de l'air ambiant (T_a) :

$$422 * \alpha_l * \tau_a^{1/\cos z} * \cos z + \epsilon_a * \sigma * T_a^4 - h_c * (T_s - T_a) - (k/x) * (T_s - T_x) - \epsilon * \sigma * T_s^4 = 0 \quad (7.10)$$

Sachant maintenant comment établir la température de surface, nous pouvons désormais déterminer la température au sein de l'enrobé bitumineux dans le revêtement. Pour ce faire, il faut résoudre l'équation de la chaleur avec deux conditions aux limites. Les deux conditions aux limites étant les suivantes :

- à tout instant, on connaît la température en surface ($F(t)$), et
- à l'instant initial la température est la même dans tout le corps de la chaussée (T_0).

La solution de l'équation de la chaleur devient alors (7.11) :

$$T(x,t) = T_0 \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) + \sum_{i=1}^n \left\{ \left[(A_i + B_i t) \operatorname{erfc}(X_i) + 2B_i(t - t_i) \left(X_i^2 \operatorname{erfc}(X_i) - \frac{X_i}{\sqrt{\pi}} e^{-X_i^2} \right) \right] - \left[(A_i + B_i t) \operatorname{erfc}(X_{i+1}) + 2B_i(t - t_{i+1}) \left(X_{i+1}^2 \operatorname{erfc}(X_{i+1}) - \frac{X_{i+1}}{\sqrt{\pi}} e^{-X_{i+1}^2} \right) \right] \right\} \quad (7.11)$$

$$T(x,t) = T_0 \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) + \sum_{i=1}^n \left\{ \left[(A_i + B_i t) \operatorname{erfc}(X_i) + 2B_i(t - t_i) \left(X_i^2 \operatorname{erfc}(X_i) - \frac{X_i}{\sqrt{\pi}} e^{-X_i^2} \right) \right] - \left[(A_i + B_i t) \operatorname{erfc}(X_{i+1}) + 2B_i(t - t_{i+1}) \left(X_{i+1}^2 \operatorname{erfc}(X_{i+1}) - \frac{X_{i+1}}{\sqrt{\pi}} e^{-X_{i+1}^2} \right) \right] \right\} \quad (7.12)$$

Cette formule peut donc être utilisée pour fin de prédiction de l'évolution de la température en ayant comme donnée de base la température de surface.

7.2.5 Configuration des charges

Pour calculer les contraintes et les déformations dans le revêtement, il a été choisi de se référer à un chargement de référence, associé à l'ÉCAS. Deux (2) configurations de charge standard (ÉCAS_{USA} et ÉCAS_{Français}) sont disponibles dans OPECC© mais le concepteur peut également définir sa propre configuration. Par contre, OPECC© utilise par défaut la configuration se rapportant à l'essieu standard canadien. Ce cas de configuration est schématisé à la Figure 7.17.

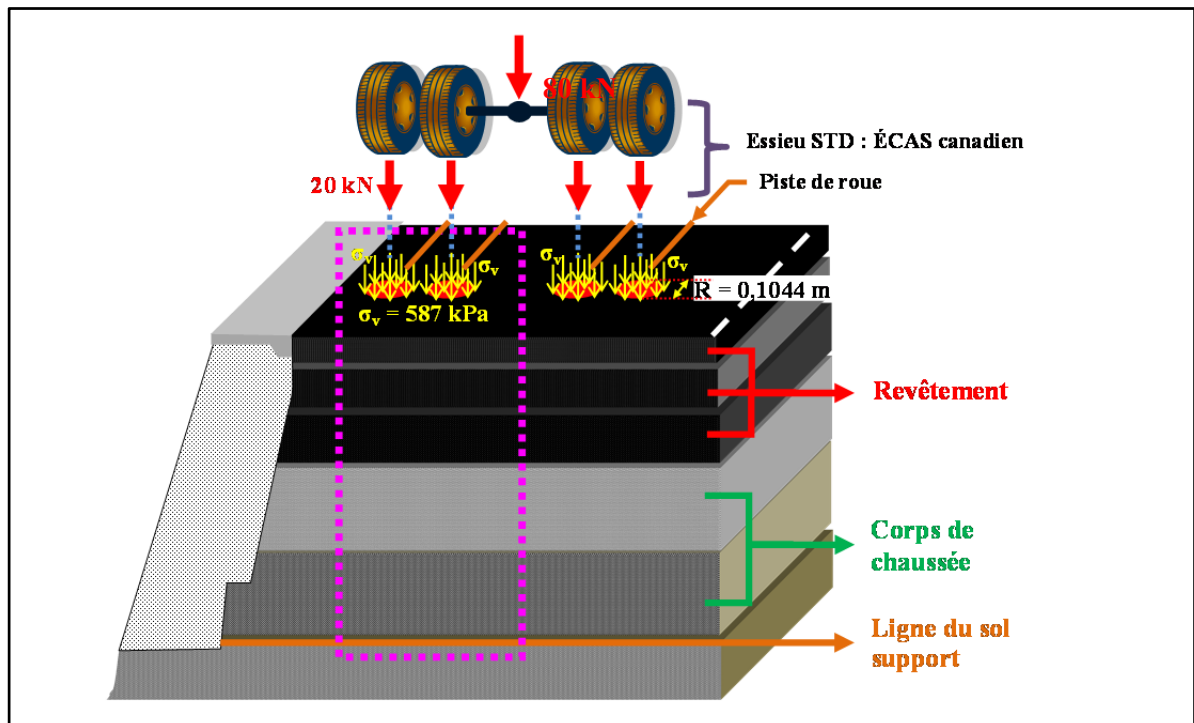


Figure 7.17 Schématisation du jumelé axial simple standard appliqué dans l'outil de calcul

Il représente la charge standard utilisée pour l'Amérique du nord, soit un jumelé axial simple standard canadien ($\sigma_v = 587 \text{ kPa}$; $R = 10,44 \text{ cm}$; $e_j = 34,29 \text{ cm}$). La répartition de la charge est considérée uniformément répartie sur une surface circulaire de 20,88 cm de diamètre (8,22 po) et la pression exercée correspondante pour chacun des pneus est donc de 587 kPa.

7.2.6 Localisation des points de calculs et de mesures de données pour la modélisation dans OPECC©

Dans le but de déterminer les conditions les plus réalistes de sollicitations pour le calcul de l'évolution de l'orniérage, il est essentiel de définir les points de calcul représentatifs des conditions critiques dans le revêtement. Ces points peuvent changer suivant la performance que l'on souhaite modéliser. En effet, du point de vue de l'orniérage, nous nous intéressons alors aux contraintes (σ_V et σ_H) et aux températures moyennes en haut et en bas de chaque couche du revêtement alors que pour la fatigue, nous nous intéressons plutôt à l'évolution des déformations au bas de chaque couche du revêtement. Pour ce faire, nous avons effectué des simulations à l'aide du logiciel KENPAVE® pour cerner adéquatement les points critiques appropriés pour la modélisation de l'orniérage et de la fatigue. L'Annexe XXIV donne l'ensemble des résultats obtenus pour l'analyse des contraintes et des déformations. Les principales conclusions sont illustrées à la Figure 7.18.

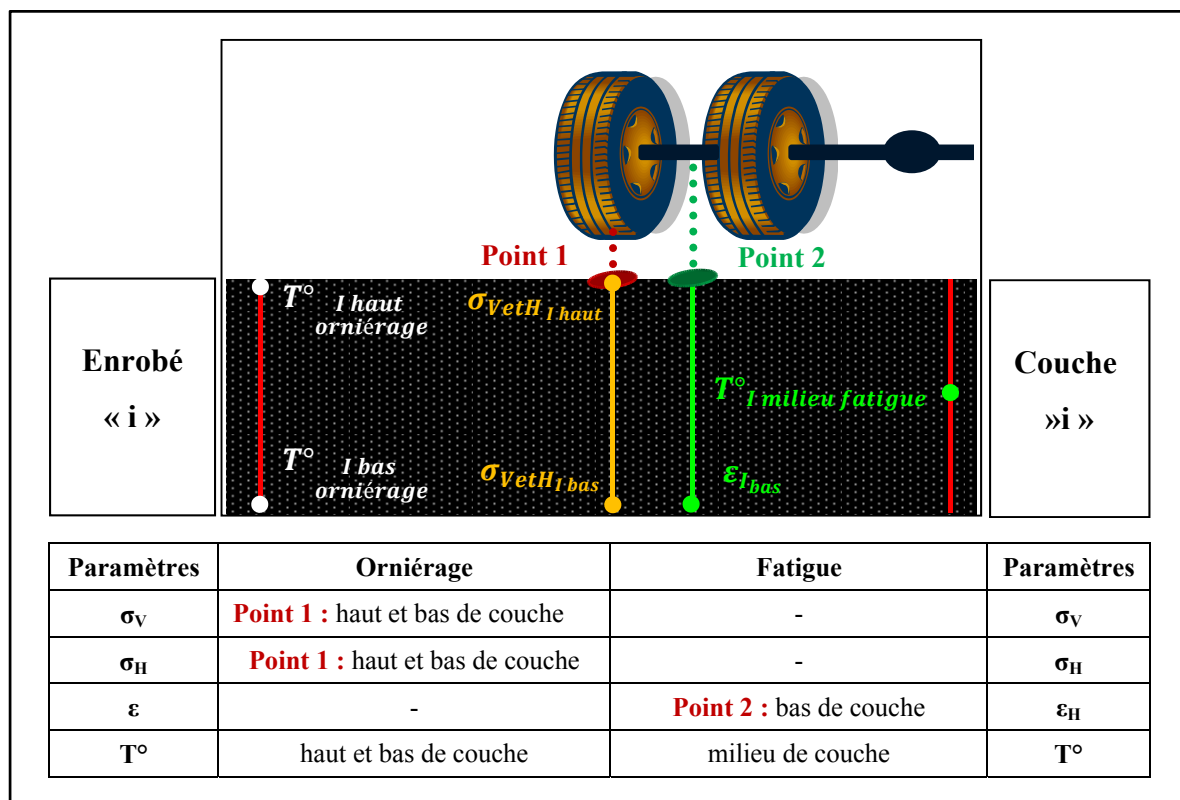


Figure 7.18 Points de calculs considérés dans OPECC© selon le type de dommage analysé

7.2.7 Simulations de l'orniérage avec OPECC©

L'outil de calcul OPECC© (page d'accueil illustrée à la Figure 7.19 et page centrale à la Figure 7.20) est un outil de travail convivial qui incorpore la prédiction de l'orniérage et de la fatigue à court et à long terme d'une structure de chaussée et ce, en tenant compte du facteur de risque que le concepteur désire prendre lors du dimensionnement d'une chaussée.

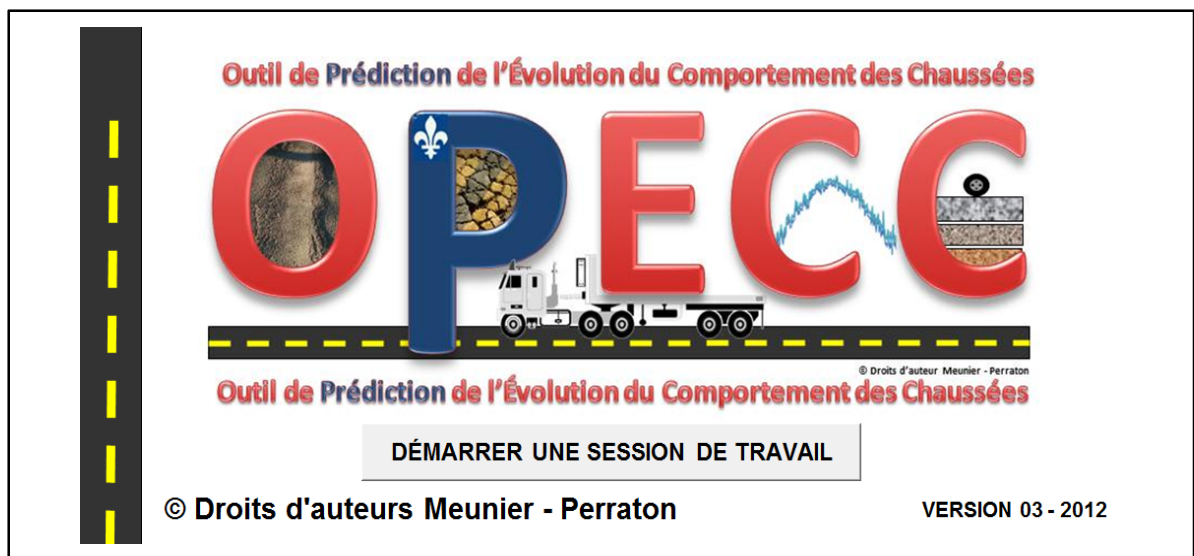


Figure 7.19 Illustration de la page d'accueil d'OPECC©

OPECC - outil de Prédiction de l'Évolution du Comportement des Chaussées		
1. Titre du projet : Essai 1		
2. Étapes de CALCUL		
A	Remise à zéro	Étape qui consiste à remettre à zéro les valeurs de calculs
1	Structure de chaussée	Étape servant à définir la composition et la structure de la chaussée
2	Propriétés des matériaux	Étape définissant les caractéristiques propres à chaque matériau défini dans la structure de la chaussée
3	Données - ESSEU	Étape sur les caractéristiques des essais
4	Données - TEMPÉRATURE	Étape de définition des cycles de températures
5	Données - CIRCULATION	Étape caractérisant le niveau de sollicitation au point de vue circulation
B	Valider les données	Étape qui valide l'ensemble des données selon les formats nécessaires au bon fonctionnement de l'outil de calcul
6	Calculs TEMPÉRATURES	Étape consistant à calculer les températures et les modules complexes aux profondeurs définies à l'étape 1
7	SIMULATION - 1 année	Étape de calcul de prédiction du comportement de la chaussée au niveau de l'orniérage et de la fatigue sur une période de 1 ANNÉE
	Rapport - 1 année	
8	SIMULATION - Long terme	Étape servant à prédire le comportement de la chaussée à LONG TERME selon le nombre d'années désirées
	Rapport - Long terme	
		Nombre d'années de calculs : 6
		Incrément du nombre d'ÉCAS par année (%) Ex : 2 = 2% : 2
© Droits d'auteurs Mathieu Meunier - Daniel Perraton		

Figure 7.20 Illustration de la page centrale d'OPECC©

7.3 Évolution de l'orniérage du revêtement en fonction des conditions de liaison à l'interface sol support – corps de chaussée : collée versus non-collée

L'objectif de cette section est de vérifier avec OPECC© l'influence des conditions de liaison à l'interface corps de chaussée – sol support quant à la prédiction de l'orniérage du revêtement. Pour ces simulations, les constantes du modèle ESSO des enrobés étudiés dans le cadre de cette thèse et présentées dans le Tableau 6.10 ont été considérées.

Les conditions de liaison changent l'état de contrainte dans le revêtement. Les prescriptions du SETRA LCPC 1994 proposent de considérer l'interface structure de chaussée – sol support collée. Les calculs de prédiction de l'orniérage ont été effectués sur la structure de chaussée identifiée à la Figure 7.21(a) pour un profil de l'évolution de la température de l'année de référence (période d'analyse récurrente) donné à la Figure 7.21(b). Un trafic annuel avec un DJMA de 43 440 (1310 ÉCAS) a été étudié avec un pourcentage de poids lourds de 10% (VL = 10%). La fréquence de sollicitation a été fixée à 10 Hz tout en admettant une distribution homogène du trafic sur la période d'analyse récurrente (CAM = 1). Le calcul de l'orniérage a été effectué sur une période d'une année.

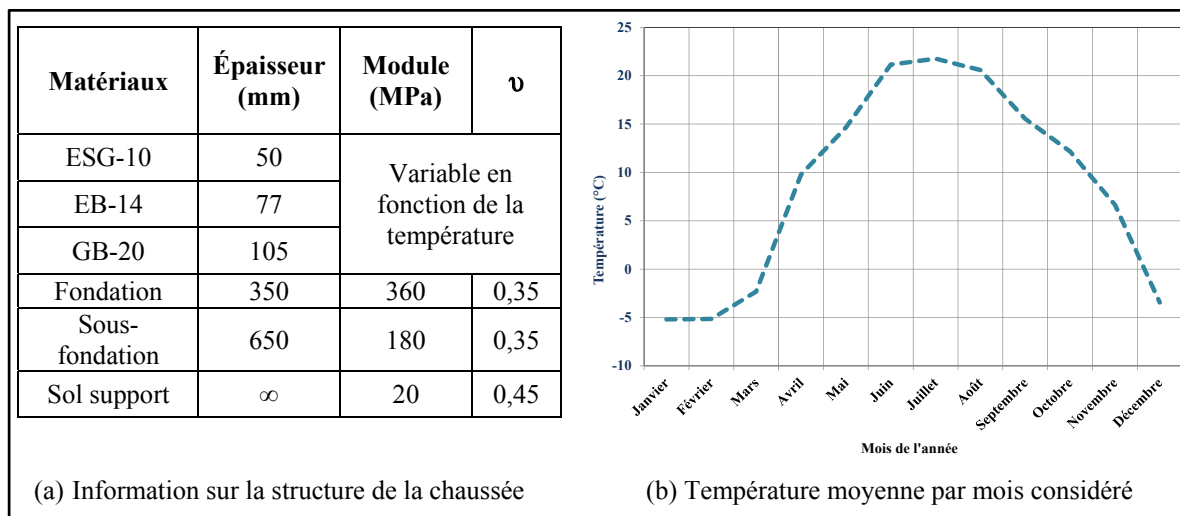


Figure 7.21 Information relatives à la structure de la chaussée et des conditions de sollicitations

La variation de l'orniérage calculée de chacune des couches du revêtement en fonction des mois de l'année en cause (Figure 7.21(b)), soit pour les enrobés ESG-10, EB-14 et GB-20, est présentée aux Figures 7.22(a) et (b), (c) et (d) et (e) respectivement. La variation de l'orniérage du revêtement, en fonction des mois de l'année étudiée, obtenue par la somme de l'orniérage de chacune des couches, est également présentée à la Figure 7.22(f). Les résultats montrent que le fait de coller l'interface entre la sous-fondation et le sol support a pour conséquence d'augmenter que très légèrement l'orniérage des couches bitumineuses supérieures (ESG-10 (+2,3%) et EB-14 (+1,1%)), et de diminuer l'orniérage pour la couche de base du revêtement (GB-20 (-5,2%)). En ce qui concerne l'orniérage total du revêtement (Figure 7.22(f), il augmente peu dans le cas où l'interface n'est pas collée (+5,2%).

Comme il l'a été souligné précédemment, le modèle ESSO demeure rigoureusement valable pour le cas des revêtements posés sur un corps de chaussée rigide. En effet, dans le cas contraire, les contraintes horizontales au bas du revêtement sont négatives alors que le modèle ESSO a été développé essentiellement à partir d'essais de confinement positif. À cet égard, suite à une analyse à partir de mesures de déformations diamétrales (voir section § 4.4) et de température (voir section § 7.2.4.5), il a été statué que l'utilisation du modèle ESSO était adéquate pour toute la plage des températures (voir section § 7.2.4.7) affectant l'orniérage.

Pour pousser un peu plus loin notre réflexion, une simulation a été réalisée avec les mêmes conditions que précédemment mais cette fois-ci en négligeant l'effet du confinement, soit en considérant la valeur de la constante « C » du modèle ESSO égale à 0. Les résultats obtenus ont par la suite été comparés aux valeurs obtenues en calculant l'évolution de l'orniérage en considérant, pour les trois enrobés, une valeur unique de la constante « C » égale à -0,90. Notons que cette valeur représente la moyenne des trois résultats obtenus de chaque enrobé. Cette simulation a cherché à évaluer l'influence de l'évolution de l'orniérage en fonction de l'état de confinement des couches du revêtement. La Figure 7.23 illustre l'ensemble des résultats obtenus.

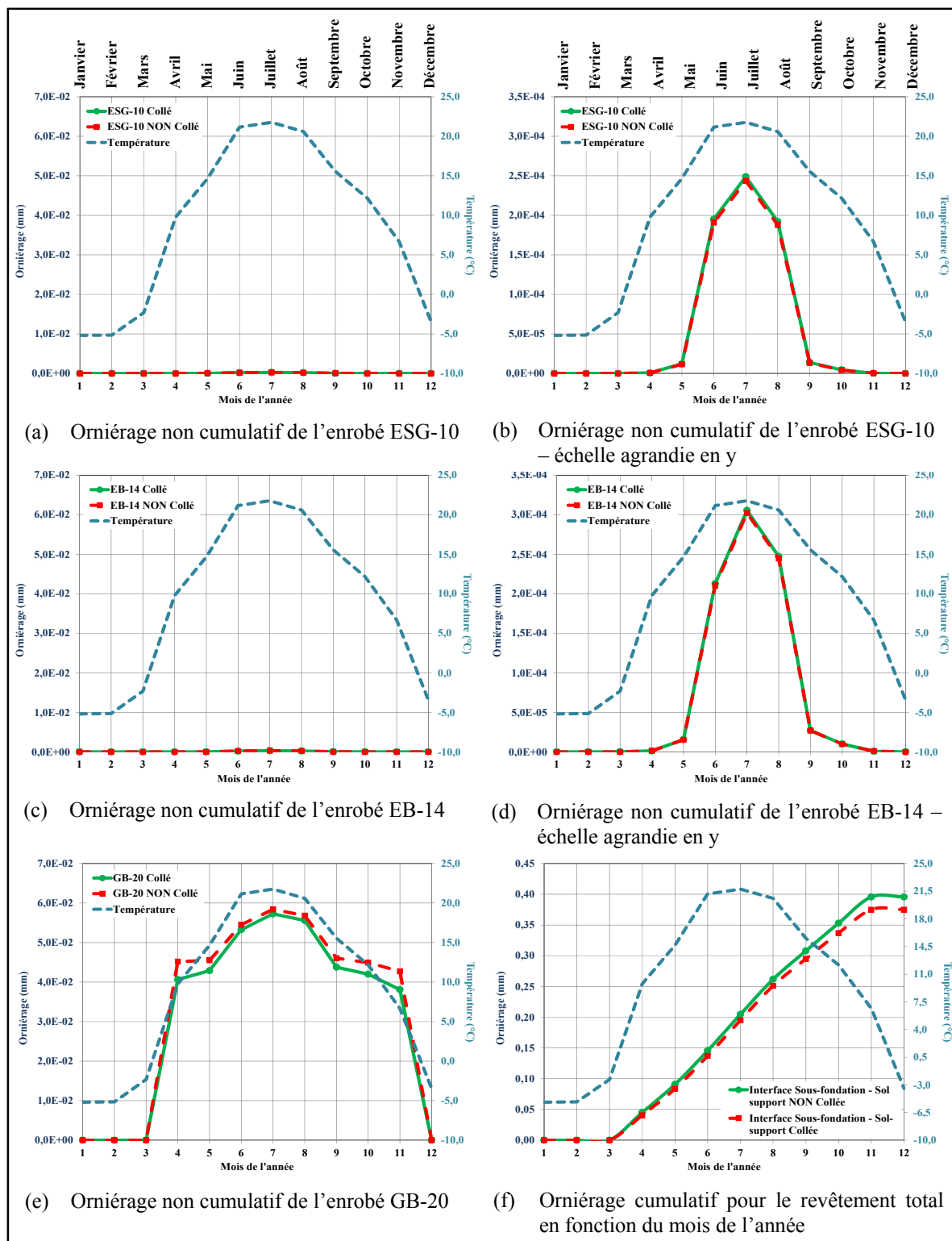


Figure 7.22 Orniérage calculé à l'aide d'OPECC© en considérant un interface corps de chaussée – sol support – collé ou non collé (structure de chaussée Fig. 7.21)

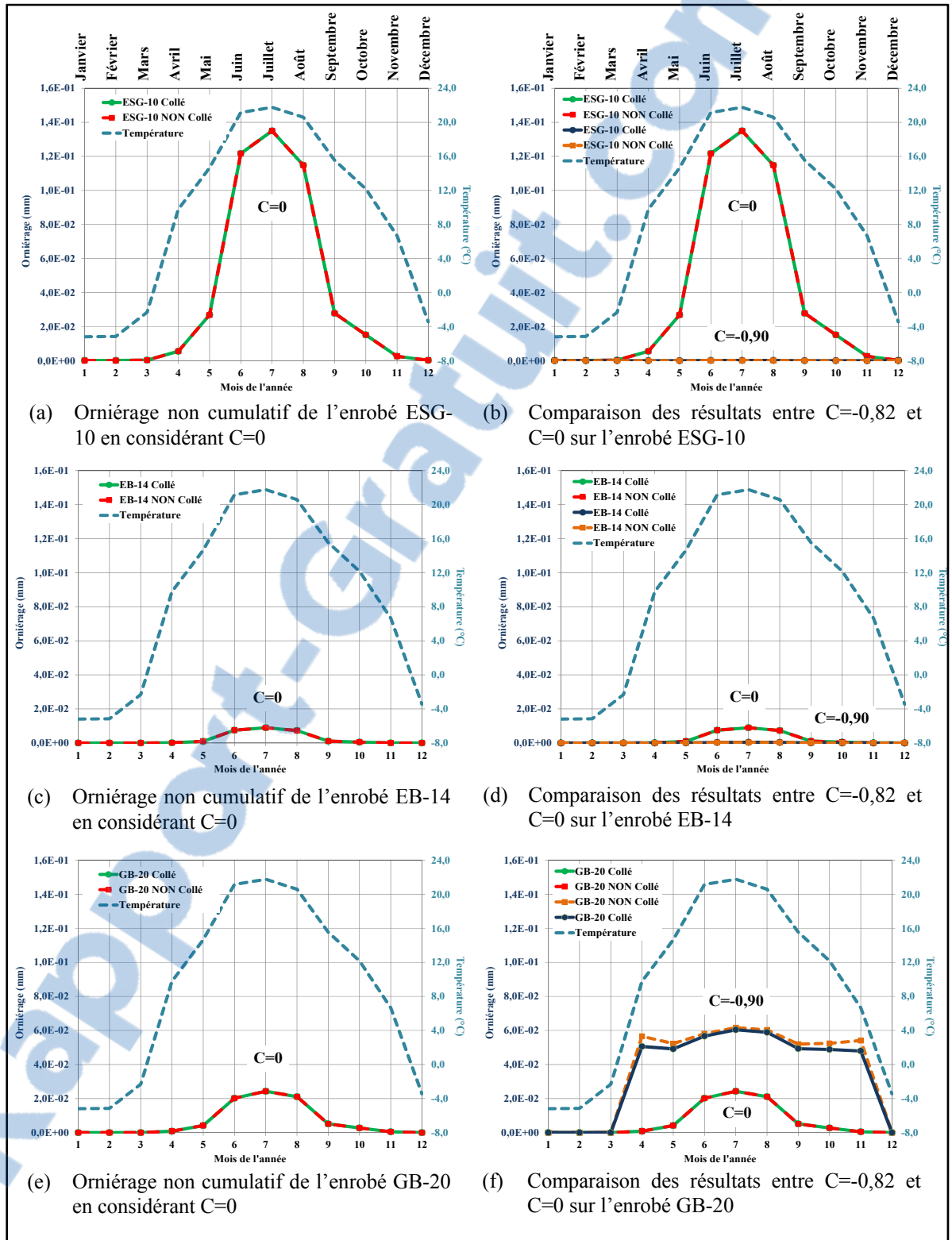


Figure 7.23 Orniérage calculé à l'aide d'OPECC© en considérant un interface corps de chaussée – sol support collé ou non et la constance C (structure de chaussée Fig. 7.20)

Ces simulations font ressortir les observations suivantes : dans le cas de l'enrobé ESG-10 le fait de considérer une valeur nulle pour la constante « C » fait augmenter significativement (+117088,7%) l'évolution de la profondeur d'ornièrè selon le mois de l'année. En ce qui concerne l'enrobé EB-14, cette augmentation (+2231,8%) quoiqu'inférieure à celle observée pour l'enrobé ESG-10 demeure tout de même significative. Par contre, l'effet est inversé pour l'enrobé en couche de base, soit pour l'enrobé GB-20 (-81,3%), et demeure peu significatif en comparaison aux valeurs obtenues pour les enrobés en couches supérieures. En ce qui concerne l'évolution de l'ornièrage cumulatf du revêtement, tel qu'illustré à la Figure 7.24, il est supérieur (+31,2%) lorsque la valeur de la constante $C=0$.

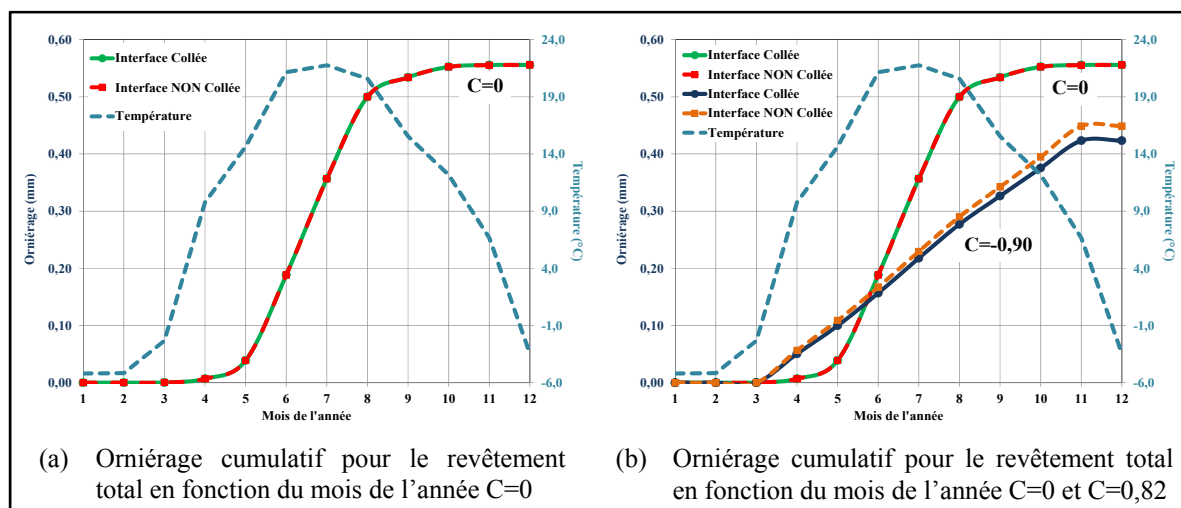


Figure 7.24 Comparaison de l'ornièrage cumulatf mesuré à l'aide d'OPECC© selon la condition d'interface du sol support – collé ou non collé et selon la valeur de la constante C

7.4 Étude paramétrique des constantes ESSO vis-à-vis l'ornièrage

À la section § 6.4.7, il a été mis en évidence que les constantes A et B du modèle ESSO jouent un rôle déterminant vis-à-vis les déformations permanentes de l'enrobé. Cette section vise donc à quantifier cet aspect dans le contexte de la chaussée, en déterminant l'évolution de l'ornièrage en regard des variations des constantes du modèle ESSO. Pour ce faire, une étude paramétrique des constantes ESSO a été réalisée dans le but de déterminer si certaines constantes ont plus d'influence que d'autres sur le comportement global à l'ornièrage du revêtement de la chaussée. Pour ce faire, la structure de chaussée et le profil de température

définis et illustrés à la Figure 7.21 ont encore une fois été considérés à la seule différence que le revêtement a été composé de trois couches d'enrobé identique soit d'un ESG-10. Le niveau de trafic annuel a également été pris à 43 440 DJMA (1310 ÉCAS) et selon les mêmes conditions énumérées précédemment. Dans un premier temps, la modélisation du comportement à l'orniérage du revêtement à l'aide d'OPECC© a été effectuée en considérant les constantes du modèle ESSO déterminées en laboratoire pour deux des trois enrobés étudiés et présentées à la section § 6.4.7. En effet, seulement les enrobés ESG-10 et EB-14 ont été considéré car ils sont composés du même bitume soit un PG 70-28. Ce facteur fait en sorte de diminuer les effets biaisants sur les constantes par l'utilisation d'un liant différent. Dans un deuxième temps, il a été décidé de modéliser le comportement à l'orniérage en considérant l'étendue des valeurs mesurées de chacune des constantes du modèle ESSO pour les trois enrobés. Le Tableau 7.3 résume les valeurs des plages de variabilité retenues pour chacune des constantes du modèle ESSO.

Tableau 7.3 Plage de variabilité des constantes ESSO

Constantes ESSO	Enrobé		Variations		Plage visée $\pm 25\%$	
	ESG-10	EB-14	Moy	s	Max	Min
A	1,02	0,09	0,56	1,12	0,69	0,42
B	3,19	3,99	3,59	0,57	4,49	2,69
C	-0,82	-1,02	-0,92	0,14	-0,69	-1,15
D	0,09	0,12	0,11	0,02	0,13	0,08
F	-0,71	-0,76	-0,74	0,06	-0,55	-0,92

Donc, avec l'objectif de voir l'impact de chaque constante sur l'évolution de l'orniérage d'une structure de chaussée soumise aux mêmes conditions de sollicitation et selon les valeurs obtenues du Tableau 7.3, nous avons réalisé 11 simulations de calcul. Le résumé de ces 11 simulations est donné dans le Tableau 7.4. L'évolution de l'orniérage en fonction des mois de l'année pour chaque constante est illustrée à la Figure 7.25. Finalement, le Tableau 7.5 résume les différentes tendances des résultats obtenus suite à l'analyse de la Figure 7.25.

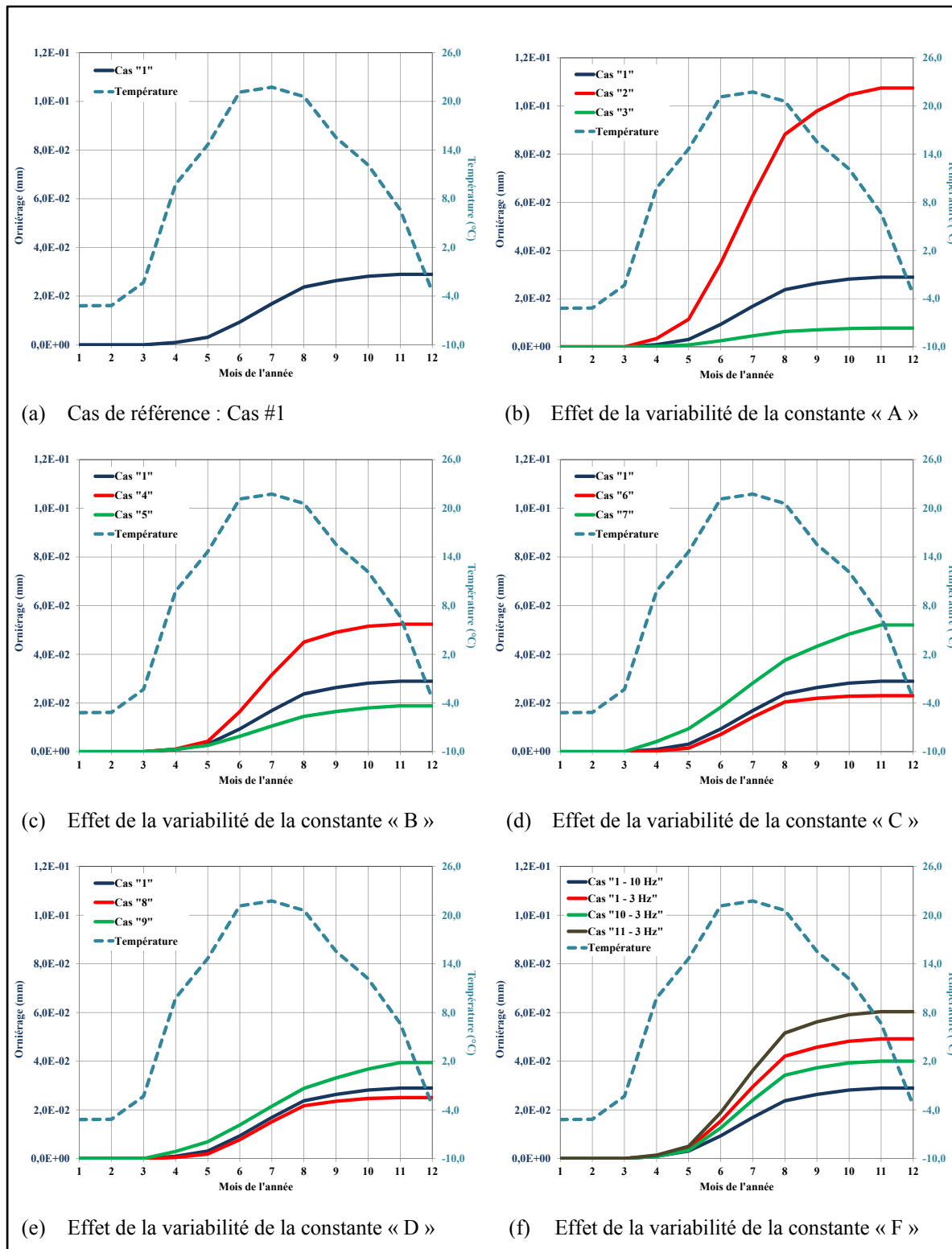


Figure 7.25 Effet de la variabilité des constantes ESSO sur la variation de l'orniage (selon la structure et l'année de référence illustrée à la Figure 7.20)

Tableau 7.4 Détails des constantes associés à chaque cas étudié

Constantes ESSO	Cas										
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
A	0,56	0,42	0,69	0,56	0,56	0,56	0,56	0,56	0,56	0,56	0,56
B	3,59	3,59	3,59	4,49	2,69	3,59	3,59	3,59	3,59	3,59	3,59
C	-0,92	-0,92	-0,92	-0,92	-0,92	-0,69	-1,15	-0,92	-0,92	-0,92	-0,92
D	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,11	0,13	0,08	0,11	0,11
F	-0,67	-0,67	-0,67	-0,67	-0,67	-0,67	-0,67	-0,67	-0,67	-0,55	-0,92

Tableau 7.5 Analyse de la variation des constantes ESSO

Constante	Variabilité	Ordre	Effet sur l'orniérage	Écart entre les cas
A	Si A ↑	3 – 1 – 2	Fig. 7.26(b) ↑	2 vs 1 = +271,5 %
				3 vs 1 = -73,1 %
B	Si B ↑	5 – 1 – 4	Fig. 7.26(c) ↑	4 vs 1 = +81,0 %
				5 vs 1 = -35,0 %
C	Si C ↑	7 – 1 – 6	Fig. 7.26(d) ↑	6 vs 1 = -20,5 %
				7 vs 1 = +79,9 %
D	Si D ↑	9 – 1 – 8	Fig. 7.26(e) ↑	8 vs 1 = -13,4 %
				9 vs 1 = +36,2 %
F	Si F ↑	11 – 1 – 10	Fig. 7.26(f) ↓	1 _{3Hz} vs 1 = -69,9 %
				10 vs 1 _{3Hz} = -18,5 %
				11 vs 1 _{3Hz} = +22,7 %

Basés sur les résultats obtenus de ces simulations, nous pouvons noter qu'une augmentation de la valeur des constantes A, B et C entraîne une augmentation de la profondeur d'ornièr. Cependant cette augmentation est beaucoup plus prononcée pour la constante A (plage de 344,6 %) que pour la constante B (plage de 116,0 %) qui est elle-même plus prononcée que pour la constante C (plage de 100,4 %). Pour la constante F et D c'est le contraire, la profondeur d'ornièr diminue suivant une augmentation des valeurs des constantes. Leur variations demeurent cependant moins significatives (D : plage de 49,7 % et F : plage de 41,2 %) que pour les constantes précédentes. Cependant, il y a une variation prononcée (69,9 %) dans le cas de la constante F pour un changement de fréquence (de 10 à 3 Hz) mais

entre les cas d'une même famille de fréquence, la variation est peu significative comparativement aux autres constantes.

En définitive, OPECC© confirme les observations réalisées à l'échelle matériau (section § 6.4.7) mais aussi à l'échelle de la chaussée, à l'effet que les constantes A et B sont les constantes qui affectent le plus le comportement à l'orniérage du revêtement. C'est donc dire, tout comme Aussedat (1977) l'avait relevé, que les constantes D et F demeurent relativement similaires d'un enrobé à l'autre et que les constantes déterminantes dans la caractérisation d'un enrobé demeurent les constantes A et B.

7.5 Validation de l'outil de calcul OPECC© sur chaussées existantes

Afin de valider l'outil de calcul OPECC©, certaines simulations ont été réalisées pour comparer les résultats obtenus avec des données réelles. Pour ce faire, différents tronçons de rues situées dans la ville de Montréal ont été ciblés. Le Tableau 7.6 résume les cas de structures de chaussées bitumineuses analysées.

Le Tableau 7.7 donne de son côté les informations relatives au niveau de circulation pour chacun des cas et le Tableau 7.8 les températures mensuelles prises pour les simulations. Ces températures sont la moyenne des valeurs mesurées à la station météorologique de l'aéroport International Pierre-Eliot Trudeau de Montréal entre 2004 et 2008.

Il est important de mentionner que les données réelles disponibles sur chaque projet ne concernent que les informations relatives aux épaisseurs des enrobés bitumineux et d'une approximation du niveau de circulation en DJMA. Toutes les autres informations ont été inscrites aux mieux des informations disponibles et reflètent approximativement la structure ou les conditions de sollicitation réelles. En outre, la majeure partie du réseau urbain de la ville de Montréal repose sur une base de béton mais pour fin de simulation, des bases de matériaux granulaires ont été considérées.

Tableau 7.6 Points de calculs selon le type de dommage analysé

Configuration		Cas 1	Cas 2	Cas 3
Couche #1	Enrobé	ESG-10	ESG-10	ESG-10
	Module (MPa)	Variable en fonction de la température		
	$ \nu^* $	Variable en fonction de la température		
	Épaisseur (cm)	4,0	4,0	4,0
Couche #2	Enrobé	EB-14	EB-14	EB-14
	Module (MPa)	Variable en fonction de la température		
	$ \nu^* $	Variable en fonction de la température		
	Épaisseur (cm)	6,0	6,0	5,0
Couche #3	Enrobé	EB-14	EB-14	EB-14
	Module (MPa)	Variable en fonction de la température		
	$ \nu^* $	Variable en fonction de la température		
	Épaisseur (cm)	7,5	7,5	6,0
M.G. 1	Module (MPa)	360	360	360
	ν	0,35	0,35	0,35
	Épaisseur (cm)	35	35	35
M.G. 2	Module (MPa)	180	180	180
	ν	0,35	0,35	0,35
	Épaisseur (cm)	65	65	65
Infra	Module (MPa)	20	20	20
	Épaisseur (cm)	infinie	infinie	Infinie
	ν	0,45	0,45	0,45

Tableau 7.7 Données de circulation pour chacun des cas analysé

Configuration		Cas 1	Cas 2	Cas 3
Type de chaussée – milieu		Route urbaine	Boulevard urbain	Route urbaine
Données sur la circulation (voir éq. 7.5)	DJMA	8034	32926	3347
	Fraction du camionnage dans la voie analysée (Dir)	0,5		
	Coefficient d'agressivité moyen (CAM)	1,00		
	Fraction du camionnage sur la voie analysée (Voie)	0,724		
	Densité des véhicules lourds (VL)	10%		
	Nombre de jours de camionnage (N)	300		
	Vitesse de circulation (km/h)	40	60	40
	Fréquence de sollicitation (V/6) (Hz)	7	10	7

Tableau 7.8 Données mensuelles de températures (station météorologique de l'aéroport International Pierre-Elilot Trudeau de Montréal) prises en compte pour l'analyse

Température		Air	Surface
		°C	°C
Données mensuelles	Janvier	-5,2	-2,7
	Février	-5,2	-2,6
	Mars	-2,3	1,1
	Avril	9,8	15,4
	Mai	14,6	23,1
	Juin	21,2	30,4
	Juillet	21,8	30,8
	Août	20,6	30,0
	Septembre	15,5	23,0
	Octobre	12,2	20,1
	Novembre	6,7	11,4
	Décembre	-3,4	-0,7

De plus, la fréquence de sollicitations a été calculée en fonction de la relation établie par Aussedat (1977) et qui est définie à l'équation 7.13.

$$\text{Fréquence (Hz)} = \text{Vitesse (km/h)} / 6 \quad (7.13)$$

Le Tableau 7.9 résume les ornières mesurées disponibles pour chaque cas d'analyse ainsi que l'orniérage calculé à l'aide de l'outil de calcul OPECC®. La Figure 7.27 illustre les résultats de la variation de la profondeur d'ornière pour chaque couche du revêtement après une année de prédiction (Figure 7.27(a), (c) et (e)) et l'évolution de la profondeur d'ornière pour le nombre d'années de mise en service de chaque cas étudié (Figure 7.27(b), (d) et (f)).

Tableau 7.9 Profondeur d'ornières mesurées et prédites pour chacun des cas analysé

	Configuration		Cas 1	Cas 2	Cas 3
	Nombre d'année en service		7	6	6
Profondeur d'ornière (mm)	Prédites après 1 an	Valeurs moyennes	0,008	0,034	0,056
	Mesurées après le nombre d'année en service	Moyenne mesurée	2,4	2,3	2,5
		Maximum mesurée	18,3	11,8	23,1
		Minimum mesurée	0,4	0,5	0,4
		Écart type entre les valeurs mesurées	8,0	5,0	10,2
	Prédites après le nombre d'année en service	Valeurs moyennes	0,070	0,240	0,380

Des écarts subsistent entre les données réelles et celles mesurées. La raison principale réside dans la composition de la structure de chaussée. En effet, l'enrobé EB-14 est un enrobé très résistant à l'orniérage (section § 6.2) qui est constitué d'un bitume PG 70-28 versus des bitumes de classe PG 64-34 comme couche intermédiaire et PG 58-34 comme couche de base. De plus, comme mentionné plus haut, ces écarts sont directement reliés aux difficultés à trouver les informations exactes se rattachant à chaque structure de chaussée. Des cueillettes d'informations plus poussées et plus précises sur chaque projet feraient en sorte d'avoir des résultats qui seraient plus réalistes quant à la structure de la chaussée et aux conditions de sollicitations. À titre d'exemple, le cas 2 a été sélectionné comme référence et des modifications ont été apportées à sa structure ou aux conditions de sollicitations. Ces modifications sont données au Tableau 7.10 et permettent de montrer l'impact des conditions de sollicitation et de la structure de la chaussée sur le calcul de l'orniérage avec OPECC®.

Le Tableau 7.11 donne les résultats obtenus en comparaison avec le résultat original sans modification et la Figure 7.28 illustre l'évolution de la profondeur d'ornières pour chaque couche du revêtement après une année. Ces résultats illustrent bien l'importance de caractériser le plus fidèlement possible toutes les données se rattachant au design d'une chaussée car chaque élément intervient sur les simulations.

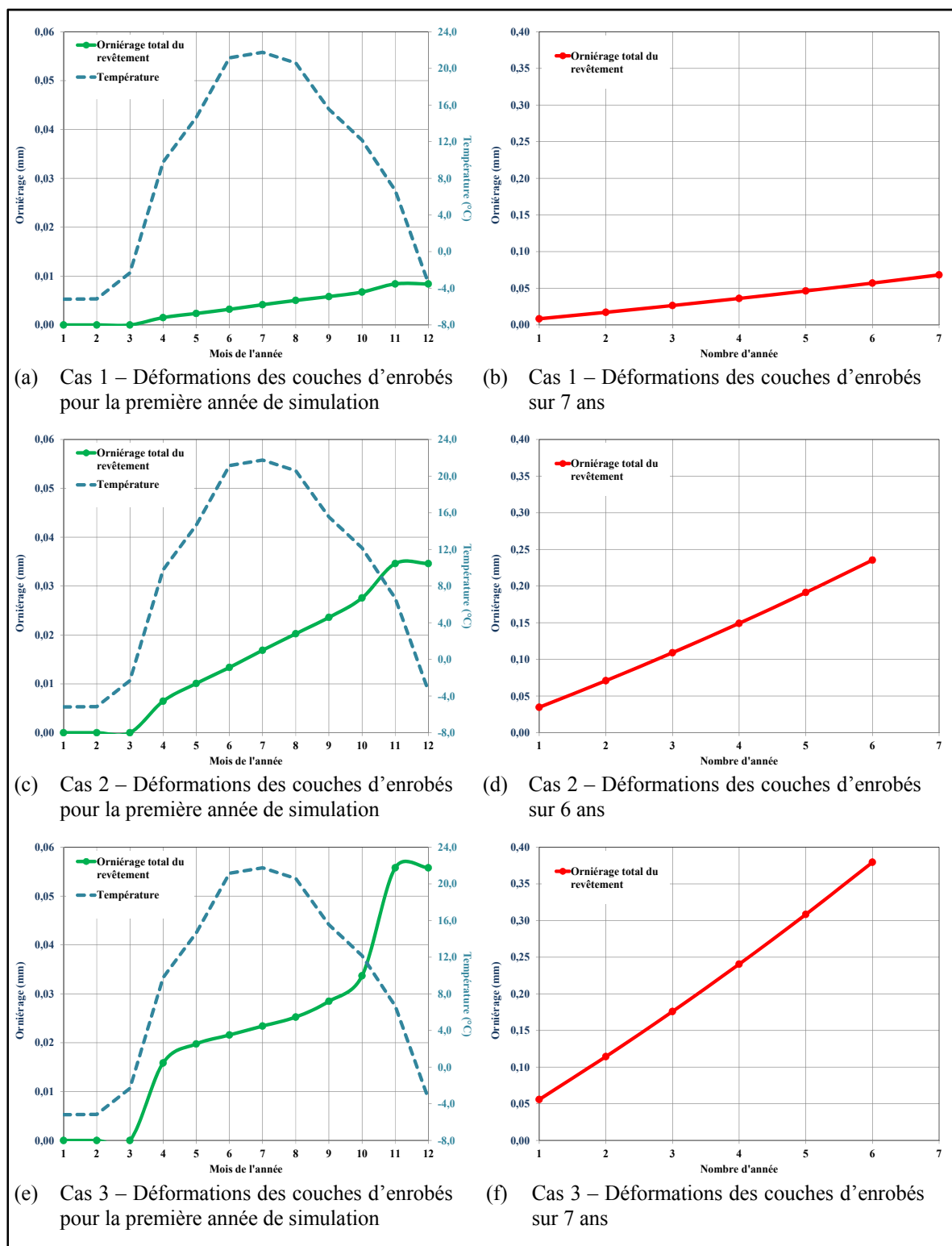


Figure 7.26 Évolution de l'orniérage total du revêtement pour les différents cas étudiés

Tableau 7.10 Modifications apportées au Cas 2 pour fin d'analyse comparative

Configuration		Cas 2
Modification	#1	Modification de l'enrobé de la 3 ^e couche : GB-20 vs EB-14
	#2	Modification de la durée du calcul : 1 donnée par jour vs 1 par mois
	#3	Modification du pourcentage de poids lourds : 30 % vs 10 %
	#4	Modification de la fréquence de sollicitation : 8 Hz vs 10 Hz
	#5	Modification du coefficient d'agressivité moyen : 2 vs 1

Tableau 7.11 Résultats de l'analyse comparative en fonction des modifications apportées au cas 2

Configuration		Cas 2					
Modification		---	#1	#2	#3	#4	#5
Profondeur d'ornièrè (mm)	Prédites après 1 an	0,034	3,058	0,037	0,104	0,034	0,069
	Écart par rapport au cas 2 sans modification (%)	---	8732,9	5,8	200,0	-0,5	100,0

Suite à l'analyse des différentes modifications apportées, on peut dire que l'outil de calcul OPECC© est en mesure de donner des résultats qui peuvent se rapprocher étroitement de la réalité pour autant que les données qui servent d'entrants soient représentatives de la réalité.

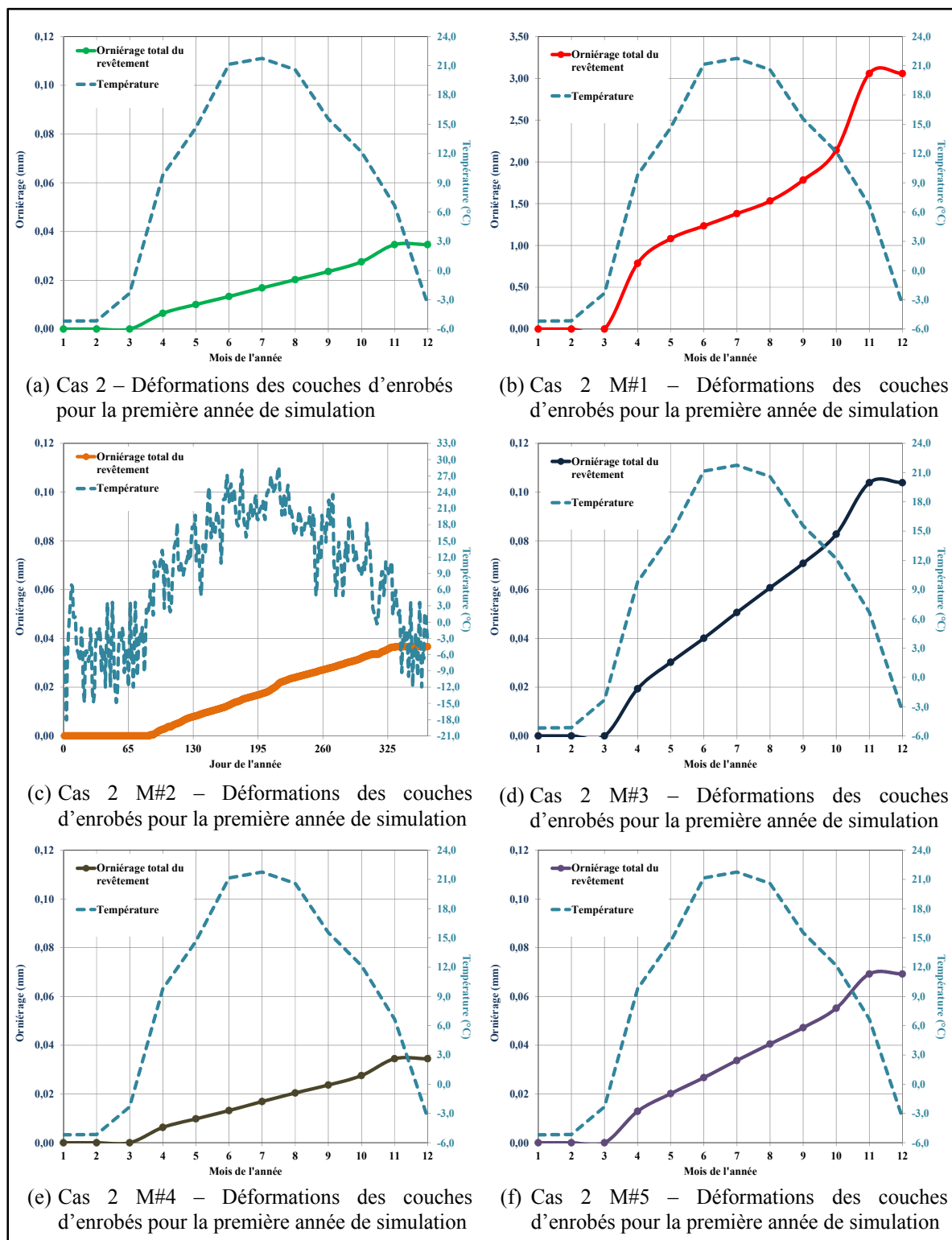


Figure 7.27 Évolution de l'orniérage total du revêtement pour le cas 2 et les modifications apportées à ce dernier

CONCLUSION

Plusieurs essais de caractérisation de la résistance à l'orniérage d'un enrobé bitumineux existent présentement. Par contre, la majorité de ces essais sont de type « go no go » c'est-à-dire que ce sont des essais de caractérisation qui servent essentiellement d'essai de contrôle pour classer les matériaux en fonction de valeurs seuils prédéfinies selon l'usage désiré. L'objectif principal de cette thèse était de mettre au point un outil de calcul pouvant, à l'aide des propriétés de l'enrobé et de la structure de la chaussée, prédire le comportement de la chaussée vis-à-vis l'orniérage. La thèse a été divisée en deux parties bien distinctes l'une de l'autre mais essentielle et complémentaire.

La première partie (A) a consisté tout d'abord en une étude et une analyse de plusieurs lois et modèles de prédiction de l'évolution des déformations permanentes à l'échelle matériau seulement. Suivant cette analyse, deux modèles ont retenu notre attention soit le modèle VESYS et le modèle ESSO. Suite à la sélection de ces modèles, un essai de caractérisation, pouvant définir chacune des composantes de ces modèles, a été choisi en s'assurant que cet essai puisse être en mesure de solliciter une éprouvette d'enrobé selon les quatre principaux facteurs suivants : (1) la contrainte verticale (σ_v); (2) la contrainte horizontale (σ_H); (3) la température (T°) et (4) la fréquence (f_r) de sollicitations. L'essai triaxial retenu est un essai dit homogène, de compression cyclique sinusoïdale avec ou sans confinement constant.

Suivant la sélection de cet essai, une modélisation d'une structure de chaussée type représentative de celle couramment mise en œuvre au Québec a été réalisée, à l'aide du logiciel ALIZÉ-LCPC®. Cette modélisation avait pour but de simuler les différentes conditions de sollicitations nécessaires à la réalisation de nos essais en laboratoire. De cette analyse et selon les résultats obtenus, une campagne expérimentale consistant en une batterie d'essais de caractérisation (orniéreur MLPC, module complexe E^* et essais de compression cyclique sinusoïdale) a été réalisée afin de déterminer adéquatement chacune des variables associées aux deux modèles sélectionnés. Plus de 75 essais de compression cyclique sinusoïdale ont été réalisés sur trois familles d'enrobés couramment utilisés au Québec pour

la mise en œuvre d'un revêtement sur chaussée bitumineuse soit les enrobés ESG-10 (couche de roulement), EB-14 (couche de liaison) et GB-20 (couche de base).

Basé sur ces essais, il a été déterminé que le modèle ESSO pouvait plus facilement et plus adéquatement définir le comportement, à l'échelle du matériau, de la déformation permanente de l'enrobé. Quant au modèle VESYS, il ne permet pas d'établir une relation simple et cohérente entre les différents paramètres nécessaires pour définir la loi et les quatre facteurs de sollicitations significatifs et précédemment énumérés (σ_v , σ_h , T° et f_r). Par ailleurs, ces essais de caractérisation ont permis de mettre en évidence et de valider le principe d'équivalence temps-température (PETT) et de simplifier le modèle ESSO en substituant une variable par le facteur de translation a_T . Le modèle ESSO proposé nécessite dès lors non plus 9 essais minimums de caractérisation mais bien 7 (22% moins d'essai). Finalement, une analyse paramétrique des différentes constantes associées au modèle ESSO a montré que les constantes associées à la température (D) et à la fréquence (F) ont beaucoup moins d'influence que les constantes associées aux contraintes verticales et horizontales (A, B et C). Les résultats confirment les observations rapportées par Aussedat dans la littérature (Aussedat, 1977).

Par la suite, la deuxième partie (B) de la thèse a porté sur l'élaboration d'une méthodologie de prédiction de l'évolution de l'orniérage à l'échelle d'une structure de chaussée. Cette méthodologie se devait de prendre en compte l'évolution de la température dans la chaussée. Afin d'incorporer cette notion essentielle, un algorithme de calcul de l'évolution de la température, en fonction de la profondeur et basé sur les notions de transfert de chaleur et de la température de l'air ambiant, a été mis sur pieds afin de représenter le plus fidèlement possible cette évolution qui constitue un des facteurs clé dans la détermination du comportement à l'orniérage d'une structure de chaussée.

Finalement, cette méthodologie a permis le développement d'un outil de prédiction de l'évolution de l'orniérage d'une structure de chaussée soit l'outil OPECC© : Outil de Prédiction de l'Évolution du Comportement des Chaussées. Cet outil incorpore non

seulement tous les facteurs précédemment mentionnés (σ_v , σ_H , T° et f_r , évolution de la température dans la chaussée) mais il simule également l'évolution des contraintes dans la chaussée via l'utilisation du logiciel KENPAVE®. Encore plus important, il permet, par l'utilisation d'un calcul incrémental de l'évolution de la température, le calcul et la détermination du module complexe de l'enrobé pour chaque intervalle de calcul. Il s'agit donc d'un calcul qui se veut plus précis et plus représentatif des conditions réelles observées dans la chaussée. Des simulations avec OPECC© ont été effectuées dans le cadre de cette thèse pour fin de vérification. Ces simulations ont montré l'influence des critères de conception (interfaces des couches, fréquence de sollicitation, niveau de circulation, épaisseur et modules des différentes couches, etc.) sur le comportement global de la chaussée vis-à-vis l'orniérage.

OPECC© montre un fort potentiel pour aider et assister les concepteurs et les personnes responsables des réseaux routiers. Il se veut un outil d'aide au dimensionnement des chaussées et complémentaire aux logiciels déjà existants tels que Chaussée 2 et ALIZÉ-LCPC. OPECC© est un outil qui, pour une rare fois, permet de prédire l'évolution du comportement d'une chaussée vis-à-vis l'orniérage du revêtement et la fatigue d'une chaussée et ce, en incorporant le facteur de risque que le concepteur désire prendre.

RECOMMANDATIONS

Afin de pouvoir bénéficier pleinement du potentiel de l'outil OPECC© et de valider sans aucune équivoque les résultats de prédiction, il serait recommandé de :

1. Réaliser des études de caractérisation sur plusieurs autres enrobés afin de construire une banque de données sur les différents enrobés pouvant être utilisés au Québec.
2. Réaliser des essais en traction à l'aide du même montage et des mêmes équipements pour venir confirmer les hypothèses et les observations effectués à l'Annexe IV au sujet de l'évolution de la déformation permanente des enrobés selon des cas de confinement négatif.
3. Caractériser et instrumenter une structure de chaussée dans le but de réaliser un suivi de performance à long terme pour fin de comparaison entre les données in-situ et les données prédites.
4. Incorporer un volet de prédiction de l'orniérage des couches granulaires

L'instrumentation potentielle de chaussées existantes peut s'avérer une option. Cependant le fait de ne pas avoir les caractéristiques reliées à la détermination des constantes du modèle ESSO en fait un obstacle majeur.

Finalement, ces recommandations nécessitent bien entendu des travaux sur une longue période de temps mais ils demeurent néanmoins l'alternative la plus crédible pour appuyer et soutenir le plein potentiel de ce nouvel outil de calcul.

ANNEXE I

Détermination des constantes du modèle ESSO

I.1 Détermination du modèle ESSO pour l'enrobé ESG-10

Du modèle établie par ESSO les différentes conditions de référence peuvent être établies.

$$\log(\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_v + C \sigma_H + D (T_{\text{ref}} - 30) + F \log (f_r / 10) \quad (\text{AI-1})$$

I.1.1 Détermination des constantes A & B

Dans un premier temps, la relation $\varepsilon_p - N$ est tracée suivant différents cas : chargement vertical σ_v , un confinement latéral nul ($\sigma_H = 0$), une température d'essai $T = 30^\circ\text{C}$ et une fréquence de sollicitation $f_r = 10\text{Hz}$. En représentant graphiquement la relation logarithmique $\dot{\varepsilon}$ par rapport au logarithme de la contrainte verticale (σ_v), une tendance linéaire peut alors être observée (Aussedat, 1977), pour un domaine où σ_v est inférieure à 10^6 N/m^2 . Figure-A I-1).

L'équation de la loi peut alors s'écrire de la façon suivante, où $\dot{\varepsilon}$ dépend d'une fonction logarithmique :

$$\log(\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_v \quad (\text{AI-2})$$

Suivant un comportement linéaire, l'équation (AI-2) peut alors se réécrire sous la forme d'une loi de puissance, soit :

$$y = a * x^b \quad (\text{AI-3})$$

où

a = constante dite constante de proportionnalité et

b = autre constante, dite exposant, puissance ou encore degré de la loi.

le Tableau-A-I-1 résume les différentes étapes de transformation. Dans une représentation graphique aux échelles logarithmiques, le tracé d'une loi de puissance est une droite. L'équation revient alors à l'équation générale de la forme :

$$\log y = \log a + b * \log x \quad (\text{AI-4})$$

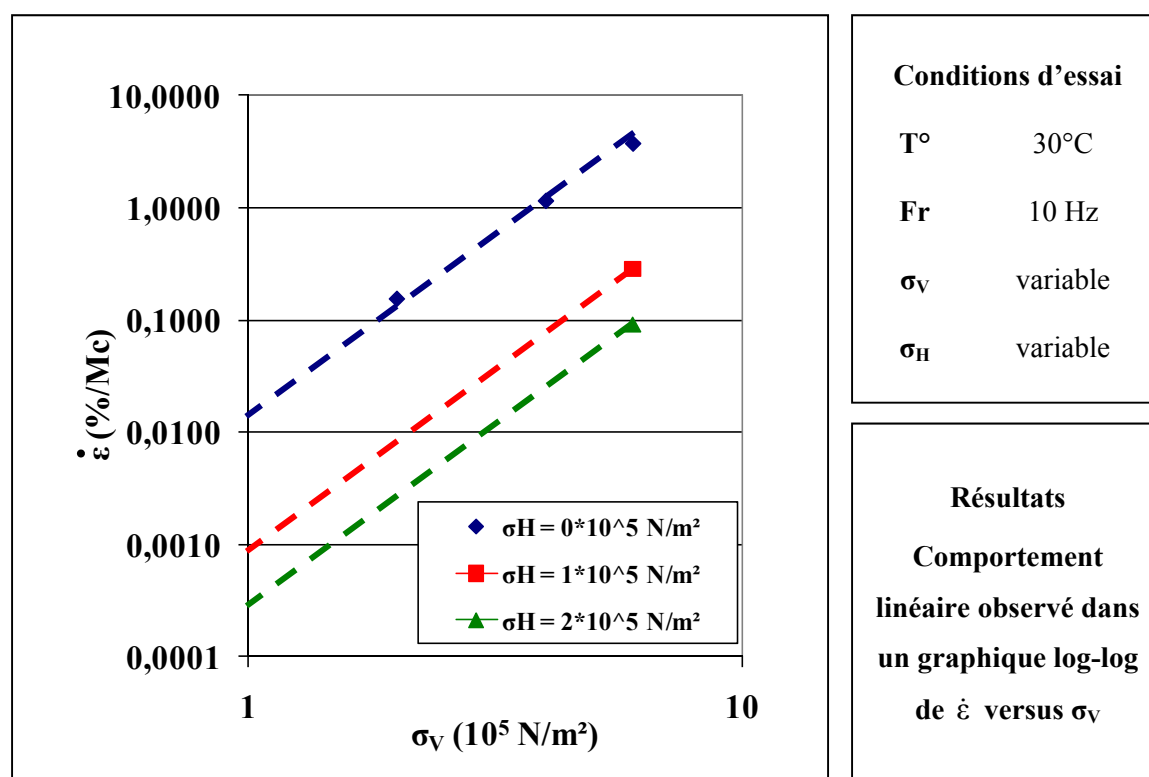


Figure-A-I-1 Tendance linéaire observée suivant la relation logarithmique $\dot{\epsilon}$ versus le logarithme de la contrainte verticale (σ_V) pour l'enrobé ESG-10

Tableau-A I-1 Transformation d'une loi exponentielle en une loi de puissance

	Lois utilisées	Résultats
❶	Modèle ESSO	$\log(\dot{\epsilon}) = A + B \log \sigma_V$
❷	Pour isoler la fonction $\dot{\epsilon}$, la réciprocity de la fonction logarithmique est utilisée : $y = \log_b x \Leftrightarrow b^y = x$	$\dot{\epsilon} = 10^{(A + B \log \sigma_V)}$
❸	Selon les identités des logarithmes : $r * \log_c(a) = \log_c(a^r)$	$\dot{\epsilon} = 10^{(A + \log \sigma_V B)}$
❹	Selon les propriétés des fonctions exponentielles : $a^{x+y} = a^x * a^y$	$\dot{\epsilon} = 10^A * 10^{\log \sigma_V B}$
❺	Selon la propriété des logarithmes : $b^{\log_b x} = x$ si $x > 0$	$\dot{\epsilon} = 10^A * \sigma_V^B$

Cette nouvelle représentation est identique à l'équation (AI-2), équation adaptée pour la méthodologie ESSO. L'équation (AI-4) se résume donc à l'équation d'une fonction affine (dont la représentation graphique est une droite) ($y = a + bx$) dont la pente est la valeur de l'exposant « b » (constante B pour ESSO) et l'ordonnée à l'origine est le logarithme de la constante de proportionnalité « a » (constante A pour ESSO).

La Figure-A-I-2 illustre les résultats obtenus pour la caractérisation de l'enrobé ESG-10. De cette figure, la constante A peut-être obtenue en effectuant le logarithme de la valeur 0,0213 soit $\log(0,0213) = -1,67$. La constante B de son côté est directement obtenue de la valeur de l'exposant de la loi de puissance, soit 2,93.

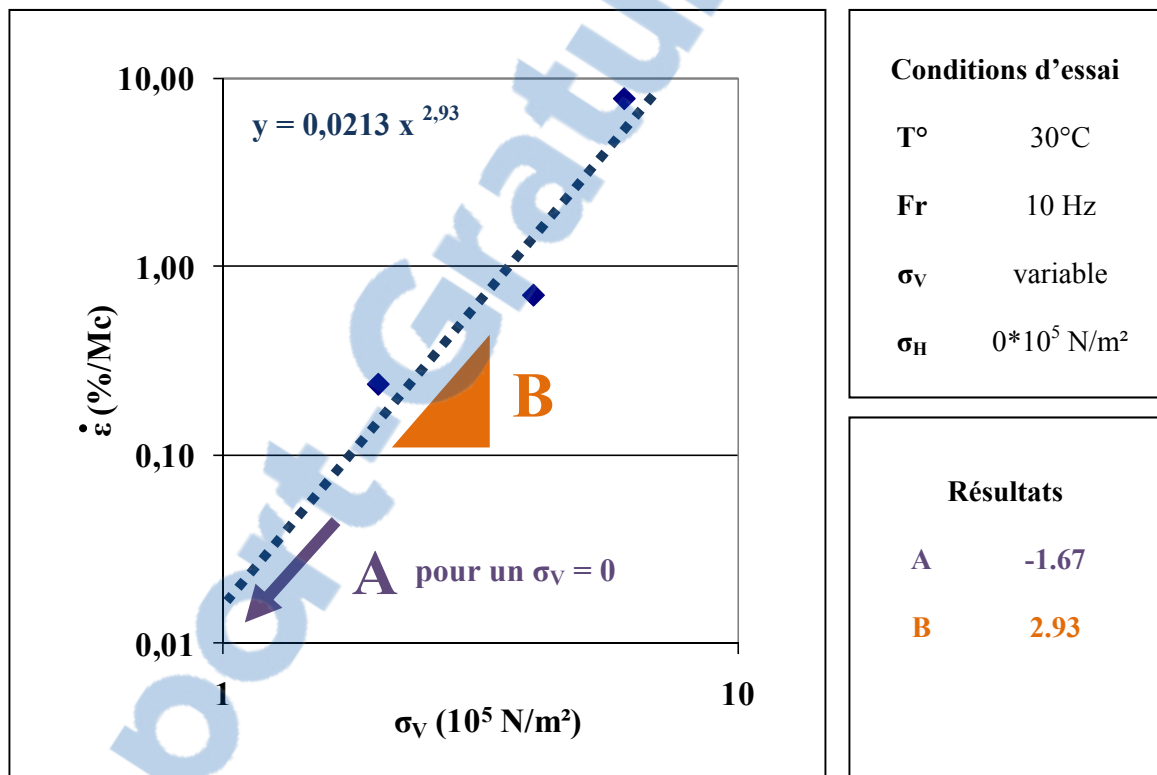


Figure-A I-2 Calculs des constantes A & B pour l'enrobé ESG-10

I.1.2 Détermination de la constante C (reliée aux conditions de confinement latéral)

En ce qui concerne l'ajout de différentes conditions de confinement, Aussedat (1977) remarqua que les relations entre les différents niveaux de contrainte représentent plus ou moins le même comportement soit un comportement linéaire et de pente presque identique et ce, toujours dans un graphique log – log. La Figure-A I-3 illustre les tendances observées pour un enrobé ESG-10, tendances similaires à celles obtenues par Aussedat (1977). De ces observations nous pouvons voir qu'il existe un facteur de translation relié à la valeur « a » qui permet à l'équation d'ESSO de passer d'un niveau de contrainte à un autre. Ce facteur de

translation, qui selon Aussedat (1977) représente un comportement exponentiel en fonction du niveau de confinement appliqué, est donc pris en compte par l'addition d'une nouvelle constante dans l'équation : la constante C, soit la constante reliée à la contrainte de confinement. Le modèle ESSO devient alors :

$$\log(\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_v + C \Delta \sigma_H \quad (\text{AI-5})$$

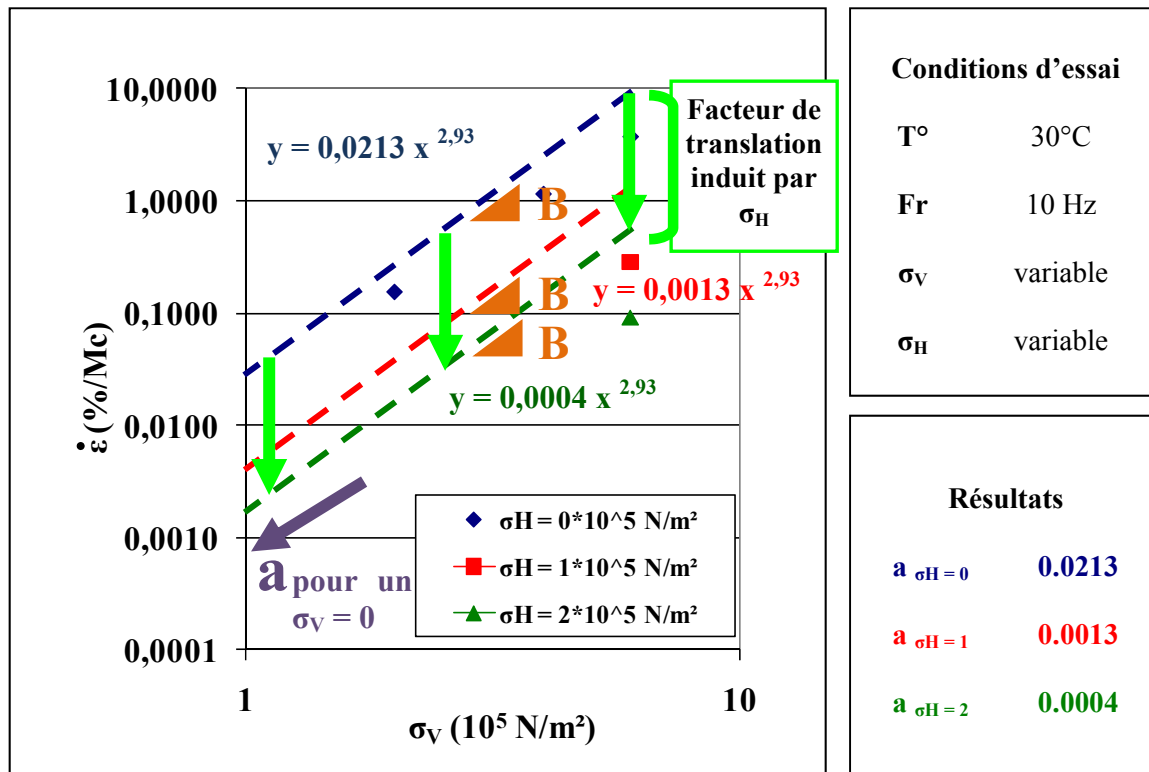


Figure-A I-3 Résultats obtenus pour l'enrobé ESG-10 à différentes valeurs de σ_H

Le raisonnement sous-jacent à l'ajout de cette nouvelle constante est le suivant :

Dans un premier temps, le comportement observé à la Figure-A I-3 représente toujours une loi de type puissance pour chaque niveau de confinement :

$$y = a * x^b \quad (\text{AI-6})$$

Deuxièmement, étant donné que le comportement de chaque niveau de contrainte est quasi similaire donc de pente équivalente, la constante « b » (qui caractérise la pente) demeure identique, et ce peu importe le niveau de contrainte. La seule donnée qui peut alors varier en fonction du confinement demeure la valeur de « a » qui est l'ordonnée à l'origine dans une échelle logarithmique. La Figure-A I-4 illustre le comportement observé pour les différentes valeurs de « a » obtenues pour différents niveaux de contrainte de confinement en prenant toujours comme référentiel initial $\sigma_H = 0$, et ce pour une contrainte verticale constante.

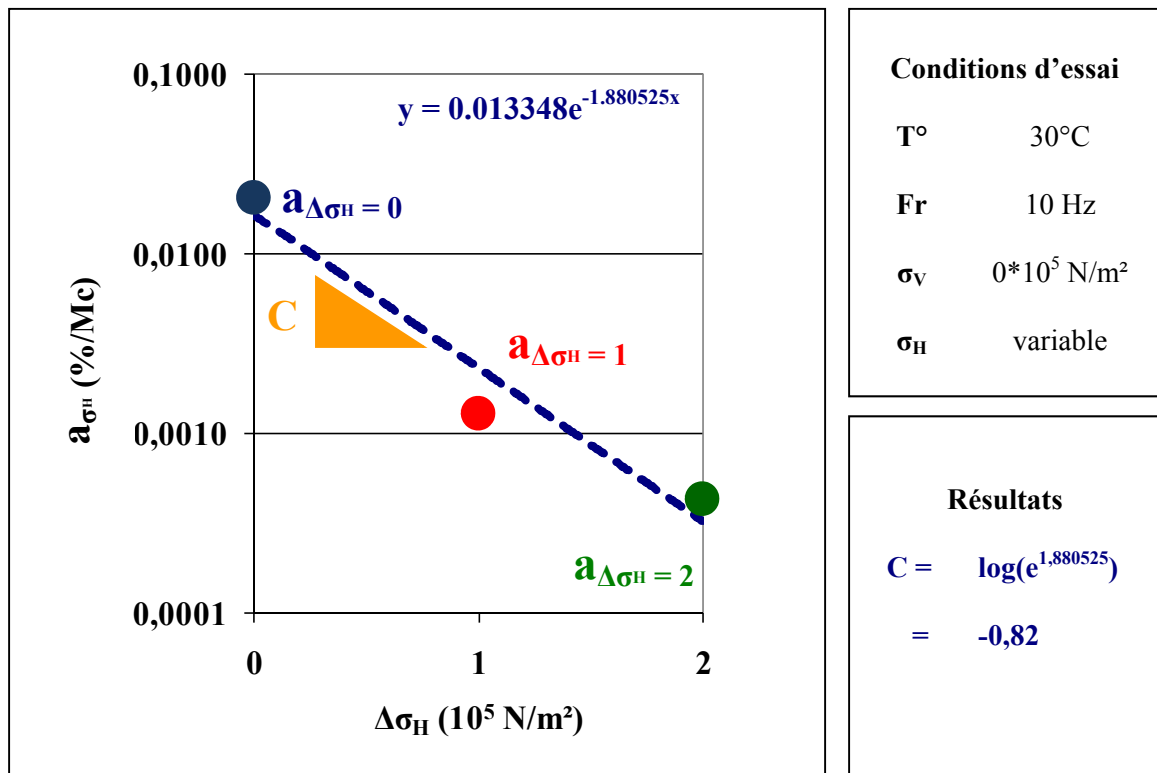


Figure-A I-4 Valeurs de « a » obtenues pour l'enrobé ESG-10 selon différents niveaux de σ_H

De plus, la Figure-A I-5 illustre non plus une loi de puissance mais plutôt une loi exponentielle puisque la courbe observée représente toujours une droite mais cette fois-ci dans un environnement semi - log. Cette loi peut alors se présenter sous la forme :

$$y = a * e^{b*x} \quad (\text{AI-7})$$

L'équation (AI-7) qui, adaptée à notre environnement, devient en prenant comme point de référence la valeur de $\sigma_H = 0$:

$$a_{\sigma_H} = a_{\sigma_H=0} * e^{b * \Delta\sigma_H} \quad (\text{AI-8})$$

Cette équation peut alors s'écrire sous la forme suivante en prenant en considération l'échelle semi-log :

$$\log a_{\sigma_H} = \log (a_{\sigma_H=0} * e^{b * \Delta\sigma_H}) \quad (\text{AI-9})$$

qui devient :

$$\log a_{\sigma_H} = \log (a_{\sigma_H=0}) + \Delta\sigma_H * \log (e^b) \quad (\text{AI-10})$$

Étant donné que le point de référence a été pris à $\sigma_H = 0$, l'équation (AI-10) peut donc se réécrire différemment selon les informations suivantes : le $\log a_{\sigma_H=0}$ équivaut à la valeur de la constante A dans le modèle ESSO puisqu'elle représente la valeur à l'origine des essais sans confinement ($\log (0,0213) = -1,67 \Leftrightarrow$ identique à la valeur de A trouvée à la section § A-I.1.1) et le $\log (e^b)$, qui représente dans la Figure-A I-4 la pente, devient le facteur de translation soit la constante C. L'équation (AI-10) peut finalement se réécrire sous la forme :

$$\log a_{\sigma_H} = A + C * \Delta\sigma_H \quad (\text{AI-11})$$

Le log demeure toujours présent dans l'équation puisque la représentation du comportement de la valeur de « a » est représentée dans un graphique semi-log.

Le modèle ESSO devient alors :

$$\log (\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H \quad (\text{AI-12})$$

La disparition du $\Delta\sigma_H$ de la formule en comparaison avec l'équation (AI-5) est tout à fait fondée puisque la valeur de référence est basée sur une contrainte de confinement nulle ($\sigma_{H0} = 0$ donc $\sigma_{H1} - \sigma_{H0} = \sigma_{H1} \Leftrightarrow \sigma_H$).

I.1.3 Détermination de la constante D (reliée aux conditions de température)

La température étant un facteur très important dans le phénomène d'orniérage, il était primordial d'introduire, dans le modèle ESSO, un facteur prenant en compte ce phénomène. Le modèle ESSO prend alors la forme suivante :

$$\log (\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D \Delta T^\circ \quad (\text{AI-13})$$

Aussedat (1977) a procédé donc à différents essais sur une plage de température variant entre 30 et 45°C. Ce dernier observa un comportement linéaire de l'évolution de la déformation permanente en fonction de la température ainsi qu'en fonction de la contrainte verticale et ce dans un graphique semi-log. La Figure-A I-5 illustre le phénomène $\dot{\varepsilon}$ versus σ_V pour l'enrobé ESG-10 testé.

Le même comportement ne peut être observé que pour celui du confinement latéral soit un facteur de translation qui permettrait de pouvoir tenir compte des différents niveaux de température de sollicitations. La même procédure est donc de mise, c'est-à-dire : tracer la relation de la valeur de l'ordonnée à l'origine « a » en fonction de la variation de température par rapport à notre référentiel de 30°C. La Figure-A I-6 illustre cette relation.

La relation illustrée à la Figure-A I-6 représente une loi exponentielle, tout en considérant notre référence à 30°C, de la forme suivante :

$$a_{\Delta T^\circ} = a_{T^\circ=30^\circ\text{C}} * e^{b * \Delta T^\circ} \quad (\text{AI-14})$$

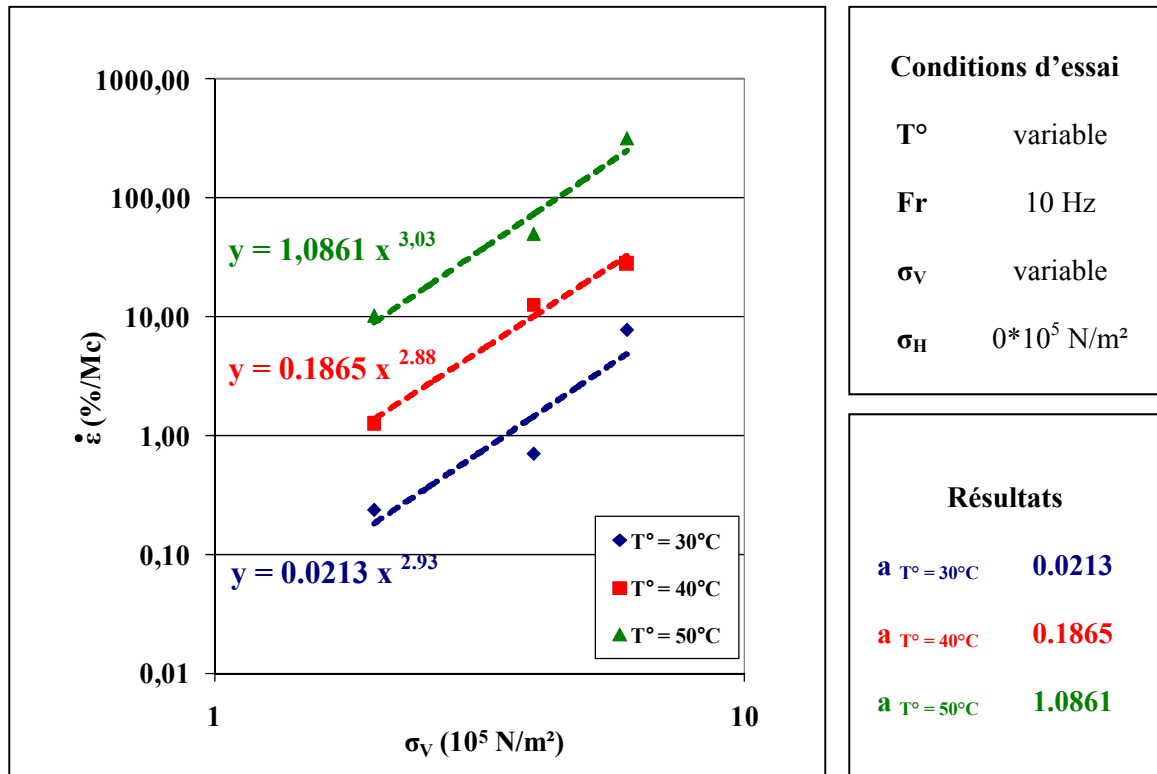


Figure-A I-5 Relation $\dot{\epsilon}$ versus σ_V pour l'enrobé ESG-10 selon différentes températures

En y insérant les nouveaux facteurs soit la constante D qui remplace le facteur $\log(e^b)$, et $a_{T^\circ=30}$ qui est pris en compte par la constante A ($\log(0,0213) = -1,67 \Leftrightarrow$ identique à la valeur de A trouvée à la section § A-I.1.1), il ne reste que le $\log a_{\Delta T^\circ}$ dans l'équation puisque les informations sont tirées d'un graphique semi-log.

L'équation (AI-14) peut donc se lire de la façon suivante :

$$\log a_{\Delta T^\circ} = A + D * \Delta T^\circ \quad (\text{AI-15})$$

Et le modèle ESSO devient alors :

$$\log(\dot{\epsilon}) = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D (T^\circ - 30) \quad (\text{AI-16})$$

La disparition du ΔT° pour le facteur $(T^\circ - 30)$ de l'équation (AI-12) est prise en compte par le fait que la valeur de référence des essais est la température de 30°C.

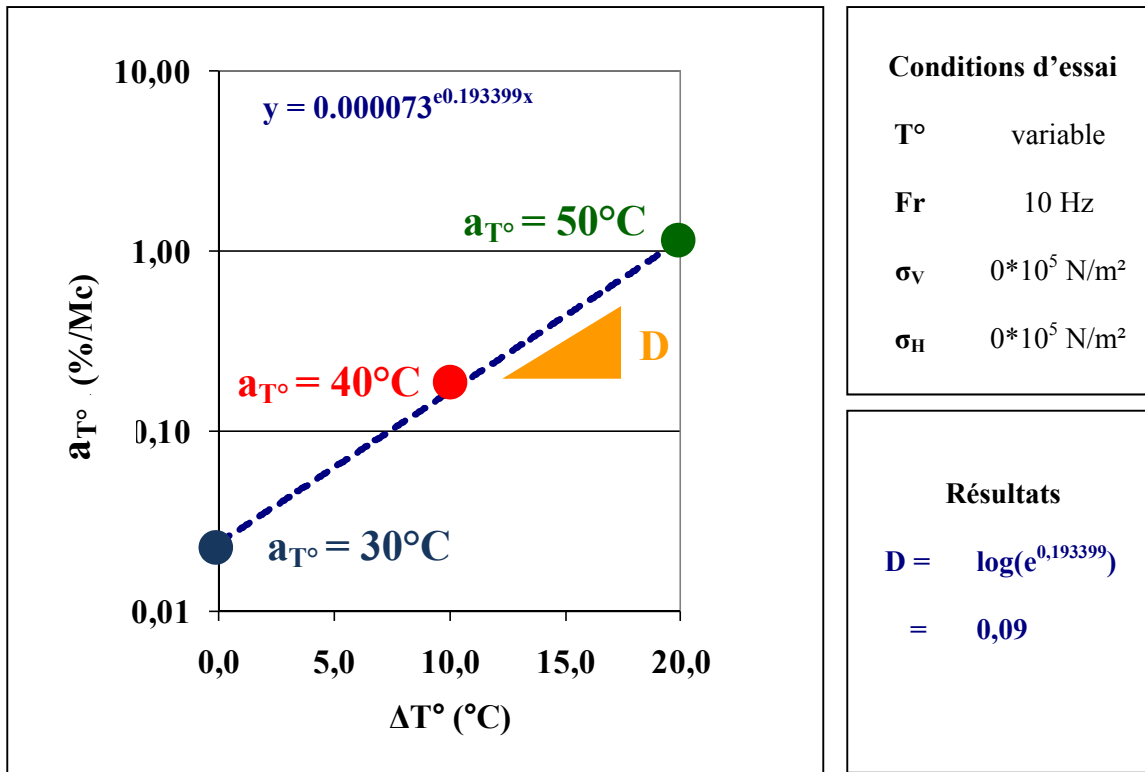


Figure-A I-6 Valeurs de « a » obtenues pour l'enrobé ESG-10 selon différentes températures

I.1.4 Détermination de la constante F (reliée aux fréquences de sollicitation)

Finalement, puisque la fréquence de sollicitation est directement reliée à la vitesse de circulation, la fréquence doit sans contredit être considérée dans le calcul de l'orniérage. Ce dernier facteur fait en sorte que le modèle ESSO devient alors :

$$\log(\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D (T^\circ - 30) + F \log (fr_2 / fr_1) \quad (\text{AI-17})$$

Tout comme pour les autres variables, Aussedat (1977) a procédé à différents essais. La plage de fréquence testée fut de 0,1 à 50 Hz. Ce dernier observa encore une fois un comportement linéaire de l'évolution de la déformation permanente en fonction de la fréquence dans un domaine logarithmique ainsi que de la contrainte. La Figure-A I-7 illustre les observations faites pour l'enrobé ESG-10.

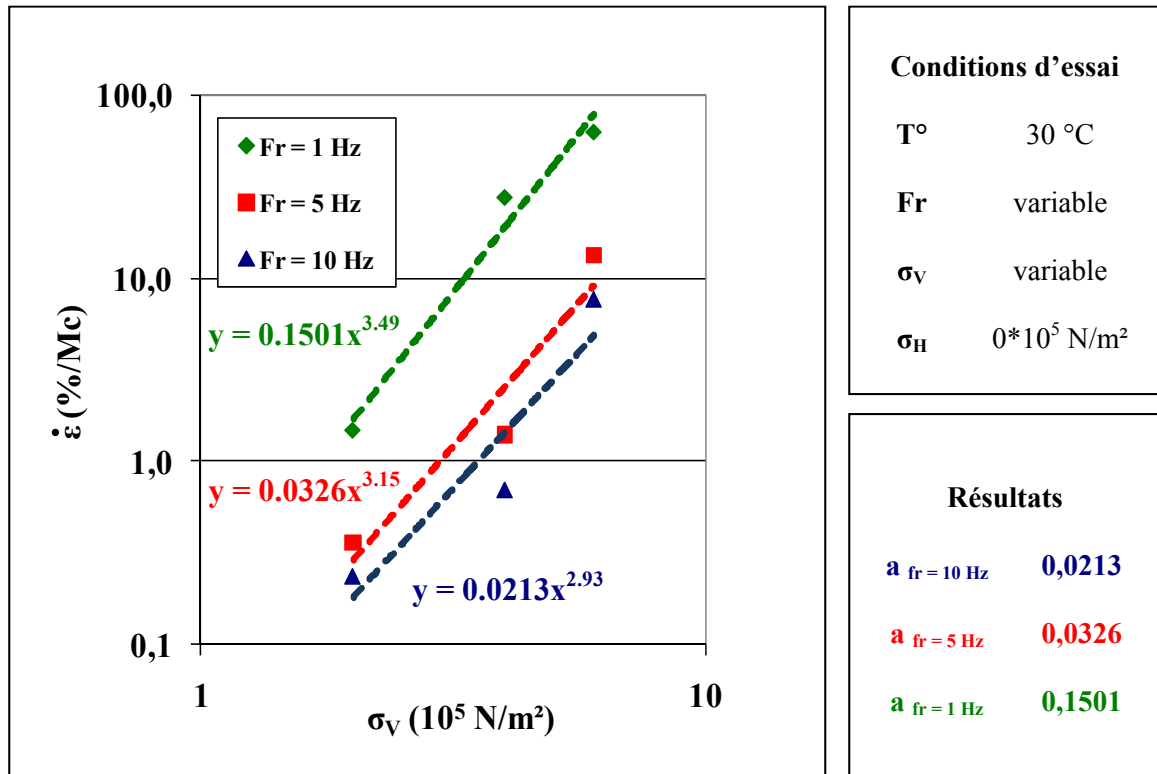


Figure-A I-7 Relation $\dot{\varepsilon}$ versus σ_v pour l'enrobé ESG-10 selon différentes fréquences

Si nous illustrons dans un graphique la relation entre le coefficient « a » et la fréquence de sollicitation, la Figure-A I-8 peut alors être obtenue. Cette dernière met en valeur encore une fois le comportement linéaire de la variation du coefficient « a » en fonction de la fréquence. La pente de la fonction linéaire illustrée à la Figure-A I-8 peut être obtenue de la façon illustrée au Tableau-A I-2 et dont le résultat final est identifié par l'équation (AI-18).

$$\log a_{fr = 1 \text{ Hz}} = \log a_{fr = 10 \text{ Hz}} + F * \left(\log \left(\frac{fr_{1 \text{ Hz}}}{fr_{10 \text{ Hz}}} \right) \right) \quad (\text{AI-18})$$

De cette équation, nous pouvons observer que le $\log a_{fr = 10 \text{ Hz}}$ correspond à notre facteur de translation et à la constante A (soit le $\log (0,0213) = -1,67 \Leftrightarrow$ qui est identique à la valeur de A trouvé à la section § A-I.1.1). Le $\log a_{fr = 1 \text{ Hz}}$ demeure puisqu'il s'agit d'un graphique log-log, ce qui reste comme ajout à l'équation d'ESSO pour prendre en considération la fréquence de sollicitation, le facteur $F * (\log (fr_{1 \text{ Hz}} / fr_{10 \text{ Hz}}))$.

L'équation d'ESSO devient donc :

$$\log (\dot{\varepsilon}) = A + B \log \sigma_v + C \sigma_H + D (T^\circ - 30) + F \log (fr_2 / fr_1) \quad (\text{AI-19})$$

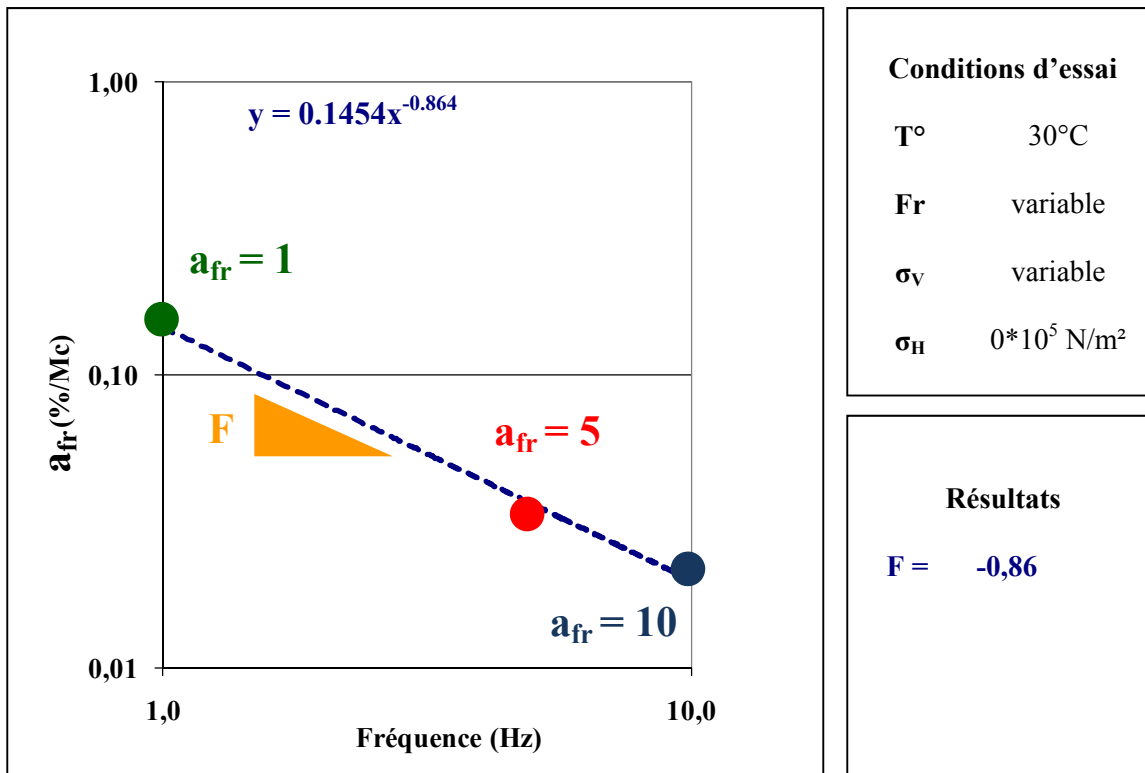


Figure-A I-8 Relation « a » versus fréquence de sollicitation pour l'enrobé ESG-10

Tableau-A I-2 Démarches afin d'obtenir l'équation (AI.17)

	Lois utilisées	Résultats
❶	Équation d'une pente	$\Delta y / \Delta x$
❷	De par le graphique	$F = (\log a_{fr=1Hz} - \log a_{fr=10Hz}) / (\log fr_{1Hz} - \log fr_{10Hz})$
❸	En simplifiant	$F * (\log fr_{1Hz} - \log fr_{10Hz}) = (\log a_{fr=1Hz} - \log a_{fr=10Hz})$
❹	Selon les propriétés logarithmiques : $\log a - \log b = \log (a/b)$	$F * (\log (fr_{1Hz} / fr_{10Hz})) = (\log a_{fr=1Hz} - \log a_{fr=10Hz})$
❺	Si on isole la valeur de $a_{fr=1Hz}$	$\log a_{fr=1Hz} = \log a_{fr=10Hz} + F * (\log (fr_{1Hz} / fr_{10Hz}))$

Où nous pouvons substituer la valeur fr_1 par 10 Hz puisque la totalité des essais de comparaison a été effectuée avec comme fréquence de référence 10 hertz.

Ce qui mène finalement à la formule finale du modèle ESSO :

$$\log(\dot{\epsilon}) = A + B \log \sigma_v + C \sigma_H + D (T^\circ - 30) + F \log (fr / 10) \quad (\text{AI-20})$$

I.1.5 Détermination des constantes ESSO pour l'enrobé EB-14

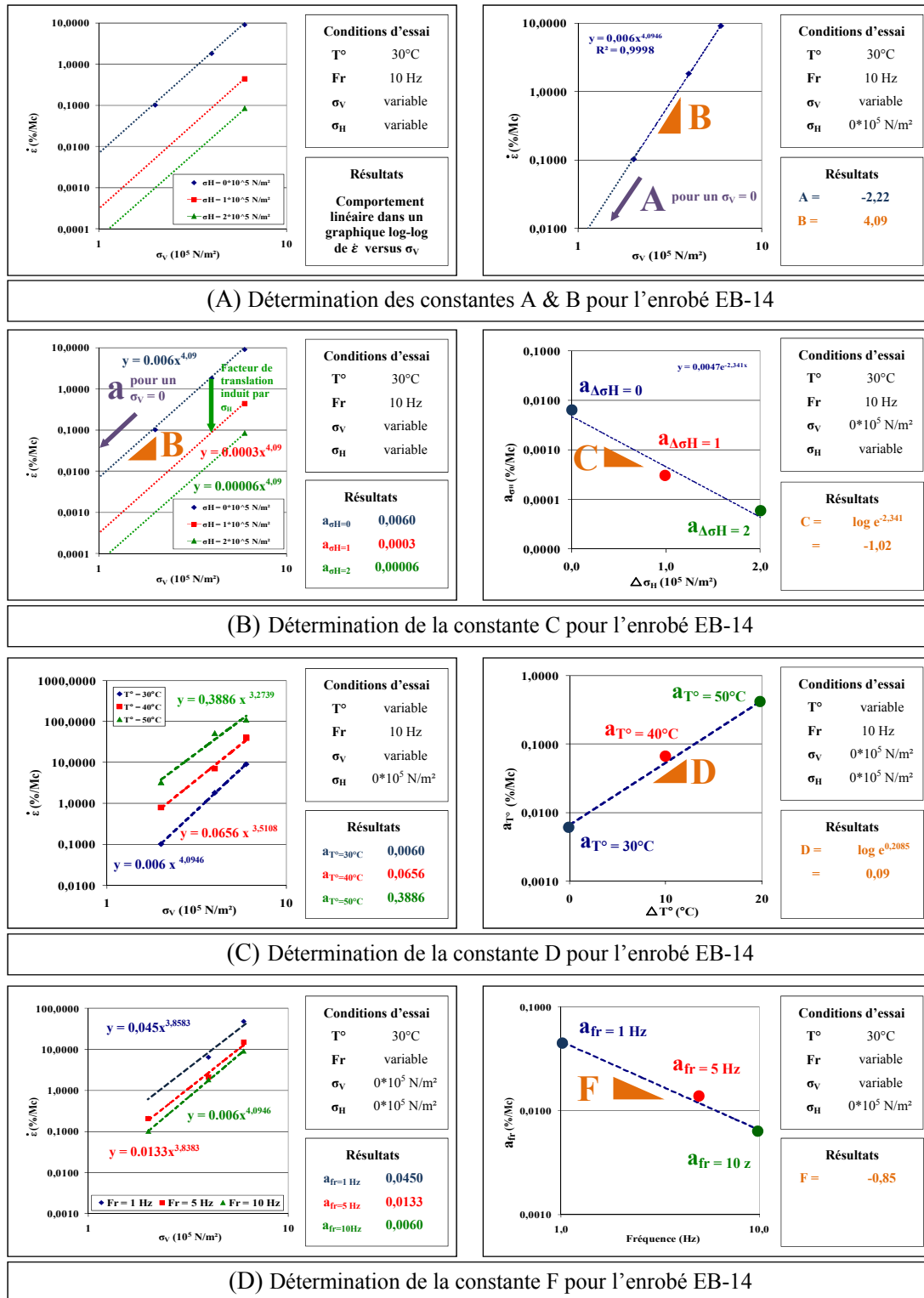


Figure-A I-9 Détermination des coefficients du modèle ESSO pour l'enrobé EB-14

I.1.6 Détermination des constantes ESSO pour l'enrobé GB-20

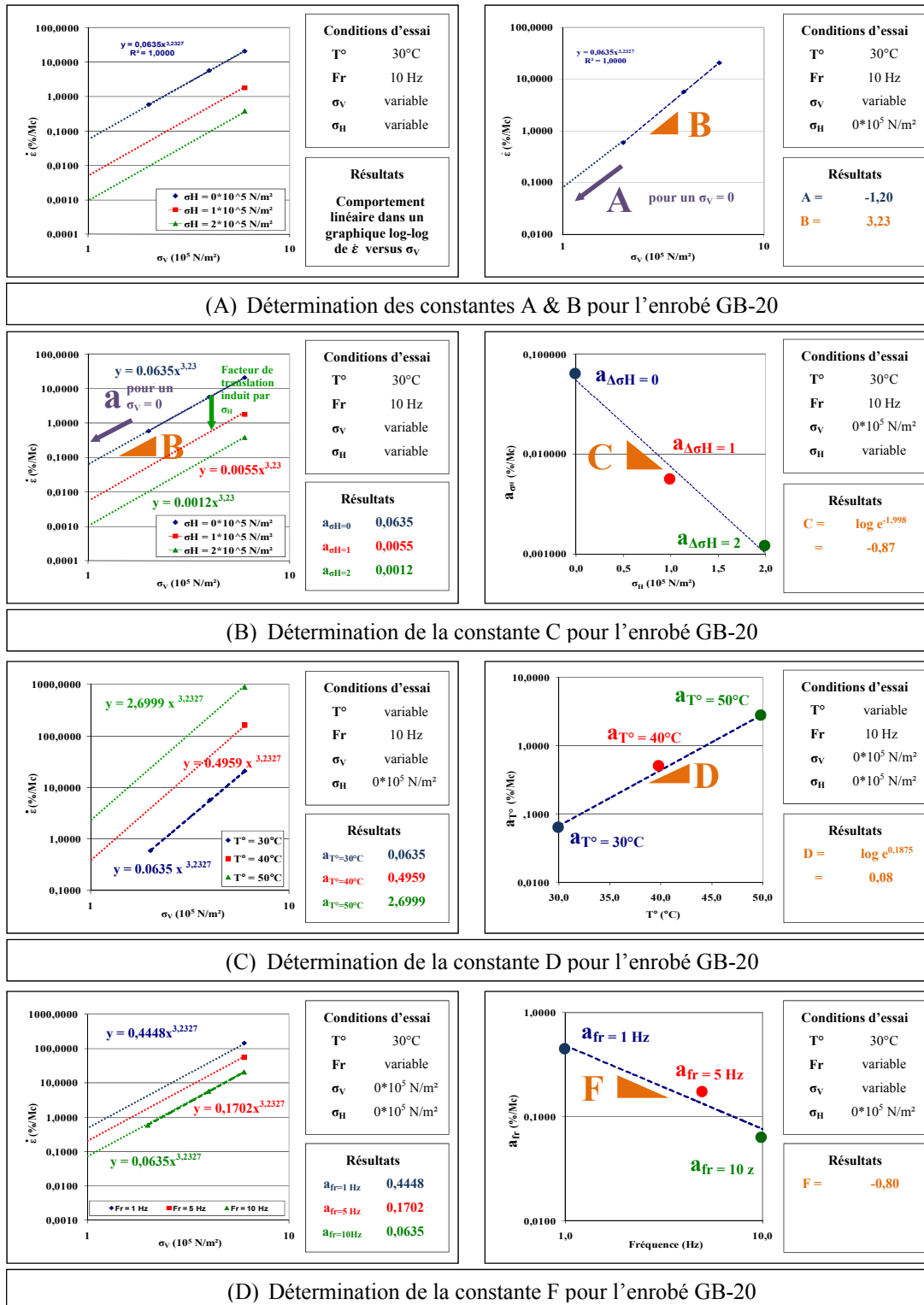


Figure-A I-10 Détermination des coefficients du modèle ESSO pour l'enrobé GB-20

ANNEXE II

Analyse des contraintes dans une chaussée

II.1 Analyse des chemins de contrainte suite au passage d'une charge axiale simple

L'Équivalence de Charge Axiale Simple (ÉCAS) illustrée à la Figure-A II-1 est représentative d'un essieu simple utilisé en Amérique du Nord pour le dimensionnement des chaussées.

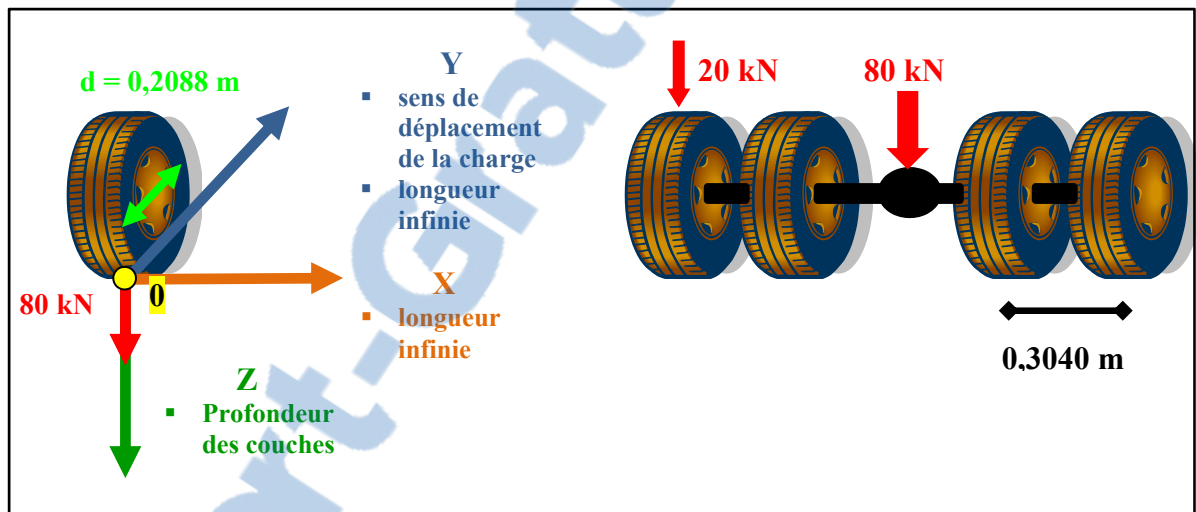


Figure-A II-1 Schématisation du jumelé axial simple standard appliqué dans OPECC© ainsi que des axes de références par rapport au point de mesure « 0 »

Une étude des variations de contraintes dans la chaussée a été réalisée sur un maillage carré de 2 m par 2 m dans le plan X0Y et selon les différentes profondeurs représentatives de la structure de chaussée sélectionnée. La Figure-A I-2 représente schématiquement dans le plan XYZ les principaux points de mesure à savoir le point « R », représentatif du rayon de la charge appliquée, le point « ∞ », représentatif de l'infini mais pris comme référence à 2 m et le point « 0 », représentatif de l'origine du plan étudié.

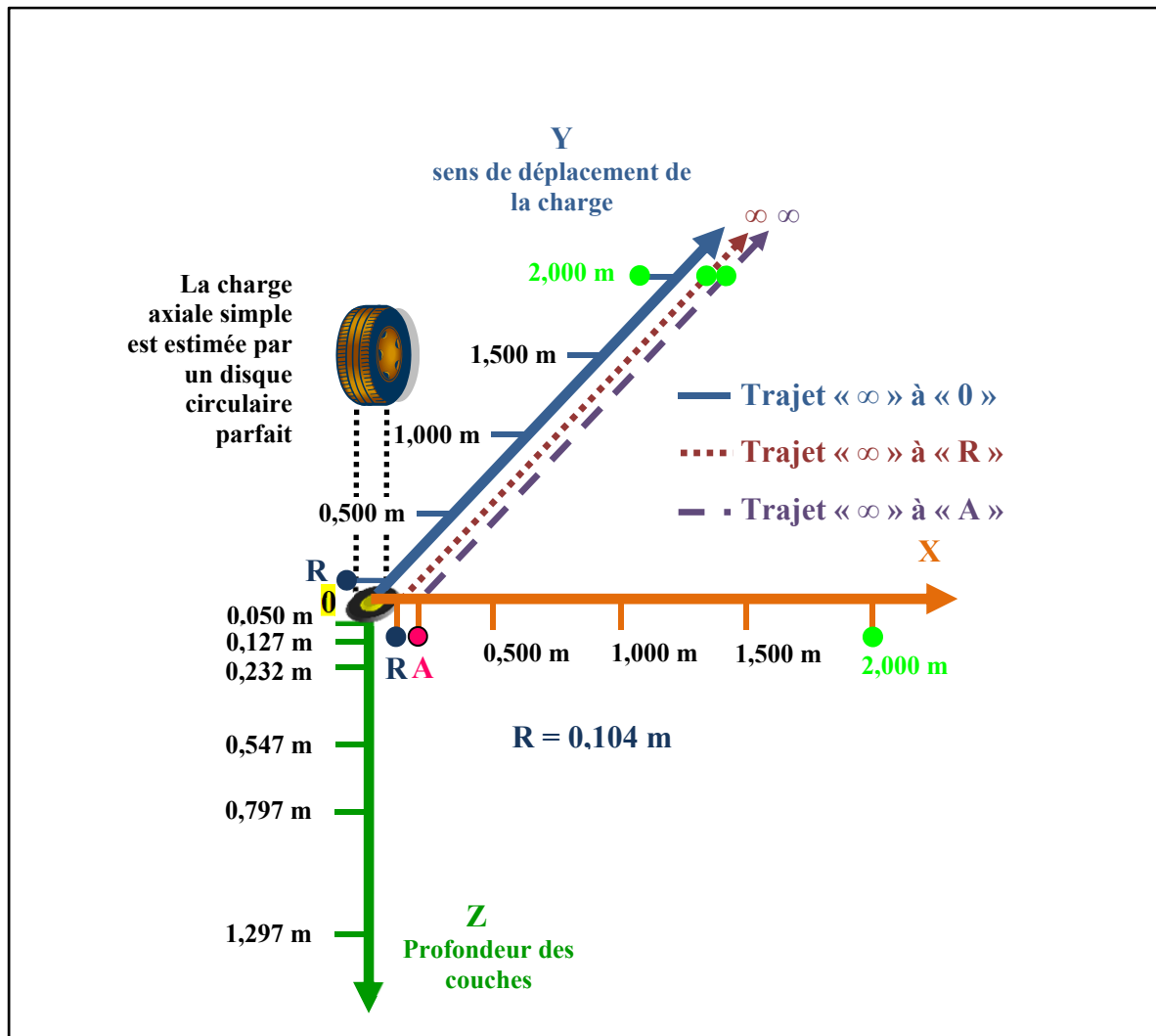


Figure-A II-2 Représentation schématique du plan « XYZ » et des points de mesure

II.1.1 États des contraintes sous la charge

La Figure-A II-3(a) représente la variation de la pression moyenne « p » au point « 0 » en fonction de la distance « Y » et selon une distance « X » nulle et selon une profondeur « Z » variable. De son côté, la Figure-A II-3(b) représente la variation du déviateur des contraintes « q » toujours selon les mêmes conditions que pour la pression moyenne. Il est à noter que ces courbes sont symétriques par rapport à l'axe « X ». Les Figures-A II-4 et A II-5 viennent confirmer cette affirmation.

Il est important de mentionner, que ces variations de contraintes sous charge axiale simple en fonction d'une distance « Y » donnée, sont identiques aux variations de contraintes observées à un point fixe donné et aléatoire, lorsque la charge se déplace selon l'axe « Y ».

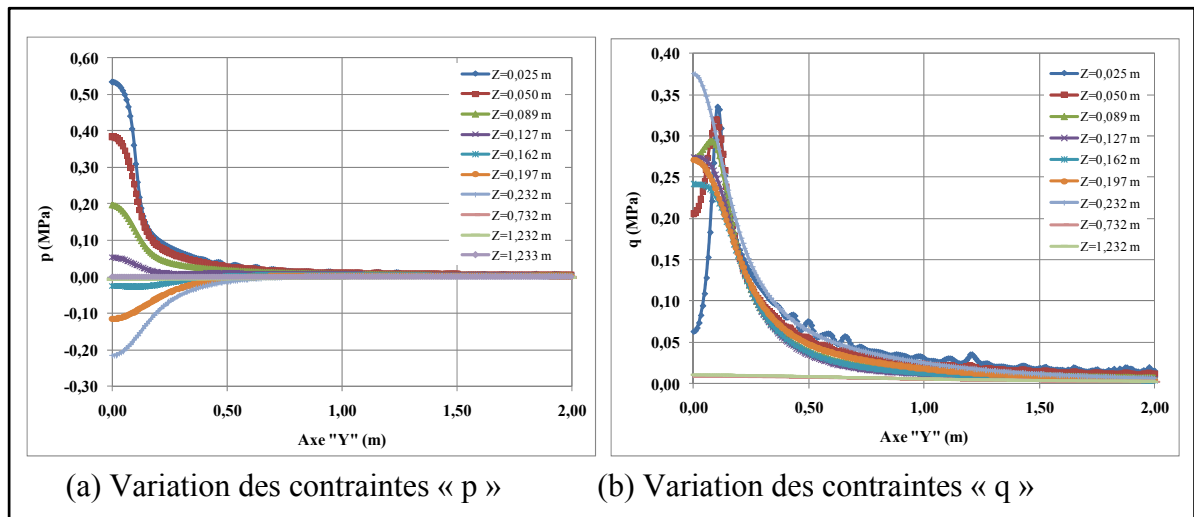


Figure-A II-3 Variations des contraintes « p » et « q » en fonction d'une distance « Y » et selon différentes profondeurs « Z » pour une température donnée de 15°C

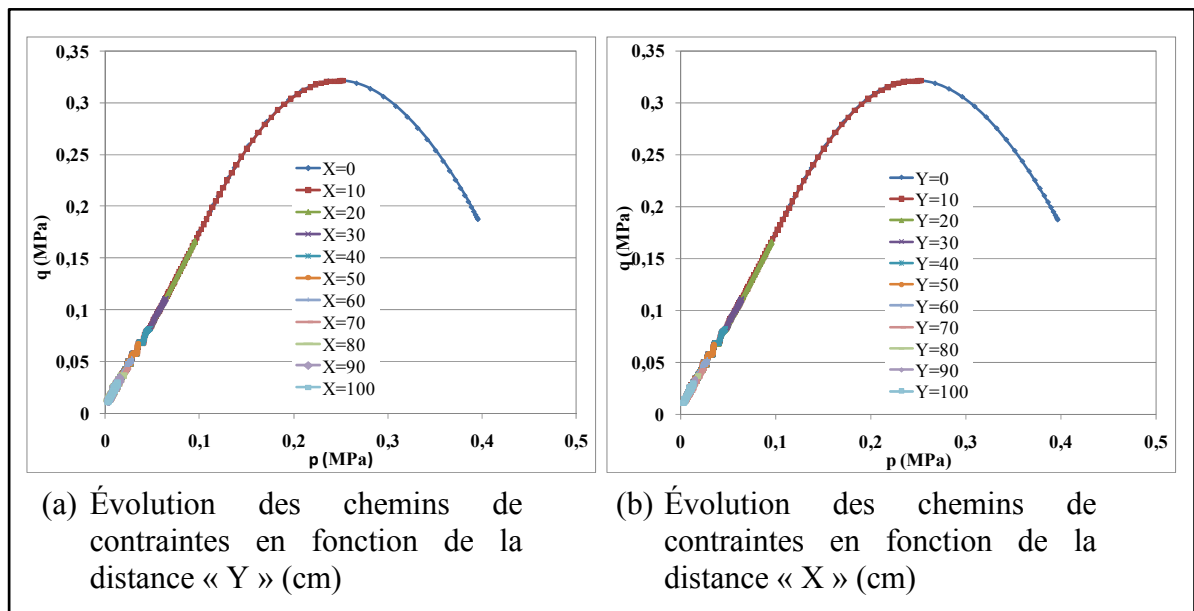


Figure-A II-4 Représentation des contraintes « p » et « q » en fonction d'une distance donnée et suivant un axe de mesure donné à une profondeur « Z » de 5 cm et pour une température du revêtement de 15°C

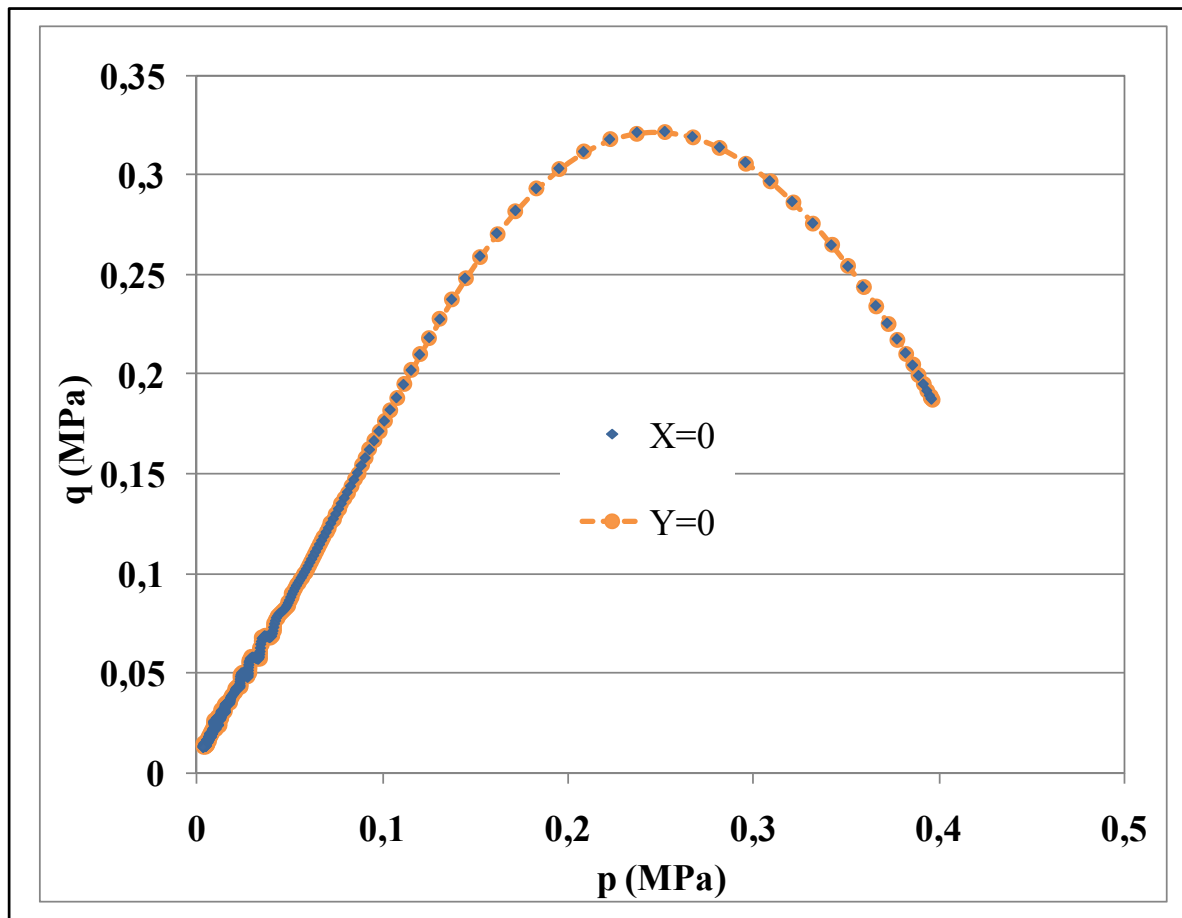


Figure-A II-5 Représentation de la symétrie des charges indépendamment de l'axe de mesure

II.1.2 États des contraintes selon une distance X du centre de la roue

La Figure-A II-6 représente les différents chemins de contraintes observés en un point fixe et aléatoire à une profondeur « $Z = 0,025 \text{ m}$ » lorsque la charge se déplace selon l'axe « X ».

Le point de mesure « 0 » = 0,000 m correspond au point situé sous le passage de la charge circulaire et le point « R » = 0,104 m correspond à la limite de la charge circulaire soit la valeur du rayon de la charge. Le point « A » = 0,304 m correspond à un autre point de mesure pris de façon aléatoire. Finalement, le point « ∞ » représente une distance très éloignée par rapport au point d'origine « 0 » et sa valeur est égale à 2,000 m.

Si nous observons le chemin de contraintes suivant l'axe des « Y » pour lequel la valeur de « X » est toujours = 0, ce chemin correspond à l'axe de roulement de la charge circulaire et correspond au trajet « 0 » \Rightarrow « R » \Rightarrow « ∞ ». Nous remarquons que le moment le plus dommageable pour la chaussée, c'est-à-dire le moment où le déviateur de contraintes est le

plus important, se situe non pas au centre de la roue (point « 0 ») mais bien au bord de la charge circulaire (point « R »).

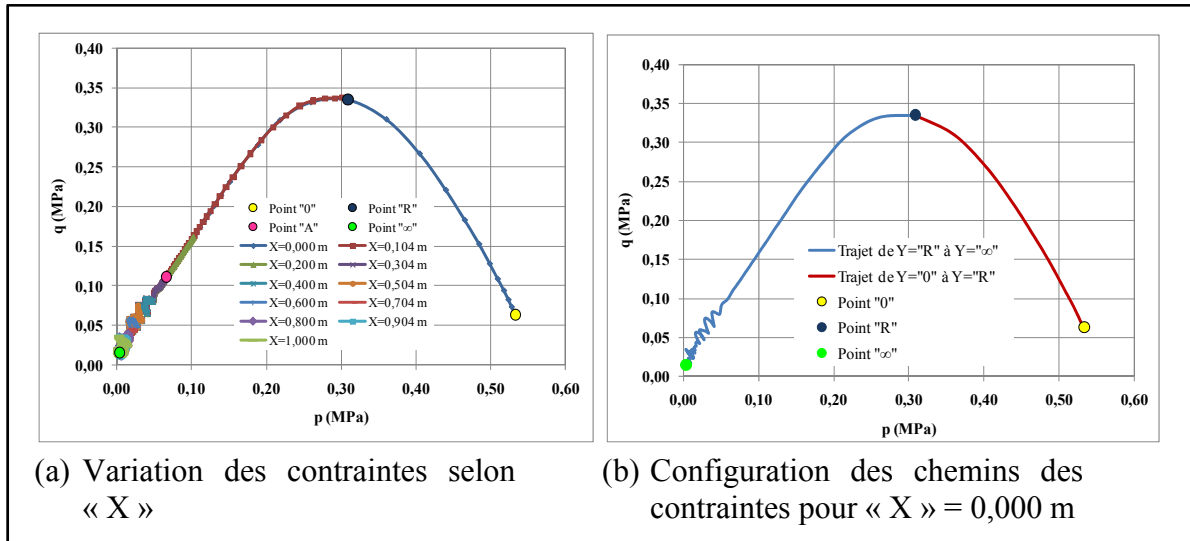


Figure-A II-6 Chemins des contraintes en fonction d'une distance selon l'axe « X » à « Z = 0,025 m » et pour une température donnée de 15°C

En termes de temps de sollicitations, puisque la vitesse de déplacement de la charge est considérée constante, la durée du trajet du point « ∞ » au point « R » est de loin supérieure à la durée du trajet du point « R » au point « 0 ». Afin de représenter en laboratoire le chemin de contraintes le plus sévère pour la chaussée, il serait plus réaliste de sélectionner le trajet le plus long, c'est-à-dire le trajet « ∞ » au point « R ».

ANNEXE III

Analyse des chemins de contraintes dans une chaussée bitumineuse avec un revêtement constitué de trois couches d'enrobés

III.1 Comparaison des outils de calcul ALIZÉ-LCPC® et KENPAVE®

Pour fins de comparaison des outils de calcul ALIZÉ-LCPC® et KENPACE®, l'évolution des contraintes verticales dans une structure de chaussée type obtenue par chacun d'eux a été comparée. La Figure-A III-1 définit la structure de chaussée et les caractéristiques des matériaux (E^* et ν) considérés ainsi que les résultats obtenus de la variation de la contrainte verticale dans le revêtement. Nous constatons que les résultats obtenus de ALIZÉ-LCPC® et de KENPAVE® sont pratiquement identiques à tous les points de mesure. Ce qui fait dire que peu importe l'outil de calcul utilisé, les résultats sont comparables.

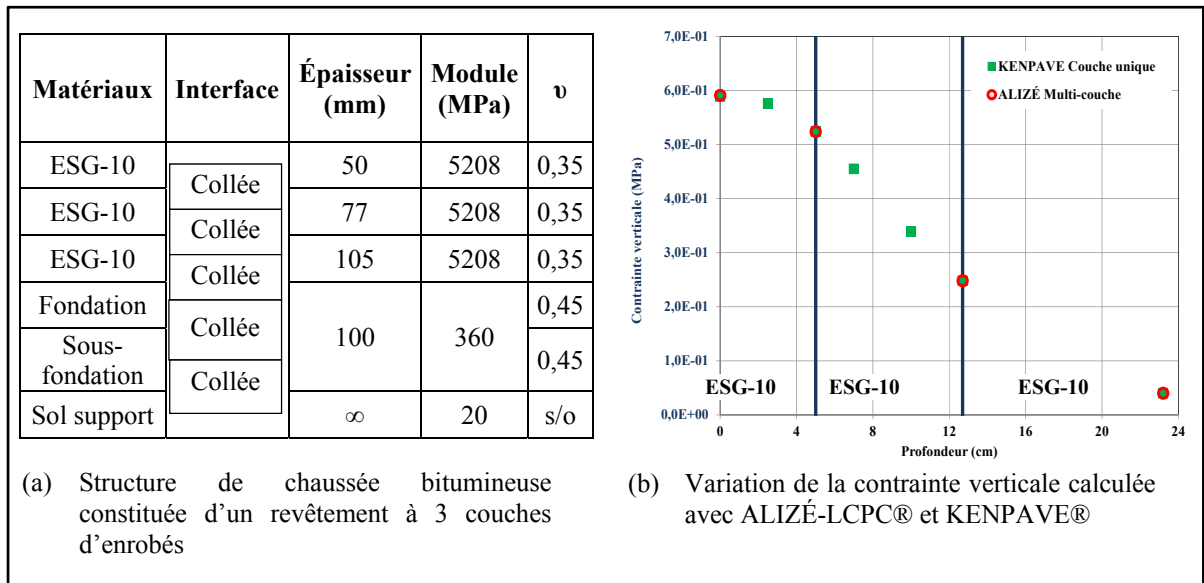


Figure-A III-1 Contraintes verticales calculées dans la structure de la chaussée avec ALIZÉ-LCPC® et OPECC (note : OPECC réfère au logiciel KENPAVE®)

ANNEXE IV

Analyse de l'influence d'une contrainte en traction sur le taux de déformation permanente (ϵ_p)

La Figure-A IV-1 schématise l'artifice de transposition des résultats des essais de Dongmo-Engeland pour chercher à cerner le comportement de l'enrobé sous l'action d'un confinement négatif.

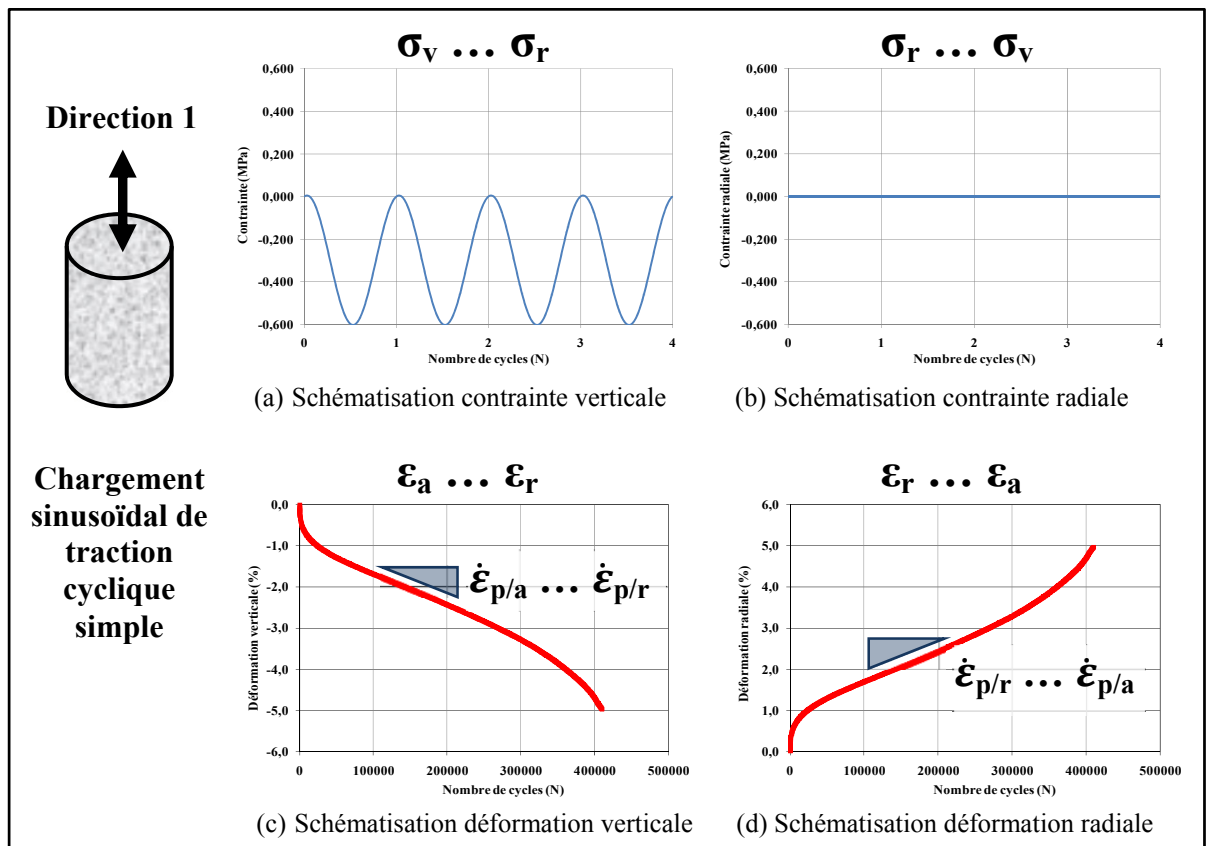


Figure-A IV-1 Schématisation de l'artifice de transposition des déformations

Pour fixer un ordre de grandeur de l'évolution de la déformation permanente axiale avec confinement négatif à partir de l'évolution de la déformation permanente radiale d'un essai cyclique en traction, nous voulons, suivant les données de pente de la portion linéaire des essais de Dongmo-Engeland (Dongmo-Engeland, 2005) (taux de déformation permanente $\dot{\epsilon}_p$), vérifier que la tendance de la déformation axiale sous chargement cyclique s'apparente à celle de la déformation radiale, pour un essai donné. Ce faisant, suite à ces observations, nous souhaitons avoir une tendance de l'amplitude du taux de déformation permanente ($\dot{\epsilon}_p$) dans le cas d'un confinement négatif.

Dans la perspective que nous démontrons que le taux de déformation axiale est du même ordre de grandeur que le taux de déformation radiale, nous cherchons dans un deuxième temps, à partir des résultats des essais cycliques réalisés en traction de Dongmo-Engeland, à valider l'applicabilité de l'approche du modèle ESSO pour prendre en compte le confinement sur l'évolution de l'orniérage et ce, dans le cas particulier du confinement négatif. Des essais effectués par Dongmo-Engeland, nous pouvons calculer le taux de déformation permanente ($\dot{\epsilon}$) de chaque essai afin d'étudier le comportement en traction comparativement à celui en compression. Le Tableau-A IV-1 identifie les essais réalisés par Dongmo-Engeland, ainsi que les conditions de sollicitations correspondantes.

Tableau-A IV-1 Essais étudiés et conditions de sollicitations reliées à chaque essai

# Essai	Température	Fréquence	σ_v	σ_H
	°C	Hz	10^5 N/m^2	10^5 N/m^2
37	25	10	-1,0	0
35	25	10	-0,5	0
8	25	10	3,0	0
7	25	10	2,0	0
6	25	10	1,0	0

Aussedat (Aussedat, 1977) a étudié les relations potentielles entre le taux de déformation permanente ($\dot{\epsilon}_p$) et la contrainte verticale (σ_v) pour différentes contraintes de confinement (σ_H). Il a montré que les relations demeurent parallèles dans un domaine log – log, et que seule (même pente) l'ordonnée à l'origine évolue avec la contrainte de confinement. En traçant la relation des différentes valeurs d'ordonnées à l'origine ($a_{\sigma_H/i}$) obtenues pour chaque niveau de contrainte de confinement, et en prenant comme référentiel initial $\sigma_H = 0$, Aussedat a montré que la relation σ_H vs ordonnée à l'origine, pour différent σ_H , est linéaire et que la détermination de son taux de variation avec le confinement correspond ainsi à la constante « C » du modèle ESSO. Cette relation demeure vraie pour des valeurs de σ_v inférieure à 10^6 N/m^2 . Cette restriction ne semble pas préoccupante car dans la chaussée sous les essieux les plus chargés, les charges dépassent rarement $0,8 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$ et jamais $1,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$ (Aussedat, 1977). Or, nous pouvons très bien imaginer, suivant l'application d'un confinement négatif, que cette tendance linéaire ne soit pas univoque. Est-il adéquat de calculer l'orniérage en considérant une approche linéaire univoque, indépendante de la nature du confinement (positif et/ou négatif), c'est-à-dire en considérant la contrainte effective dans la chaussée en grandeur et en valeur (signe + ou -). La Figure-A IV-2 montre l'ambiguïté à bien représenter cette relation. Il est très important de souligner que l'ordonnée à l'origine de la relation $\dot{\epsilon}_p$ vs σ_v établie pour un confinement donné est identifiée $a_{\sigma_H/i}$ (i : indique l'intensité du confinement exprimé en 10^5 N/m^2). Dans le cas des essais réalisés sans confinement, nous avons $a_{\sigma_H/0}$.

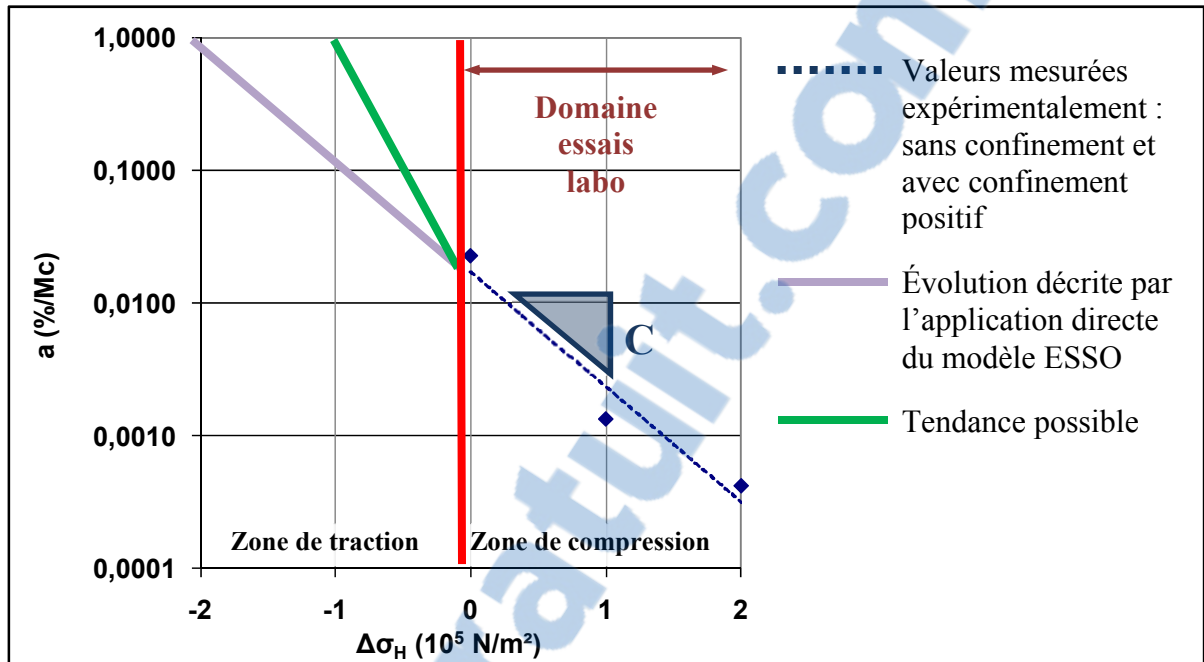


Figure-A IV-2 Évolution de l'ordonnée à l'origine de la relation $\dot{\epsilon}_p$ vs σ_v en fonction de la contrainte de confinement (σ_H)

IV.1 Vérification des déformations axiales versus radiales

La Figure-A IV-3 présente les résultats considérés des travaux de Dongmo-Engeland. Les résultats montrent qu'il y a effectivement une relation correspondante entre le taux de déformation permanente calculé suivant les déformations axiales ou radiales. Les écarts qui varient de 2,5 à 4,2%, à l'exception de l'essai #35 où l'écart est plus prononcé dû au fait que les mesures sont relativement petites, viennent appuyer cette relation d'équivalence. Le Tableau-A IV-2 résume l'ensemble des résultats du taux de déformation permanente en fonction des essais réalisés par Dongmo-Engeland et selon le mode de mesure des déformations.

Tableau-A IV-2 Résultats des taux d'ornièrè calculés en fonction du mode de mesure des déformations en fonction des essais analysés

# Essai	Taux de déformation permanente (%/Mc)		Écart (%) ⁽¹⁾
	Déformation axiale : $\epsilon_{p/a}$	Déformation radiale : $\epsilon_{p/r}$	
37	12,2	-11,7	4,0
35	3,1	-2,3	25,6
8	n/d	46,9	n/d
7	-26,7	27,3	-2,5
6	-11,3	11,7	-4,2
(1) $((\epsilon_{p/a} - \epsilon_{p/r}) / \epsilon_{p/a}) * 100$			

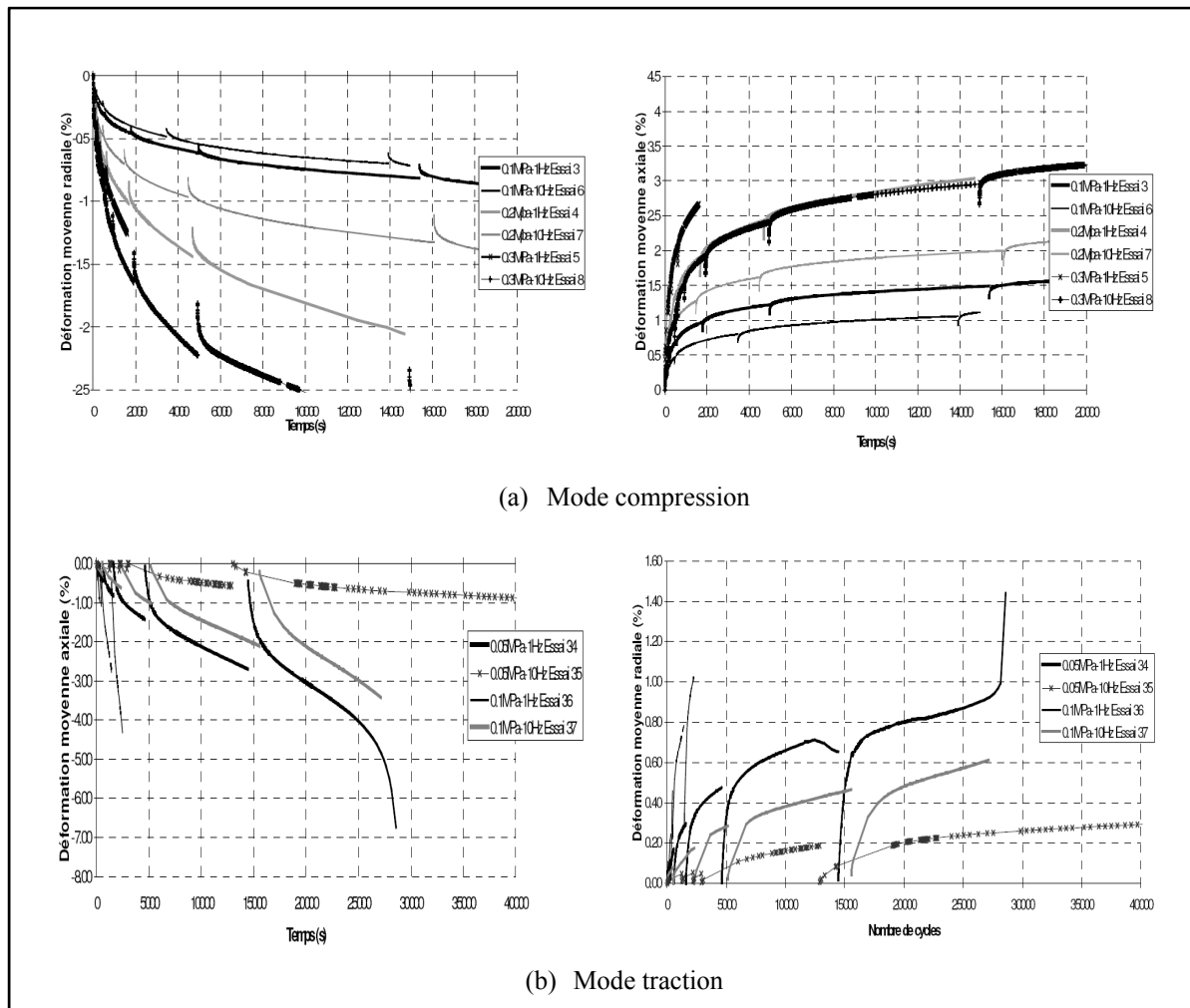


Figure-A IV-3 Évolution de la déformation moyenne selon le mode de mesure axiale ou radiale à 25°C - Source Dongmo-Engeland (2005, p.163)

IV.2 Vérification de la continuité de la tendance du modèle ESSO pour des essais réalisés avec confinement négatif

La Figure-A IV-4 présente la relation $\dot{\epsilon}_{p/a}$ vs σ_v des essais réalisés par Dongmo-Engeland sans confinement pour différentes contraintes verticales. La tendance observée, une droite (de forme exponentielle) dans un espace log-log représente la même tendance observée par Aussedat et par les essais réalisés dans le cadre de cette thèse. Suite à ces observations, nous pouvons donc effectuer la même procédure afin de voir l'évolution de cette tendance mais pour des essais réalisés suivant un confinement négatif.

Suivant la Figure-A IV-4, nous pouvons déterminer l'ordonnée à l'origine de cette relation pour la condition sans confinement ($a_{\sigma_{H/0}}$) de cette série d'essais. En considérant que la pente de la relation $\dot{\epsilon}_{p/a}$ vs σ_v soit invariable pour différents confinements, tel que montré par Aussedat, nous pouvons reporter cette pente aux deux autres essais réalisés à différents

niveaux de confinement négatif et pour une même série d'essais, en déduire les valeurs des ordonnées à l'origine correspondantes (a_{σ_H}). Le Tableau-A IV-3 résume les résultats obtenus suite à l'analyse et la Figure-A IV-5 illustre ces résultats. Le facteur ($a_{\sigma_H/i}$) est obtenu selon l'équation suivante qui est déterminé à l'aide de la courbe de tendance observée à la Figure-A IV-2 :

$$a = \text{taux d'ornièr} / \sigma_H^{1,2576} \quad (\text{AIV-1})$$

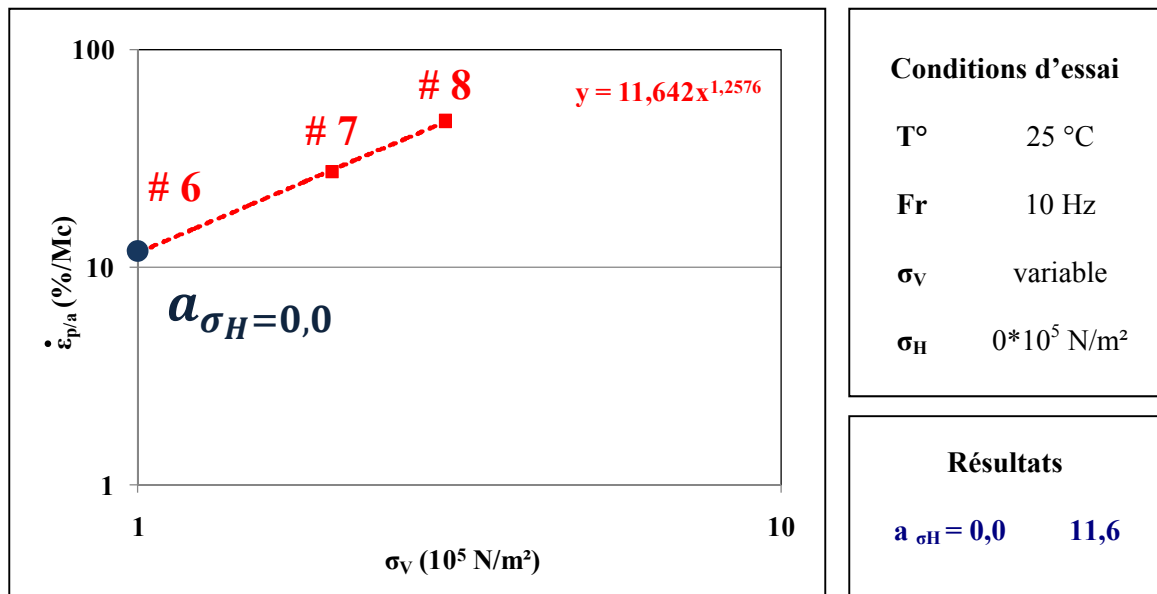


Figure-A IV-4 Variation des taux d'ornièr en fonction des contraintes appliquées

Tableau-A IV-3 Résultats des taux d'ornièr calculés en fonction du mode de mesure des déformations en fonction des essais analysés

$\Delta\sigma_H$	Taux de déformation permanente	Pente	$a_{\sigma H/i}$
10^5 N/m^2	(%/Mc)		(%/Mc)
0	11,6	1,2576	11,6
-0,5	3,1	1,2576	56,8
-1,0	12,2	1,2576	220,0

La Figure-A IV-5 montre que la relation $a_{\sigma H/i}$ vs σ_H est aussi linéaire. Nous pouvons donc assumer que le modèle ESSO, malgré un léger bémol sur son utilisation en cas de σ_H négatif, peut représenter adéquatement le comportement des enrobés dans le cas de la présence de contrainte horizontale négative.

La valeur de la constante C est alors $= \log(e^{-2,939}) = -1,28$

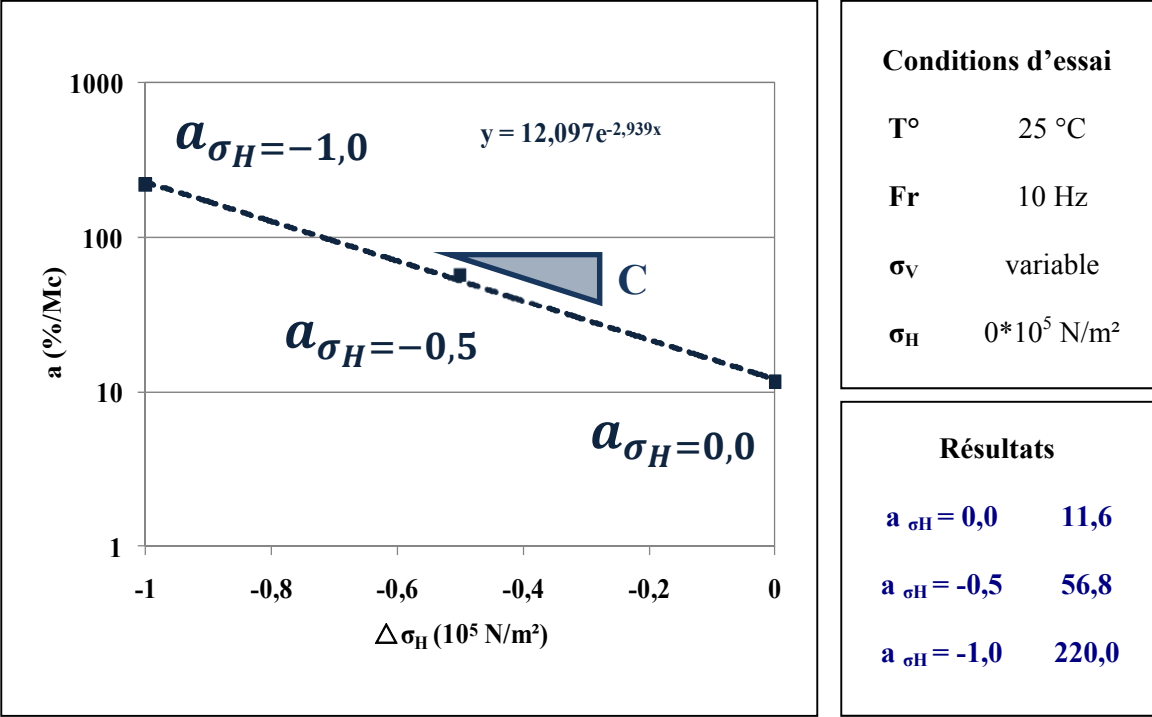


Figure-A IV-5 Évolution des facteurs « a » en fonction du niveau des σ_H appliqués

ANNEXE V

Fiche descriptive de l'enrobé GB-20

FORMULE DE MÉLANGE										TYPE D'ENROBÉ				GB-20					
Granulats froids				Granularité (pourcentage passant)										Utilisé		Densité des granulats		Absorption en eau des granulats	
Classe granulaire	P-Pierre C-Criblure S-Sable F-Fine		Tamis en mm											Tamis en µm	80	Brute (sec)	Apparente	Absorption	
	Type	Provenance (Code produit)	28,0	20,0	14,0	10,0	5,0	2,5	1,25	630	315	160							
10-20 mm	P	Raycar	100	96	49	12	2	2	1	1	1	1	0,7	43,0%	2,867	2,953	1,02		
5-10 mm	P	Raycar	100	100	100	94	9	3	2	2	1	1	0,7	11,0%	2,842	2,959	1,40		
0-5 mm	C	Raycar	100	100	100	100	96	61	39	26	18	13	9,6	39,8%	2,821	2,976	1,59		
0-5 mm	S	Banc Gobell	100	100	100	100	98	95	91	81	35	8	2,7	4,5%	2,618	2,689	1,04		
0-315 µm	F	Usine	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	98,0	1,7%	2,700	2,700	-		
Granularité du combiné			100	98	78	62	46	31	22	16	11	8	6,0	100%	2,831	2,945	1,27		

Formule	Tamis en mm										Bitume		Tamis en µm		F.B.E. µm	Vides %	V.A.M. %	V.C.B. %	Stabilité N	Fluage mm	Densité		Bit. absorb. %
	28,0	20,0	14,0	10,0	5,0	2,5	1,25	630	315	160	80	%	80	160							Brute (N ₁)	Maximale	
100	98	78	62	46	31	22	16	11	8	6,0	4,56	7,63	2,3	12,3	81,3	-	-	-	-	2,600	2,634	-	
Spécifications	Max.	100	95	67	52	35																	
	Min.	100	100	90	75	50					4,0												

Caractéristiques supplémentaires										Granulat bitumineux recyclé		Résistance à l'orniérage (%)		Spéc.
Classe de performance de bitume		PG 64-34		Total granulométrique		378		Pourcentage de bitume		1 000 cycles				
Classe de bitume utilisée en formulation		PG 64-34		Compacité anticipé		-		Vides à la P.C.G. (%)		Spéc.		3 000 cycles		
Masse volumique du bitume utilisé (g/cm³)		1,020		Rapport bitume / total granulom.		1,20		10 girations		15,2 ≥ 11,0		10 000 cycles		
Densité effective des granulats		2,882		Facteur de correction bitume (%)		-		80 girations				30 000 cycles		
Pourcentage de bitume effectif (%)		3,95		Surface spécifique totale (m²/kg)		5,30		120 girations		5,7		Ressuage		
Volume de bitume effectif à 0 % de vide (%)		-						200 girations		4,1 ≥ 2,0		Tenue à l'eau (%)		
Remarque :								Ressuage 200				Stabilité retenue		≥ 70

Tableau-A V-1 Caractéristiques des granulats utilisés dans l'enrobé GB-20

Propriétés		Normes	10-20 mm	5-10 mm	0-5 mm criblure	0-5 mm sable	0-0,315 filler
Densité brute (d_{gb})		LC-21-065/066/067	2,867	2,842	2,839	2,806	2,700
Densité apparente (d_{ga})		LC-21-065/066/067	2,953	2,959	2,926	2,910	2,700
Absorption à l'eau (%)		LC-21-065/066/067	1,02	1,40	1,61	1,97	n/d
Fragmentation (%)		LC-21-100	100	100	n/d	n/d	n/d
Essai Los Angeles (LA) (%)		LC-21-400	13,0	12,3	n/d	n/d	n/d
Essai Micro-Deval (MD) (%)		LC-21-101	10,0	11,6	n/d	n/d	n/d
Propreté au 80 μ m (%)		CSA A23.2.5	0,8		n/d	n/d	11,1
% argiles & particules friables		CSA-A23.2.3	n/d	n/d	n/d	n/d	n/d
% particules < 5 mm		NQ 2501-025	2,0	n/d	96	98	100
Granulométrie (tamisats) (%)	28,0 mm	BNQ 2560-040 LC-21-040	100	100	100	100	100
	20,0 mm		96	100	100	100	100
	14,0 mm		49	100	100	100	100
	10,0 mm		12	94	100	100	100
	5,0 mm		2	9	96	98	100
	2,50 mm		2	3	61	95	100
	1,25 mm		1	2	39	91	100
	630 μ m		1	2	26	81	100
	315 μ m		1	1	18	35	100
	160 μ m		1	1	13	9,0	100
	80 μ m		0,7	0,7	9,6	2,7	98

ANNEXE VI

Fiche descriptive de l'enrobé EB-14

FORMULE DE MÉLANGE										TYPE D'ENROBÉ				EB-14												
Granulats froids				Granularité (pourcentage passant)												Utilisé		Densité des granulats		Absorption en eau des granulats						
Classe granulaire	P-Pierre C-Criblure S-Sable F-Fine		Tamisen mm								Tamisen µm				Utilisé	Brute (sec)	Apparente	Absorption								
	Type	Provenance (Code produit)	28,0	20,0	14,0	10,0	5,0	2,5	1,25	630	315	160	80													
10-14 mm	P	St-Bruno	100	100	82	13	1	1	1	1	1	1	0,5	18,0%	2,826	2,849	0,29									
5-10 mm	P	St-Bruno	100	100	100	88	11	1	1	1	1	1	0,7	28,0%	2,813	2,847	0,42									
0-5 mm	C	St-Philippe	100	100	100	100	94	68	47	35	26	19	14,6	35,0%	2,691	2,752	0,83									
0-5 mm	C	Remix, Tracy	100	100	100	100	96	74	43	23	12	4	1,2	19,0%	2,839	2,954	1,37									
Granularité du combiné			100	100	97	81	54	38	25	17	12	8	5,6	100%	2,776	2,833	0,72									
Formule			Tamis en mm				Tamis en µm				Bitume		F.B.E.	Vides	V.A.M.	V.C.B.	Stabilité	Fluage	Densité	Bit. absorb.						
			28,0	20,0	14,0	10,0	5,0	2,5	1,25	630	315	160	80	%	µm	%	%	%	mm	mm	Brute (N _p)	Maximale	%			
			100	100	97	81	54	38	25	17	12	8	6,0	4,80	8,32	3,5	14,4	75,6	12200	2,9	2,495	2,586	0,35			
Spécifications			Max.	100	100	90	65	47	40	34	26	17	8,0	Min		5,0		Max	Min	4,0						
			Min.			95	75	50	29	20	14	10	5	3,0	4,70	2,0		85,0	9000	2,0						
Caractéristiques supplémentaires																										
Classe de performance de bitume			PG 70-28				Total granulométrique				438				Pourcentage de bitume				1 000 cycles				3,00			
Classe de bitume utilisée en formulation			PG 70-28				Compacité anticipé				1,22				Vides à la P.C.G. (%)				3 000 cycles				4,00			
Masse volumique du bitume utilisé (g/cm³)			1,020				Rapport bitume / total granulom.				1,10				10 giations				10 000 cycles				5,00			
Densité effective des granulats			2,803				Facteur de correction bitume (%)				-				grations				30 000 cycles				8,00		< 10	
Pourcentage de bitume effectif (%)			4,46				Surface spécifique totale (m²/kg)				5,53				100 giations				Ressuage							
Volume de bitume effectif à 0 % de vide (%)			-												200 giations				Tenue à l'eau (%)				Spéc.		≥ 70	
Remarque :			Ressuage 200																				Stabilité retenue			

Tableau-A VI-1 Caractéristiques des granulats utilisés dans l'enrobé EB-14

Propriétés		Normes	10-14 mm	5-10 mm	0-5 mm criblure	0-5 mm criblure
Densité brute (d_{gb})		LC-21-065/066/067	2,826	2,813	2,691	2,839
Densité apparente (d_{ga})		LC-21-065/066/067	2,849	2,847	2,752	2,954
Absorption à l'eau (%)		LC-21-065/066/067	0,29	0,42	0,83	1,37
Fragmentation (%)		LC-21-100	100	100	n/d	n/d
Essai Los Angeles (LA) (%)		LC-21-400	13	13	n/a	n/a
Essai Micro-Deval (MD) (%)		LC-21-101	4	4	25	18
Propreté au 80 μ m (%)		CSA A23.2.5	0,6	0,4	n/d	n/d
% argiles & particules friables		CSA-A23.2.3	n/d	n/d	0,3	0,2
% particules < 5 mm		NQ 2501-025	2,0	n/d	3,4	0,3
Granulométrie (tamisats) (%)	28,0 mm	BNQ 2560-040 LC-21-040	100	100	100	100
	20,0 mm		100	100	100	100
	14,0 mm		82	100	100	100
	10,0 mm		13	88	100	100
	5,0 mm		1	11	94	96
	2,50 mm		1	1	68	74
	1,25 mm		1	1	47	43
	630 μ m		1	1	35	23
	315 μ m		1	1	26	12
	160 μ m		1	1	19	4
	80 μ m		0,5	0,7	14,6	1,2

ANNEXE VII

Fiche descriptive de l'enrobé ESG-10

FORMULE DE MÉLANGE										TYPE D'ENROBÉ						ESG-10					
Granulats froids				Granularité (pourcentage passant)										Utilisé		Densité des granulats		Absorption en eau des granulats			
Classe granulaire	P-Pierre C-Crblure S-Sable F-Fine		Tamis en mm						Tamis en µm				Brute (sec)	Apparente	Absorption						
	Type	Provenance (Code produit)	28,0	20,0	14,0	10,0	5,0	2,5	1,25	630	315	160				80					
5-10 mm	P	St-Bruno	100	100	100	91	11	1	1	1	1	1	0,7	43,0%	2,793	2,829	0,45				
0-5 mm	C	St-Bruno	100	100	100	100	93	55	31	19	12	9	6,5	22,0%	2,765	2,818	0,68				
0-5 mm	C	St-Philippe	100	100	100	100	94	68	47	35	26	19	14,6	22,0%	2,704	2,771	0,89				
0-630 µm	S	Gaudette	100	100	100	100	100	100	98	86	53	13	2,9	13,0%	2,618	2,691	1,03				
Granularité du combiné			100	100	100	96	59	40	30	23	16	8	5,3	100%	2,743	2,795	0,67				

Formule	Tamis en mm										Tamis en µm		Bitume		F.B.E		Vides		V.A.M.		V.C.B.		Stabilité		Fluage	Densité		Bit. absorb. %
	28,0	20,0	14,0	10,0	5,0	2,5	1,25	630	315	160	80	80	160	315	630	%	µm	µm	%	%	%	%	%	N	mm	Brute (N)	Maximale	
Spécifications	100	100	100	96	59	40	30	23	16	8	5,3	5,20	8,69	3,6	15,3	76,7	17005	3,5										
	Max.	100	100	92	52	36,7	46,1	26,8	18,1	10,0	5,30	4,0	5,10															
Min.	100	100	92	52	30,7	22,8																						

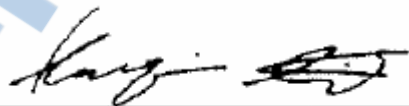
Caractéristiques supplémentaires										Granulat bitumineux recyclé						Spéc.	
Classe de performance de bitume		PG 70-28		Total granulométrique		477		Pourcentage de bitume		1 000 cycles		Résistance à l'ornièrage (%)		Spéc.			
Classe de bitume utilisée en formulation		PG 70-28		Compacité anticipée		1,04		Vides à la P.C.G. (%)		3 000 cycles		Spéc.		Spéc.			
Masse volumique du bitume utilisé (g/cm³)		1,015		Rapport bitume / total granulom.		1,09		10 girations		≥ 11,0		10 000 cycles		10 000 cycles			
Densité effective des granulats		2,776		Facteur de correction bitume (%)		-		80 girations		5,9		30 000 cycles		30 000 cycles			
Pourcentage de bitume effectif (%)		4,88		Surface spécifique totale (m²/kg)		5,83		100 girations		5,1		Ressuage		Ressuage			
Volume de bitume effectif à 0 % de vide (%)		12,2						200 girations		3,0		≥ 2,0		Tenue à l'eau (%)			
Remarque :								Ressuage 200		NON		Stabilité retenue		≥ 70			

Tableau-A VII-1 Caractéristiques des granulats utilisés dans l'enrobé ESG-10

Propriétés		Normes	5-10 mm	0-5 mm criblure	0-5 mm criblure	0-0,630 sable
Densité brute (d_{gb})		LC-21-065/066/067	2,793	2,765	2,704	2,618
Densité apparente (d_{ga})		LC-21-065/066/067	2,829	2,818	2,771	2,691
Absorption à l'eau (%)		LC-21-065/066/067	0,45	0,68	0,89	1,03
Fragmentation (%)		LC-21-100	100	n/d	n/d	n/d
Essai Los Angeles (LA) (%)		LC-21-400	13	n/a	n/a	n/a
Essai Micro-Deval (MD) (%)		LC-21-101	4	25	18	n/d
Propreté au 80 μ m (%)		CSA A23.2.5	0,6	n/d	n/d	n/d
% argiles & particules friables		CSA-A23.2.3	n/d	0,3	0,5	n/d
% particules < 5 mm		NQ 2501-025	n/d	0,7	3,4	0,1
Granulométrie (tamisats) (%)	28,0 mm	BNQ 2560-040 LC-21-040	100	100	100	100
	20,0 mm		100	100	100	100
	14,0 mm		100	100	100	100
	10,0 mm		91	100	100	100
	5,0 mm		11	93	94	100
	2,50 mm		1	55	68	100
	1,25 mm		1	31	47	98
	630 μ m		1	19	35	86
	315 μ m		1	12	26	53
	160 μ m		1	9,0	19	13
	80 μ m		0,7	6,5	14,6	2,9


ANNEXE VIII

Fiche descriptive du bitume 64-34

		No. ID LOT	No. attestation	
INFORMATIONS GÉNÉRALES		RECOMMANDATIONS–		
Distributeur et lieu d'entreposage et d'expédition Bitumar Inc. (Montréal)		Température d'utilisation(1)		
			Minimale	Maximale
Fabricant et lieu de fabrication Bitumar Inc. (Montréal)		Entreposage (°C)	156	175
Classe de bitume PG 64-34	Nom commercial PG 64-34	Malaxage (°C)	156	170
Date de fabrication 2008/10/12	No. de lot 086434-28			
ESSAIS CONVENTIONNELS		EXPÉDITION		
Date de la caractérisation	2008/10/14	Numéro et nom de la centrale d'enrobage		
Masse volumique @ 25°C (g/cm³)	1.018			
Stabilité au stockage (°C)	0.3	Transporteur	Transport DJL	
Recouvrance d'élasticité @ 10°C (%)	67			
Viscosité Brookfield @ 135°C (Pa.s)	0.688	No. de la citerne	Date chargement	Quantité livrée
Viscosité Brookfield @ 165°C (Pa.s)	0.247			
T _e (°C)	66.3			
T _b (°C)	-35.4			
Module de rigidité S _o (MPa)	66.6			
Pente m _o	0.438			
TBA moy.	50.6			
ESSAIS DE CONTRÔLE				
Date du contrôle	2008/10/14			
Recouvrance d'élasticité @ 10°C (%)	67			
T _e (°C)	66.3			
Module de rigidité S _o (MPa)	66.6			
Pente m _o	0.438			
G* / sin (δ) (kPa)	1.22			
Point éclair (°C)	n/a			
REMARQUES				
Préparé et approuvé par : 		Date : 2008/10 /14		
ESPACE RÉSERVÉ AU MINISTÈRE DES TRANSPORTS				
No. du contrat		Soumis par (organisme de contrôle)		
Prélevé par	Date			
No. du réservoir à la centrale d'enrobage	Température	À l'usage du laboratoire	Date reçu	

ANNEXE IX

Fiche descriptive du bitume 70-28

		No. ID LOT 71233	No. attestation 3398	
INFORMATIONS GÉNÉRALES		RECOMMANDATIONS– Température d'utilisation(1)		
Distributeur et lieu d'entreposage et d'expédition Sorel – Tracy (Québec)			Minimale	Maximale
Fabricant et lieu de fabrication Kildair Services Ltée – Sorel-Tracy		Entreposage (°C)	140	175
Classe de bitume PG 70-28	Nom commercial	Malaxage (°C)	156	170
Date de fabrication 2005/11/08	No. de lot L113			
ESSAIS CONVENTIONNELS		EXPÉDITION		
Date de la caractérisation	2005/11/08	Numéro et nom de la centrale d'enrobage		
Masse volumique @ 25°C (g/cm³)	1.0233			
Stabilité au stockage (°C)	0.6	Transporteur	---	
Recouvrance d'élasticité @ 10°C (%)	79			
Viscosité Brookfield @ 135°C (Pa.s)	0.885	No. de la citerne 218	Date chargement 2005/11/10	Quantité livrée 32 100 TM
Viscosité Brookfield @ 165°C (Pa.s)	0.240	Notes (1) : Températures calculées selon LC 25--007		
T _e (°C)	66.9			
T _b (°C)	-25.0			
Module de rigidité S _o (MPa)	105.9			
Pente m _o	0.431			
TBA moy.	n/a			
ESSAIS DE CONTRÔLE				
Date du contrôle	2005/11/08			
Recouvrance d'élasticité @ 10°C (%)	75			
T _e (°C)	66.5			
Module de rigidité S _o (MPa)	105.6			
Pente m _o	0.431			
G* / sin (δ) (kPa)	n/a			
Point éclair (°C)	n/a			
REMARQUES				
Préparé et approuvé par : 		Date : 2005/11 /10		
ESPACE RÉSERVÉ AU MINISTÈRE DES TRANSPORTS				
No. du contrat		Soumis par (organisme de contrôle)		
Prélevé par	Date			
No. du réservoir à la centrale d'enrobage	Température	À l'usage du laboratoire	Date reçu	

ANNEXE X

Description de l'essai à l'orniéreur MLPC

Tel que stipulé dans la norme LC 26-410 et tel qu'illustré à la Figure-A X-1, 15 mesures à des endroits bien déterminés ont été effectuées sur chaque plaque. Les déformations ont été mesurées après 100, 300, 1 000, 3 000, 10 000, 20 000, 30 000, 60 000, 100 000 et 150 000 passages. Compte tenu que le sujet de la thèse porte sur l'orniérage, l'étude a été prolongée à 150 000 passages soit cinq fois ce qui est requis par la méthode d'essai.

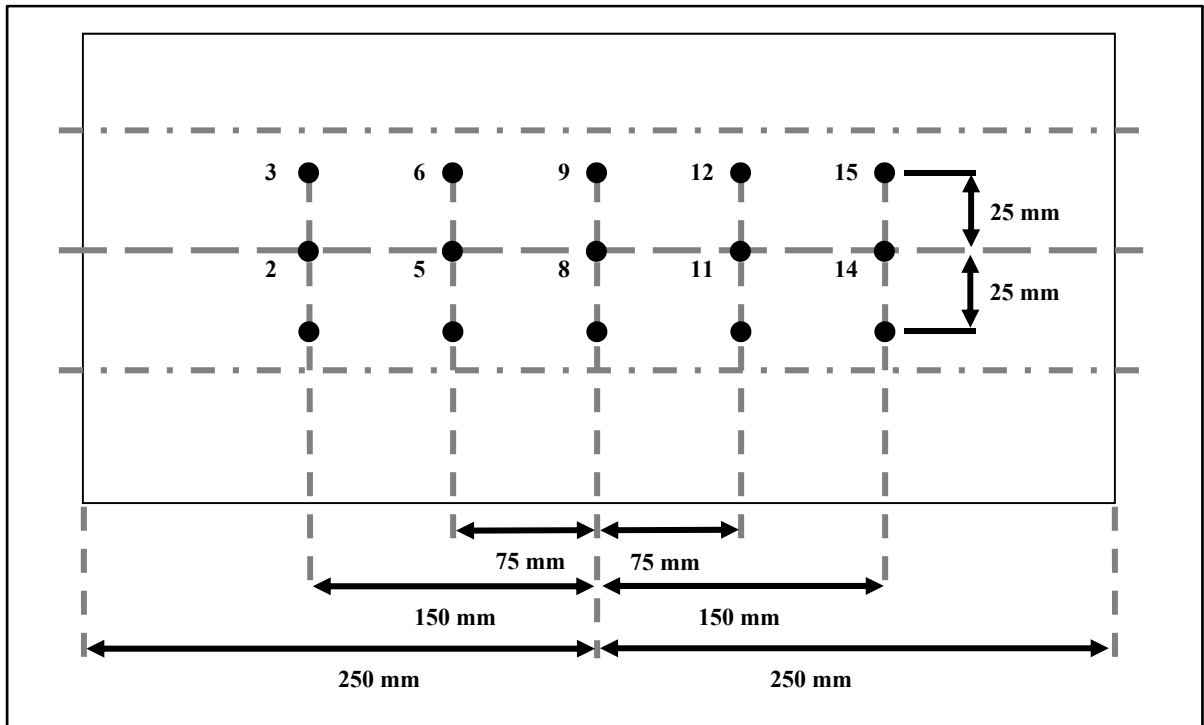


Figure-A X-1 Vue en plan de la localisation des points de mesure sur une plaque d'orniérage pour chaque seuil de contrôle

ANNEXE XI

Procédure de positionnement des extensomètres pour les essais de module complexe et de compression sinusoïdale

Les extensomètres, au nombre de 3, ont une longueur totale de 50 mm et sont composés de tige en aluminium. Une attention particulière doit être apportée lors de la pose des extensomètres sur l'éprouvette. La même procédure se doit d'être respectée pour assurer une uniformité de prise des données. Les capteurs sont positionnés suivant un angle d'espacement de 120° tel qu'illustré à la Figure-A XI-1.

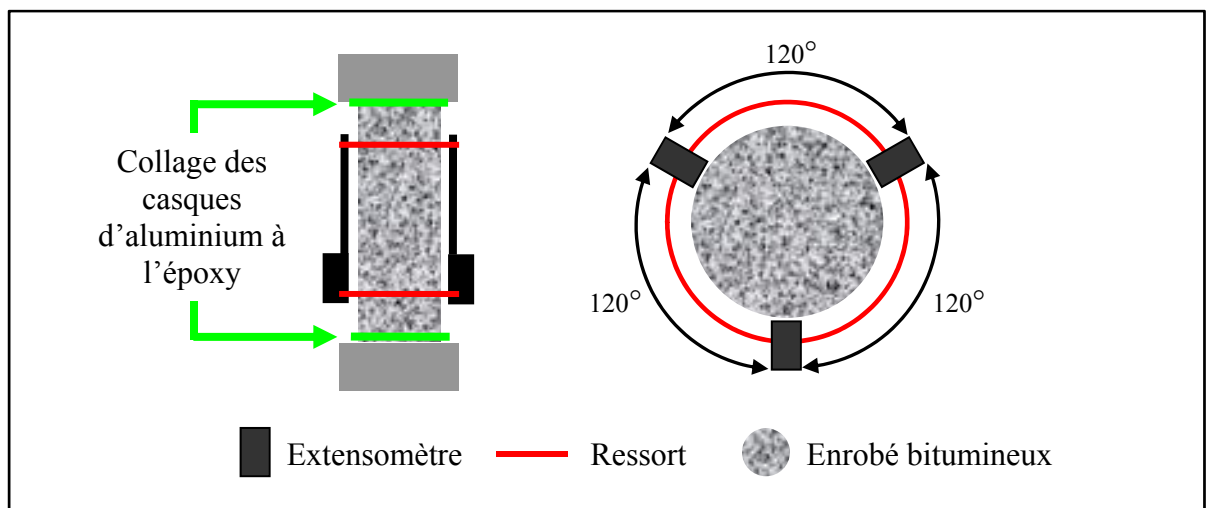


Figure-A XI-1 Schématisation des éprouvettes et identification de la localisation des extensomètres

La fixation de l'éprouvette aux casques d'aluminium est effectuée à l'aide d'une époxy de type SIKADUR 31 HIMOD GEL. Pour assurer un maximum d'adhérence, les casques sont préalablement nettoyés au jet de sable. Par la suite, les casques ainsi que l'éprouvette sont nettoyés à l'acétone pour retirer tout dépôt de poussières et de matières grasses. L'application de l'époxy est la dernière et la plus critique des étapes, car nous devons nous assurer de créer une pellicule de colle qui enrobe complètement l'enrobé sans laisser de vides entre l'éprouvette et le casque d'aluminium.

ANNEXE XII

Détermination des contraintes verticales à appliquer suivant l'application d'une contrainte horizontale

Afin de s'assurer de l'application de la bonne contrainte verticale lors de l'application d'une contrainte horizontale, il faut regarder les forces en jeux. La Figure-A XII-1 illustre les forces considérées.

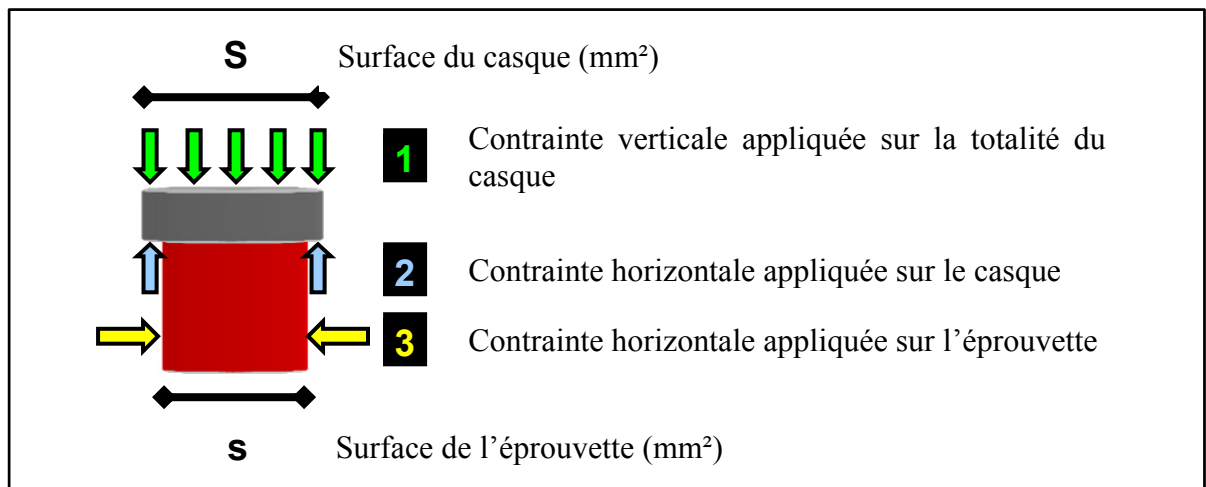


Figure-A XII-1 Illustration des forces en jeux lors de l'application de σ_H

Voici les étapes réalisées :

1	Calcul du diamètre moyen d'un casque (3 lectures)	89,84 mm
2	Calcul de la surface du casque (S)	6339,60 mm ²
3	Calcul du diamètre moyen de l'éprouvette (3 lectures)	79,20 mm
4	Calcul de la surface de l'éprouvette (s)	4926,52 mm ²
5	Différence entre les 2 surfaces (S-s)	1413,08 mm ²
6	σ_V désirée	0,6 MPa
7.1	1 ^{er} cas de chargement σ_H	0,2 MPa
	Force à appliquée	
7.1.1	$F_{min} = (2) + (3)$ selon la Figure A XII-1	
	$(S-s) * \sigma_H + \sigma_H * s$	1267,92 N
7.1.2	$F_{max} = (2) + (3) + (1)$ selon la Figure A XII-1	
	$(S-s) * \sigma_H + \sigma_H * s + \sigma_H * s$	4223,83 N
7.2	2 ^{ième} cas de chargement σ_H	0,1 MPa
	Force à appliquée	
7.2.1	$F_{min} = (2) + (3)$ selon la Figure A XII-1	
	$(S-s) * \sigma_H + \sigma_H * s$	633,96 N
7.2.2	$F_{max} = (2) + (3) + (1)$ selon la Figure A XII-1	
	$(S-s) * \sigma_H + \sigma_H * s + \sigma_H * s$	3589,87 N

ANNEXE XIII

Méthodes des moindres carrées d'approximation

À partir des données des contraintes et des déformations sous forme discrète en fonction du temps, il s'agit de transformer ce système discret en un système continu. Nous désignons par X la variable à transposer (X peut désigner soit la contrainte ou la déformation). Après avoir enlevé la constante du signal à X (pour une moyenne de deux cycles), l'amplitude du signal s'écrit:

$$\Delta X(t) = X(t) - \bar{X} \quad (\text{AXIII-1})$$

$$\Delta X(t) = a_x \sin(\omega t) + b_x \cos(\omega t) \quad (\text{AXIII-2})$$

Il faut maintenant déterminer les inconnus a_x et b_x . Afin d'alléger l'écriture, nous noterons \sin pour $\sin(\omega t)$ et \cos pour $\cos(\omega t)$. En décomposant les deux termes du numérateur et en remplaçant $\Delta X(t)$ par son équivalent, nous obtenons :

$$\sum \Delta X(t) \sin \sum \cos^2 = a_x \sum \sin^2 \sum \cos^2 + b_x \sum \sin \cos \sum \cos \quad (\text{AXIII-3})$$

$$\sum \Delta X(t) \cos \sum \sin \cos = a_x \left(\sum \sin \cos \right)^2 + b_x \sum \cos^2 \sum \sin \cos \quad (\text{AXIII-4})$$

D'où:

$$a_x = \frac{\sum \Delta X(t) \sin(\omega t) \sum \cos^2(\omega t) - \sum \Delta X(t) \cos(\omega t) \sum \sin(\omega t) \cos(\omega t)}{\sum \sin^2(\omega t) \sum \cos^2(\omega t) - \left(\sum \sin(\omega t) \sum \cos(\omega t) \right)^2} \quad (\text{AXIII-5})$$

$$b_x = \frac{\sum \Delta X(t) \cos(\omega t) \sum \sin^2(\omega t) - \sum \Delta X(t) \sin(\omega t) \sum \sin(\omega t) \cos(\omega t)}{\sum \sin^2(\omega t) \sum \cos^2(\omega t) - \left(\sum \sin(\omega t) \sum \cos(\omega t) \right)^2} \quad (\text{AXIII-6})$$

Connaissant les amplitudes a_x et b_x du signal, nous arrivons à une expression sinusoïdale de la forme $X(t) = X_0 \sin(\omega t + \varphi)$ avec :

$$X_0 = \sqrt{a_x^2 + b_x^2} \quad (\text{AXIII-7})$$

$$\varphi = \pm \arccos\left(\frac{a_x}{X_0}\right) \quad (\text{AXIII-8})$$

ANNEXE XIV

Méthode intégrale d'approximation

La méthode intégrale est un outil qui permet de transformer un système de données sous forme discrète, de signal sinusoïdal discret combiné avec une droite, en un signal continue. À l'aide de cette méthode, seront retrouvés la pente, la constante, l'amplitude et l'angle de phase du signal.

Dans cette étude, le signal sinusoïdal suivant est considéré :

$$X(t) = \alpha t + \beta + a \sin(\omega t + \varphi) \quad (\text{AXIV-1})$$

où :

- α : la pente de la composante linéaire;
- β : la constante du signal;
- a : l'amplitude du signal;
- φ : l'angle de phase;
- ω : $2 \pi f$
- f : la fréquence du signal

XIV.1 Calcul de la pente α

Dans le calcul de la pente de la composante linéaire du signal, l'intégrale suivante est considérée :

$$I = \int_{\tau_1}^{\tau_2} X(t) \sin(\pi f t) dt \quad (\text{AXIV-2})$$

En prenant $\tau_2 - \tau_1 = 2nT$ où T est la période du signal ($T=1/f$) et n un entier naturel, l'expression suivante de I est obtenue :

$$I = -\frac{2}{\pi} n T^2 \alpha \quad (\text{AXIV-3})$$

d'où

$$\alpha = -\frac{\pi I}{2nT^2} \quad (\text{AXIV-4})$$

I est alors approché par l'expression suivante :

$$I \approx \sum_{i=0}^{i=p-1} \frac{[X_i \sin(\pi f t_i) + X_{i+1} \sin(\pi f t_{i+1})](t_{i+1} - t_i)}{2} \quad (\text{AXIV-5})$$

où X_i sont les valeurs du signal discret, $i=0$ correspond à τ_1 , et $i = p$ correspond à τ_2

$$(\tau_2 = \tau_1 + 2nT). \quad (\text{AXIV-6})$$

XIV.2 Calcul de la constante β

Dans le calcul de l'amplitude du signal sinusoïdal, le signal suivant est considéré :

$$Y(t) = X(t) - \alpha t = \beta + a \sin(2\pi ft + \varphi) \quad (\text{AXIV-7})$$

Ensuite l'intégrale suivante est considérée :

$$I' = \int_{\tau_1}^{\tau_2} Y(t) dt \quad (\text{AXIV-8})$$

En prenant $\tau_2 - \tau_1 = nT$ ou T est la période du signal ($T=1/f$) et n un entier naturel, nous obtenons l'expression suivante :

$$I' = nT\beta \quad (\text{AXIV-9})$$

d'où

$$\beta = \frac{I'}{nT} \quad (\text{AXIV-10})$$

I' est approché par l'expression suivante

$$I' = \sum_{i=0}^{p-1} \frac{(Y_i + Y_{i+1})(t_{i+1} - t_i)}{2} \quad (\text{AXIV-11})$$

avec $Y_i = X_i - \alpha t_i$ où X_i sont les valeurs du signal discret. $i = 0$ correspond à τ_1 et $i = p$ correspond à τ_2 (avec $\tau_2 = \tau_1 + nT$).

XIV.3 Calcul de l'amplitude a

Pour calculer l'amplitude de la composante sinusoïdale, nous considérons d'abord le signal suivant :

$$Z(t) = X(t) - \alpha t - \beta = a \sin(2\pi ft + \varphi) \quad (\text{AXIV-12})$$

Ensuite nous considérons l'intégrale suivante :

$$I'' = \int_{\tau_1}^{\tau_2} Z(t) Z(t) dt \quad (\text{AXIV-13})$$

En prenant $\tau_2 - \tau_1 = nT$ ou T est la période du signal ($T=1/f$) et n un entier naturel, nous obtenons l'Expression suivante :

$$I'' = \frac{1}{2} nT a^2 \quad (\text{AXIV-14})$$

d'où

$$a = \sqrt{\frac{2I''}{nT}} \quad (\text{AXIV-15})$$

I'' est approché par l'expression suivante :

$$I'' = \sum_{i=0}^{p-1} \frac{(Z_i^2 + Z_{i+1}^2)(t_{i+1} - t_i)}{2} \quad (\text{AXIV-16})$$

avec $Z_i = X_i - \alpha t_i - \beta$ où X_i sont les valeurs du signal discret. $i = 0$ correspond à τ_1 et $i = p$ correspond à τ_2 (avec $\tau_2 = \tau_1 + nT$).

XIV.4 Calcul de l'angle de phase

Pour calculer l'angle de phase φ , nous considérons l'intégrale suivante :

$$I''' = \int_{\tau_1}^{\tau_1 + nT} Z(t) \sin(2\pi f t) dt = \frac{anT \cos(\varphi)}{2} \quad (\text{AXIV-17})$$

d'où :

$$\cos(\varphi) = \frac{2I'''}{anT} \quad (\text{AXIV-18})$$

avec :

$$I''' = \sum_{i=0}^{p-1} \frac{(Z_i \sin(2\pi f t_i) + Z_{i+1} \sin(2\pi f t_{i+1}))(t_{i+1} - t_i)}{2} \quad (\text{AXIV-19})$$

ANNEXE XV

Types et description des équipements utilisés lors de la confection des éprouvettes



Figure-A XV-1 Types et fonctions des équipements utilisés lors de la confection des éprouvettes cylindriques

ANNEXE XVI

Détails des résultats obtenus concernant l'essai à l'orniéreur

Tableau-A XVI-1 Résultats de l'essai à l'orniéreur MLPC

Enrobé	Type de bitume	Plaque et Moy.	% des vides ¹	% d'orniérage après N cycles									
				100	300	1 000	3 000	10 000	17 000	30 000	60 000	100 000	150 000
ESG-10	PG 70-28	1	4,20	1,55	1,85	2,63	3,42	4,36	4,87	5,25	5,44	5,65	6,26
		2	4,80	1,62	1,98	2,76	3,55	4,60	5,06	5,37	5,60	6,06	6,28
		Moy	4,50	1,59	1,92	2,70	3,49	4,48	4,97	5,31	5,52	5,86	6,27
		s	0,30	0,04	0,06	0,06	0,06	0,12	0,09	0,06	0,08	0,20	0,01
EB-14	PG 70-28	1	3,90	2,00	2,58	3,13	3,53	3,86	4,12	4,36	4,63	4,86	5,03
		2	4,50	2,49	3,00	3,47	4,01	4,66	4,93	5,28	5,70	6,00	6,27
		Moy	4,20	2,25	2,79	3,30	3,77	4,26	4,53	4,82	5,17	5,43	5,65
		s	0,24	0,20	0,17	0,14	0,20	0,33	0,33	0,38	0,44	0,47	0,51
GB-20	PG 64-34	1	5,10	2,03	2,44	3,08	3,45	3,95	n/d	4,59	n/d	n/d	n/d
		2	4,80	1,86	2,43	2,90	3,43	3,96	n/d	4,53	n/d	n/d	n/d
		Moy	4,95	1,95	2,44	2,99	3,44	3,96	n/d	4,56	n/d	n/d	n/d
		s	0,15	0,09	0,00	0,09	0,01	0,00	n/d	0,03	n/d	n/d	n/d

Note 1 : La teneur en vides est évaluée après la compaction des plaques et à partir de la mesure de la masse volumique apparente de chacune des plaques par pesée hydrostatique

ANNEXE XVII

Description de l'essai de module complexe

Nous définissons le module complexe par analogie avec le module de YOUNG en élasticité.

$$E^* (i\omega) = \frac{\sigma^*}{\varepsilon^*} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} * e^{i\phi} = |E^*| * e^{i\phi} \quad (\text{AXVII-1})$$

où $|E^*|$ est appelé le module de rigidité de l'enrobé.

L'angle ϕ est compris entre 0 et $\pi/2$. Il caractérise le comportement visqueux du matériau. Sa valeur donne une idée sur la prédominance élastique ou visqueuse du comportement. Pour un matériau parfaitement élastique, ϕ est nul, et le module complexe devient un nombre réel, associé au module de YOUNG.

Nous pouvons distinguer la partie élastique et visqueuse du module complexe en séparant ses parties réelles et imaginaires, à l'aide de l'écriture suivante :

$$E^* = E_1 + i E_2 \quad (\text{AXVII-2})$$

avec : $E_1 = |E^*| \cos \phi$ et $E_2 = |E^*| \sin \phi$

E_1 est la partie réelle du module complexe. Cette partie est en phase avec la contrainte et représente la partie récupérable de l'énergie emmagasinée. E_2 , de son côté, est la partie imaginaire correspondant à un comportement visqueux irréversible. Cette énergie dissipée se transforme, entre-autres, en chaleur et va accroître la température au sein d'une éprouvette soumise à un chargement cyclique répété.

Le module complexe permet de généraliser aux corps viscoélastiques, les lois mécaniques en principe réservées aux seuls corps élastiques. Les résultats expérimentaux peuvent alors être présentés de diverses façons, soit :

- sous forme de courbe maîtresse en rapport à la température de référence : norme du module vs Fréquence-équivalence (Hz);
- dans un plan complexe, le plan Cole-Cole E_1 vs E_2 ;
- dans l'espace de Black : $|E^*|$ vs Angle de phase.

Par ailleurs, certains chercheurs ont proposé un modèle rhéologique élémentaire permettant de décrire le comportement rhéologique global du matériau. Notamment, le modèle de Huet-Sayegh permet une représentation juste de la courbe obtenue dans le plan Cole-Cole, représentatif des résultats expérimentaux. Le modèle 2S2P1D est une généralisation du

modèle de Huet-Sayegh en lui incorporant un amortisseur linéaire en série avec les deux éléments paraboliques et le ressort de rigidité $E_0 - E_{00}$. Cette modification permet d'incorporer le comportement purement visqueux (fluide newtonien) des liants non modifié à haute température (cas où $E_{00} = 0$).

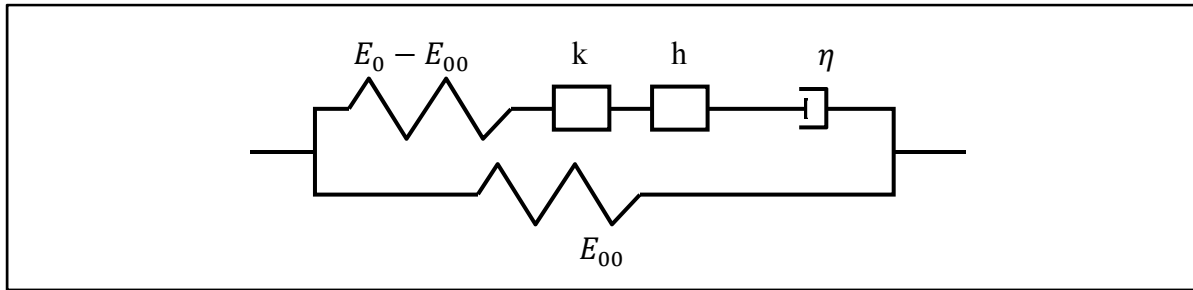


Figure-A XVII-1 Représentation du modèle général 2S2P1D

L'expression analytique du modèle 2S2P1D s'écrit :

$$E^*(i\omega\tau) = E_{00} + \frac{E_0 + E_{00}}{1 + \delta(i\omega\tau_E)^{-k} + (i\omega\tau_E)^{-h} + (i\omega\beta\tau_E)^{-1}} \quad (\text{AXVII-3})$$

$$k = \frac{2 * \alpha}{\pi} \text{ et } h = \frac{2 * \beta}{\pi} \quad (\text{AXVII-4})$$

L'essai du module complexe, que nous avons réalisé, a consisté à imposer une déformation longitudinale sinusoïdale en contrainte alternée (tension-compression) à une éprouvette d'enrobé ϕ 80 mm et de 120 mm de longueur, en condition isotherme, à divers paliers de température et pour différentes fréquences de sollicitations (Di Benedetto et de La Roche, 1998). Le comportement rhéologique de l'enrobé est alors défini par l'établissement des courbes maîtresses en fonction des températures et des fréquences sélectionnées.

Cet essai demande un contrôle et une mesure précise de la déformation de l'éprouvette en cours d'essai afin de pouvoir imposer une déformation sinusoïdale tout au long de l'essai. L'utilisation d'une presse mécanique, asservie en temps réel et capable d'imposer une force adéquate permettant la déformation nécessaire, est essentielle. Une enceinte thermique, un système d'acquisition de données ainsi que des extensomètres capteurs de mouvement sont également indispensables au bon fonctionnement de l'essai.

ANNEXE XVIII

Résultats et descriptions complètes des essais de compression sinusoïdale pour l'enrobé ESG-10

#	Hauteur	Diamètre	% vides	Date	T° (°C)	Fr (Hz)	σ_v (MPa)	σ_H (MPa)	ϵ_0	ϵ	IQ σ	IQ ϵ	I	S	E*	ϵ_r	μ Essai	α Essai
ESG-10 A5-3	119.664	79.148	4.17	270108	30	1	0.2	0.0	0.769	1.478	0.100	0.440	0.00017	0.36020	945	0.00021	0.294	0.640
ESG-10 B5-3	121.925	79.163	4.31	280108	40	1	0.2	0.0	1.071	12.099	0.126	0.514	0.00060	0.31290	380	0.00053	0.359	0.687
ESG-10 C5-1	120.513	79.253	4.31	502008	50	1	0.2	0.0	1.711	95.600	0.163	0.491	0.00190	0.29540	186	0.00108	0.522	0.705
ESG-10 C5-3	120.512	79.228	5.16	290108	30	1	0.4	0.0	1.576	27.462	0.115	0.541	0.00054	0.37260	945	0.00042	0.479	0.627
ESG-10 B3-2	121.005	79.177	5.59	110707	40	1	0.4	0.0	1.885	63.760	0.126	0.496	0.00106	0.34500	380	0.00105	0.346	0.655
ESG-10 A5-2	120.573	79.149	4.82	602008	50	1	0.4	0.0	2.482	423.211	0.178	0.493	0.00281	0.32760	186	0.00215	0.428	0.672
ESG-10 B5-2	120.986	79.197	4.46	050208	30	1	0.6	0.0	1.634	62.351	0.131	0.533	0.00066	0.38410	945	0.00063	0.399	0.616
ESG-10 C5-2	121.022	79.249	4.83	060208	40	1	0.6	0.0	2.240	287.307	0.128	0.499	0.00152	0.37870	380	0.00158	0.365	0.621
ESG-10 D5-1	121.156	79.160	5.00	070208	50	1	0.6	0.0	2.434	3192.287	0.100	0.417	0.00363	0.39140	186	0.00323	0.440	0.609
ESG-10 A5-1	122.271	79.089	4.26	220108	30	5	0.2	0.0	0.207	0.360	0.352	0.645	0.00008	0.29260	1824	0.00011	0.217	0.707
ESG-10 D5-3	121.063	79.253	4.88	040208	40	5	0.2	0.0	1.087	1.436	0.396	0.730	0.00034	0.33080	771	0.00026	0.428	0.669
ESG-10 D5-2	118.741	79.153	4.35	140208	50	5	0.2	0.0	1.862	7.308	0.477	0.759	0.00146	0.26210	375	0.00053	0.716	0.738
ESG-10 B4-2	121.951	79.165	4.47	090208	30	5	0.4	0.0	0.309	1.415	0.336	0.640	0.00009	0.33680	1824	0.00022	0.144	0.663
ESG-10 B3-1	120.637	79.076	4.86	100707	40	5	0.4	0.0	1.482	11.930	0.390	0.694	0.00084	0.29760	771	0.00052	0.482	0.702
ESG-10 D6-1	120.480	79.218	4.82	180208	50	5	0.4	0.0	2.405	56.369	0.354	0.637	0.00258	0.26540	375	0.00107	0.642	0.735
ESG-10 C6-1	119.136	79.139	4.29	140208	30	5	0.6	0.0	1.246	13.329	0.337	0.695	0.00041	0.35760	1824	0.00033	0.448	0.642
ESG-10 B6-2	118.643	79.121	4.98	190208	40	5	0.6	0.0	1.903	116.666	0.337	0.667	0.00106	0.36950	771	0.00078	0.501	0.631
ESG-10 C6-2	121.371	79.129	4.94	190208	50	5	0.6	0.0	2.282	1130.886	0.448	0.707	0.00314	0.34860	375	0.00160	0.685	0.651
ESG-10 B5-1	118.793	79.171	4.91	220108	30	10	0.2	0.0	0.260	0.236	0.221	0.557	0.00009	0.28870	2368	0.00008	0.312	0.711
ESG-10 A6-2	120.233	79.220	4.93	180208	40	10	0.2	0.0	1.059	1.340	0.246	0.646	0.00036	0.30270	1038	0.00019	0.572	0.697
ESG-10 D3-2	121.694	79.077	6.01	210607	50	10	0.2	0.0	2.209	10.231	0.330	0.670	0.00212	0.24680	510	0.00039	1.332	0.753
ESG-10 D6-3	122.817	79.221	5.16	191107	3	10	0.4	0.0	0.061	0.029	0.400	0.706	0.00000	0.48340	14667	0.00003	0.024	0.517
ESG-10 D4-1	121.870	79.101	4.53	051107	12.8	10	0.4	0.0	0.249	0.083	0.317	0.628	0.00001	0.51310	8697	0.00005	0.066	0.487
ESG-10 D4-2	121.516	79.103	4.15	290607	20	10	0.4	0.0	0.251	0.087	0.324	0.645	0.00001	0.46640	5309	0.00008	0.057	0.534
ESG-10 D4-3	123.044	79.076	4.11	010707	25	10	0.4	0.0	0.594	0.187	0.345	0.550	0.00001	0.46640	3588	0.00011	0.039	0.534
ESG-10 C3-1	116.583	79.085	4.79	040707	30	10	0.4	0.0	0.920	0.451	0.268	0.627	0.00023	0.30750	2368	0.00017	0.410	0.693
ESG-10 B4-1	121.623	79.126	3.84	270607	35	10	0.4	0.0	1.646	1.061	0.356	0.673	0.00031	0.33400	1556	0.00026	0.397	0.666
ESG-10 B3-3	121.633	79.145	4.97	120407	40	10	0.4	0.0	2.159	12.560	0.393	0.718	0.00085	0.32020	1038	0.00039	0.707	0.680
ESG-10 B4-3	121.136	79.166	3.81	030707	45	10	0.4	0.0	1.987	16.908	0.337	0.649	0.00130	0.28500	713	0.00056	0.661	0.715
ESG-10 A6-1	119.939	79.135	4.55	200108	50	10	0.4	0.0	2.294	48.291	0.386	0.653	0.00162	0.30740	510	0.00078	0.636	0.693
ESG-10 A6-3	121.473	79.185	4.68	200208	50	10	0.4	0.0	2.294	49.814	0.499	0.678	0.00168	0.30510	510	0.00078	0.652	0.695
ESG-10 C4-1	117.677	79.165	4.38	210607	60	10	0.4	0.0	2.836	348.526	0.338	0.654	0.00338	0.30730	301	0.00133	0.782	0.693
ESG-10 D6-2	122.219	79.191	5.23	080508	30	10	0.6	0.0	0.909	7.690	0.022	0.029	0.00029	0.35200	2368	0.00025	0.405	0.648
ESG-10 C3-2	117.685	79.049	5.60	030707	40	10	0.6	0.0	1.682	28.159	0.423	0.673	0.00052	0.37750	1038	0.00058	0.342	0.623
ESG-10 B6-1	116.452	79.221	4.55	130208	50	10	0.6	0.0	3.029	316.563	0.301	0.572	0.00377	0.29680	510	0.00118	0.951	0.703
ESG10 B6-3	119.799	79.120	4.29	200308	30	10	0.6	0.1	0.711	0.255	0.619	0.579	0.00031	0.11540	2368	0.00025	0.142	0.885
ESG10 C6-3	120.919	79.220	4.76	050308	30	10	0.6	0.2	0.306	0.143	0.477	0.486	0.00023	0.11840	2368	0.00025	0.108	0.882

ANNEXE XIX

Résultats et descriptions complètes des essais de compression sinusoïdale pour l'enrobé EB-14

#	Hauteur	Diamètre	% vides	Date	T° (°C)	Fr (Hz)	σ_v (MPa)	σ_H (MPa)	ϵ_0	ϵ	IQ σ	IQ ϵ	I	S	E*	ϵ_r	μ Essai	α Essai
EB-14 A6-1	121.731	79.191	5.94	180108	30	1	0.2	0.0	0.850	0.208	0.171	0.630	0.00006	0.37660	879	0.00023	0.104	0.623
EB-14 B5-2	117.137	79.231	5.29	020108	40	1	0.2	0.0	1.846	0.636	0.133	0.590	0.00043	0.33250	264	0.00076	0.189	0.668
EB-14 C6-1	122.862	79.160	5.42	170108	50	1	0.2	0.0	2.147	19.316	0.015	0.570	0.00121	0.30380	100	0.00200	0.183	0.696
EB-14 A5-3	118.931	79.188	4.77	110108	30	1	0.4	0.0	1.148	6.474	0.126	0.554	0.00029	0.36920	879	0.00046	0.236	0.631
EB-14 B4-3	120.700	79.107	5.33	220607	40	1	0.4	0.0	0.136	45.930	0.167	0.568	0.00078	0.31220	264	0.00152	0.161	0.688
EB-14 B6-2	119.924	79.209	5.77	170108	50	1	0.4	0.0	2.031	401.642	0.075	0.410	0.00192	0.36040	100	0.00400	0.173	0.640
EB-14 A5-1	120.948	79.095	4.47	020108	30	1	0.6	0.0	1.295	48.496	0.130	0.518	0.00047	0.39660	879	0.00068	0.271	0.603
EB-14 A5-2	120.823	79.167	5.25	291208	40	1	0.6	0.0	1.865	219.064	0.132	0.510	0.00095	0.40870	264	0.00227	0.171	0.591
EB-14 D5-2	119.572	79.395	5.75	140108	50	1	0.6	0.0	1.778	1540.253	0.134	0.460	0.00228	0.39250	100	0.00600	0.149	0.608
EB-14 D6-2	120.781	79.102	5.62	210108	30	5	0.2	0.0	0.131	0.211	0.245	0.505	0.00001	0.41390	2107	0.00009	0.056	0.586
EB-14 D5-3	120.013	79.143	5.12	261207	40	5	0.2	0.0	1.066	0.366	0.010	0.753	0.00031	0.36260	520	0.00038	0.296	0.637
EB-14 D6-1	120.687	79.190	5.67	160108	50	5	0.2	0.0	2.039	3.870	0.439	0.751	0.00301	0.31990	182	0.00110	0.877	0.680
EB-14 B4-2	121.057	79.101	5.23	121207	30	5	0.4	0.0	1.761	2.127	0.512	0.903	0.00031	0.36260	1643	0.00024	0.468	0.637
EB-14 C3-3	117.508	79.111	5.05	260607	40	5	0.4	0.0	2.262	18.597	0.443	0.765	0.00078	1.00000	520	0.00077	1.017	0.000
EB-14 B5-3	117.569	79.205	5.56	020108	50	5	0.4	0.0	2.801	56.185	0.306	0.598	0.00360	0.24090	182	0.00220	0.395	0.759
EB-14 C6-3	122.671	79.149	5.52	120208	30	5	0.6	0.0	1.308	15.001	0.319	0.686	0.00043	0.36200	1643	0.00037	0.422	0.638
EB-14 C5-2	119.227	79.276	6.04	100108	40	5	0.6	0.0	1.866	31.666	0.353	0.684	0.00092	0.33450	520	0.00115	0.267	0.666
EB-14 C5-3	117.235	79.291	5.94	100108	50	5	0.6	0.0	2.721	358.246	0.331	0.576	0.00301	0.31990	182	0.00330	0.292	0.680
EB-14 B5-1	117.653	79.249	4.75	191207	30	10	0.2	0.0	0.532	0.102	0.300	0.669	0.00023	0.33900	1643	0.00012	0.644	0.661
EB-14 D3-3	123.121	79.100	5.22	140607	40	10	0.2	0.0	1.952	0.352	0.347	0.554	0.00075	0.24690	695	0.00029	0.643	0.753
EB-14 D5-1	118.585	79.150	4.79	150108	50	10	0.2	0.0	1.794	3.301	0.337	0.676	0.00161	0.24250	241	0.00083	0.471	0.758
EB-14 B6-1	120.043	79.135	5.85	130208	30	10	0.4	0.0	0.879	1.821	0.205	0.593	0.00016	0.38200	2107	0.00019	0.313	0.618
EB-14 B2-2	121.745	79.145	5.57	120407	40	10	0.4	0.0	1.966	7.100	0.377	0.585	0.00078	0.31220	695	0.00058	0.424	0.688
EB-14 B6-3	120.051	79.196	6.09	090707	50	10	0.4	0.0	2.451	51.919	0.353	0.532	0.00260	0.26920	241	0.00166	0.421	0.731
EB-14 D3-1	121.423	79.154	5.83	151207	30	10	0.6	0.0	1.643	9.091	0.213	0.649	0.00042	0.36380	2107	0.00028	0.536	0.636
EB-14 D3-2	122.086	78.993	5.82	130607	40	10	0.6	0.0	2.454	39.716	0.312	0.534	0.00133	0.32480	695	0.00086	0.499	0.675
EB-14 C5-1	117.075	79.129	4.51	140108	50	10	0.6	0.0	2.458	109.839	0.332	0.574	0.00218	0.30820	241	0.00249	0.270	0.692
EB-14 A6-2	121.195	79.237	6.07	190308	30	10	0.6	0.1	0.488	0.438	0.616	0.623	0.00006	0.37660	2107	0.00028	0.083	0.623
EB-14 A6-3	122.381	79.223	5.63	040308	30	10	0.6	0.2	0.324	0.193	0.494	0.466	0.00000	0.12950	2107	0.00028	0.000	0.871

ANNEXE XX

Résultats et descriptions complètes des essais de compression sinusoïdale pour l'enrobé GB-20

#	Hauteur	Diamètre	% vides	Date	T° (°C)	Fr (Hz)	σ_v (MPa)	σ_H (MPa)	ϵ_0	ϵ^\bullet	IQ σ	IQ ϵ	I	S	E*	ϵ_r	μ_{Essai}	α_{Essai}
GB-20 BI-3	119.628	79.131	6.29	141209	30	1	0.6	0.0	2.067	145.793	0.102	0.004	0.00492	0.21620	721	0.00083	1.278	0.784
GB-20 CI-1	121.983	79.151	6.39	050210	30	5	0.6	0.0	2.265	55.793	0.084	0.016	0.00713	0.15270	1512	0.00040	2.743	0.847
GB-20 AI-1	121.594	79.211	6.13	231109	30	10	0.2	0.0	1.078	0.594	0.018	0.051	0.00035	0.31560	2053	0.00010	1.119	0.684
GB-20 AI-2	121.430	79.161	6.09	291109	30	10	0.4	0.0	3.574	5.684	0.345	0.468	0.00140	0.31080	2053	0.00019	2.237	0.689
GB-20 BI-1	118.893	79.161	6.09	071209	30	10	0.6	0.0	1.727	20.654	0.021	0.096	0.00101	0.30980	2053	0.00029	1.074	0.690
GB-20 BI-2	120.011	79.088	6.15	091209	40	10	0.6	0.0	2.223	162.509	0.083	0.219	0.00181	0.33460	671	0.00089	0.679	0.665
GB-20 AI-3	121.625	79.177	6.11	011209	50	10	0.6	0.0	2.291	884.824	0.784	1.650	0.00556	0.23990	270	0.00222	0.601	0.760
GB-20 CI-2	121.051	79.157	6.30	170310	30	10	0.6	0.1	0.880	1.808	0.023	0.396	0.00016	0.38200	2053	0.00029	0.203	0.618
GB-20 CI-3	121.571	79.082	6.42	300610	30	10	0.6	0.2	0.745	0.383	0.077	0.079	0.00002	0.56600	2053	0.00029	0.042	0.434

ANNEXE XXI

Détermination de la constante F par le principe équivalence temps – température pour les enrobés EB-14 et GB-20

XXI.1.1 Détermination de la constante F par le PETT pour l'enrobé EB-14

La Figure A-XXI-1 a) représente l'ensemble des facteurs a_T en fonction de la température. De son côté, la Figure-A XXI-1 b) représente, pour sa part, les facteurs a_T en fonction des plages de température qui sont intéressantes du point de vue orniérage. De la Figure-A XXI-1 b), qui représente un environnement semi-logarithmique, nous pouvons tracer une courbe de tendance dans la portion la plus linéaire possible sous la forme suivante :

$$\log a_T = \psi (T_i - T_{ref}) \quad (\text{A XXI-1})$$

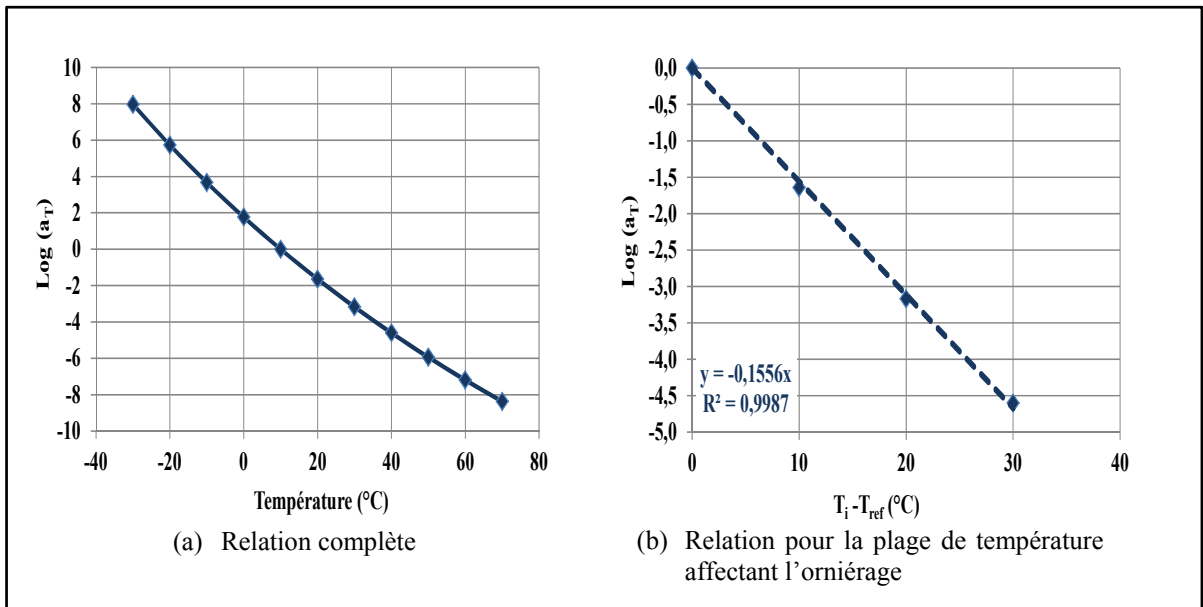


Figure-A XXI-1 Relation entre la température et le logarithme du facteur a_T de l'enrobé EB-14

Où A et B sont des constantes propres au matériau et qui peuvent être définies suivant une courbe exponentielle dans un environnement semi-logarithmique.

Le facteur a_T suit donc la relation définie à l'équation AXXI-2

$$\log a_T = -0,1556 (T_i - T_{ref}) \quad (\text{A XXI-2})$$

Nous pouvons donc en prenant en compte l'équation AXXI-2, définir la constante F suivant l'équation AXXI-3.

$$F = \frac{D * (T_i - T_{ref})}{- \psi (T_i - T_{ref})} \quad (\text{AXXI-3})$$

Où

D = la constante associée à la température = 0,09
 T_i = la température de référence = 30°C
 T = la température ou on recherche l'équivalence = 10°C

Donc, nous obtenons en substituant toutes ces valeurs dans l'équation AXXI-3 la valeur de -0,57 pour la constante F. Cette valeur est tout à fait comparable à la valeur obtenue lors des essais de compression sinusoïdale et est égale à -0,85.

XXI.1.2 Détermination de la constante F par le PETT pour l'enrobé GB-20

La Figure-A XXI-2(a) représente l'ensemble des facteurs a_T en fonction de la température. De son côté, la Figure-A XXI-2(b) représente les facteurs a_T en fonction des plages de température qui sont intéressantes du point de vue orniérage. De la Figure-A XXI-2(b), qui représente un environnement semi-logarithmique, nous pouvons tracer une courbe de tendance dans la portion la plus linéaire possible sous la forme de l'équation AXXI-1.

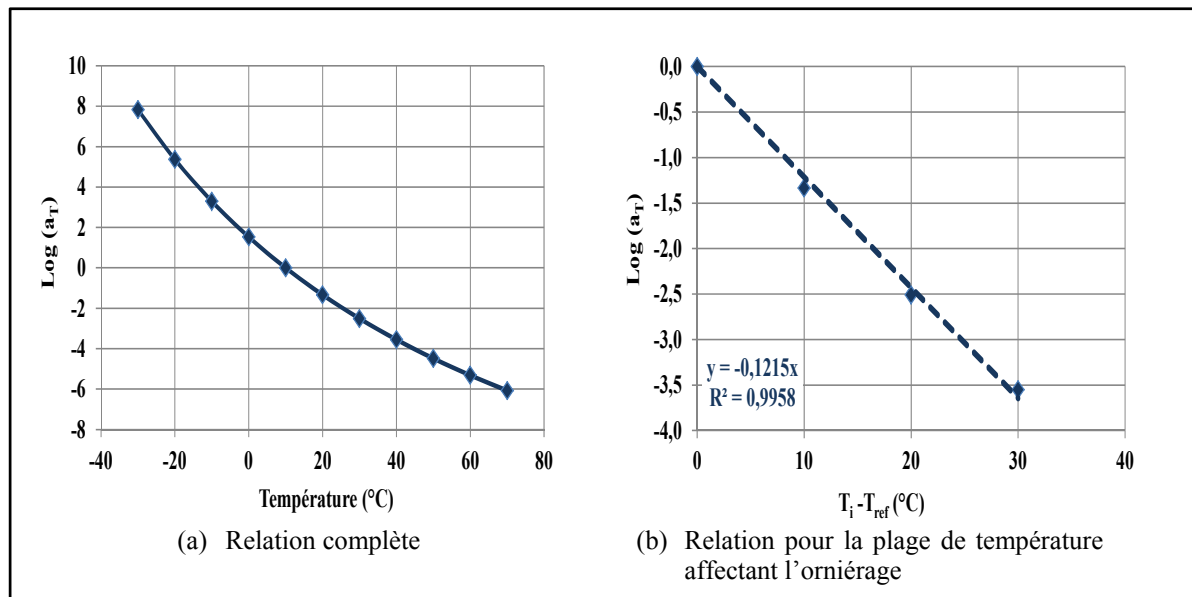


Figure-A XXI-1 Relation entre la température et le logarithme du facteur a_T de l'enrobé GB-20

Où A et B sont des constantes propres au matériau et qui peuvent être définies suivant une courbe exponentielle dans un environnement semi-logarithmique.

Le facteur a_T suit donc la relation définie à l'équation AXXI-4

$$\log a_T = -0,122 (T_i - T_{ref}) \quad (\text{AXXI-4})$$

Nous pouvons donc en prenant en compte l'équation AXXII-2, définir la constante F suivant l'équation AXXI-5.

$$F = \frac{D * (T_i - T_{ref})}{\psi (T_i - T_{ref})_i} \quad (\text{AXXI-5})$$

Où

- D = la constante associée à la température = 0,08
- T_i = la température de référence = 30°C
- T = la température ou on recherche l'équivalence = 10°C

Donc, nous obtenons, en substituant toutes ces valeurs dans l'équation AXXI-3, la valeur de -0,63 pour la constante F.

ANNEXE XXII

Nouvelle approche de détermination des constantes du modèle ESSO

XXII.1 Analyse réalisée

L'analyse a consisté à la mise en graphique de la relation de la température en fonction de la contrainte verticale et ce pour une fréquence de sollicitation donnée. Neuf (9) graphiques ont été tracés pour visualiser cette relation en fonction des essais réalisés en laboratoire. La Figure-A XXII-1 illustre ces relations pour l'enrobé EB-14 et le Figure-AXXII-2 pour l'enrobé ESG-10.

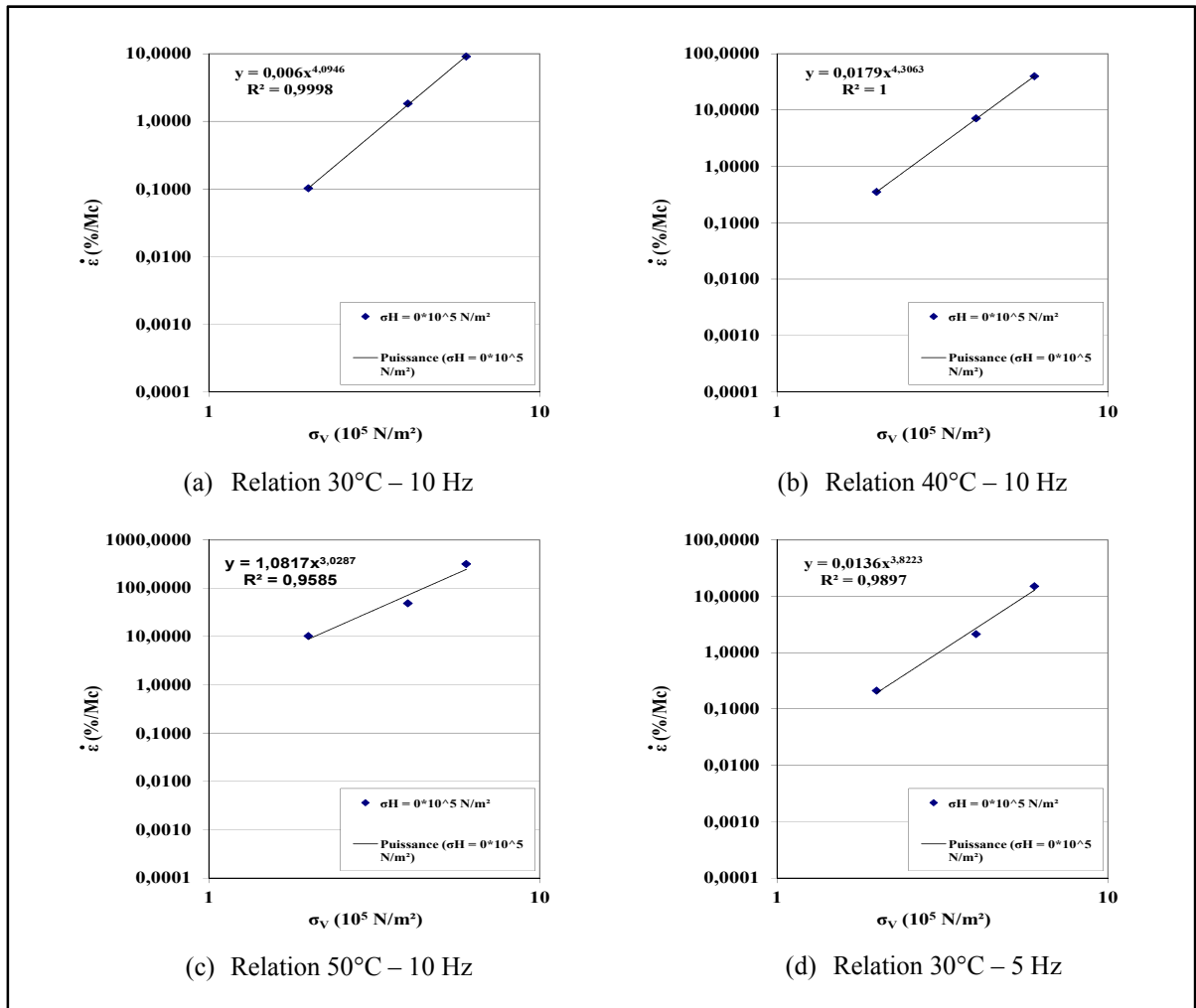
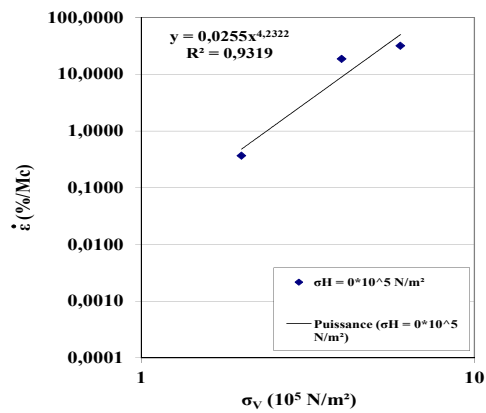
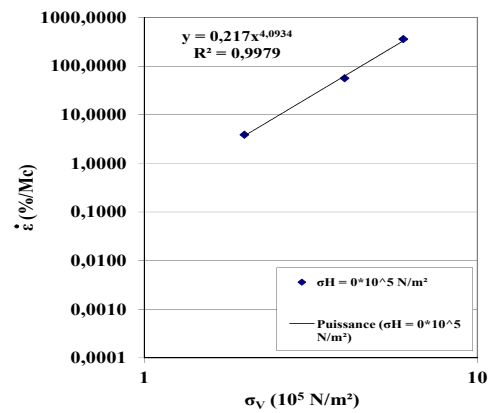


Figure-A XXII-1 Relation entre la température et la contrainte verticale pour l'enrobé EB-14

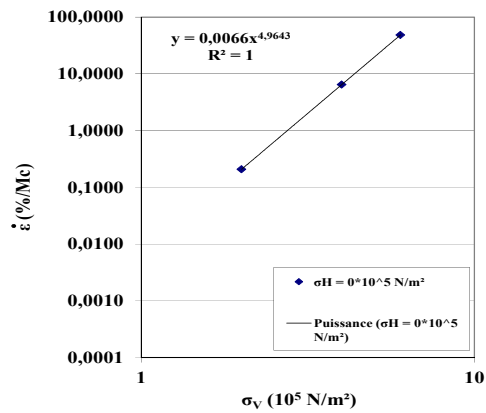




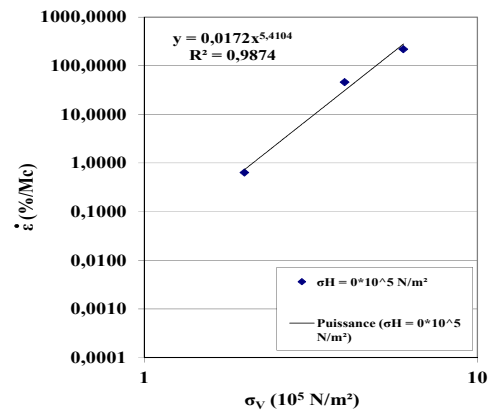
(e) Relation 40°C – 5 Hz



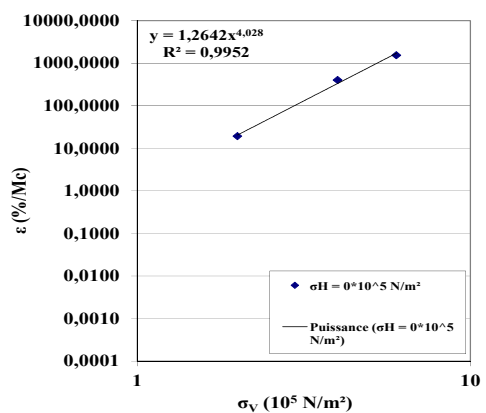
(f) Relation 50°C – 5 Hz



(g) Relation 30°C – 1 Hz



(h) Relation 40°C – 1 Hz



(i) Relation 50°C – 1 Hz

Figure-A XXII-1 Relation entre la température et la contrainte verticale pour l'enrobé EB-14 (suite)

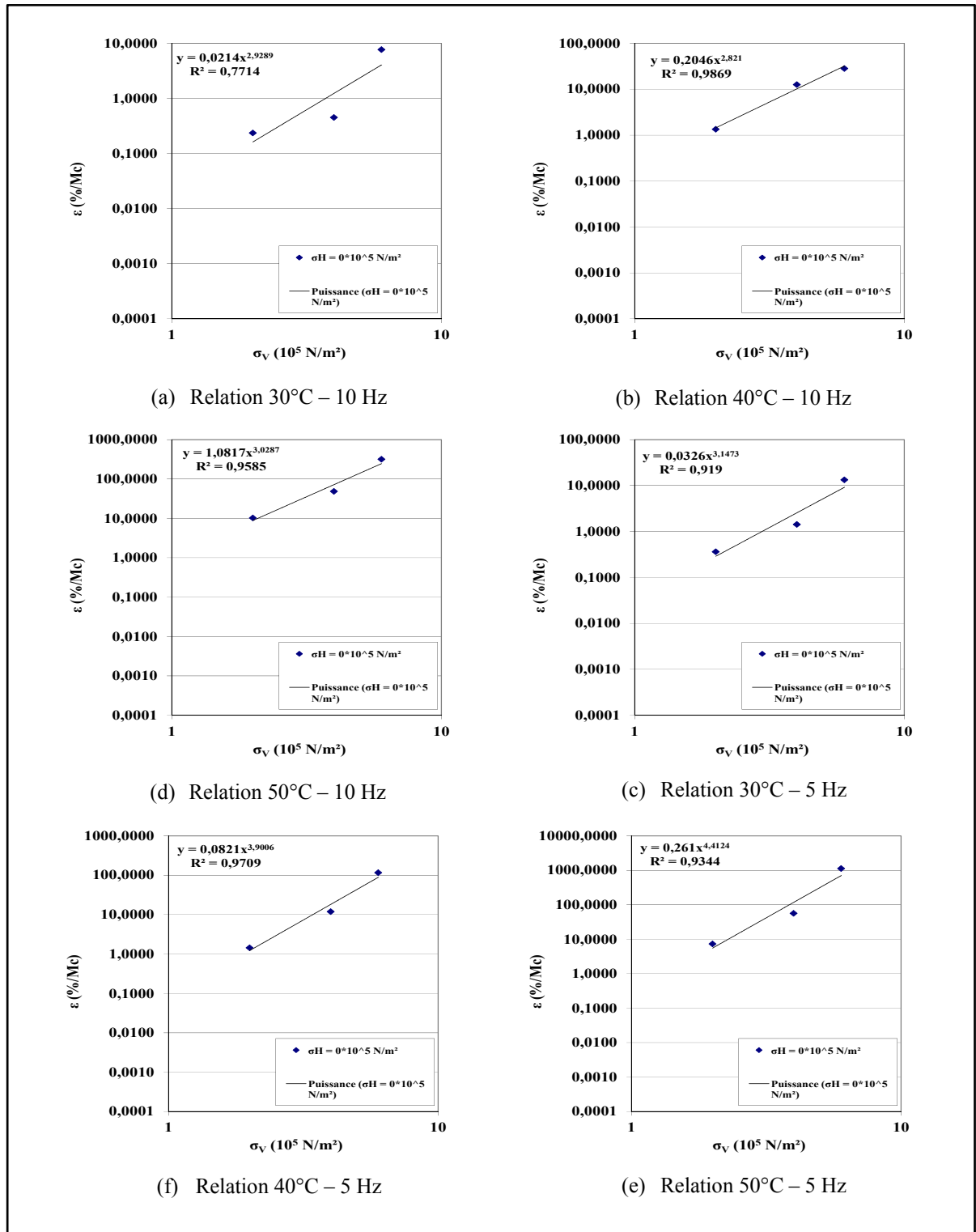


Figure-A XXII-2 Relation entre la température et la contrainte verticale pour l'enrobé ESG-10

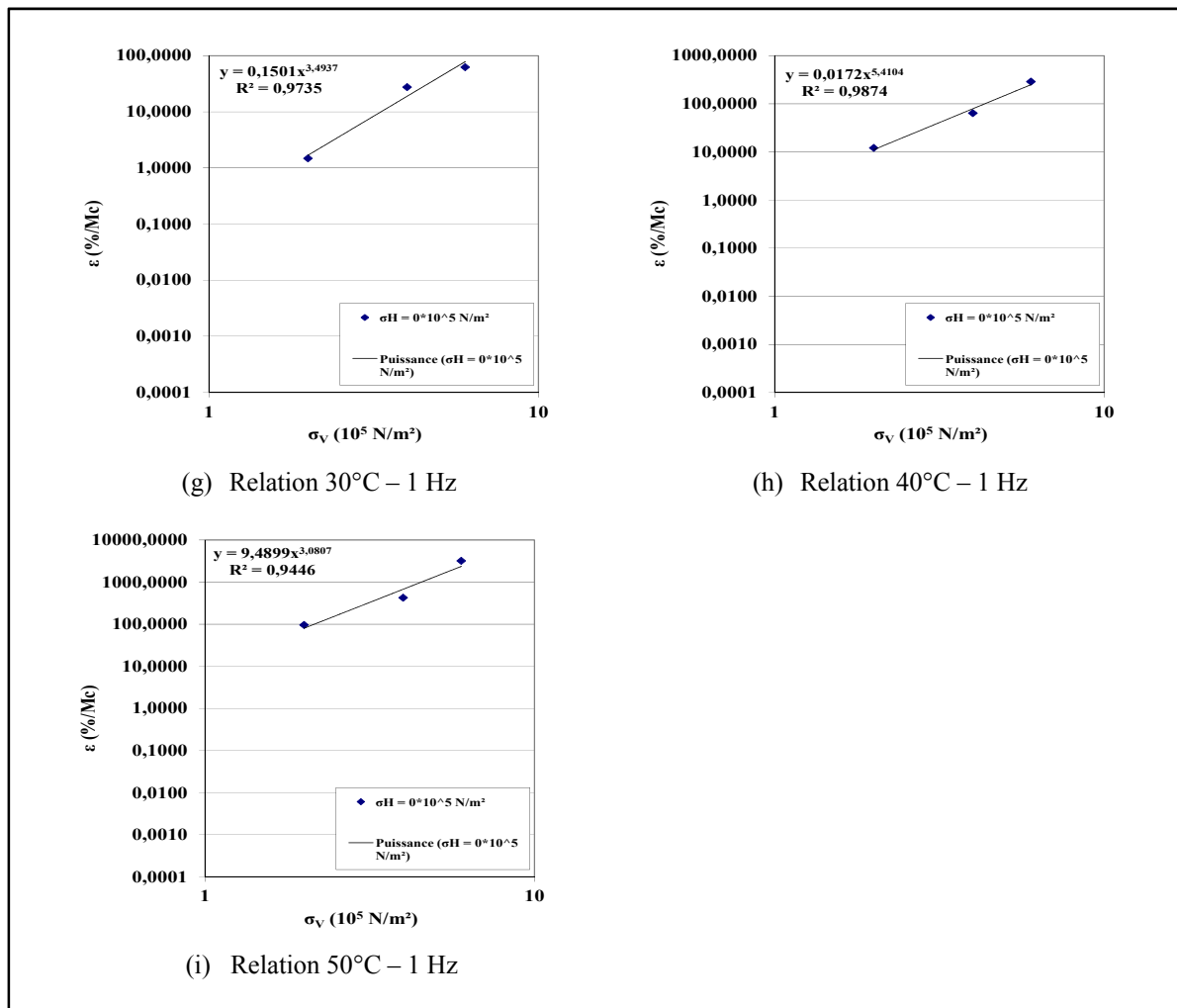


Figure-A XXII-2 Relation entre la température et la contrainte verticale pour l'enrobé ESG-10 (suite)

Suivant cette mise en graphique, les constantes A et B de chacune de ces relations ont été déterminées ainsi que la constantes D associés à la fréquence de sollicitation. De son côté, la fréquence F a été déterminée à l'aide du PETT. Neuf (9) combinaisons de constantes ont ainsi été trouvées. Le Tableau-A XXII-1 résume l'ensemble des combinaisons de constantes possible pour l'enrobé EB-14 et le Tableau-A XXII-2 pour l'enrobé ESG-10.

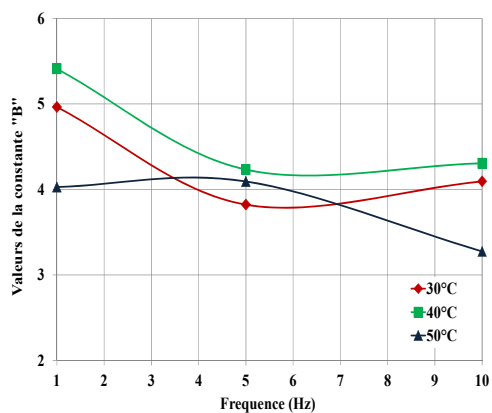
Tableau-A XXII-1 Synthèse des combinaisons de constantes pour l'enrobé EB-14

Combinaisons		Constantes				
		A	B	C	D	F
1	30°C – 1 Hz et σ_v variable	-2,18	4,96	-1,02	0,12	-0,76
2	40°C – 1 Hz et σ_v variable	-1,76	5,41	-1,02	0,12	-0,76
3	50°C – 1 Hz et σ_v variable	0,10	4,03	-1,02	0,12	-0,76
4	30°C – 5 Hz et σ_v variable	-1,87	3,82	-1,02	0,09	-0,57
5	40°C – 5 Hz et σ_v variable	-1,59	4,23	-1,02	0,09	-0,57
6	50°C – 5 Hz et σ_v variable	-0,66	4,09	-1,02	0,09	-0,57
7	30°C – 10 Hz et σ_v variable	-2,22	4,09	-1,02	0,09	-0,57
8	40°C – 10 Hz et σ_v variable	-1,75	4,31	-1,02	0,09	-0,57
9	50°C – 10 Hz et σ_v variable	-0,41	3,27	-1,02	0,09	-0,57

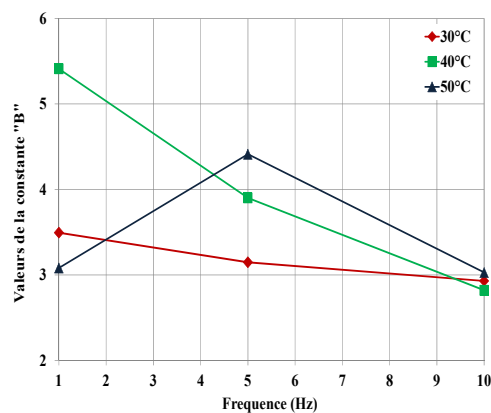
Tableau-A XXII-2 Synthèse des combinaisons de constantes pour l'enrobé ESG-10

Combinaisons		Constantes				
		A	B	C	D	F
1	30°C – 1 Hz et σ_v variable	-0,82	3,49	-0,82	0,09	-0,71
2	40°C – 1 Hz et σ_v variable	-1,76	5,41	-0,82	0,09	-0,71
3	50°C – 1 Hz et σ_v variable	0,98	3,08	-0,82	0,09	-0,71
4	30°C – 5 Hz et σ_v variable	-1,49	3,15	-0,82	0,05	-0,39
5	40°C – 5 Hz et σ_v variable	-1,09	3,90	-0,82	0,05	-0,39
6	50°C – 5 Hz et σ_v variable	-0,58	4,41	-0,82	0,05	-0,39
7	30°C – 10 Hz et σ_v variable	-1,67	2,93	-0,82	0,09	-0,71
8	40°C – 10 Hz et σ_v variable	-0,69	2,82	-0,82	0,09	-0,71
9	50°C – 10 Hz et σ_v variable	0,03	3,03	-0,82	0,09	-0,71

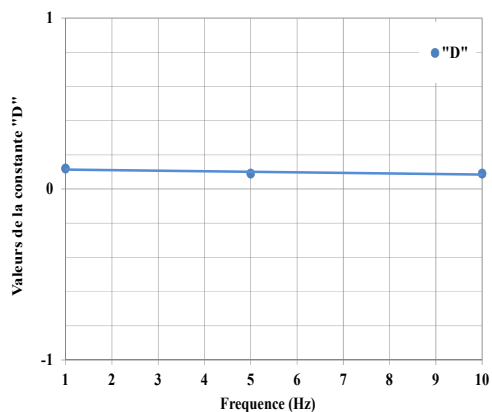
Par la suite, le taux de déformation a été calculé en fonction du modèle ESSO pour l'ensemble des conditions de sollicitations réalisées en laboratoire (29 essais) et comparé aux résultats expérimentaux obtenus lors des essais. La Figure-A XXII-3 illustre l'évolution des constantes en fonction des différentes conditions de sollicitation.



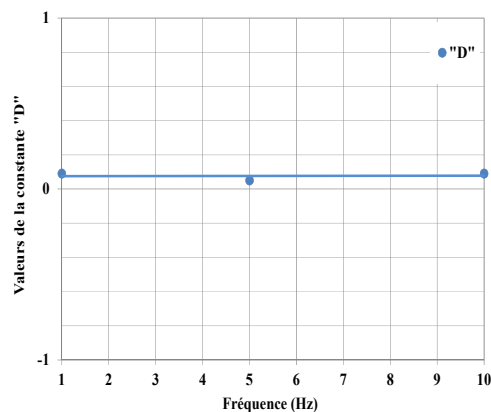
(a) Évolution de la constante B – EB-14



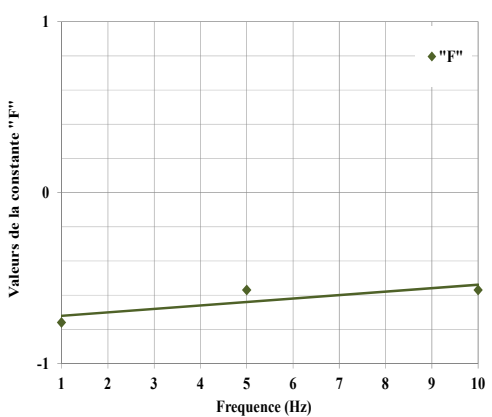
(b) Évolution de la constante B – ESG-10



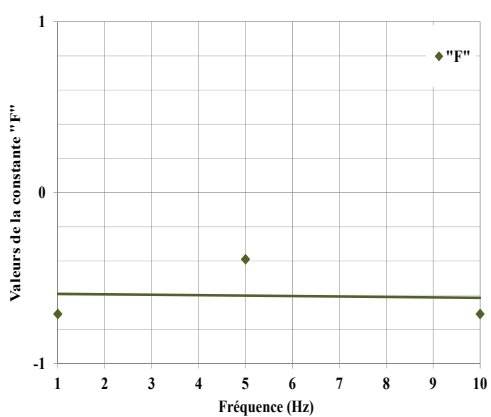
(c) Évolution de la constante D – EB-14



(d) Évolution de la constante D – ESG-10



(e) Évolution de la constante F – EB-14



(f) Évolution de la constante F – ESG-10

Figure-A XXII-3 Évolution des constantes B, D et F en fonction des conditions de sollicitation et de l'enrobé

La Figure-A XXII-3 illustre bien que l'évolution de la constante B n'est pas linéaire en fonction des différentes conditions de sollicitation. Cette non linéarité induit des erreurs dans la prédiction du taux de déformation et démontre toute l'influence que la constante B peut avoir sur le comportement de l'enrobé vis-à-vis la prédiction de l'orniérage.

Suivant l'analyse de ces figures, l'évolution du taux de déformation pour chaque combinaison a été tracée à la Figure-A XXIII-4(a) pour l'enrobé EB-14 et à la Figure-A XXIII-5(a) pour l'enrobé ESG-10. Les Figures A XXIII-4(b) et A XXIII-5(b) représentent de leur côté, la combinaison la plus représentative des essais réalisées en laboratoire soit la combinaison #3.

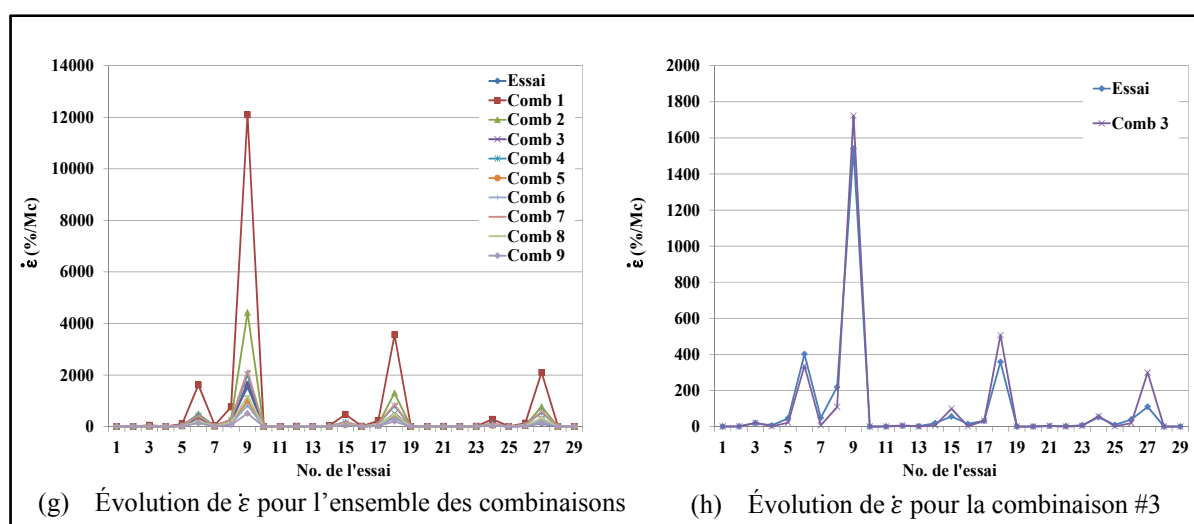


Figure-A XXII-4 Évolution du taux de déformation pour chacune des combinaisons - EB-14

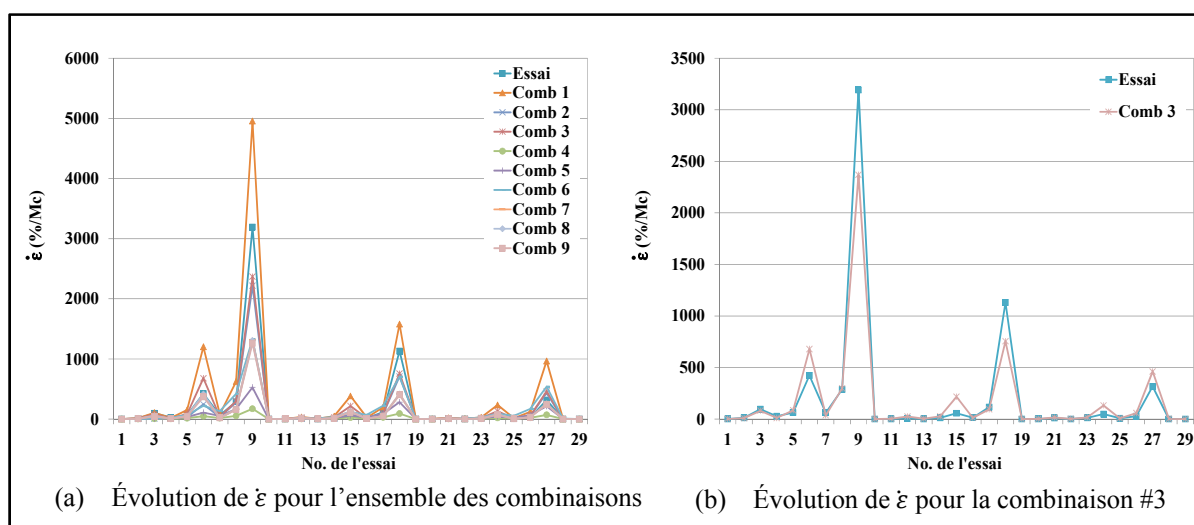


Figure-A XXII-5 Évolution du taux de déformation pour chacune des combinaisons - ESG-10

XXII.2 Développement de la nouvelle approche

Suivant les résultats obtenus des Figures-A XXII-4 et 5 le cas #3 représente le cas le plus représentatif. Il a donc été décidé d'améliorer ce cas par une optimisation des constantes A et B par rétro calculs. Le développement de cette nouvelle approche consiste donc dans un premier temps à déterminer les constantes les plus influentes du modèle ESSO c'est-à-dire les constantes A et B par rétro calculs. Par la suite les constantes C et D sont définies selon la même procédure vue précédemment et finalement la constante F est déterminée par le PETT. Pour ce faire six essais ont été ciblés, ils sont définis dans le Tableau-A XXII-3

Tableau-A XXII-3 Synthèse des combinaisons

Condition de sollicitation	Essais					
	1	2	3	4	5	6
Température (°C)	50	50	50	50	30	40
Fréquence (Hz)	1	1	1	1	1	1
σ_V (MPa)	0,2	0,6	0,6	0,2	0,6	0,6
σ_H (MPa)	0,0	0,0	0,1	0,2	0,0	0,0

Le Tableau-A XXII-4 donne les nouvelles constantes déterminées en fonction des enrobés et définies selon la nouvelle procédure

Tableau-A XXII-4 Synthèse des constantes

Constante	Enrobés	
	EB-14	ESG-10
A	0,09	1,02
B	3,99	3,19
C	-1,02	-0,82
D	0,12	0,09
F	-0,76	-0,71

La Figure-A XXII-6 illustre la relation de l'erreur relative en fonction des résultats d'essais en laboratoire versus les résultats issus de la prédiction du taux de déformations à l'aide des constantes issues de la modification du cas #3 pour l'enrobé EB-14 et la Figure-A XXII-7 pour l'enrobé ESG-10. Les droites de modélisation suivent pratiquement les droites affines.

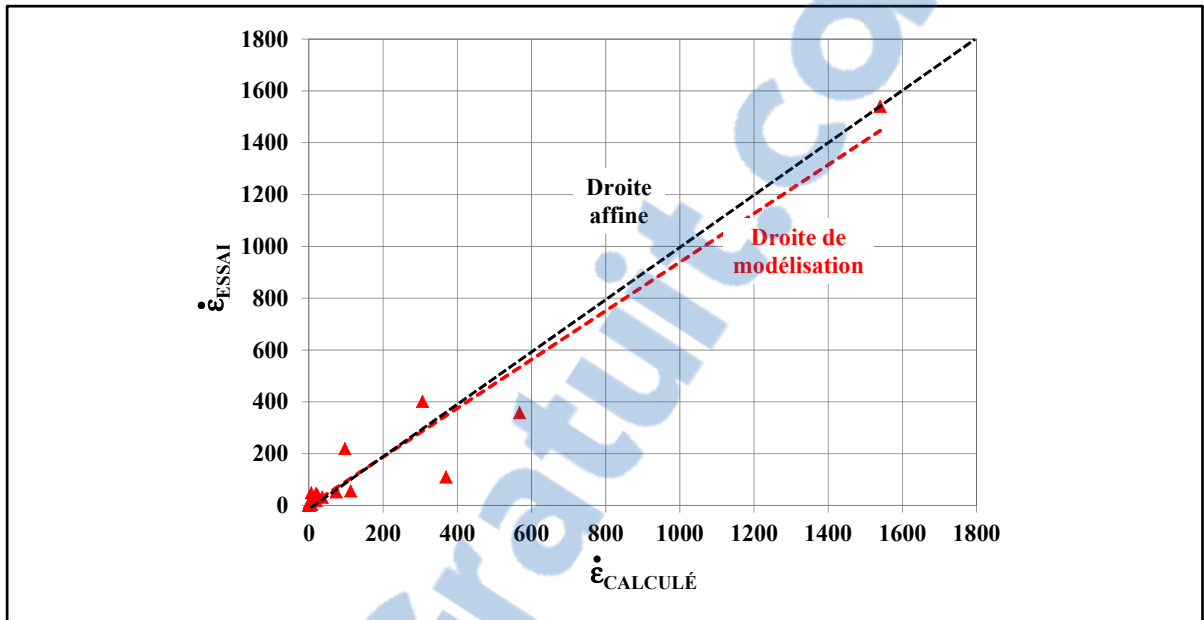


Figure-A XXII-6 Erreur relative entre les résultats des essais en laboratoire et les résultats de prédiction à l'aide de la nouvelle procédure pour l'enrobé EB-14

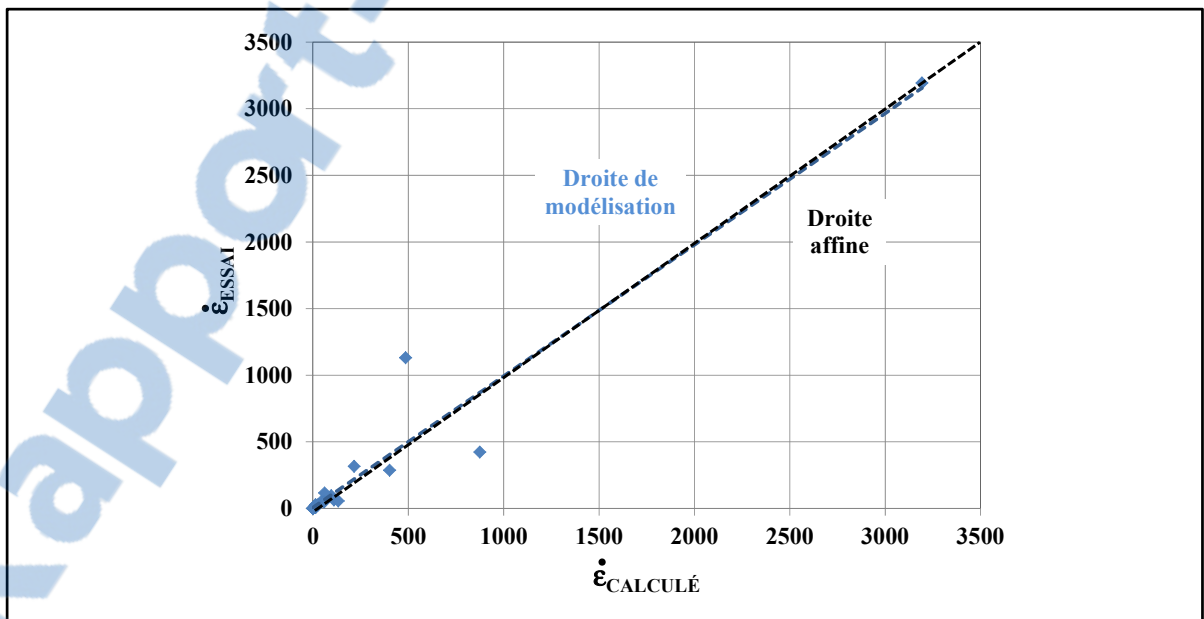


Figure-A XXII-5 Erreur relative entre les résultats des essais en laboratoire et les résultats de prédiction à l'aide de la nouvelle procédure pour l'enrobé ESG-10

Suivant les résultats, cette nouvelle approche de détermination des constantes du modèle ESSO s'avère la méthodologie la plus appropriée et la plus représentative des résultats obtenus des essais en laboratoire.

XXII.3 Résumé des étapes de la nouvelle approche de détermination des constantes du modèle ESSO

1. Réaliser les six (6) essais minimum de compression cyclique sinusoïdale en laboratoire selon les conditions établies dans le Tableau-A XXII-3

Tableau-A XXII-3 Synthèse des combinaisons de constantes

Condition de sollicitation	Essais					
	1	2	3	4	5	6
Température (°C)	50	50	50	50	30	40
Fréquence (Hz)	1	1	1	1	1	1
σ_V (MPa)	0,2	0,6	0,6	0,6	0,6	0,6
σ_H (MPa)	0,0	0,0	0,1	0,2	0,0	0,0

2. Déterminer les constantes A et B par rétro calculs selon les résultats des essais laboratoires des essais 1 et 2.
3. Déterminer la constante C à l'aide des essais 2, 3, et 4 en traçant la relation du taux de déformation en fonction de la contrainte verticale pour une même fréquence de sollicitation (1Hz). Tracer par la suite la relation des ordonnées à l'origine (a_0) de chaque contrainte horizontale (σ_H) en fonction de l'évolution de la contrainte horizontale. La constante C est alors la pente de cette relation.
4. Déterminer la constante D à l'aide des essais 2, 5 et 6 en traçant la relation du taux de déformation en fonction de la contrainte verticale pour une même fréquence de sollicitation (1 Hz). Tracer par la suite la relation des ordonnées à l'origine (a_0) de chaque température en fonction de la température. La constante D est alors la pente de cette relation.
5. Déterminer la constante F à l'aide du PETT et de l'équation 6.10 (section § 6.4.6)

$$F_{PETT} = \frac{D \cdot (T_i - T_{ref})}{\psi (T_i - T_{ref})} = \frac{D}{\psi} \quad (6.10)$$

6. Déterminer le modèle ESSO pour l'enrobé étudié selon la relation suivante :

$$\log \dot{\varepsilon} = A + B \log \sigma_V + C \sigma_H + D(T_i - T_{\text{ref}}) + F \log \left(\frac{f_{r_{T_i}}}{f_{r_{\text{ref}}}} \right) \quad (6.14)$$

ANNEXE XXIII

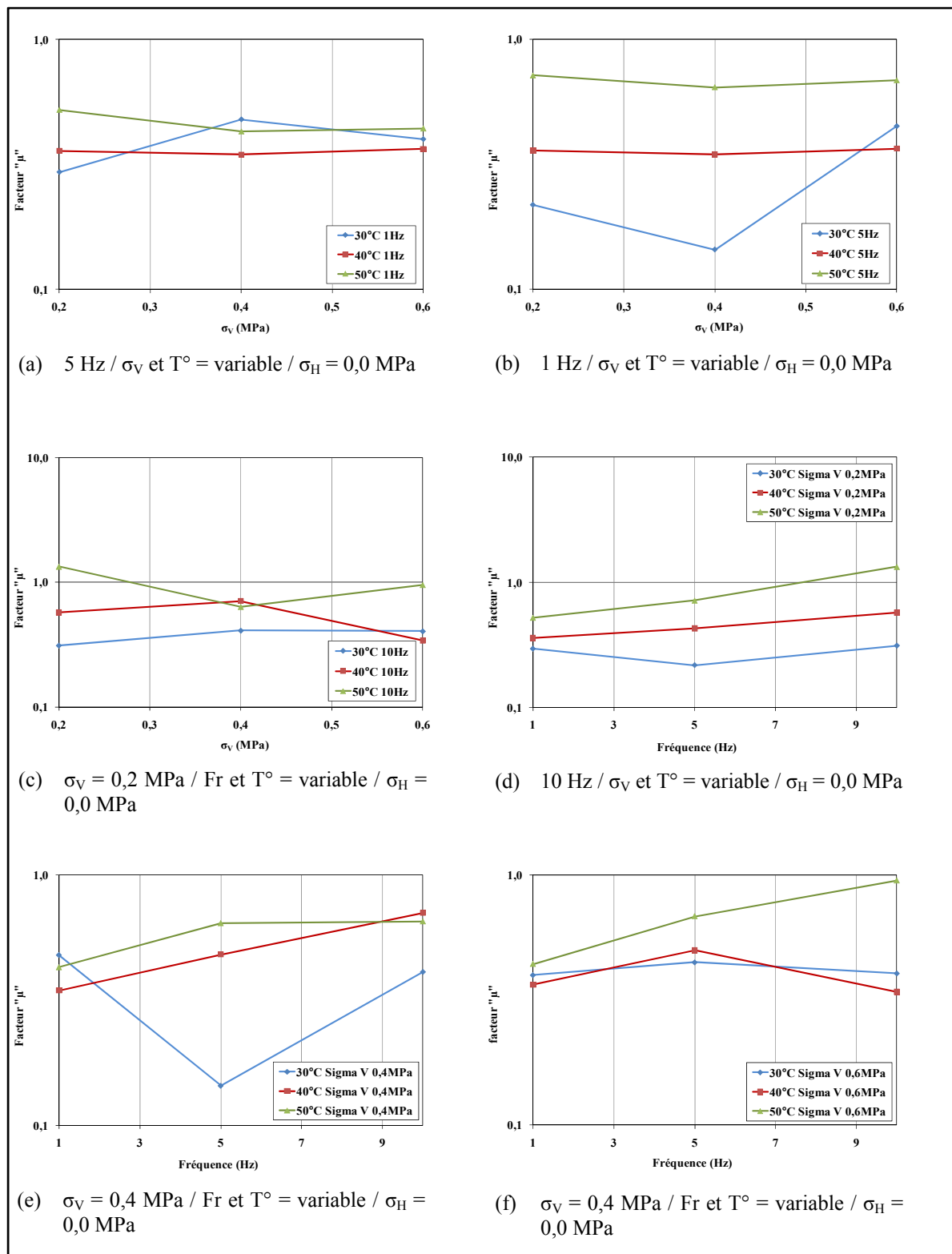
Analyse des facteurs « μ » et « α » pour l'enrobé ESG-10

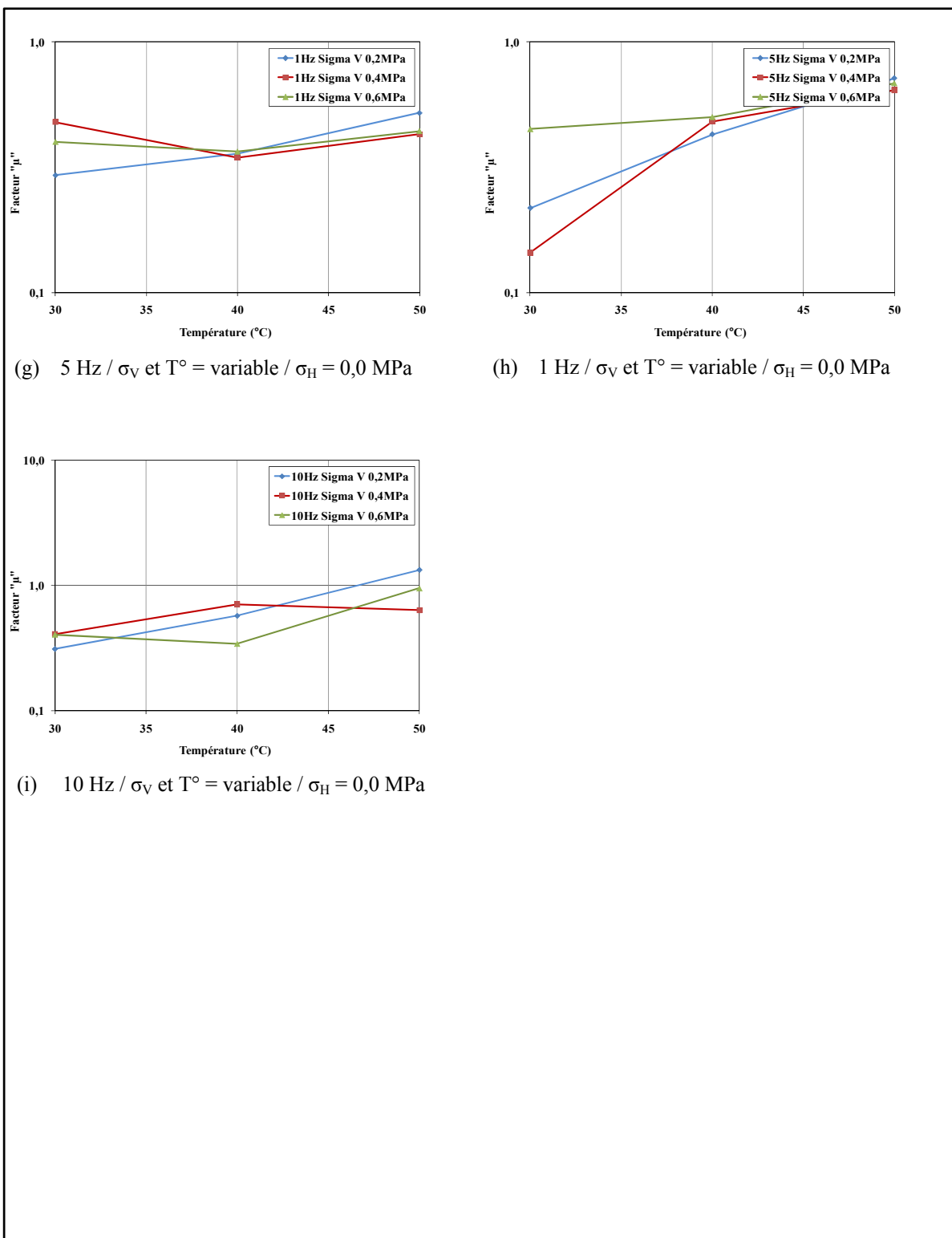
XXIII.1 Analyse du facteur « μ »

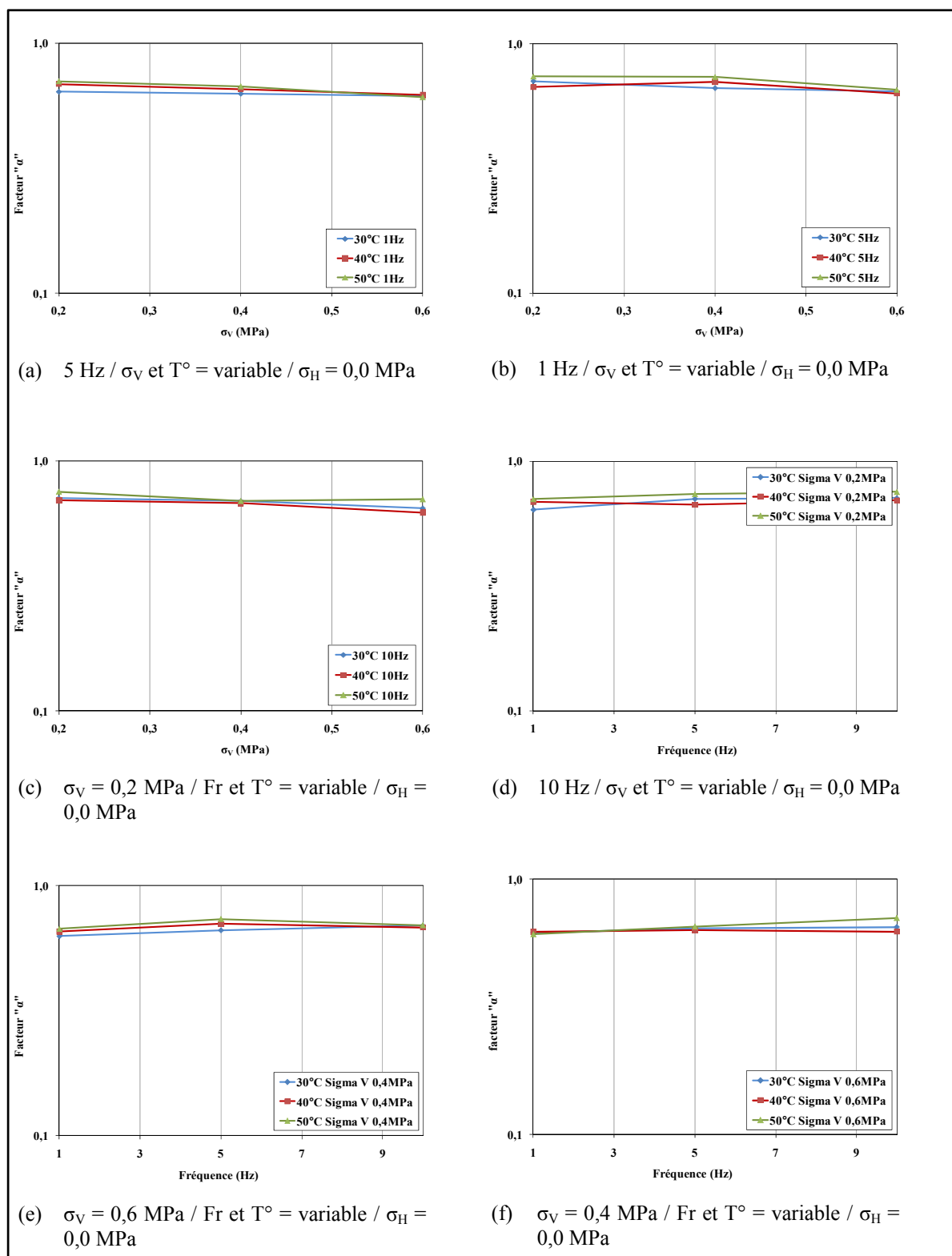
Le Tableau-A XXIII-1 donne la synthèse des facteurs « μ » et « α » obtenus suite aux essais de déformation permanente pour l'enrobé ESG-10. Les Figures-A XXIII-1 et 2 illustrent les relations possibles pour le facteur « μ », alors que celles pour le facteur « α » sont illustrées aux Figures-A XXIII-3 et 4.

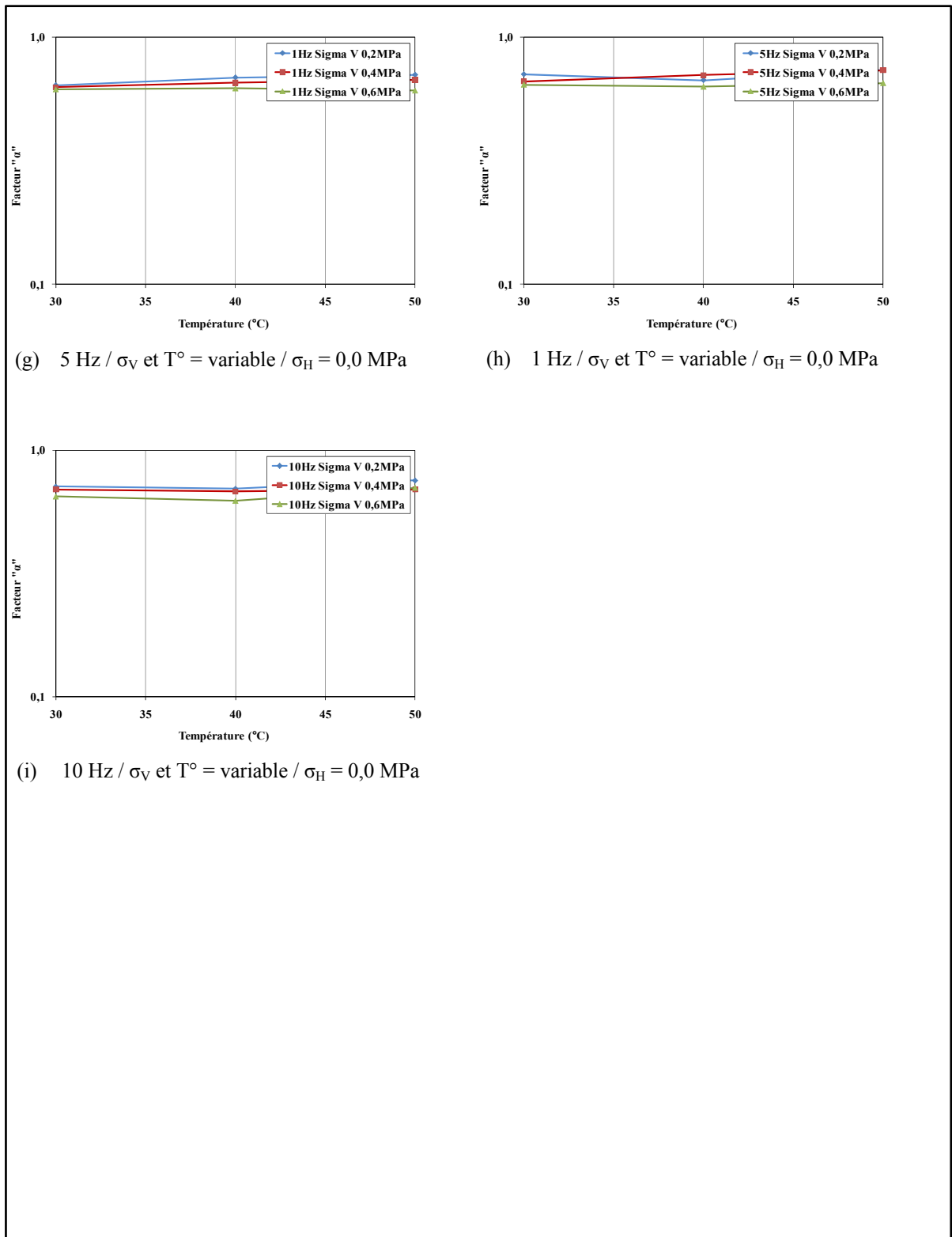
Tableau-A XXIII-1 Synthèse des facteurs « μ » et « α » aux essais de déformation permanente pour l'enrobé ESG-10

#	Date	I	S	E*	ϵ_r	μ Essai	α Essai	T° (°F)	μ Calculé	α Calculé	μ_{SF}	α_{SF}	μ_{VESYS}	α_{VESYS}
ESG-10 A5-3	270108	0,00017	0,36020	945	0,00021	0,294	0,640	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 B5-3	280108	0,00060	0,31290	380	0,00053	0,359	0,687	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 C5-1	50208	0,00190	0,29540	186	0,00108	0,522	0,705	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 C5-3	290108	0,00054	0,37260	945	0,00042	0,479	0,627	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 B3-2	110707	0,00106	0,34500	380	0,00105	0,346	0,655	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 A5-2	60208	0,00281	0,32760	186	0,00215	0,428	0,672	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 B5-2	050208	0,00066	0,38410	945	0,00063	0,399	0,616	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 C5-2	060208	0,00152	0,37870	380	0,00158	0,365	0,621	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 D5-1	070208	0,00363	0,39140	186	0,00323	0,440	0,609	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 A5-1	220108	0,00008	0,29260	1824	0,00011	0,217	0,707	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 D5-3	040208	0,00034	0,33080	771	0,00026	0,428	0,669	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 D5-2	140208	0,00146	0,26210	375	0,00053	0,716	0,738	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 B4-2	090208	0,00009	0,33680	1824	0,00022	0,144	0,663	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 B3-1	100707	0,00084	0,29760	771	0,00052	0,482	0,702	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 D6-1	180208	0,00258	0,26540	375	0,00107	0,642	0,735	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 C6-1	140208	0,00041	0,35760	1824	0,00033	0,448	0,642	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 B6-2	190208	0,00106	0,36950	771	0,00078	0,501	0,631	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 C6-2	190208	0,00314	0,34860	375	0,00160	0,685	0,651	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 B5-1	220108	0,00009	0,28870	2368	0,00008	0,312	0,711	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 A6-2	180208	0,00036	0,30270	1038	0,00019	0,572	0,697	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 D3-2	210607	0,00212	0,24680	510	0,00039	1,332	0,753	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 D6-3	191107	0,00000	0,48340	14667	0,00003	0,024	0,517	37,4	0,909	0,605	0,688	0,219	0,625	0,133
ESG-10 D4-1	051107	0,00001	0,51310	8697	0,00005	0,066	0,487	55,04	0,794	0,609	0,623	0,611	0,494	0,372
ESG-10 D4-2	290607	0,00001	0,46640	5309	0,00008	0,057	0,534	68	0,718	0,608	0,575	0,898	0,413	0,546
ESG-10 D4-3	010707	0,00001	0,46640	3588	0,00011	0,039	0,534	77	0,670	0,606	0,542	1,098	0,363	0,665
ESG-10 C3-1	040707	0,00023	0,30750	2368	0,00017	0,410	0,693	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 B4-1	270607	0,00031	0,33400	1556	0,00026	0,397	0,666	95	0,584	0,599	0,475	1,498	0,277	0,897
ESG-10 B3-3	120407	0,00085	0,32020	1038	0,00039	0,707	0,680	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 B4-3	030707	0,00130	0,28500	713	0,00056	0,661	0,715	113	0,508	0,591	0,408	1,897	0,208	1,122
ESG-10 A6-1	200108	0,00162	0,30740	510	0,00078	0,636	0,693	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 A6-3	200208	0,00168	0,30510	510	0,00078	0,652	0,695	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG-10 C4-1	210607	0,00338	0,30730	301	0,00133	0,782	0,693	140	0,413	0,578	0,308	2,497	0,127	1,443
ESG-10 D6-2	080508	0,00029	0,35200	2368	0,00025	0,405	0,648	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG-10 C3-2	030707	0,00052	0,37750	1038	0,00058	0,342	0,623	104	0,545	0,595	0,442	1,698	0,241	1,010
ESG-10 B6-1	130208	0,00377	0,29680	510	0,00118	0,951	0,703	122	0,474	0,587	0,375	2,097	0,178	1,231
ESG10 B6-3	200308	0,00031	0,11540	2368	0,00025	0,142	0,885	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782
ESG10 C6-3	050308	0,00023	0,11840	2368	0,00025	0,108	0,882	86	0,626	0,603	0,508	1,298	0,318	0,782

Figure-A XXIII-1 Synthèse des facteurs « μ » pour l'enrobé ESG-10 Partie 1 de 2

Figure-A XXIII-2 Synthèse des facteurs « μ » pour l'enrobé ESG-10 Partie 2 de 2

Figure-A XXIII-3 Synthèse des facteurs « α » pour l'enrobé ESG-10 Partie 1 de 2

Figure-A XXIII-4 Synthèse des facteurs « α » pour l'enrobé ESG-10 Partie 2 de 2

ANNEXE XXIV

Informations supplémentaires sur l'outil de calcul OPECC©

XXIV.1 Homogénéité et milieu continu

Afin de considérer l'hypothèse de milieu continu dans les différentes éprouvettes testées en laboratoire, un ratio entre la taille du plus gros granulat et le diamètre de l'éprouvette de 1 : 5 (Di Benedetto et Corté, 2005) ou 1 : 10 (Baaj, 2002; Bodin, 2002) doit être respecté. Cette règle fait appel à la notion de volume élémentaire représentatif (VER). De plus, en dépit du fait que la matrice granulaire grenue de la majorité des enrobés confère à ce dernier un facteur hétérogène à l'échelle microscopique (Bodin, 2002), l'hypothèse d'homogénéité macroscopique à l'échelle d'une couche de chaussée peut être considérée, exception faite pour les enrobés à couches très minces (épaisseur inférieure à 3 cm (Di Benedetto et Corté, 2005)).

Finalement, il est important de respecter la règle suivante, pour un enrobé bitumineux utilisé comme couche de base, couche unique ou couche de surface, l'épaisseur recommandée devrait avoir comme valeur minimale de 2,5 à 4 fois la grosseur nominale maximale (GNM) du gros granulat entrant dans la confection de l'enrobé et comme valeur maximale de 5 à 7 fois cette même valeur (Transports Québec, 2007).

XXIV.2 Isotropie

Un matériau isotrope est par définition un matériau dont ses propriétés ne dépendent pas de la direction (Dictionnaire Le Petit Robert, 2011). Ce qui est tout à fait le contraire des matériaux bitumineux qui sont considérés comme anisotropes. Cette anisotropie est le fruit de sa mise en place sur chaussée lors des opérations de pavage et de compaction. Lors de ces étapes, il y a prédisposition des granulats à la sortie de la paveuse et lors du compactage de ces derniers par les équipements de compaction. Cette prédisposition fait en sorte de modifier le comportement du matériau en terme de densité de compaction et d'orientation des particules en fonction de l'épaisseur de pose. Ce phénomène observé sur chantier se retrouve également lors de la confection des éprouvettes en laboratoire. Des essais de modules complexes, réalisés en mode traction – compression, sur trois éprouvettes cylindriques prélevées sur une même plaque, fabriqués en laboratoire, mais selon trois axes de carottages différents, ont enregistré des variations maximales de l'ordre de 20% (Doubanneh, 1995).

Dans le but de minimiser ce phénomène d'anisotropie, les essais de caractérisation en laboratoire sont réalisés sur des éprouvettes prélevées directement au cœur de la plaque

d'enrobé fabriquée. De plus, les opérations de carottage sont réalisées dans le sens longitudinal de la plaque de prélèvement afin de correspondre au même axe des opérations de compaction. Finalement, la sollicitation de ces éprouvettes est également réalisée dans cette même direction pour simuler la direction représentant la plus grande déformation.

XXIV.3 Viscoélasticité linéaire et élasticité linéaire

L'enrobé bitumineux, étant constitué d'une matrice granulaire et d'un liant (bitume), se comporte comme un matériau visco-élastique. Sa rigidité est assurée par sa matrice granulaire et d'un autre côté, son liant lui confère un comportement visqueux. Ce dernier demeure le plus intéressant car il varie selon les conditions de sollicitations : un chargement court, donc une fréquence de sollicitations élevée, génère une réponse élastique versus un long chargement de fréquence faible, qui engendre plutôt un comportement visqueux. De plus, il ne faut oublier que l'enrobé bitumineux est un matériau thermosusceptible. À basse température, l'enrobé présente un comportement fragile (rigidité élevée) et à haute température, il est plus propice aux déformations par perte de rigidité. Ces notions font en sorte que :

L'hypothèse du comportement viscoélastique linéaire des enrobés bitumineux est utilisé pour définir le plus adéquatement possible la réponse de ce matériau dans le temps. Ce qui permet de déterminer par calculs la configuration des déformations transversales et longitudinales à la base des couches bitumineuses d'une chaussée lors d'un passage d'une charge roulante (Huhtala, 1995). Cette hypothèse permet également le calcul des modules complexes des enrobés en fonction d'un couple donné de fréquence – température (LCPC-SETRA 1994).

L'hypothèse d'élasticité linéaire, de son côté, est utilisée dans le but de déterminer les contraintes et les déformations induites aux couches de matériaux bitumineux, toujours suivant l'application d'un charge roulante (Peyronne et coll., 1991).

XXIV.4 Détermination des points de calculs

Tel qu'illustré à la Figure-A XXIV-1, deux points de calculs sont considérés soit (1) sous un pneumatique et (2) sous le milieu d'une charge jumelée.

Afin de vérifier quels points de mesure devraient être considérés pour l'analyse du comportement à la fatigue et à l'orniérage, des simulations ont été effectuées afin de voir la variation des contraintes horizontales et verticales ainsi que de la déformation selon différents cas de configurations. Les configurations sélectionnées sont données dans le Tableau-A XXIV-1. Les Figures-A XXIV-1 à A XXIV-3 illustrent les résultats obtenus suivant les configurations.

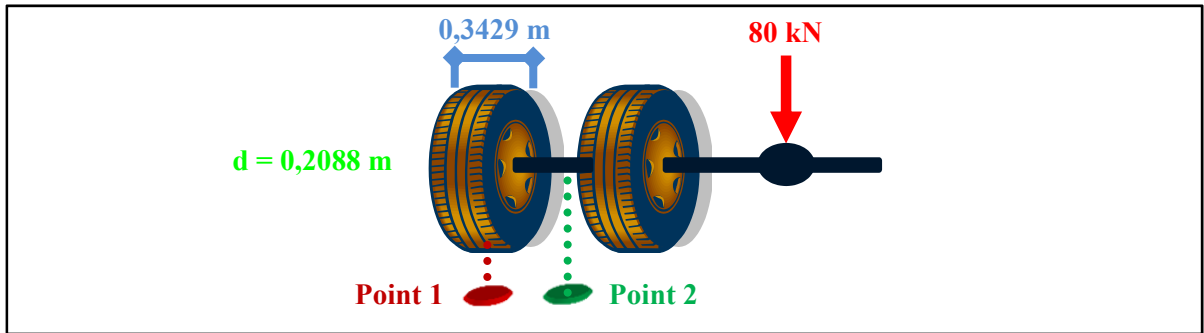


Figure-A XXIV-1 Illustration des points de calcul potentiels

Tableau-A XXIV-1 Différentes configurations étudiées

Configuration		Méthode Française			T° minimale	T° maximale	T° air 12,10°C
		Fondation STD	Fondation STD	Fondation rigide			
Identification		(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)
Localisation du point de mesure		Sous une charge	Sous le centre du jumelage	Sous une charge	Sous une charge	Sous une charge	Sous une charge
Valeur de « X » (cm)		17,14	0,00	17,14	17,14	17,14	17,14
ESG-10	Température (°C)	15,00	15,00	15,00	55,00	20,00	20,10
	Module (MPa)	7541	7541	7541	150	5208	5184
	ν	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35
	Épaisseur (cm)	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0
EB-14	Température (°C)	15,00	15,00	15,00	48,00	25,00	20,04
	Module (MPa)	7764	7764	7764	158	3167	5183
	ν	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35
	Épaisseur (cm)	7,7	7,7	7,7	7,7	7,7	7,7
GB-20	Température (°C)	15,00	15,00	15,00	45,00	10,00	19,98
	Module (MPa)	6882	6882	6882	407	9300	4834
	ν	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35
	Épaisseur (cm)	10,5	10,5	10,5	10,5	10,5	10,5
M.G.	Module (MPa)	360	360	7000	360	360	360
	ν	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45
	Épaisseur (cm)	100	100	100	100	100	100
Infra	Module (MPa)	20	20	20	20	20	20
	ν	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45	0,45
	Épaisseur (cm)	infinie	infinie	infinie	infinie	infinie	Infinie

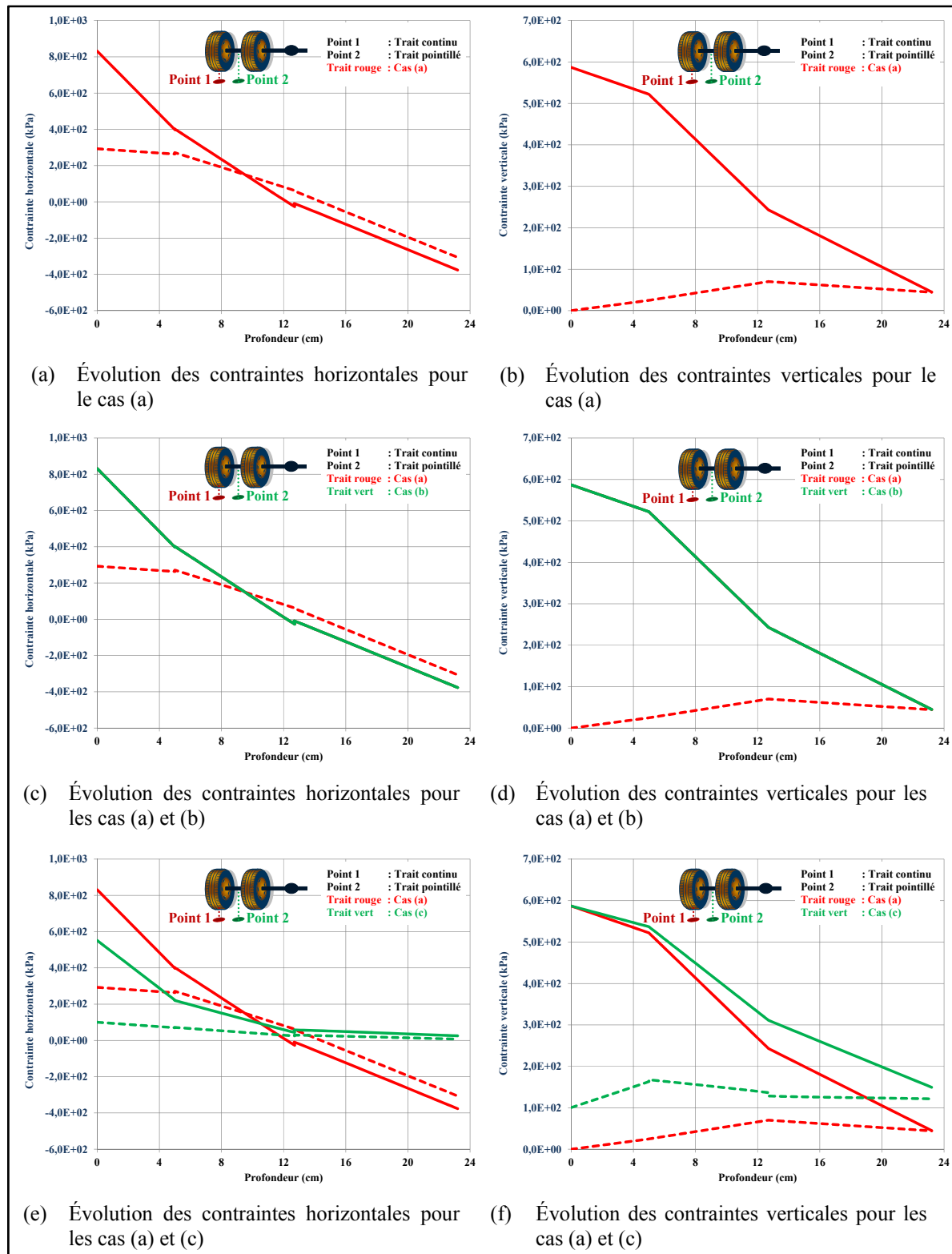


Figure-A XXIV-1 Évolution des contraintes horizontales et verticales cas - (a) à (c)

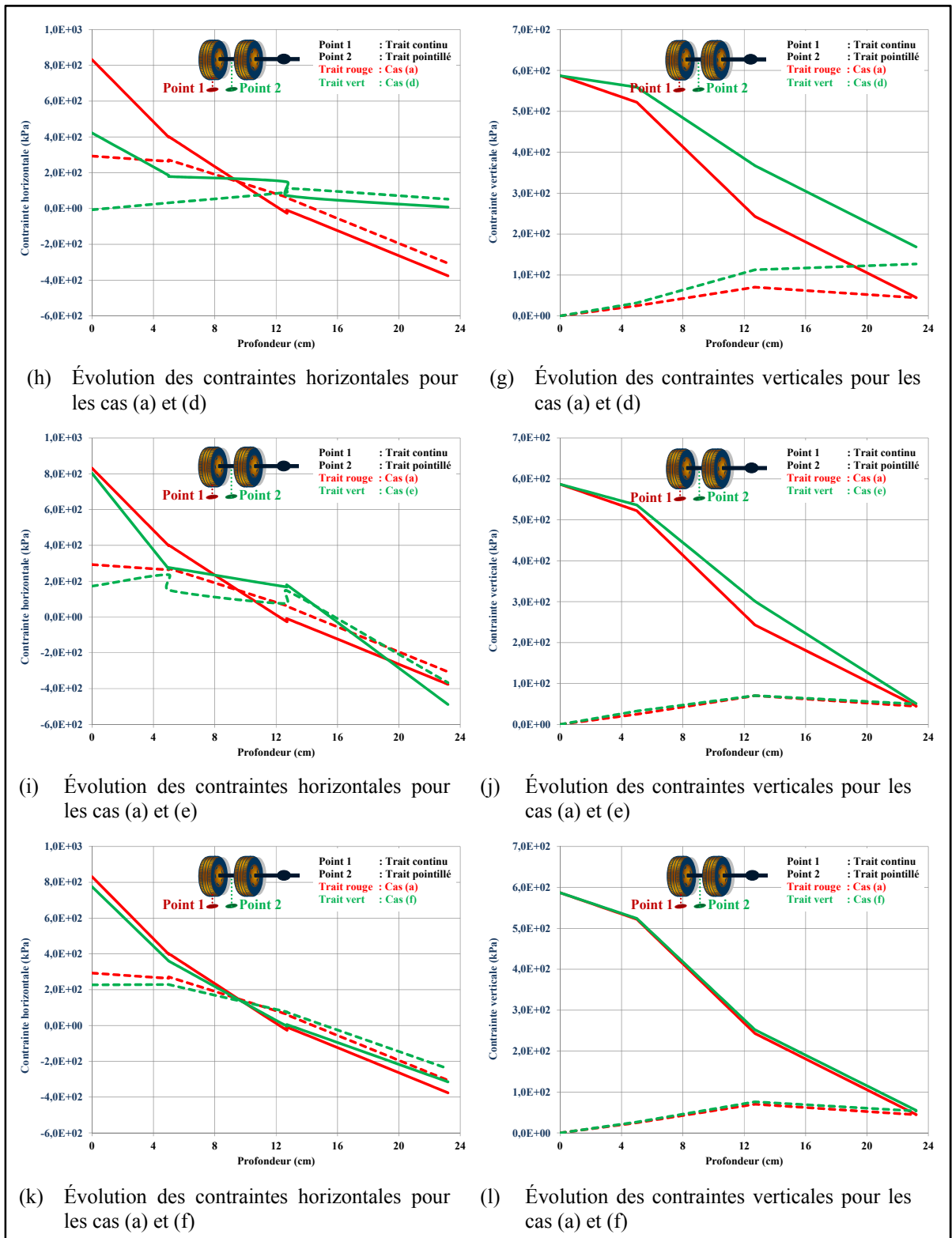


Figure-A XXIV-2 Évolution des contraintes horizontales et verticales cas - (d) à (f)

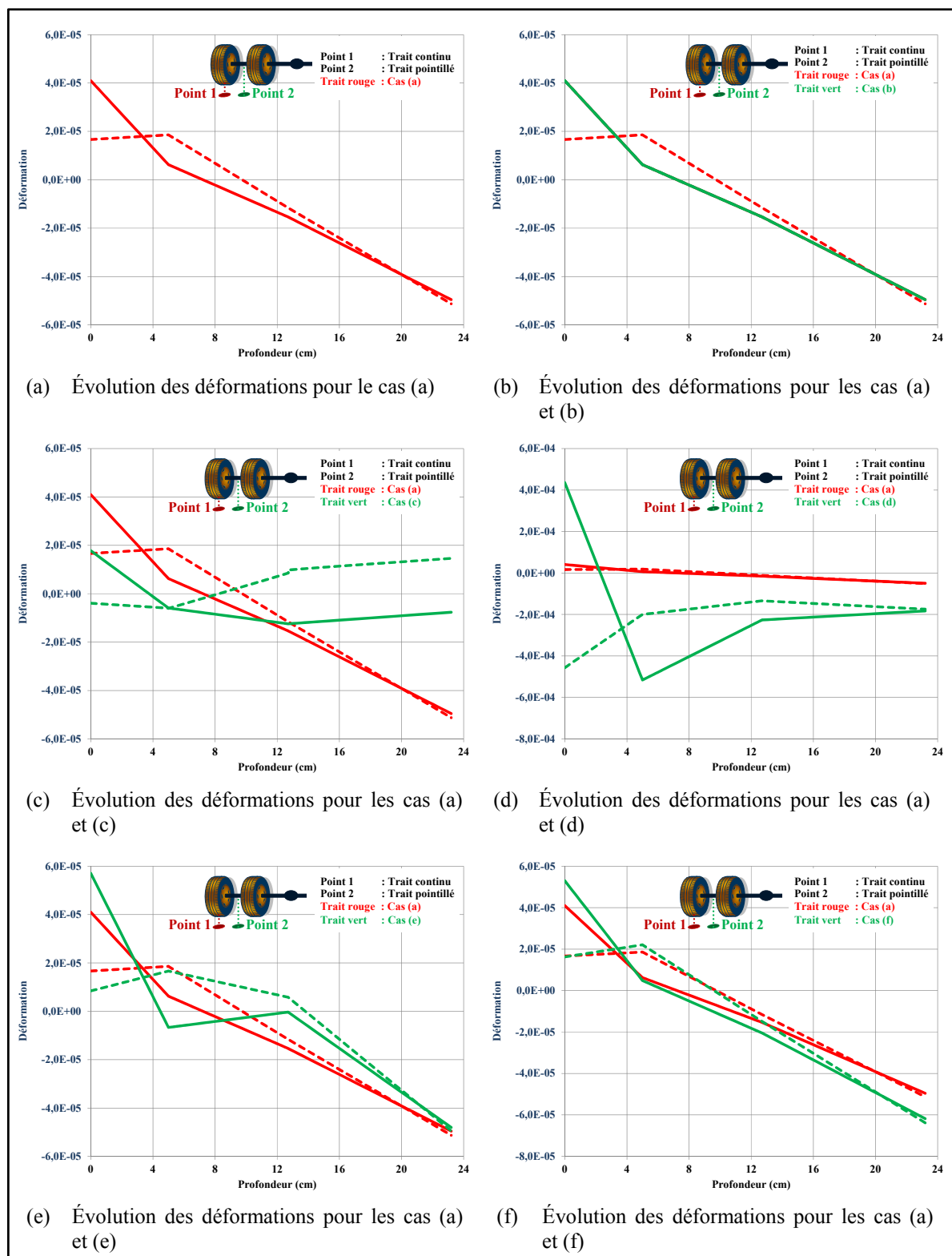


Figure-A XXIV-3 Évolution des déformations - cas (a) à (f)

Suivant Les Figures-A XXIV-1, A XXIV-2 et A XXIV-3 nous pouvons remarquer :

- pour les contraintes verticales, les valeurs maximales sont toujours obtenues sous le point de chargement 1 et ce, pour tous les cas de configuration. La sélection du point de mesure est donc le point 1;
- pour les contraintes horizontales, les plus grandes contraintes notées dans les 2 premières couches sont toujours sous le point de chargement 1. A partir de la 3^e couche (12,7 cm) le point de chargement 2 enregistre des contraintes légèrement supérieures au point 1. Par contre, cet écart demeure très très faible (0 à 70 %) par rapport aux écarts observés dans les deux premières couches (0 à 2 080 %). Ces observations sont valides tant pour les températures chaudes (45 à 55°C) que pour les températures plus clémentes (20 à 25°C) donc pour tous les cas de configuration. Le point 1 est donc sélectionné pour caractériser la contrainte horizontale;
- pour les déformations, la plus grande déformation est observée pour les cas de configuration en température chaude sous le point de chargement 2. Par contre, en température plus douce (20°C), il y a oscillation entre les points 1 et 2. Mais les valeurs sont relativement faibles par rapport au cas critique en température chaude (10^{-5} versus 10^{-4}). On sélectionne donc le point 2 comme point de mesure pour les déformations.

ANNEXE XXV

Notions concernant le calcul de la température en fonction de la profondeur

XXV.1 Méthode de prédiction – approche analytique

L'approche analytique utilisée est tirée des travaux de Shao (Shao et coll., 1999) et présentée dans un article intitulé « Simplified procedure for prediction of asphalt pavement subsurface temperatures based on heat transfer theories ».

La première étape est la détermination de la température de surface. Il s'agit ensuite d'en déduire la température dans l'enrobé en résolvant l'équation de la chaleur. Pour se faire, un bilan thermique permet de trouver une relation entre la température de surface et la température de l'air.

Voici les différents types de flux (Figure-A XXV-1) qui traversent la surface du revêtement :

- q_s : énergie absorbée par le rayonnement solaire (dépend de la déclinaison solaire et de l'ensoleillement)
- q_a : énergie absorbée par la radiation diffuse et atmosphérique
- q_c : énergie transmise (ou reçue) au massif par convection
- q_k : énergie transmise (ou reçue) de l'air ambiant par conduction (dépend de la granulométrie du matériau, du vent)
- q_r : énergie émise par le revêtement par radiation

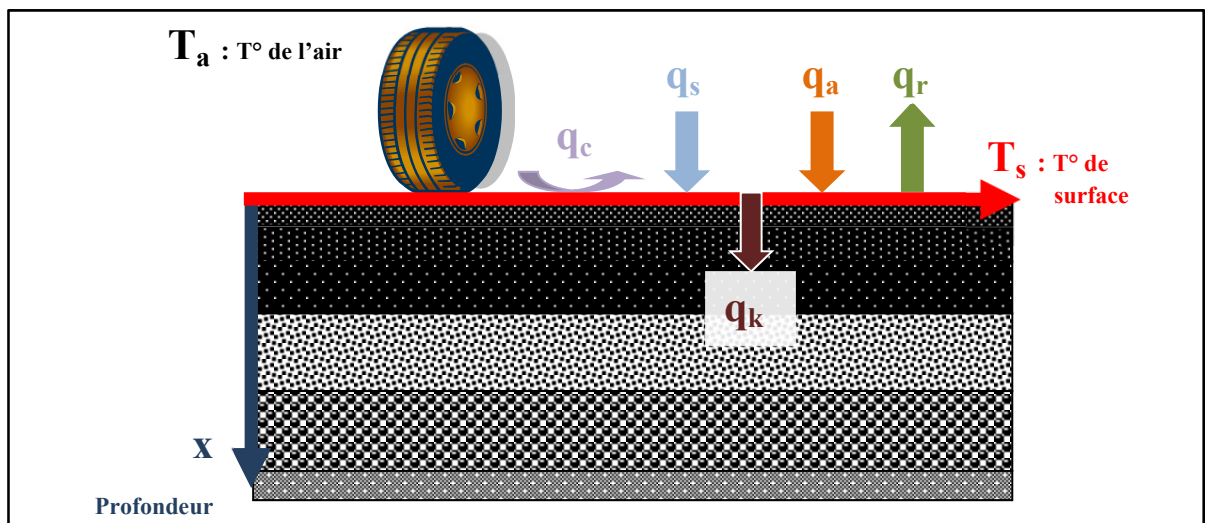


Figure-A-XXV-1 : Type de flux qui traversent la surface de l'enrobé bitumineux

Les recherches de Solaimanian et de Kennedy (1993) sur la théorie de la chaleur ont permis de développer une méthode de calcul simple et ce, en nécessitant le moins possible de données brutes. Cette méthode, prenant en compte l'effet de la latitude de l'emplacement et des radiations solaires, est principalement basée sur l'équilibre thermique qui se définit selon l'équation (AXXV-1) :

$$q_a + q_s - q_c - q_k - q_r = 0 = q_{\text{net}} \quad (\text{AXXV-1})$$

Chaque terme de l'équation (AXXV-1) s'exprime en fonction de deux températures spécifiques : T_a , température de l'air et T_s , température de surface. Il est alors possible d'obtenir T_s en fonction de T_a . Voici donc les différents paramètres utilisés :

1. q_s
L'énergie absorbée par une chaussée horizontale peut s'exprimer de la façon suivante :

$$q_s = R_0 * \alpha_1 * \tau_a^{1/\cos z} * \cos z \quad (\text{AXXV-2})$$

- | | | | |
|----|------------|---|---|
| ou | R_0 | = | constante solaire (442 Btu/(hr * pi ²)) |
| | z | = | angle du zénith (latitude – angle solaire de déclinaison) |
| | α_1 | = | absorptivité de la surface (pour un enrobé = de 0,85 à 0,93) |
| | τ_a | = | coefficient de transmission de la masse d'air (journée nuageuse = 0,62 ; journée sans nuage = 0,81) |

2. q_a
L'énergie issue de la radiation diffuse et atmosphérique peut être calculée selon l'équation (AXXV-3)

$$q_a = \epsilon_a * \sigma * T_a^4 \quad (\text{AXXV-3})$$

- | | | | |
|----|--------------|---|---|
| ou | ϵ_a | = | coefficient de la radiation atmosphérique |
| | σ | = | constante de Stefan – Boltzman (0,1714 * 10 ⁻⁸ Btu / (hr*pi ² *°R ⁴)) |
| | T_a | = | température de l'air en degré Rankine |

3. q_c
L'énergie transmise (ou reçue) au massif par convection entourant l'air peut de son côté être calculée selon l'équation (AXXV-4)

$$q_c = h_c * (T_s - T_a) \quad (\text{AXXV-4})$$

- | | | | |
|----|-------|---|---|
| ou | h_c | = | coefficient de surface pour le transfert de chaleur |
|----|-------|---|---|

T_s = température de la surface en degré Rankine
 T_a = température de l'air en degré Rankine

4. q_k
 L'énergie transmise (ou reçue) à l'air ambiant par conduction sous la surface de pavage peut être calculée selon l'équation (AXXV-5)

$$q_k = -k * (T_x - T_s) / x \quad (\text{AXXV-5})$$

ou k = facteur de conductivité thermique
 T_x = température à la profondeur x en degré Rankine
 T_s = température de la surface en degré Rankine

5. q_r
 L'énergie émise par l'enrobé bitumineux par radiation peut être calculée selon l'équation (AXXV-6)

$$q_r = \varepsilon * \sigma T_s^4 \quad (\text{AXXV-6})$$

ou ε = facteur d'émissivité de la surface de pavage
 σ = constante de Stefan – Boltzman ($0,1714 * 10^{-8}$ Btu / (hr * pi² * °R⁴)
 T_s = température de la surface en degré Rankine

En substituant les équations (AXXV-2) à (AXXV-6) dans l'équation (AXXV-1) Solaimanian et Kennedy ont obtenu l'équation (AXXV-7) servant à déterminer la température de surface (T_s) en fonction de l'air ambiant (T_a) :

$$422 * \alpha_1 * \tau_a^{1/\cos z} * \cos z + \varepsilon_a * \sigma * T_a^4 - h_c * (T_s - T_a) - (k / x) * (T_s - T_x) - \varepsilon * \sigma * T_s^4 = 0 \quad (\text{AXXV-7})$$

ou α_1 = 0,90 (sans unité)
 τ_a = 0,75 (dépend de la température – valeur moyenne entre 0,62 et 0,81)
 z = 45 (latitude pour la ville de Montréal)
 ε_a = 0,70 (valeur moyenne entre 0,53 pour le jour et 0,83 pour la nuit)
 σ = $0,1714 * 10^{-8}$ Btu / (hr * pi² * °R⁴)
 h_c = 4 Btu / hr * pi² * °F
 k = 0,8 Btu / hr * pi² * °F
 ε = 0,9 (valeur moyenne entre 0,85 et 0,95)

Cette équation (AXXV-7) est utilisée pour déterminer la température de surface en fonction de la température de l'air. Le différentiel ($T_s - T_x$) est déterminé à l'aide d'une autre équation qui est le fruit d'une relation établie en fonction des données recueillies sur notre site expérimental. De ces données, nous avons tiré la relation suivante en fonction de la température de l'air T_a :

$$T_s - T_x = -0,0431 T_a + 23,08 \quad (\text{AXXV-8})$$

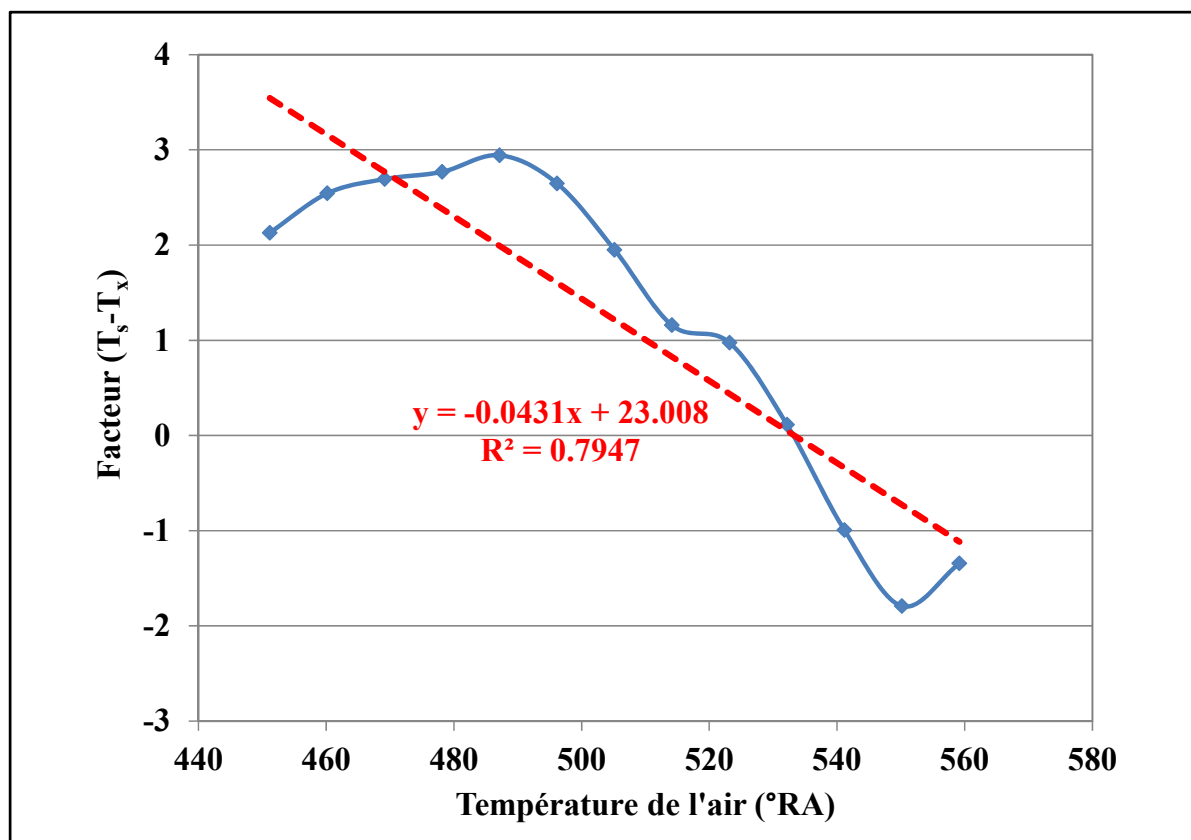


Figure-A XXV-2 : Relation du facteur ($T_s - T_x$) en fonction de la température de l'air basée sur les données recueillies sur notre site expérimental

L'utilisation de l'outil « Solveur » dans EXCEL a permis de résoudre l'équation AXXV-7 en ayant qu'un seul inconnu soit la valeur T_s puisqu'on cherche à déterminer cette valeur pour une valeur d'équation égale à zéro.

Sachant maintenant comment établir la température de surface, il est désormais possible de déterminer la température au sein de l'enrobé bitumineux. Pour ce faire, il faut résoudre l'équation de la chaleur avec deux conditions aux limites. Les deux conditions aux limites étant les suivantes :

- a) à tout instant, on connaît la température en surface ($F(t)$), et
- b) à l'instant initial la température est la même dans tout le corps de la chaussée (T_0).

Le système à résoudre est donc le suivant :

$$\frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} * \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} \text{ pour } x > 0 \text{ et } t > 0 \quad (\text{AXXV-9})$$

$$T(x,0) = T_0 \text{ pour } x \geq 0 \text{ et } t = 0 \quad (\text{AXXV-10})$$

$$T(0,t) = F(t) \text{ pour } x = 0 \text{ et } t \geq 0 \quad (\text{AXXV-11})$$

Nous choisissons dans un premier temps $T_0=5^\circ\text{C}$ et nous construisons la fonction F de la manière suivante :

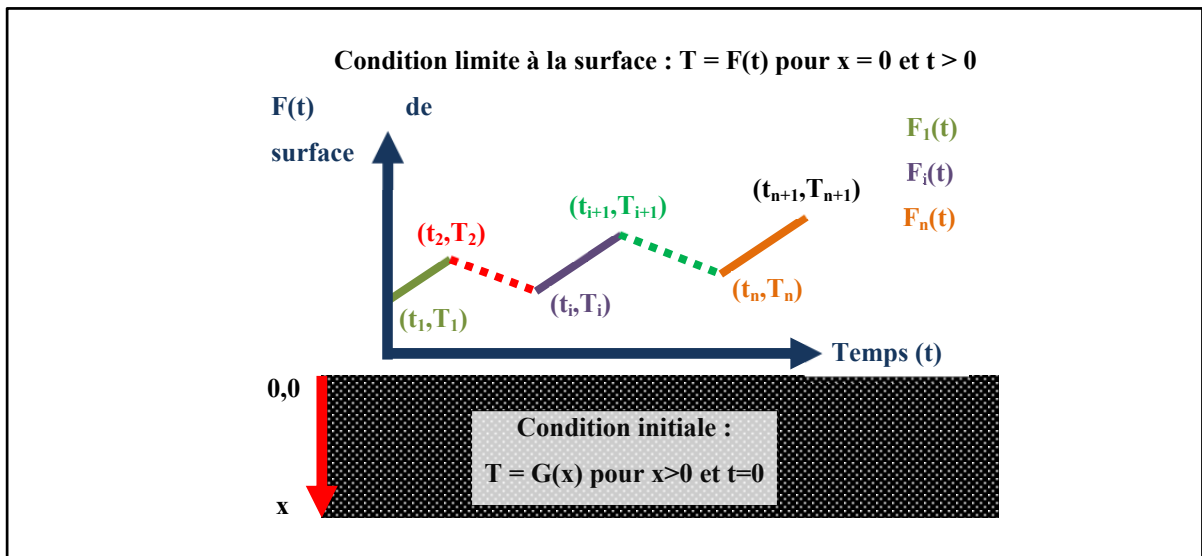


Figure-A XXV-3 : Conductivité thermique unidimensionnel dans un solide semi-infini

Chaque T_i , représente les valeurs des températures de surface ($^\circ\text{C}$) et t_i le temps requis pour que ces températures soient atteintes (heure). Entre deux valeurs, nous posons :

$$F_i(t) = A_i + B_i t \text{ pour } t_i \leq t \leq t_{i+1} \quad (\text{AXXV-12})$$

ou

$$A_i = T_i - B_i (t_i - t_i) \text{ et } B_i = (T_{i+1} - T_i) / (t_{i+1} - t_i) \quad (\text{AXXV-13})$$



Finalement, F est défini de la manière suivante :

$$F(t) = F_i(t) \text{ ou } t \in [t_i; t_{i+1}] \quad (\text{AXXV-14})$$

La solution de l'équation de la chaleur est alors (AXXV-15):

$$T(x,t) = T_0 \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) + \sum_{i=1}^n \left[\left[(A_i + B_i t) \operatorname{erfc}(X_i) + 2B_i(t-t_i) \left(X_i^2 \operatorname{erfc}(X_i) - \frac{X_i}{\sqrt{\pi}} e^{-X_i^2} \right) \right] - \left[(A_i + B_i t) \operatorname{erfc}(X_{i+1}) + 2B_i(t-t_{i+1}) \left(X_{i+1}^2 \operatorname{erfc}(X_{i+1}) - \frac{X_{i+1}}{\sqrt{\pi}} e^{-X_{i+1}^2} \right) \right] \right] \quad (\text{AXXV-15})$$

ou

$$X_i = \frac{x}{2\sqrt{\alpha(t-t_i)}} \quad (\text{AXXV-16})$$

$$\operatorname{erf}(X) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^X e^{-\xi^2} d\xi \quad (\text{AXXV-17})$$

$$\operatorname{erfc}(X) = (1 - \operatorname{erf}(X)) \quad (\text{AXXV-18})$$

Il est important de mentionner que la fonction « erf », appelée fonction d'erreur, n'est pas directement calculable. Par contre, ces valeurs peuvent être tabulées pour fin de calcul. Par la suite, nous utiliserons le fait que : $\lim_{X \rightarrow +\infty} (\operatorname{erf}(X)) = 1$ pour effectuer la sommation qui s'effectuera de 1 à n sachant que $t_{n+1} = t$ (qui représente le moment présent).

A titre d'exemple, si nous voulons connaître la température dans l'enrobé bitumineux au troisième relevé de mesure de la température de surface, nous aurons donc $n + 1 = 3$, et la sommation ne comportera que deux termes.

Il faut également garder en mémoire que la sommation fait appel aux valeurs de la température de surface antérieures au moment présent, c'est donc dire que la température trouvée dépendra bel et bien de l'historique des températures.

De plus, nous remarquons que $X_{n+1} = \frac{x}{2\sqrt{\alpha(t-t_{n+1})}}$ et sachant que $t = t_{n+1}$, le terme X_{n+1} n'est alors pas clairement défini. Par contre le terme X_{n+1} apparaît pourtant bien dans l'équation (AXXV-15), lorsque la sommation atteint le rang n.

Cette petite confusion ne cause pas de problème majeur, puisqu'en remplaçant t par t_{n+1} , le n-ième terme de la somme s'écrit :

$$\left[(A_n + B_n t) \operatorname{erfc}(X_n) + 2B_i(t_{n+1} - t_n) \left(X_n^2 \operatorname{erfc}(X_n) - \frac{X_n}{\sqrt{\pi}} e^{-X_n^2} \right) \right] - \quad (\text{AXXV-19})$$

$$\left[(A_n + B_n t) \operatorname{erfc}(X_{n+1}) + 2B_n(t_{n+1} - t_{n+1}) \left(X_{n+1}^2 \operatorname{erfc}(X_{n+1}) - \frac{X_{n+1}}{\sqrt{\pi}} e^{-X_{n+1}^2} \right) \right]$$

Finalement, sachant que $\operatorname{erfc}(X_{n+1}) = 0$ puisque $\lim_{X \rightarrow +\infty} \operatorname{erfc}(X) = 1 - \lim_{X \rightarrow \infty} (\operatorname{erf}(X)) = 1 - 1 = 0$ nous aurons donc au n-ième rang la formule finale suivante :

$$\left[(A_n + B_n t) \operatorname{erfc}(X_n) + 2B_i(t_{n+1} - t_n) \left(X_n^2 \operatorname{erfc}(X_n) - \frac{X_n}{\sqrt{\pi}} e^{-X_n^2} \right) \right] \quad (\text{AXXV-20})$$

Pour ce faire, la feuille de calcul « 4.1. Calculs T° vs P » dans OPECC©, qui sert à déterminer la température dans la chaussée en fonction de la profondeur, se décompose en deux tableaux. Le premier tableau (Figure-A XXV-4) calcule les différentes valeurs des $X_i(t)$. Il s'agit d'un tableau à double entrée dont la colonne VERTE représente les valeurs de i et la ligne ROUGE les valeurs de $n+1$ (liées à t). Il est à noter que les colonnes précédentes, représentent respectivement les valeurs des t_i (JAUNE), les valeurs des A_i et des B_i (BLEUE) et finalement les valeurs de la température de surface associées à chaque point de calcul (BLANCHE).

		T0= 7.7		3,91621369	2,28800394	1,16663202	-0,6764536	-1,188871
		Diffusivité (m²/h)= 3,70E-03				0.04	m	
t(n+1): temps pour lequel on veut calculer la température en h=				1.00	2.00	3.00	4.00	5.00
Temps en h	TS Modélisée	Ai	Bi	t(i)	n=	1	2	3
1	7.7	7.69	0.362247	1		#DIV/0!	3,29E-01	2,32E-01
2	8.1	4.40	3.655796	2			1,90E-01	1,64E-01
3	11.7	-3.36	7.538475	3				
4	19.3	1.00	6.084728	4				
5	25.3	12.95	3.095274	5				
6	28.4	21.79	1.327959	6				
7	29.8	35.60	-0.972960	7				
8	28.8	45.30	-2.359353	8				
9	26.4	68.97	-5.317893	9				
10	21.1	66.58	-5.052398	10				
11	16.1	79.11	-6.304967	11				
12	9.8	117.02	-9.751320	12				

Figure-A XXV-4 : Illustration du premier tableau de calcul des températures dans l'outil de calcul OPECC©

Finalement, le Tableau 2 (Figure-A XXV-5) illustre le calcul de la température dans la chaussée à la profondeur désirée en effectuant la sommation de chaque colonne de calcul. Par exemple, la colonne ROUGE représente la valeur de la température à 0,04 m pour le 4^{ième} point de mesure.

Temps en heure:	1	2	3	4	5	6	7	8	9
TEMPERATURES TROUVEES:	7,70E+00	7,32E+00	1,16E+01	2,04E+01	2,35E+01	2,53E+01	2,62E+01	2,50E+01	2,30E+01
N+1	1	2	3	4	5	6	7	8	9
i	i-ème terme de la somme pour i variant de 1 à n								
1		5,33E+00	8,30E-01	3,80E-01	2,29E-01	1,58E-01	1,17E-01	9,11E-02	7,36E-02
2			9,16E+00	1,39E+00	6,32E-01	3,80E-01	2,61E-01	1,93E-01	1,50E-01
3				1,72E+01	2,37E+00	1,08E+00	6,48E-01	4,44E-01	3,29E-01
4					1,90E+01	2,90E+00	1,32E+00	7,95E-01	5,46E-01
5						1,96E+01	3,03E+00	1,39E+00	8,37E-01
6							1,97E+01	3,06E+00	1,40E+00
7								1,80E+01	2,83E+00
8									1,59E+00
9									
10									
11									
12									

Figure-A XXV-5 : Illustration du deuxième tableau de calcul des températures dans l'outil de calcul OPECC©

BIBLIOGRAPHIE

- Aussedat, G. (1977). « L'essai de fluage dynamique dans la formulation des enrobés et le dimensionnement des chaussées ». Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées Décembre Spécial V, pages 139-151.
- Aussedat, G., Azibert, C., (1974). « Le mécanisme de l'orniérage des couches de base ». Revue Générale des Routes et Aérodrômes, volume 498, pages 65-78.
- Azibert, C. et coll., (1976). « Machine d'essai de fluage dynamique pour enrobés bitumineux ». Revue Générale des Routes et Aérodrômes, volume 522, pages 42-50.
- Baaj, H. (2002). Comportement des matériaux granulaires traités aux liants hydrocarbonés, Thèse de Docteur Ingénieur. Génie civil INSA de Lyon, Lyon. 248 pages.
- Baldwin, G., (2005). « Trop de camion sur les routes ? ». Document analytique Mai No. 11-621_MIF2005028 10 pages.
- Barksdale, R.D., (1972). « Laboratory evaluation of rutting in base course materials ». Proceeding 3rd International Conference on Structure Design of Asphalt Pavements, University of Michigan, pages 161-174.
- Bitume Québec (2007). Charte #1 : Définition de la structure d'une chaussée souple type – Session annuelle de formation technique, 4 – 6 Décembre, 2 pages.
- Bitume Québec (2008). Guide de bonnes pratiques – La mise en œuvre des enrobés. Bitume Québec, Novembre, 114 pages.
- Bitume Québec (2010). Profil de l'industrie de la chaussée souple au Québec. Bitume Québec, Février, 36 pages.
- Bodin, D., (2002). Modèle d'endommagement cyclique : Application à la fatigue des enrobés bitumineux. Thèse de doctorat en génie civil, Nantes, École centrale de Nantes et Université de Nantes, 189 pages.
- Brown, S.F., Pell, P.S., (1974). « Repeated loading of bituminous materials », CAPSA 74, National Institute for Road Research, Republic of South Africa, Durban.
- Caterpillar, (2005). Fundamentals of Asphalt Compaction. Document QEDQ9891-01 (04/05), 52 pages.
- Célar, B., (1977). "ESSO Road Design Technology". Proceedings, Fourth International Conference on the Structural Design of Asphalt Pavements. Vol. 1. Ann Arbor, pages 249 -268.

- Celauro, C., (2004). « Influence of the Hourly Variation of Temperature on the Estimation of Fatigue Damage and Rutting in Flexible Pavement Design ». The International Journal of Pavement Engineering, volume 5 (4), pages 221-231.
- Chabot, A. et coll., (2006). « Visco-elastic modeling for asphalt pavements – software viscoroute. In Proceedings of 10th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements, Québec, Canada, août 2006, pages 5-14.
- Cooper, K.E., et coll., (1985). « The design of aggregate gradings for asphalt basecourses », Proceedings, The Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 54, pages 324-346.
- Di Benedetto, H., Sauzéat, C. et Sohm, J., (2009). Stiffness of bituminous mixtures using ultrasonic wave propagation. International Journal of Road Materials and Pavement Design, 10, Octobre – Décembre 2009, pages 789-814.
- Di Benedetto et coll. (2004). « Linear viscoelastic behaviour of bituminous materials : From binders to mixes ». Road Materials and Pavement Design, Vol. 5 (Special Issue), 2004, pages 163-202.
- Di Benedetto, H., Nguyen, M., Pouget, S et Sauzéat, C., (2008). Time-temperature superposition principle for bituminous mixtures : three dimensional approach and extension in the non-linear domain. Beijing, Avril 2008, ICTI.
- Di Benedetto, H., Corté, J.-F. (2005). Matériaux bitumineux routiers 2, Constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges. Éditions Lavoisier, Hermes Science, Paris. 283 pages.
- Di Benedetto, H., De La Roche, C., (1998). « State of the Art on Stiffness Modulus and Fatigue Bituminous Mixtures. Bituminous binders and mixtures : State of the art and interlaboratory tests on mechanical behaviour and mix design. » E&FN Spon.. RILEM. P.17. pages 137-180.
- Di Benedetto, H., Olard, F., Sauzéat, C., et Delaporte, B. (2004). « Linear viscoelastic behaviour of bituminous materials : from binders to mixes. » International Journal of Road Materials and Pavement Design, 5 (Volume spécial), pages 163-202.
- Dongmo-Engeland, B.-J., (2005). Caractérisation des déformations d'orniérage des chaussées bitumineuses, Thèse de Docteur Ingénieur. L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, Lyon. 265 pages.
- Doré, G., (2007). « Effet de la vitesse et de la configuration des véhicules lourds », Présentation dans le cadre du Colloque de l'AQTR sur le transport lourd et chaussées adaptées. Drummondville, Québec, 4 octobre 2007.

- Doubbaneh, E. (1995). Comportement mécanique des enrobés bitumineux des petites aux grandes déformations, Thèse de Docteur Ingénieur. Institut National des Sciences Appliquées, Lyon. 217 pages.
- Duhamel, D. et coll., (2005). « Viscoroute : Visco-elastic modelling for asphalt pavements ». Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Octobre – Novembre – Décembre, Vol 258-259, pages 89-103.
- Elvira, J.L., Fernandez del Campo, J.A., (1977). « Comportement mécanique des mélanges bitumineux ». Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Décembre Spécial V, pages 139-151.
- Gidel, G. et coll., (2001). « Nouvelle approche pour l'étude des déformations permanentes des graves non traitées à l'appareil triaxial à chargements répétés ». Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, No. 233, Réf 4359, pages 5-21.
- Grimaux, J.-P., R. Hiernaux (1977). « Utilisation de l'ornièreur type LPC ». Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées Décembre Spécial V, pages 165-172.
- Hammoum, F. et coll. (2009). « Accelerating and decelarating effects of tramway loads moving on bituminous pavement. Materials and Structures.
- Highway Research Board (1962). « The AASHO Road Test : Report 5 – Pavement Research ». HRB Special Report 61-E, pages 58-60.
- Hornych, P., Corté, J.F., Paute, J.L., (1993). « Étude des déformations permanentes sous chargements répétés de trois graves non traitées ». Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, No. 184, pages 45-55.
- Huang, Y.H. (2004). Pavement analysis and design. Second edition, Pearson Education Inc, Pearson Prentice Hall, NJ, USA, pages 318-333.
- Huet, C., (1963). Étude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés, Thèse de doctorat, Paris.
- Huhtala, M, (1995). The rheology of bituminous mixtures. Eurobitume workshop – the rheology of bituminous binders, Bruxelles.
- Kenis, W.J. (1977). « Predictive design procedures, VESYS user's manual ». Report No. FHWA-RD-77-154, Federal Highway Administration, McLean, Va.
- Leahy, R.B., Witczak, M.W. (1991), « The influence of test conditions and asphalt concrete mix parameters on permanent deformation coefficients alpha and mu ». Association of Asphalt Paving Technologists – Proceedings of the Technical Sessions, Seattle WA, vol. 60, pages 333-363.

- Légaré, A. et Associés Inc., (2005). L'entretien du réseau routier du Québec, l'exigence de solutions durables, Étude réalisée pour le compte de la Coalition pour l'entretien et la réfection du réseau routier du Québec, Québec, 114 pages.
- Lekarp, F. et Dawson, A., (1997). « Analysis of permanent deformation behaviour of unbound granular material ». International Symposium on Thin Pavement, Surface Treatment, Unbound roads, Fredericton, New Brunswick, Canada, pages 91-99.
- Linden, F., Van der Heide, J., (1987). « Some aspects of the compaction of asphalt mixes and its influence on mix properties », Proceedings, The Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 56, pages 408-426.
- Lytton, R.L. et coll., (1993). Development and validation of performance - Prediction models and specifications for asphalt binders and paving mixes. Report number SHRP-A-357. Washington D.C., SHRP, 552 pages.
- Mahboub, K., Little, D.N., (1988). Improved asphalt concrete design procedure, Research Report 474-1F, Texas Transportation Institute.
- Majidzadeh, K. et coll., (1980). Implementation of a Pavement Design System, Vol. 1 and 2, Final Report, EES 578, The Ohio State University Engineering Experiment Station, June.
- Monismith, C.L. et coll., (1985). « Improved asphalt mix design », Proceedings, The Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 54, pages 347-406.
- Monismith, C.L. et coll. (1975). « Permanent deformation characterization of subgrade soils due to repeated loading ». Transportation Research Record (537), Transportation Research Board, Washington D.C.; pages 1-17.
- MTQ, (2009). Bilan de l'état des chaussées du réseau routier supérieur québécois 2009, MTQ, 30 pages.
- MTQ, (2010-1). Les chaussées et le climat québécois, Site internet consulté le 12 novembre 2010,
http://www.mtq.gouv.qc.ca/portal/page/portal/entreprises/zone_fournisseurs/reseau_routier/chaussee/chaussees_climat_quebecois.
- MTQ, (2010-2). Les chaussées au Québec – Un contexte particulier, Site internet consulté le 12 novembre 2010,
http://www.mtq.gouv.qc.ca/portal/page/portal/Librairie/Publications/fr/reseau_routier/zone_fournisseurs/chaussees/chaussees_quebec/1_contexte_particulier.pdf.

- MTQ, (2011). Investissements sur le réseau routier, Site internet consulté le 2 mai 2011, http://www.mtq.gouv.qc.ca/portal/page/portal/ministere/ministere/investissements_reseau_routier.
- MTQ Info DLC Vol.10 No.1, (2005), « Classification automatique des ornières ». MTQ, janvier, 2 pages.
- MTQ Info DLC Vol.10 No.3, (2005), « Effet du pneu simple à bande large sur chaussées ». MTQ, mars, 2 pages.
- MTQ, (2005), Enrobés : formulation selon la méthode LC. MTQ, 111 pages.
- Nguyen, H.M., (2009). Comportement cyclique aux déformations permanentes des enrobés bitumineux. Master's thesis, ENTPE. 2009.
- Perraton, D. et coll., (2011). « Rutting of bituminous mixtures : Wheel tracking tests campaign analysis » Materials and Structures, Vol. 44, Issue 5 (RILEM 339), pages 969-986.
- Perraton, D. et coll., (2007). « Application des méthodes d'empilement granulaire à la formulation des enrobés à matrice de pierres (SMA) », Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Octobre – Novembre – Décembre, Vol. 270-271, pages 87-108.
- Peyronne, C., Caroff, G. et Gilbert, C., (1991). Dimensionnement des chaussées. Cours de routes, Presse de l'École nationale des ponts et chaussées, 244 pages.
- Pierce, L.M., (2000). Stone Matrix Asphalt – SR-524, 64th Avenue West to I-5, Washington State Department of Transportation, Washington, WA, Report No. WA-RD 504.1, 67 pages.
- SAAQ, (2010-1). Société de l'assurance automobile du Québec, Bilan routier 2010, 2010, 25 pages.
- SAAQ, (2010-2). Société de l'assurance automobile du Québec, « Rapports annuels de gestion 2010 », 2010, ISBN 978-2-550-61531-6, 176 pages.
- SETRA, LCPC (1994). Guide technique. Conception et dimensionnement des structures de chaussées, LCPC et SETRA, Paris, déc. 1994.
- Seong-Wan, Park, (2005). « Prediction of Layer Rutting on Pavement Foundations Based on Stress Dependency ». Journal of the KGS, Vol. 21, No. 7, pages 73-80.

- Shao, L., Woo Park, S. et Richard Kim, Y., (1999). « Simplified procedure for prediction of asphalt pavement subsurface temperatures based on heat transfer theories ». Transportation Research Record 1568, TRB, National Research Council, Washington, D.C., pages 114-121.
- Shenton, M.J., (1974). « Deformation of railway ballast under repeated loading (triaxial test) », Rapport RP 5, British, Railways Research Department.
- Sohm, J., (2011). Prédiction des déformations permanentes des matériaux de chaussées, Thèse de Docteur Ingénieur. ENTPE de Lyon, Lyon. 297 pages.
- Sohm, J., (2007). Étude de la propagation des ondes dans les enrobés bitumineux. Master's thesis, ENTPE. 2007.
- Solaimanian, M. et T.W. Kennedy, (1993). « Predicting maximum pavement surface temperature using maximum air temperature and hourly solar radiation ». Transportation Research Record 1417, TRB, National Research Council, Washington, D.C., pages 1-11.
- Sousa, J.B. et coll., (1991). Summary Report on Permanent Deformation in Asphalt Concrete, SHRP-A/IR-91-104, Strategic Highway Research Program, National Research Council, Washington, D.C., February, 125 pages.
- Statistique Canada (2003). « Enquête sur les véhicules au Canada : annuelle", 2003 ». Produit no 53-223-XIF au catalogue, pages 26 et 30.
- Sweere, G.T.H., (1990). Unbound granular bases for roads, Thèse de doctorat, Université de Delft. Delft, 431 pages.
- Tseng, K.H., Lytton, R.L. (1989). « Prediction of permanent deformation in flexible pavement materials, in implication of aggregate in the design, construction, and performance of flexible pavements ». STP 106, Editions H.G. Schreuders et C.R. Marek, ASTM, Philadelphia, pages 154-172.
- Uge, P., Van de Loo, P.J., (1974). Permanent deformation of asphalt mixes, Koninklijke / Shell – Laboratorium, Amsterdam, November.
- Vanelstraete, A. et Francken, L., (1995). « Orniérage : synthèse des principaux constats et résultats ». Bulletin CRR, Numéro 25, 4^{ième} trimestre, pages 9-16.
- Verstraeten, J., (1995). « Enrobés bitumineux à haute résistance à l'orniérage par fluage ». Rapport technique, Association Internationale Permanente des Congrès de la Route (AIPCR), Référence 08.03.B, 160 pages.

- Virtual Superpave Laboratory, (2011). Site internet consulté le 12 janvier 2011, http://training.ce.washington.edu/VSL/introduction/intro/pvmt_mixtures.htm#open_graded.
- White, T.D., Haddock, J.E., Hand, A.J., Fang, Hongbing, (2002). « Contributions of pavement structural layers to rutting of hot mix asphalt pavements ». National Research Council, Transportation research board ; National Cooperative Highway Research Program (Report 468): 65 pages.
- Witczak, M.W., (2001). Development of the 2002 Guide for the Design of New and Rehabilitated Pavements-Flexible Pavements Overview, Hottopics, March 5, 2001.
- Witczak, M. W., K. Kaloush, et coll., (2002). « Simple performance test for Superpave mix design ». NCGRP Report. N. C. H. R. Program. Washington D.C.: 105 pages.
- Zhou, F., Scullion, T., (2002). « Discussion : Three Stages of Permanent Deformation Curve and Rutting Model ». The International Journal of Pavement Engineering. Vol. 3 (4), pages 251-260.
- Zhou, F., Scullion, T., (2002-2). « VESYS5 Rutting model calibrations with local accelerated pavement test data and associated implementation ». Report No. FWHA/TX-03/9-1502-01-2, Texas Department of Transportation Research and Technology Implementation Office, 88 pages.
- Zhou, F., Scullion, T., Sun, L., (2004). « Verification and modeling of three-stage permanent deformation behaviour of asphalt mixes ». Journal of Transportation Engineering, American Society of Civil Engineers, Reston, United States, Vol. 130, issue 4, pages 486-494.