

République Algérienne Démocratique et Populaire



Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



Université Mouloud MAMMERRI de Tizi-Ouzou

Faculté de Génie de la Construction

Département de Génie Civil

Laboratoire : Géo matériaux, Environnement et Aménagement (LGEA)

THESE DE DOCTORAT **Spécialité Génie Civil**

Présentée par Mr :

GHOULEM Kamal

Thème

**IMPACT DU FLUAGE ET DE LA TEMPERATURE SUR LES
ORGANES DE LUTTE CONTRE LES INFILTRATIONS DANS
LES BARRAGES**

Dirigée par :

Pr MEHADDENE R

Pr KADRI Med

Soutenue devant le jury composé de:

M^f BOUAFIA Youcef Professeur à l'UMM de Tizi-OuzouPrésident
M^f MEHADDENE Rachid Professeur à l'UMM de Tizi-Ouzou.....Rapporteur
M^f KADRI Mohammed Professeur à l'UMB de Boumerdes. Co Rapporteur
M^f TAHAKOURT Abdelkader Professeur à l'Université de Bejaia.....Examineur
M^f DAHMANI Lahlou Professeur à l'UMM de Tizi – OuzouExamineur
Mr BELAKROUF Ali Maître de Conférences A à l'UMB de BoumerdesExamineur

Soutenu le : 01/06 /2014

Avant-propos

Au terme de ce travail de doctorat, réalisé au niveau du Laboratoire de Géo matériaux, Environnement et Aménagement (LGEA) de l'Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, je tiens à exprimer ma profonde reconnaissance et mon immense gratitude à tous ceux qui ont, d'une manière ou d'une autre, contribué à son élaboration finale et qui ont su m'apporter leur soutien afin qu'il soit effectif.

Avant toute chose, Je tiens à remercier vivement, Monsieur Rachid MEHADDENE Professeur à l'Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, et Monsieur Mohamed KADRI Professeur à l'Université M'hamed BOUGARA de Boumerdes, pour l'intérêt qu'ils ont porté à cette thèse en acceptant d'être les rapporteurs de mes travaux.

Je ne saurais exprimer tout l'amour et la reconnaissance que j'ai pour mes défunts parents, ma femme, mes enfants, ma famille et ma belle-famille, pour la peine qu'ils ont pris pour moi, ainsi que le soutien qu'ils m'ont apporté, pour m'avoir donné leurs patience et sacrifice depuis le début jusqu'à l'achèvement de ce travail.

Je voudrais remercier le Professeur BOUAFIA Youcef qui m'a honoré d'avoir accepté de présider le jury.

Je remercie également les Professeurs DAHMANI Lahlou, TAHAKOURT Abdelkader et Mr BELAKROUF Ali Maître de Conférences d'avoir accepté d'examiner ce travail.

Sans oublier mes collègues doctorants, que je remercie pour leur soutien et avec qui j'ai eu de nombreuses discussions lucratives

Résumé

Résumé : Les barrages en enrochement avec masque amont en béton bitumineux se déforment pendant leur exploitation. Pendant la mise en service, le masque amont suit les déplacements de l'enrochement du talus amont. Ce travail de thèse, présente le comportement au fluage des masques d'étanchéité amont en béton bitumineux à la fin du remplissage du réservoir et les déplacements du talus amont. Le masque est constitué de deux couches de béton bitumineux et d'une couche drainante en béton poreux. La simulation numérique a été conduite avec le code de calcul ANSYS basée sur une discrétisation en éléments finis en utilisant le modèle de fluage appelé **(Time Harding) ou Ecrouissage par le temps**. Le chargement est hydrostatique, il est déterminé par la relation: $\sigma = \rho gh/1m^2$. Les contraintes varient de 0 à 7.2MPa, elles sont appliquées aux nœuds situés sur la ligne de contact de masque avec le fluide. Dans l'analyse thermique une évolution transitoire de la température journalière sur la surface et en profondeur du masque est évaluée par la loi de Fourier. L'étude montre aussi, les déplacements UX, UY, les contraintes de cisaillement au fluage, les déformations élastiques et de fluage, les déformations de fluage de Von Mises..etc du parement amont et de la digue. Des courbes d'évolution des déformations de fluage sous cinq températures différentes de 25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C, sont illustrées sous chargement de trois contraintes de (1.69, 3.6 et 5.29MPa), ainsi que l'influence du chargement thermiques sur l'évolution des contraintes.

Mots clés: béton bitumineux/masque amont/ fluage/ Ansys/ déformations /

Abstract: Concrete Bituminous Face Rockfill Dams (CBFRD) deform during their exploitation. During impounding, the rockfill deforms under the water pressure. This paper describes a procedure for modelling creep behaviour of the upstream mask at the end of the reservoir filling, the upstream mask displacements. The body of sealing (mask) is constituted by two concrete bituminous layered and one concrete porous layered. In this study, we have applied the finite element method based on a model heading **(time hardening)** using the computer code ANSYS. The upstream face is subjected to increasing hydrostatic loading from 0 to 7.2 MPa applied to nodes located on the line of contact of the mask with the fluid , and calculated by the following relation: $\sigma = \rho gh/1m^2$. In this thermal analysis, an evolution of the daily temperature on the surface and in depth of the mask is evaluated by Fourier's laws. This study show, the displacements UX, UY, Shear Creep strain, elastique strain and creep strain, Von Mises creep stress of the upstream mask. A evolution of creep strain and stress curves are obtained under five different temperatures 25°C, 35°C, 45°C, 55°C and 65°C under threes loading stress (1.69, 3.6 et 5.29 MPa) are showed in this study.

Key words: Asphaltic concrete/ upstream mask/ creep/ Ansys/ strain.

Table des notations

- A : Susceptibilité thermique
- I_C : Indice d'instabilité colloïdale
- IP : Indice de pénétrabilité
- T_{BA} : Température de ramollissement bille-anneau ($^{\circ}C$)
- T : Température ($^{\circ}C$),
- T_f : température de fusion
- η : Viscosité du bitume
- K : Module de richesse
- α : Coefficient correcteur
- S : Surface spécifique conventionnelle du mélange
- P_0 : Pénétration de référence (1/10 mm)
- pen_{25} : Pénétration standard à $25^{\circ}C$
- T_p : Température efficace de couche extérieure ($^{\circ}C$),
- T_a : Température moyenne de l'air mesurée ($^{\circ}C$),
- h_1 : Epaisseur de la couche extérieure (millimètre).
- $|E^*|$: Module de rigidité des mélanges bitumineux
- E_{bit} : Module de rigidité du bitume
- ϵ_{cr} : Déformations de fluage (Creep strain)
- $J(t, t')$: Fonction du fluage (Creepfunction)
- $R(t, t')$: Fonction de relaxation
- φ : Angle de phase
- ω : Fréquence d'essai en rad/s.
- $\eta_{0,m}$: Proportion volumique effective
- ϕ_{eff} : Fraction solide (asphaltènes peptisés)
- ϕ_m : Fraction d'empilement maximum des asphaltènes
- G_b^* : Module de cisaillement du liant
- F_c : Paramètre de localisation,
- G_g : Module de cisaillement vitreux à basse température et très haute fréquence
- i : Nombre complexe défini par $i^2 = -1$
- ϵ^e : Déformation élastique
- ϵ^{vp} : Déformation viscoplastique
- σ_{eq} : contrainte équivalente.
- σ_0 : Limite d'élasticité
- δW : Variation d'énergie au fluage
- s : Tenseur des contraintes déviatoriques
- I : Tenseur unité du second rang
- σ_{VM} : Contraintes de Von Mises
- ΔL : Allongement,
- ϵ_L : Déformation longitudinale
- ϵ_Q : Déformation transversale
- γ : Déformation de cisaillement
- t_r : Temps de rupture
- ω : Paramètre d'endommagement

Table des notations

- $\dot{\omega}$: Vitesse d'endommagement
- σ_{eff} : Contrainte effective
- a_i : Diffusivité thermique de la couche i (m²/s);
- T_i : Température de la couche i (°C)
- $a = \lambda / \rho c$: Diffusivité thermique (m²/s)
- ρ : Masse volumique (kg/m³)
- cp : chaleur spécifique (j/kg.°C)
- r : flux rayonné
- Φ_{ray} : Rayonnement solaire global
- $L \downarrow$: Rayonnement atmosphérique diffus
- $L \uparrow$: Rayonnement terrestre réfléchi
- \dot{q}_h : Densité de flux de chaleur échangé par convection
- h : Coefficient de convection
- g : Pesanteur (m²/s),
- β : Coefficient de dilatation volumétrique de l'air (k⁻¹),
- V_L : Viscosité cinématique de l'air (cm²/s),
- λ_L : Conductivité thermique de l'air (w/mk).
- σ : Constante de Stephan-Boltzmann
- T_{air} : Température de l'air (°C);
- ϵ_a : Emissivité de l'air par ciel couvert
- ϵ_0 : Emissivité de l'air par ciel serein
- T_s : Température de la surface (°C);
- ϵ_s : Emissivité de la surface du matériau
- $\bar{\lambda}$: Tenseur de conductivité thermique du matériau
- $d\Phi$: Flux thermique
- $\vec{\varphi}$: Vecteur densité de flux
- φ : Densité de flux
- $[C]$: Matrice de la capacité thermique (J/K)
- $[K]$: Matrice de conductivité thermique (W/K)
- $\{F\}$: Vecteur des flux nodaux (W)
- $\{T(t)\}$: vecteur es températures nodales
- ρ : Poids volumique de l'eau (kg/m³)
- g : Pesanteur (m/s²)
- h : Hauteur du barrage(m)
- ν : Coefficient de Poisson
- C : Cohésion (kPa)
- K : Perméabilité (m/s)
- φ : Angle de frottement) (°C)
- $\dot{\epsilon}_{cr}$: Vitesse de déformation de fluage (creepstrain rate)
- ϵ_{cr} : Déformation de fluage (creepstrain)
- $\bar{\epsilon}$: Tenseur des déformations infinitésimales
- t : Temps du chargement (time at end of sub – steps)

Table des notations

- C1, C2, C3, C4 : Paramètres de fluage
- T : Température du milieu en Kelvin
- T_p : température sur la surface du masque
- λ : Viscosité cinématique
- E : Module de rigidité (MPa)
- Q_{cr} : Energie d'activation
- R : Constante des gaz parfait
- UX : Déplacements dans le sens X
- UY : Déplacements dans le sens Y
- EPELX : Déformations élastique dans le sens X
- EPELXY : Déformations élastique au cisaillement dans le plan XY
- EPCREY: Elementpropertycreep Y (Déformation de Fluage dans l'axe des Y)
- EPCRXY : Déformation de fluage au cisaillement (XY Shearcreepstrain)
- EPCREQV : Déformation de fluage de Von Mises
- SXY : Contrainte de cisaillement élastique dans le plans XY

Liste des figures et tableaux

LISTES DES FIGURES

CHAPITRE I

- Figure I.1. Représentation schématique d'un bitume type "sol"
- Figure I.2. Représentation schématique d'un bitume type "GEL"
- Figure I.3. Essai RTFOT et test de fragilité « Fraass »
- Figure I.4. Comportement en traction simple en fonction de la température
- Figure I.5. Comportement en traction simple en fonction de la température
- Figure I.6. Essais de compression simple à différentes vitesses
- Figure I.7. Différents types de courbe lors d'un essai DTT
- Figure I.8. Essais de fluage statique
- Figure I.9. Modèles proposés (Maxwell, Kelvin, Burger, Kelvin généralisé, Maxwell généralisé)
- Figure I.10. Eléments de Maxwell (a) et de Kelvin-Voigt (b).
- Figure I.11. Modèle de Maxwell généralisé
- Figure I.12. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé
- Figure I.13. Représentation du modèle de Huet
- Figure I.14. Modèle de Huet-Sayegh
- Figure I.15. Modèle généralisé d'après Di Benedetto
- Figure I.16. Critère de rupture de Di Benedetto

CHAPITRE II

- Figure II.1. Courbe de fluage typique présentant les trois stades du fluage
- Figure II.2 illustration de la vitesse de déformation en fonction du temps t
- Figure II.3 Méthode de détermination de (Q_{cr}) et de la constante de fluage n dans un test expérimental de fluage
- Figure II.4 Schémas des principaux types de cavitation
- Figure II.5 Coalescence des cavités le long des joints de grain
- Figure II.6 Courbes de fluage tertiaire sous un chargement uni axial

Liste des figures et tableaux

- Figure II.7 Test du Fluage multiaxial sur une pipe à parois minces
- Figure II.8 Comparaison des hypothèses d'écrouissage par le temps et la déformation
- Figure II.9 Déformation de fluage pour les granulats différents
- Figure II.10 Influence de l'humidité relative sur le fluage
- Figure II.11 Influence de la température sur le fluage à σ_j du chargement
- Figure II.12 Influence de la température sur le fluage (Alliage AlCuMg2)
- Figure II.13 Influence de la température sur le fluage (Alliage Aluminium sous 150°C)
- Figure II.14 Schéma du mécanisme de déformation
- Figure II.15 Courbe de fluage $\lg \dot{\varepsilon} = f(\lg \sigma)$
- Figure II.16 vitesse de fluage minimale en fonction des contraintes

CHAPITRE III

- Figure III.1 : Barrage à masque amont
- Figure III.2: coupe transversale du barrage de Vale de Gaio
- Figure III.3 : coupe transversale du barrage de Breitenbach
- Figure III.4: coupe transversale du barrage de Bigge
- Figure III.5: coupe transversale du barrage de Dhünn
- Figure III.6: coupe transversale du barrage d'Eberlaste
- Figure III.7 Types de masque en béton bitumineux
- Figure III.8 Coupe du masque en béton bitumineux
- Figure III.9 Principaux échanges thermiques entre la surface du revêtement et l'environnement
- Figure III.10 Paramètres physique du parement
- Figure III.11 interface Air – Enrobé
- Figure III.12 Interface entre deux couches
- Figure III.13 Estimation de la température hebdomadaire sur l'enrobé bitumineux
- Figure III.14 Essai de ramollissement Anneau & Bille

Liste des figures et tableaux

- Figure III.15 condition au limite et différentes charges thermique pour un solide
- Figure III.16 : Discrétisation du domaine en éléments finis
- Figure III.17 Editeur de fonction
- Figure III.18 Maillage du barrage avec les éléments (PLANE 55)
- Figure III.19 illustration du parement amont (masque en béton bitumineux)
- Figure III.20 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (17°C) sur le masque
- Figure III.21 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (22°C) sur le masque
- Figure III.22 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (22°C) sur le masque
- Figure III.23 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (32°C) sur le masque
- Figure III.24 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (40°C) sur le masque
- Figure III.25 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (45°C) sur le masque
- Figure III.26 Evolution de la température (17°C) en fonction de la profondeur du masque
- Figure III.27 Evolution de la température (32°C) en fonction de la profondeur du masque
- Figure III.28 Evolution de la température (40°C) en fonction de la profondeur du masque
- Figure III.29 Evolution de la température (45°C) en fonction de la profondeur du masque

CHAPITRE IV

- Figure IV.1 Procédure d'introduction de la loi de fluage dans une structure
- Figure IV.2 Procédure d'introduction des températures et les constantes de fluage
- Figure IV.3 Chargement hydrostatique et les conditions aux limites
- Figure IV.4 Illustration d'une coupe de masque en béton bitumineux

Liste des figures et tableaux

- Figure IV.5 Discrétisation du masque amont en éléments PLANE 182
- Figure IV.6 Illustration de la déformation de la structure
- Figure IV.7 Illustration des déplacements UY de la structure
- Figure IV.8 Illustration des déplacements UX de la structure
- Figure IV.9 Illustration des déplacements UX et UY du nœud 855
- Figure IV.10. Illustration des déformations élastiques ϵ_x^{el} dans la structure
- Figure IV.11 Illustration des déformations élastiques ϵ_y^{el} dans la structure
- Figure IV.12 Illustration des déformations élastiques au cisaillement γ_{xy} dans la structure
- Figure IV.13. Illustration de la courbe de déformations élastiques ϵ_x^{el} du nœud 855
- Figure IV.14. Illustration de la courbe de déformations élastiques ϵ_y^{el} du nœud 855
- Figure IV.15. Illustration de la courbe de déformations élastiques γ_{xy} du nœud 855
- Figure IV.16. Illustration de la courbe de fluage du nœud 855
- Figure IV.17. Illustration des contraintes de cisaillement τ_{xy} dans la structure
- Figure IV.18. Illustration des déformations élastiques ϵ_y^{cr} dans le masque
- Figure IV.19. Illustration des déformations de fluage au cisaillement γ_{xy}^{cr} dans le masque
- Figure IV.20. Illustration des déformations élastique de Von Mises dans la structure
- Figure IV.21. Illustration des déformations de fluage de Von Mises dans le masque ϵ_{VM}^{cr}
- Figure IV.22. Illustration des contraintes de Von Mises (σ^{VM}) dans la structure
- Figure IV.23. Illustration des contraintes principales S2 dans la structure
- Figure IV.24. Illustration des contraintes principales S3 dans la structure
- Figure IV.25. Illustration des contraintes SX dans la structure
- Figure IV.26. Illustration des contraintes SY dans la structure
- Figure IV.27. Influence de la température sur le fluage d'après Hannant (1967)
- Figure IV.28. Influence de la température sur les déformations de fluage sous une contrainte de 1.69 MPa

Liste des figures et tableaux

- Figure.IV.29. Influence de la température sur les déformations de fluage sous une contrainte de 3.6 MPa
- Figure IV.30. Influence de la température sur les déformations de fluage sous une contrainte de 5.29 MPa
- Figure IV.31. Evolution de la contrainte SY sous la température 25°C
- Figure IV.32. Evolution de la contrainte SY sous la température 35°C
- Figure IV.33. Evolution de la contrainte SY sous la température 45°C
- Figure IV.34. Evolution de la contrainte SY sous la température 55°C
- Figure IV.35. Evolution de la contrainte SY sous la température 65°C

LISTES DES TABLEAUX

- Tableau I. 1 : Classes de bitume en fonction de la température T_{BA} et la Pen 25°
- Tableau I.2 : Plages de température des sollicitations mécaniques et essais correspondants
- Tableau I.3: Résultats des essais MARSHALL.
- Tableau I.4: Résultats des essais Duriez
- Tableau III.1 Evaluations des températures T_p sur la surface du masque
- Tableau III.2 Evaluations des températures bille et Anneaux [43]
- Tableau III.3 : Confrontation des résultats
- Tableau IV.1. Caractéristiques physiques du matériau roche
- Tableau IV.2. Paramètres de fluage et d'élasticité pour les différents types des bétons bitumineux
- Tableau IV.3. Constituant des différents bétons bitume

Introduction générale

L'édification d'ouvrages à travers les cours d'eau, a constitué l'activité la plus antique que l'homme a su utiliser dans la mobilisation de l'eau, et ce à travers l'innovation des moyens à la fois fiable et économiquement rentables. Parmi ces moyens utilisés depuis longtemps sont et resteront encore les barrages. Le but primitif, qui demeure toujours l'un des objectifs essentiels dans la plus part des régions du globe, est l'irrigation. Par le matériau dont ils sont construits, les barrages peuvent être classés en deux groupes :

- les barrages rigides, en béton ou en maçonnerie
- les barrages souples, en enrochement ou en terre

Les barrages en terre résistent biens aux efforts horizontaux, et leur cout est beaucoup moins cher que les autres types de barrages. Ils sont les seuls qui convient à une fondation non rocheuse, il présente l'avantage de pouvoir être adapté à peu près à n'importe quelle fondation, et de pouvoir être réalisé avec une très grande variété de sols. L'inconvénient majeur des barrages en terre est les infiltrations à travers leur massif, ce dernier peut compromettre leur fiabilité économique et peut mettre en cause le rôle pour lequel sont conçus. Ces infiltrations sont responsables de plus de 35% des accidents survenus aux barrages en terre. Pour éviter ce désagrément, les barrages en terres sont dotés d'organe de lutte contre les infiltrations, tels que les noyaux en argile ou bien les masques amont en béton bitumineux. Ces organes sont soumis à de différentes sollicitations constantes qui durent dans le temps telles que (poids des parements amont, chargement hydrostatique) et les sollicitations transitoires telles que (le gradient thermique etc...).

Les déformations différées jouent un rôle très important dans le dimensionnement des structures et leurs comportements à long terme. Une mauvaise évaluation des déformations dues au fluage et au retrait pourrait avoir des conséquences néfastes sur l'ouvrage. La connaissance des déformations différées (fluage, retrait thermique et gonflement) des bétons bitumineux constituant le parement d'étanchéité amont des barrages en terres est d'une grande importance pour prédire les déplacements dans les barrages et leurs comportements à long terme, afin de maintenir leurs services en toute sécurité. Les travaux de recherches effectués sur le fluage des enrobés bitumineux durant ces dernières années ont beaucoup contribués à améliorer les connaissances dans ce domaine et ont permis l'établissement de modèles plus au moins représentatifs.

Le comportement mécanique en contrainte-déformation du bitume et enrobé dépend des conditions de chargement « thermiques et mécaniques), comme il dépend aussi de son histoire (thermique et mécanique). Il apparaît donc nécessaire d'approfondir les connaissances concernant les propriétés des bitumes et enrobés, ainsi que leur évolution dans le temps, qui permettra à terme de formuler des enrobés durable dans leur environnement climatique et suffisamment performant face aux exigences modernes.

Introduction générale

Le bitume confère à l'enrobé sa flexibilité et sa capacité à résister à certaines dégradations causées par plusieurs facteurs dont le trafic, les conditions climatiques du site, etc. A température de service élevée, le bitume doit demeurer suffisamment visqueux afin d'éviter que ne se produise le phénomène d'orniérage. A l'opposé, à basse température, le bitume doit conserver une certaine élasticité pour éviter le phénomène de fissuration par retrait thermique et la fragilisation de l'enrobé. Aux températures intermédiaires, il doit être résistant à la fatigue sous l'effet du trafic répété. Le bitume est un matériau visco-élastique dont la souplesse d'emploi et les propriétés essentielles d'adhérence, de plasticité, d'élasticité, d'insolubilité dans l'eau et d'inertie à de nombreux agents chimiques lui ont valu un développement important dans la construction routière et industrielle.

Ce mémoire de thèse est constitué de quatre chapitres :

Le premier chapitre est entièrement consacré à une étude bibliographique sur les propriétés physiques, thermo-mécaniques, et quelques modèles rhéologiques, évolution des bitumes issus de la littérature, ainsi que les essais de fatigue sur enrobés bitumineux sont présentés en fin de chapitre.

Le deuxième chapitre présente l'ensemble des modèles et les différents stades de fluage sous un chargement constant. Il s'agit en particulier des trois étapes de fluage à savoir "fluage primaire", "fluage secondaire" et "fluage tertiaire", ou nous avons exposés les différentes lois régissant ces étapes, tels que le modèle d'écrouissage –déformation et d'écrouissage temporel. D'autres formes de lois d'écoulement sont proposées. Elles sont basées sur les formes variationnelles. Une approche sur l'écrouissage cinématique (translation de la surface élastique dans l'espace des contraintes) a été proposée dans la théorie de la plasticité. Dans ce chapitre aussi, nous avons cités les facteurs influençant le fluage tels que : Les granulats, l'humidité, la température.

Le troisième chapitre, est consacré à la modélisation sous charge thermique dans lequel nous avons cité les différents procédés de transfert de chaleur tels que le phénomène de conduction, de convection et de rayonnement. On a élucidé les différentes applications des enrobés bitumineux dans les barrages tels que leurs utilisation dans l'étanchéité interne des barrages comme écrans étanche, on a cité aussi les différents type de barrage employant ce procédé en particulier en Europe, sans oublier l'expérience algérienne dans la conception des barrages à base d'enrobé bitumineux. Une modélisation et la discrétisation de l'équation de transfert de chaleur dans un élément quadratique est illustrée en régime transitoire.

Enfin dans ce chapitre, on s'est focalisé sur la modélisation des équations de transfert de chaleur dans le masque amont en béton bitumineux en discrétisant la structure en éléments finis à quatre nœuds de type PLANE55. Là, on a consacré une partie de l'analyse à la détermination des températures sur la surface du masque et nous avons constaté que ces dernières dépassent largement les températures ambiante de l'air, cela s'explique par

Introduction générale

l'absorption de la chaleur par le parement de par sa nature noir et sa composition en liant bitumineux. Ensuite nous avons étudiés la propagation des températures surfaciques en fonction de la profondeur du masque en utilisant l'équation de Fourier. Toutes ces modélisations sont illustrées par des simulations numériques

Le dernier chapitre est consacré aux procédés de modélisation de fluage dans une structure donnée. En premier lieu nous avons illustré à travers les figures, la Procédure d'introduction des lois de comportement au fluage en fonction des températures données et l'utilisation de certaines commandes du logiciel Ansys. Des lois de comportement au fluage ainsi que celles qui gouvernent les conditions aux limites, les équations cinématiques ont été proposées. Enfin un procédé de modélisation par le logiciel Ansys de la structure du barrage avec un masque amont en béton bitumineux a été exposé. Le comportement au fluage du parement d'étanchéité en enrobé bitumineux sous chargement hydrostatique constant a été simulé numériquement, en prenant en considération l'effet de la température de la surface du masque.

.

.

Sommaire

Avant-propos.....	2
Résumé	3
Table des notations.....	4
Liste des figures et tableaux	7
Introduction générale	12

Chapitre I Composition et comportement des bitumes et enrobés bitumineux

I.1. Introduction.....	21
I. 2. Composition, structure et propriétés des bitumes.....	22
I.2.1. Origine et grandes catégories.....	22
I.2.2. Structure colloïdale du bitume.....	22
I.2.3. Caractéristiques chimiques du bitume.....	24
I.2.4. Propriétés thermo-physiques des bitumes.....	25
I.3. Méthodes de mesure des propriétés rhéologiques.....	25
I.3.1. Les différentes familles d'essais.....	25
I.3.2. Les essais «technologiques».....	26
I.3.2.1. Température de fragilité FRAASS.....	26
I.3.2.2. Mesure de la pénétration.....	26
I.3.2.3. Mesure du point de ramollissement.	27
I.3.2.4. Influence de la température sur les propriétés du bitume.....	28
I.3.3. Essais mécaniques.....	29
I.3.3.1. Essais à vitesse imposée.....	30
I.3.3.2. Essai à charge imposée.....	31
I.3.3. 3. Mesure de la viscosité.....	32
I.4. Les modèles de comportement.....	33
I.4.1. Les familles de modèles.....	33
I.5. Caractérisation et formulation des enrobés bitumineux.....	35
I.5.1. Méthodes de formulations basées sur les essais mécaniques.....	35

Sommaire

I.5.1.1. Essai MARSHALL.....	35
I.5.1.2. Essai Duriez.....	36
I.5.2. Méthodes de formulations basées sur les essais mécaniques « modernes »	36
I.5.2.1. Essai de module complexe.....	37
I.5.2.2. Essais de fatigue.....	38
I.5.2.3. Essais de fluage dynamique.....	38
I.5.3. Méthodes analytiques de formulation.....	39
I.5.3.1. Granulométrie et caractéristiques des granulats.....	39
I.5.3.2. Nature et teneur en liant.....	40
I.6. Influence des liants sur les propriétés mécaniques des enrobés.....	40
I.6.1. Rôle de la température, fragilité, rigidité et viscosité.....	41
I.6.2. Du liant à l'enrobé prévision du module et de la résistance.....	41
I.6.3. Influence du bitume sur la fatigue des enrobés.....	42
I.7. Modélisation du comportement des matériaux bitumineux.....	43
I.7.1 Modélisation du comportement linéaire(VEL)	43
I.7.1.1 Modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt.....	43
I.7.1.2 Modèle de Maxwell généralisé.....	44
I.7.1.3 Modèle de Kelvin-Voigt généralisé.....	45
I.7.1.4 Modèles analogiques “avancés”.....	46
I.7.2 Modélisation du comportement non linéaire.....	48
I.7.3 Critère de contrainte maximales	49
I.9. Conclusion.....	50
 Chapitre II Modèles constitutifs du fluage	
II.1 Introduction.....	52
II.2 Différentes lois gouvernantes les différents stades de fluage.....	54
II.2.1 Fluage primaire.....	54

Sommaire

II.2.2 Fluage secondaire.....	54
II.2.3 Fluage tertiaire.....	57
II.3 Ecrouissage par le temps et la déformation.....	62
II.4 Facteurs influençant le fluage.....	64
II.4.1 Influence des granulats.....	64
II.4.2 Influence de l'humidité.....	64
II.4.3. Influence de la température.....	65
II.4.3.1 Fluage à haute température (Energie d'activation).....	65
II.4.4. Variation de ε_{cr} fonction des contraintes.....	70
II.4.4.1 Cas des faibles contraintes.....	70
II.4.4.2 Cas des fortes contraintes.....	71
II.5 Conclusion.....	71

Chapitre III Modélisation du transfert de chaleur dans le masque

III.1 Introduction.....	73
III.2 Applications hydrauliques du bitume.....	73
III.2.1. Enrobés étanches pour masques amont de barrage.....	73
III.2.2. Enrobés étanches pour écran interne de barrage.....	74
III.2.2.1 Mode de construction du noyau bitumineux.....	74
III.3 Evolution des masques en béton bitumineux.....	77
III.4 L'expérience Algérienne des masques en béton bitumineux.....	78
III.4.1 Barrage Ghrib.....	78
III.4.1.1 Caractéristiques principales du barrage.....	78
III.4.2 Barrage Bouhanifia.....	80
III.4.2.1. Caractéristiques principales du barrage.....	80
III.4.3 Barrage Oued Sarno.....	80
III.4.3.1. Caractéristiques principales du barrage.....	80

Sommaire

III.4.4 Barrages Ighil Emda.....	80
III.4.4.1 Caractéristiques principales du barrage.....	81
III.5 Elaboration du modèle de calcul final.....	81
III.5.1 Hypothèses prises en compte dans le modèle de calcul final.....	82
III.5.2 Modélisation de l'évolution des températures dans le masque.....	83
III.5.2.1 Equations du champ thermique.....	83
III.5.2.2 Conditions aux limites.....	83
III.5.3 Distribution initiale des températures dans la structure.....	86
III.5.3.1 Evaluation empirique de la température surfacique de l'enrobé.....	86
III.5.4 Détermination des paramètres nécessaires au modèle de calcul.....	87
III.5.4.1 Coefficient de convection.....	87
III.5.4.2 Caractéristiques thermiques des matériaux.....	88
III.5.4.3 Température de la couche d'enrobé après refroidissement.....	88
III.6 Modélisation et discrétisation de l'équation de transfert de chaleur.....	89
III.6.1 Loi de Fourier.....	89
III.6.2 Charges thermiques.....	90
III.6.2.1 Echange de chaleur par convection sur une surface $S\phi$	91
III.6.3 Bilan thermique : Equation de la chaleur.....	91
III.6.4 Forme différentielle.....	92
III.6.5 Forme intégrale faible	92
III.6.6 Discrétisation en éléments finis.....	93
III.6.6.1 Discrétisation du domaine : maillage.....	93
III.6.6.2 Représentation élémentaire du champ de températures.....	94
III.6.6.3 Représentation globale du champ de températures.....	94
III.6.6.4 Discrétisation de la forme intégrale.....	95
III.6.7 Mise en œuvre pratique : calculs élémentaires et assemblage.....	96
III.7 Exemples de calculs élémentaires (Rectangle à quatre nœuds).....	97

Sommaire

III.8. Modélisation de la variation transitoire de la température journalière...	103
III.8.1. Détail du masque du barrage « Ghrib ».....	106
III.8.2. Variation de la température (T) en fonction du temps (t) sur le masque..	107
III.8.3 Variation de la température (T) en fonction de la profondeur du masque.	112
III.9 Validation des résultats.....	115
III.10 Conclusion.....	115

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage d'un masque amont en béton bitumineux

IV.1 Introduction.....	117
IV.2 Procédé de solution générale et les conditions aux limites.....	118
IV.2.1 Equations cinématiques.....	118
IV.2.2 Représentation des vecteurs matrice.....	120
IV.3 Techniques de solution numérique.....	122
IV.4. Procédure de modélisation du fluage par Ansys.....	123
IV.5. Modélisation de la structure et présentation des résultats.....	125
IV.5.1 Modélisation par ANSYS	126
IV.5.2. Paramètres de fluage du model appliqué	127
IV.5.3. Discrétisation de la structure	128
IV.5.3.1 Caractéristiques principales du barrage	129
IV.5.4. Résultats et discussions.....	130
IV.5.4.1 Déplacements du masque amont et de la digue.....	130
IV.5.4.2 Illustrations des déformations élastiques $\varepsilon_x^{el}, \varepsilon_y^{el}, \gamma_{xy}$	132
IV.5.4.3 Illustration des déformations au fluage ($\varepsilon_x^{cr}, \varepsilon_y^{cr}, \gamma_{xy}^{cr}$) et τ_{xy}	135
IV.5.4.4 Illustration des valeurs quantitatives de Von Mises de fluage	137
IV.5.4.5 Analyse des contraintes.....	139
IV.5.5 Effet de la température sur les contraintes et les déformations de fluage .	140

Sommaire

IV.5.5.1 Effet de la température sur les déformations au fluage.....	140
IV.5.5.2 Effet de la température sur les contraintes.....	143
IV.6 Conclusion.....	146
CONCLUSION GENERALE	148
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	151
ANNEXES	158



I.1. Introduction

Le bitume, à l'origine une substance naturelle rencontrée dans certaines roches, est aujourd'hui un produit industriel à forte valeur ajoutée technologique, fabriqué à la demande à partir de certains pétroles bruts. Il n'y a pas un, mais des bitumes. Leurs constitutions et leurs caractéristiques reflètent celles des pétroles dont ils sont issus et des procédés techniques avec lesquels ils ont été fabriqués. L'usage du bitume remonte à l'aube de notre histoire et les récits de l'Antiquité sont riches en références à ce matériau dont les anciens Egyptiens se servaient pour calfater les embarcations, construire les édifices et... préparer les momies. Les Grecs et les Romains, qui en connaissaient l'usage, l'avaient baptisé respectivement "asphaltos" et "bitumen". Les deux mots existent encore aujourd'hui sous des formes très proches (asphalte, asphalt, bitume, bitumen...) dans les langues occidentales modernes.

L'asphalte a été utilisé sous forme de liant hydrocarboné, il y a plus de 5000 ans. En particulier pour le génie civil, le bitume naturel a été employé généralement comme adhésif dans des mortiers ou en tant qu'agent d'imperméabilisation dans certaines parties des bâtiments et dans la confection des parements d'étanchéités amont des barrages hydrauliques. Au cours du 19^{ème} siècle, l'utilisation du bitume s'est répandue dans les techniques routières.

Les bitumes sont devenus aujourd'hui des matériaux de haute technicité, et il existe un nombre très important de gammes variées et même certains additifs commerciaux, minéraux ou organiques, dans le but d'améliorer leurs qualités selon les propriétés recherchées. Actuellement l'utilisation principale du bitume est la technique routière.

Le bitume présente des propriétés de grande complexité à la fois sur le plan de sa composition chimique et de sa réponse aux sollicitations mécaniques. Il possède un grand pouvoir adhésif pour agglomérer les matériaux minéraux et les empêcher de désunir sous les diverses sollicitations. Les variations importantes de sa viscosité avec la température permettent un mélange adéquat avec les granulats lors des différentes étapes de fabrication et de mise en oeuvre de l'enrobé et par conséquent une bonne stabilité lors de l'exploitation de la chaussée, sous sollicitation, mécanique, thermiques et climatiques.

Les performances demandées dans la fabrication des bitumes, sont essentiellement basées sur leurs propriétés rhéologiques, pour garantir la durabilité des structures pour lesquelles ils sont conçus. Il est demandé par exemple d'avoir un bitume d'une viscoélasticité convenable durant tout le temps d'exploitation, dans le domaine le plus large des températures de service extrêmes, pour éviter sa fissuration. Les essais de point de ramollissement, pénétrabilité, Fraass et de viscosité donnent des indications satisfaisantes sur la susceptibilité et la fragilité du bitume, mais non suffisantes pour identifier son comportement viscoélastique. Les propriétés du bitume déterminent principalement les variations de la rigidité de l'enrobé. A haute température de service le bitume doit demeurer suffisamment rigide pour maintenir le squelette granulaire et limiter le fluage des enrobés, permettant d'éviter ainsi le phénomène d'orniérage qui se manifeste typiquement autour de 50°C, sous l'effet du trafic.

Enfin, il doit être suffisamment souple à basse température de service pour permettre aux contraintes de se relaxer et résister ainsi à la fissuration due au retrait thermique ou par fatigue. Ces propriétés sont généralement difficilement conciliables, sinon incompatibles, il est donc difficile d'obtenir un bitume utilisable et durable sous tous les climats et trafics possibles.

I. 2. Composition, structure et propriétés des bitumes

I.2.1. Origine et grandes catégories

Le bitume est obtenu par raffinage des pétroles bruts. Il s'agit de la fraction la plus lourde obtenue après distillation. Partant d'une qualité de brut, divers modes de fabrication sont possibles, cependant ils impliquent toujours le passage par la distillation. Suivant les conditions d'emploi et les propriétés recherchées, le bitume peut être utilisé pur ou en association avec d'autres composants (modificateur, fluidifiants, fluxant, eau ou émulsifiant).

Pour avoir des viscosités faibles (grande pénétrabilité), on a recours aux bitumes appelés fluidifiants ou fluxés. Les bitumes fluidifiés sont des solvants assez volatils, qui sont utilisés à des basses températures. Les bitumes fluxés sont assez peu volatils (huile et huile de pétrole), utilisés à des températures variables, mais souvent au delà de 100°C. Pour des viscosités trop faibles les bitumes émulsionnés peuvent être utilisés à froids ou à températures intermédiaires.

I.2.2. Structure colloïdale du bitume

Dans l'enrobé, le bitume sert de colle à des granulats de forme, de nature et de taille différentes; l'air et l'eau peuvent y circuler à peu près librement. En ce milieu très hétérogène, le bitume est soumis à des sollicitations mécaniques, chimiques et physiques diverses et combinées.

Le bitume peut être décrit comme une substance colloïdale, dans laquelle les phases dispersées, constituant des asphaltènes sont couvertes par une couche protectrice de résines. Ce complexe appelé micelle est dispersé dans une phase continue de maltènes qui constituent un mélange de huile aromatique et saturé [16], [64], [75]. Cette structure a été proposée dès les années 1920 par Nellensteyn, qui fut ainsi le premier à décrire le bitume comme une suspension colloïdale.

Les asphaltènes sont des éléments solides, noirs ou bruns, aromatiques. L'arrangement lâche des asphaltènes entourés par des composantes aromatiques d'un bitume lui confère un comportement de « type sol ». Le degré de peptisation des asphaltènes influe directement sur la viscosité du bitume (plus faible), les micelles résultantes ont une bonne mobilité dans le bitume [70], [63] dont les propriétés rhéologiques sont essentiellement newtoniennes à température ambiante.

Dans la pratique, ils existent des liants hydrocarbonés qui présentent un caractère intermédiaire, appelé « sol-gel » [28], [75] (figures I.1, I.2). La teneur en asphaltènes a une

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

incidence très importante sur les propriétés rhéologiques d'un bitume : leur augmentation conduit au durcissement du bitume qui devient plus visqueux, de plus faible pénétration et de point de ramollissement (TBA) plus élevé.

Les bitumes sols présentent une excellente résistance aux sollicitations rapides, mais ils sont plus sensibles que les bitumes gels aux sollicitations lentes, ainsi qu'aux variations de température. Pour résumer, le bitume peut être décrit comme un matériau hétérogène avec une phase de maltènes et une phase d'asphaltènes [22]. Les maltènes se comportent comme un fluide parfaitement visqueux (fluide newtonien). La présence des asphaltènes confère aux bitumes des propriétés caractéristiques de l'état colloïdal.

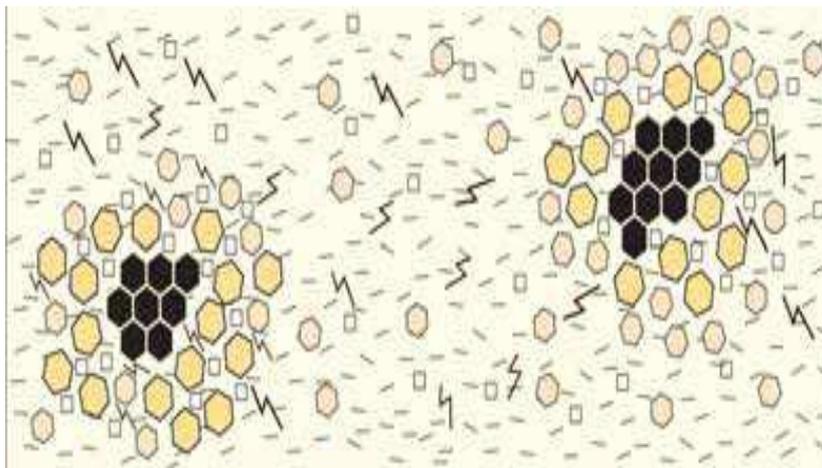


Figure I.1. Représentation schématique d'un bitume type "sol" [28]

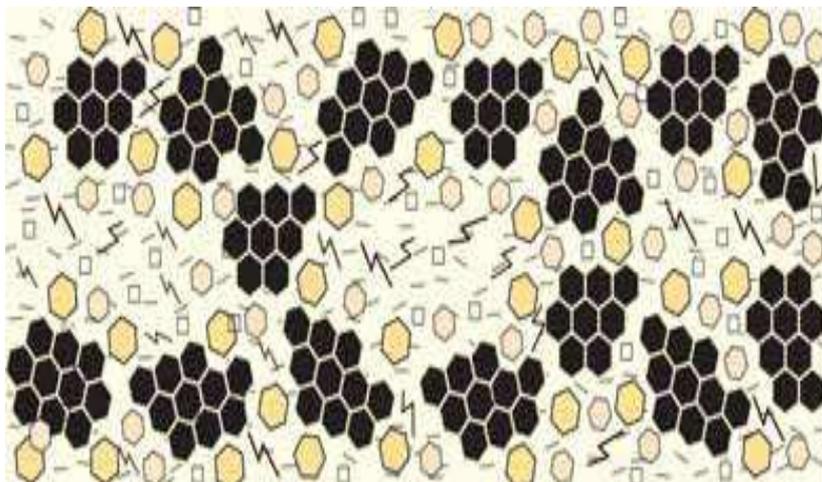
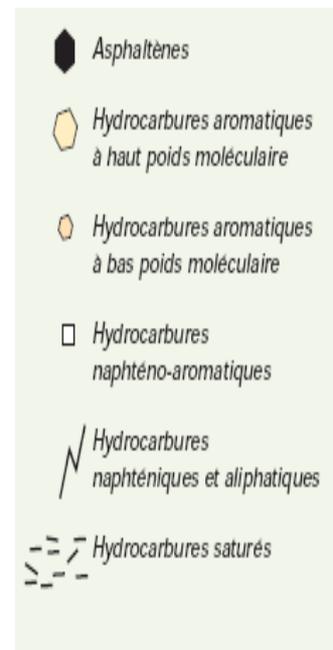


Figure 1.2. Représentation schématique d'un bitume type "gel" [28]

L'identification chimique d'un bitume passe alors par la détermination qualitative et quantitative de ses constituants principaux ou groupes génériques (saturés, aromatiques, résines et asphaltènes). Il est aussi impératif d'apprécier la façon dont ces molécules vont s'associer pour former une structure spatiale tridimensionnelle qui donne au bitume ses



propriétés physiques et mécaniques. Selon le modèle de Yen [84] les molécules d'asphaltène sont dans un état associé soit sous forme de micelles (entité élémentaire de quelques feuillets de molécules), soit sous forme de paquets de micelles qu'on appelle agglomérats.

I.2.3. Caractéristiques chimiques du bitume

La chimie du bitume est née avec les premiers travaux de Boussingault, qui a séparé une fraction distillable qu'il a nommé « pétrolènes », maintenant appelée plutôt « maltènes », et une fraction non-distillable, les asphaltènes. Plus récemment, le développement des techniques de chimie analytique a permis de mieux définir et caractériser ses fractions, mais la séparation des bitumes en maltènes et asphaltènes est encore très largement acceptée, avec toutefois des méthodes d'obtention différentes.

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

Les constituants des maltènes sont :

- Les huiles : cette fraction est généralement soluble dans tous les solvants organiques, elle représente 40% à 60% du bitume, sa masse moléculaire moyenne est généralement relativement faible et leur viscosité peu élevée.
- Les résines : elles ont un caractère nettement plus aromatique. La structure des résines est beaucoup plus complexe que celle des huiles et leur masse moléculaire moyenne est plus élevée. Les résines ont un rôle essentiel vis-à-vis de la stabilité colloïdale du bitume. Elles ont un rôle tensioactif qui permet de stabiliser la dispersion d'asphaltènes dans la matrice maltène en augmentant sa capacité d'étalement.

Les constituants des asphaltènes sont:

Les asphaltènes représentent de 10 à 30% des bitumes et leur masse moléculaire est assez variable suivant l'origine du bitume et selon qu'il a été traité ou non. Ils se présentent sous la forme d'un solide dur, brun-noir qui contribue largement à la couleur noir du bitume. Ce sont des composés très lourds à structure condensée, cylindrique et aromatique. Les asphaltènes sont considérés comme l'entité la plus responsable du comportement rhéologique des bitumes. L'analyse élémentaire d'un bitume révèle la domination des atomes de carbone (typiquement 80 à 87 % massique) et d'hydrogène (8-12 %). En outre, des hétéro atomes tels que le soufre (1-9 %), l'azote (0- 1,5 %) et l'oxygène (0,5-1,5 %) et des traces de métaux tels que le vanadium ou le nickel sont présentes [54]. Devant la complexité des mélanges bitumineux, il semble judicieux de vouloir déterminer leur composition plus précisément.

I.2.4. Propriétés thermo-physiques des bitumes

La densité: n'est pas très importante du point de vue performance. Elle est utile dans les calculs des formulations. Elle est mesurée à l'aide d'un pycnomètre entre 15 et 25°C. Elle vaut généralement entre 1,0 et 1,10 et dépend du grade et de l'origine du brut. Elle décroît sensiblement quand la température augmente. Les propriétés thermiques sont très importantes sur le plan du comportement et performance. Le bitume a une chaleur spécifique relativement faible, dans l'ordre de 2,0 kJ / kg °C à 25°C (celle de l'eau est de 4,18kJ / kg °C), qui croît faiblement quand la température augmente (1,7 à 0°C et 2,15 à 200 °C). Le bitume ne requiert donc pour augmenter sa température qu'une quantité d'énergie modérée. La quantité nécessaire par °C décroît légèrement quand la température augmente de 0 à 70°C. Le bitume a en revanche une faible conductivité thermique (0,163 W/m °C à 20°C) et de ce fait nécessite de grande surface de chauffage pour les manipulations et l'enrobage. Il possède enfin un coefficient de dilatation volumique relativement faible (de l'ordre de 0,066 µm/m/°C). Lors de l'enrobage et de la mise en oeuvre à très haute température, le bitume subit une légère perte de masse liée au départ d'éléments volatils, ce qui explique en partie son vieillissement.

I.3. Méthodes de mesure des propriétés rhéologiques

I.3.1. Les différentes familles d'essais

Les essais rhéologiques sont effectués pour caractériser la consistance, ils ont pour but de déterminer la température de fragilité Fraass, les pénétrations à diverses températures, l'indice de pénétrabilité qui en dérive et la détermination de la T_{BA} (température de ramollissement bille-anneau). On peut aussi effectuer des essais mécaniques qui permettent de mesurer des grandeurs physiques définies (module de rigidité, complaisance, viscosité...). On peut distinguer :

Des essais comportant un échelon de sollicitation créé instantanément:

- l'essai de relaxation, à déformation constante.
- l'essai de fluage, à contrainte constante. Le fluage comporte une partie dynamique (fluage primaire), une partie quasi-statique où l'écoulement est stationnaire (fluage secondaire), et une partie qui précède la rupture (fluage tertiaire).

On rencontre aussi dans la pratique des différents essais à vitesse de déformation imposée, des essais à vitesse d'élongation imposée, des essais à vitesse de chargement imposée. Les sollicitations dans ces essais peuvent s'effectuer en traction, cisaillement, flexion ou torsion. Pour les bitumes, on utilise principalement la traction (à froid) et le cisaillement (à chaud). Par contre pour les composites (enrobés), on pratique des essais de traction, de compression et de flexion.

I.3.2. Les essais « technologiques »

Ces essais tendent à caractériser la consistance du liant et son évolution en fonction de la température. Du point de vue technologique, le passage de la zone élastique à la zone médiane peut être défini par la température de fragilité, celui de la zone médiane à la zone fluide par la température de ramollissement. Mais en réalité les limites des zones de comportement dépendent étroitement des conditions thermomécaniques des essais de caractérisation. La consistance dans la zone intermédiaire peut être caractérisée par la pénétration à diverses températures.

I.3.2.1. Température de fragilité FRAASS (NF T 66-006)

Le point de fragilité Fraass est la température pour laquelle un film mince de bitume rompt sous l'effet d'une flexion dans des conditions opératoires de fabrication et d'essais bien définies. C'est un indicateur permettant de caractériser la fragilité du bitume à basse température. D'après les travaux de Van der Poel [78], il s'agit d'une température d'isoconsistance correspondant à un module de 100 MPa pour un temps de charge de 11s et une pénétration de 1,25 dixième de millimètre.

I.3.2.2. Mesure de la pénétration (NF T 66-004)

La pénétration est la profondeur d'enfoncement d'une aiguille normalisée dans des conditions opératoires définies de température, de charge et de temps. Sa valeur à 25°C est souvent employée pour spécifier la qualité d'un bitume [5], [6]. Le bitume est plus mou lorsque la température est plus haute, et la pénétration plus forte. On définit aussi l'indice de pénétrabilité IP :

$$IP = \frac{20 - 500A}{1 + 50A} \quad (I.1)$$

- A est la susceptibilité thermique. La valeur de A varie entre 0.015 à 0.06.

Elle peut être exprimé en terme de pénétration, à la fois par extrapolation linéaire de $\lg pen$ en fonction de T, et par mesure directe à la température

$$A = \frac{\lg pen_T - \lg 800}{T - T_{BA}} \quad (I.2)$$

- A: la susceptibilité thermique
- T_{BA} : température de ramollissement de bille et anneau [°C].

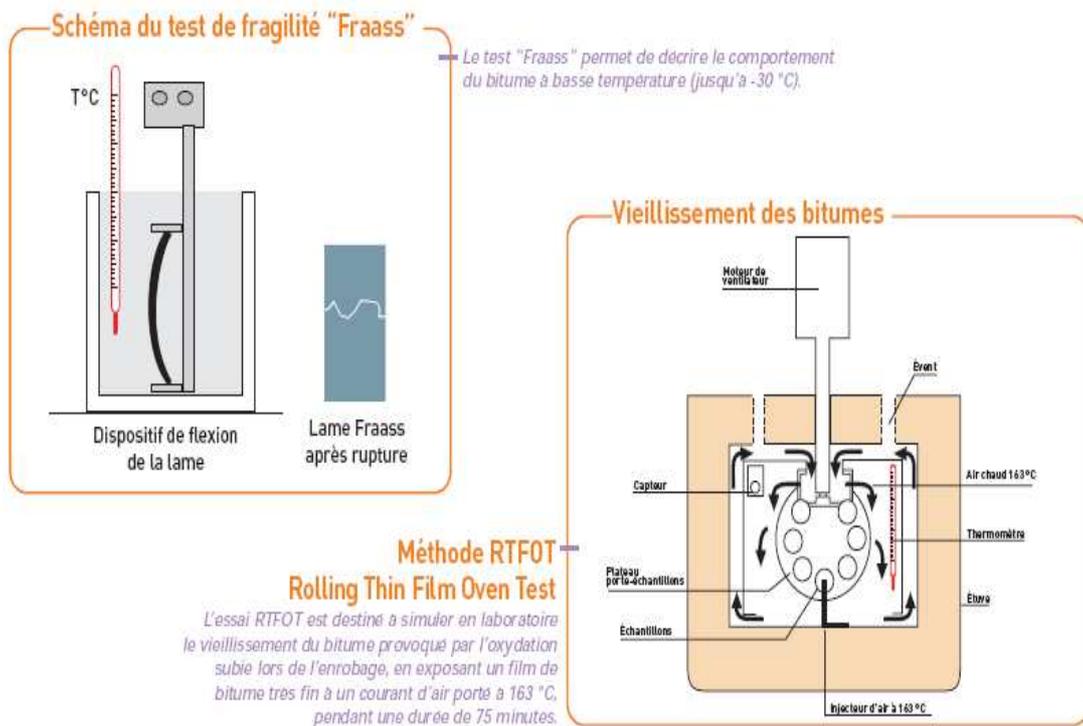


Figure I.3 Essais de Frass et Rtfot [78]

Selon la susceptibilité à la température, l'indice de pénétrabilité IP va de -3.0 (bitumes très susceptible) jusqu'à environ +7.0 (bitumes moins susceptible). Le tableau I.1 donne les classes des bitumes en fonction de la T_{BA} et de la pénétrabilité à 25°C

Tableau I. 1 : Classes de bitume en fonction de la température T_{BA} et la Pen 25° [5] et [6]

		Classes								
	Unité	20/30	30/45	35/50	40/60	50/70	70/100	100/150	160/220	250/330
Pen à 25°C	0,1mm	20-30	30-45	35-50	40-60	50-70	70-100	100/150	160/220	250/330
T_{BA}	°C	55-63	52-60	50-58	48-56	46-54	43-51	39-47	35-43	30-38

I.3.2.3. Mesure du point de ramollissement

La plus connue est le point de ramollissement de bille et anneau, réalisée dans des conditions opératoires de fabrication et d'essai bien définies. Selon Van der Poel [78], il s'agit d'une température d'isoconsistance correspondant à un module de 0,01MPa pour un temps de charge de 0,4s et une pénétration de 800 dixièmes de millimètre. La température du point de ramollissement d'anneau et de la bille (T_{pr}).

$$T_{pr} = 95.81 - 24.84 \log_{10}(\text{pen}_{25}) \quad (I.3)$$

Avec :

- T_{pr} : température du point de ramollissement d'anneau et de la bille (°C),
- pen_{25} est la pénétration standard à 25° C.

Autour de cette température, la viscosité du bitume peut varier d'une façon très importante. Ces deux derniers essais permettent de définir à quelle classe de pénétrabilité (ou grade) le bitume appartient

I.3.2.4. Influence de la température sur les propriétés du bitume.

A basse température le bitume possède un comportement fragile. Le matériau est, par voie de conséquence, susceptible de se fissurer sous l'effet conjugué des conditions climatiques et des contraintes appliquées. Cependant, la fissuration thermique peut être facilement évitée à basse température si l'on utilise un bitume de grade élevé, c'est-à-dire un bitume moins "dur", et donc moins "cassant" à basse température. Néanmoins, un bitume de grade trop élevé se révèle néfaste vis-à-vis des problèmes d'orniérage (déformations permanentes de la chaussée) à température élevée. Le bitume idéal doit donc être à la fois le moins susceptible possible aux phénomènes de fissuration thermique (à basse température) et d'orniérage (à température élevée). Plus simplement, on doit donc exiger des enrobés deux qualités principales en rapport direct avec la dépendance du liant utilisé vis-à-vis de la température :

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

Ces conditions ont notamment amené les différents groupes pétroliers à développer de nouveaux bitumes pour couvrir ce large intervalle de température (-30°C à 60°C) : les bitumes modifiés aux polymères. Le changement sous la température d'air affecte la viscosité de la couche externe du bitume. La température hebdomadaire efficace de la couche d'asphalte a été estimée à partir de la température moyenne de l'air mesurée dans l'équation empirique suivante donnée par [30]:

$$T_P = T_a \left(1 + \frac{76.2}{h_1 + 304.8} \right) - \frac{84.7}{h_1 + 304.8} + 3 \quad (I.4)$$

Avec :

- T_P est la température efficace de couche extérieure (° C),
- T_a est la température moyenne de l'air mesurée (° C),
- h_1 est l'épaisseur de la couche extérieure cm.

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

Le bitume a une très large et progressive plage de variation de la consistance avec la température. Cette variation caractérise la susceptibilité thermique, qui se définit, à une fréquence donnée, comme étant la pente de la courbe de module de rigidité. Bon nombre de problèmes observés sur les éléments constitués de béton bitumineux tels que (chaussée, parement amont d'étanchéité de barrages) en résulte clairement de la grande dépendance Température-Variations- Consistance, la température de susceptibilité est souvent proposée comme moyen de caractérisation du bitume. La figure (I.4) illustre le comportement en traction simple du bitume sous l'effet de la température. Pour résumer, d'après Di Benedetto (1996), outre le vieillissement du matériau, la température a deux effets mécaniques principaux:

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

I.3.3. Essais mécaniques

Les propriétés peu courantes du bitume et la complexité de sa composition ont d'abord conduit à introduire des essais empiriques destinés à repérer les différentes variétés obtenues, mais l'importance et la multiplicité de ces applications ont amené les producteurs et les utilisateurs à l'étudier de manière complète. Les moyens modernes d'investigation ont permis d'analyser l'influence de la composition sur les propriétés physiques et de s'orienter ainsi vers des qualités répondant mieux aux besoins des utilisateurs. L'étude des propriétés viscoélastiques a permis de comprendre la signification d'essais empiriques utilisés jusqu'alors et de les relier à des notions fondamentales. Elle a également permis de caractériser du comportement mécanique des bitumes au même titre que celui des autres matériaux de construction, tels que le béton ou les métaux. La figure I.5 illustre des résultats d'essai de compression simple à différentes vitesses.

Le bitume pur est considéré comme matériau isotrope. Selon les hypothèses de la viscoélasticité linéaire, les caractéristiques mécaniques restent indépendantes du niveau de sollicitation. Les variables contrôlées sont la température, le temps et les niveaux de contraintes ou de déformation. On distingue les essais selon la manière dont les sollicitations sont appliquées en fonction du temps :

- Essais sous charge ou déformation constante (fluage-relaxation) ;
- Essais à vitesse de chargement ou déformation imposée ;
- Essais à chargement sinusoïdal (module complexe).

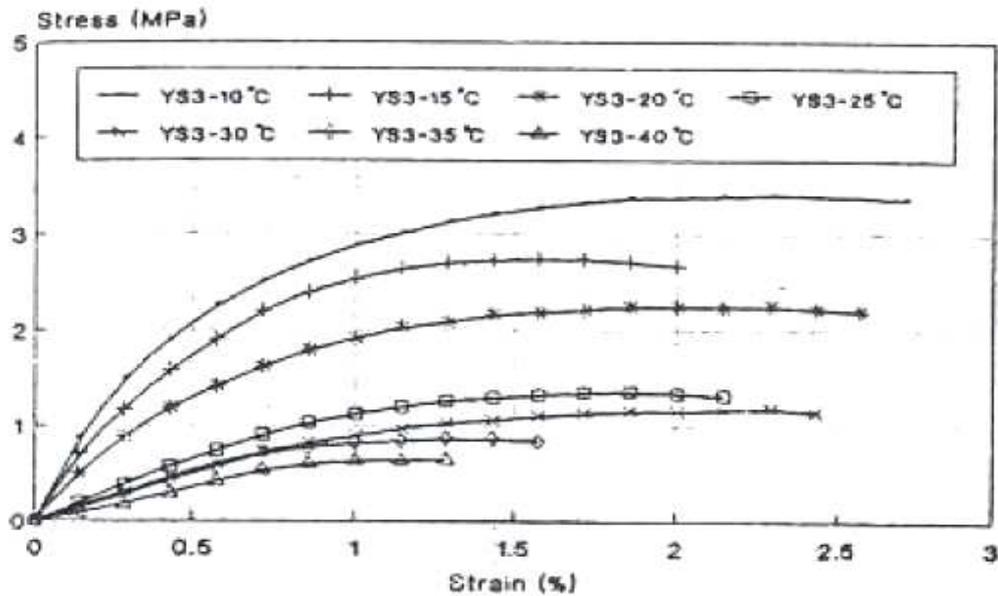


Figure. I. 4: Comportement en traction simple, sous l'effet de la température [82]

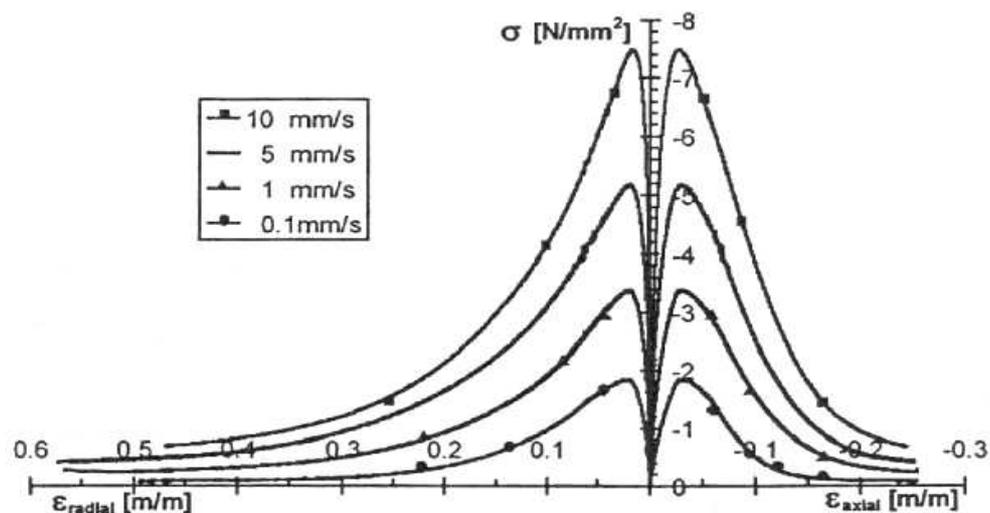


Figure. I. 5 : Essais de compression simple à différentes vitesses [82]

I.3.3.1. Essais à vitesse imposée

D'après [79], Ils se subdivisent en:

Essais à vitesse de déformation imposée : c'est le cas de la plupart des viscosimètres cône plateau ou cylindre-cylindre. Ils s'effectuent le plus souvent, pour les bitumes, aux températures ambiantes avec des géométries cône-plateau; - essais à vitesse d'allongement imposée : c'est le cas des presses de traction. L'essai de traction directe (DTT) s'effectue sur des presses uni axiales. Les éprouvettes en forme de I sont soit coulées dans des moules aux formes prédéterminées, soit découpées à partir de films d'épaisseur donnée. Le DTT avait été

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

originellement introduit en 1992 dans le cadre du système d'origine de spécification Super pave concernant les liants, il est utilisé pour mesurer les propriétés du liant bitumineux lors de la rupture en traction à basse température. Après plusieurs modifications, un nouvel essai DTT de Super pave a été introduit en 1995.

Lors de l'essai DTT on applique une charge de traction uni axiale à l'échantillon dans une enceinte à environnement contrôlé, ce qui simule le chargement. Dans cet essai, l'échantillon est placé dans l'environnement d'un fluide, maintenu à la température désirée et tiré en traction jusqu'à la rupture. Le système de Spécification Super Pave est conçu pour déterminer l'allongement à la rupture afin de s'assurer qu'elle est au environ de 1% à 10%, où la zone de transition fragile/ductile peut être définie.

La rupture est définie, dans le cahier des charges Super Pave sur les liants, comme le point de la courbe de traction lorsque la l'effort atteint son maximum (Fig. I.6). Elle peut se produire lorsque l'échantillon se fissure comme dans la courbe B, ou l'éprouvette continue à s'étirer après avoir passer par le maximum comme dans les courbes C et D. Ces spécifications sur les liants routiers indiquent que l'allongement minimal à la rupture doit être supérieure à 1%, donc, la courbe A sera moins importante conformément à la spécification [7].

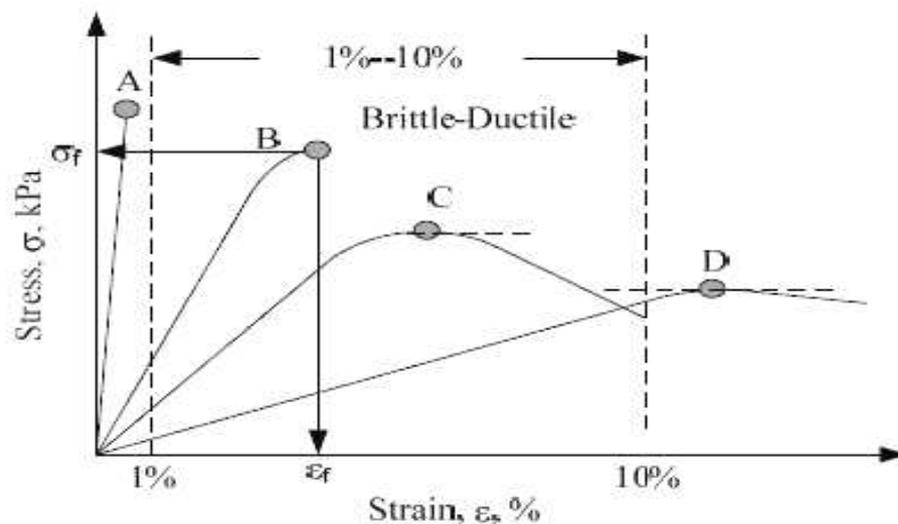


Figure I. 6: Différents types de courbe lors d'un essai DTT, selon Imad Al-Qadi [42]

I.3.3.2. Essai à charge imposée

Il s'agit principalement des essais de fluage et de relaxation: [21], [74]

1. Essai de fluage

On peut utiliser des sandwichs, pour mesurer le fluage sur les bitumes entre:

- deux disques plats;
- un cône et un plateau;

- deux cylindres coaxiaux; tournant l'un dans l'autre; coulissant l'un dans l'autre;
- deux lames parallèles.

Une contrainte σ_0 est engendrée par une charge connue. Le déplacement mesuré à l'aide d'un capteur permet de calculer la déformation $\varepsilon_{cr}(t, t')$ et l'on a :

$$\varepsilon_{cr}(t, t') = \sigma_0 J(t, t') \quad (1.5)$$

- $J(t, t')$: Fonction du fluage appelée aussi complaisance du fluage (*Compliance function*)

L'essai de fluage en cisaillement est pratiqué souvent par des rhéomètres plan-plan (disques), deux cylindres coaxiaux ou cône-plateau. Dans le domaine des températures moyennes (25 à 60°C), on peut également utiliser un disque de bitume entre deux plans, la régularité de l'épaisseur est appréciée. Les essais de fluage statique avec ou sans confinement mettent en évidence des déformations qui évoluent avec la durée d'application d'une charge constante (Fig. I.7).

2. Essai de relaxation

On impose une déformation ε_0 et on détermine à chaque instant la contrainte $\sigma(t, t')$, qui en résulte. En viscoélasticité linéaire le module de relaxation est donné par la relation :

$$\sigma(t, t') = \varepsilon_0 R(t, t') \quad (1.6)$$

I.3.3.3. Mesure de la viscosité

Dans une expérience « rhéologique », en sollicitation pure, la viscosité η est définie, par la relation suivante [75] :

$$\eta = \frac{\sigma}{\frac{d\varepsilon}{dt}} \quad (1.7)$$

Qui devient en cisaillement :

$$\eta = \frac{\tau}{\frac{d\gamma}{dt}} \quad (1.8)$$

On peut calculer la viscosité à partir d'un essai de fluage, d'un essai à vitesse imposée, ou d'une mesure de module complexe. Concernant les bitumes, on ne mesure la viscosité que dans un domaine de température où il est malaisé ou impossible d'effectuer des mesures de pénétration (nous avons vu plus haut que les mesures de pénétration fournissent une information que l'on peut corréler à la viscosité).

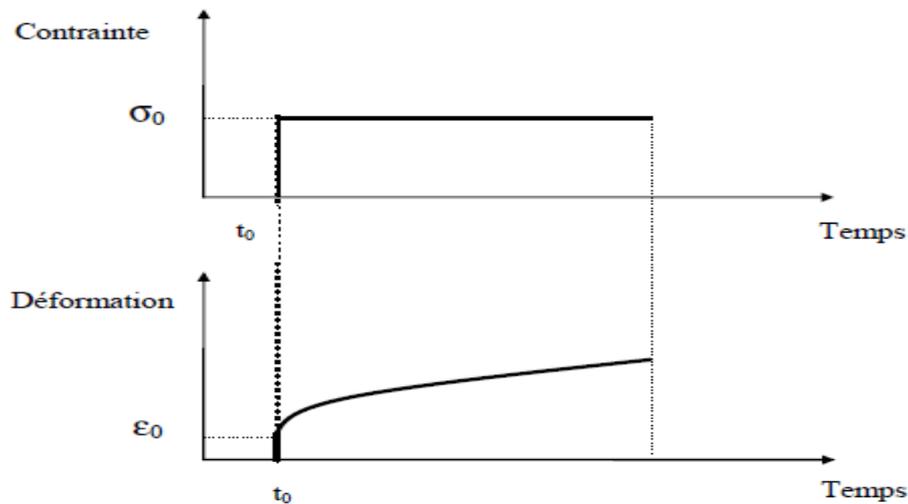


Figure. I. 7 : Essais de fluage statique [74]

La viscosité est en particulier une propriété intéressante à 60°C pour estimer la consistance des liants à des températures de service élevées, pour lesquelles la structure des bitumes peut évoluer de façon importante en fonction de la température, des contraintes mécaniques et du temps, l'influence de l'hystérésis thermique peut être considérable. Les variations de structures conduisant à de fortes fluctuations de viscosités révèlent des profondes modifications de l'état colloïdal du liant.

I.4. Les modèles de comportement

I.4.1. Les familles de modèles

Deux techniques principales de modélisation sont employées pour exploiter les données rhéologiques rassemblées. La première technique est empirique : une formulation mathématique est choisie a priori, puis elle est adaptée aux données et les valeurs des paramètres du modèle sont identifiées par des techniques statistiques.

La deuxième technique est « mécanique » et repose sur des modèles rhéologiques, dans la mesure où une combinaison de composants mécaniques (a priori un ensemble de ressorts et d'amortisseurs) est employée pour décrire respectivement les aspects élastiques et visqueux du comportement du matériau. Les modèles mécaniques ont des avantages considérables par rapport aux modèles empiriques :

- Ils peuvent être aisément mis en application dans des techniques d'analyse numérique,
- Ils sont amendables aux solutions de forme analytique précise, puisque les équations régissant leur déformation sont aisément différenciées et intégrées,
- Leurs constantes mécaniques reflètent les comportements qui peuvent être facilement visualisés en termes d'élasticité linéaire, de viscosité newtonienne et de plasticité.

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

En pratique les bitumes peuvent être assimilés (voir tableau I.2):

- En haute température ($T > 70\text{ °C}$), à des liquides généralement newtoniens, fluides de viscosité plus ou moins élevée.
- à moyenne température (conditions usuelles de service), à des liquides ou des solides viscoélastiques plus ou moins complexes selon le type de bitume,
- à très basses températures, à des solides élastiques fragiles.

Et par la suite de nombreux auteurs ont proposé des modèles phénoménologiques ou mécaniques pour les matériaux bitumineux, tels que: Laradi [49], Huet-Sayegh [72], Olard [26]. Les deux modèles de base souvent utilisés pour former des modèles plus compliqués et plus précis sont le modèle de Maxwell et le modèle de Kelvin Voigt (Fig. I.8):

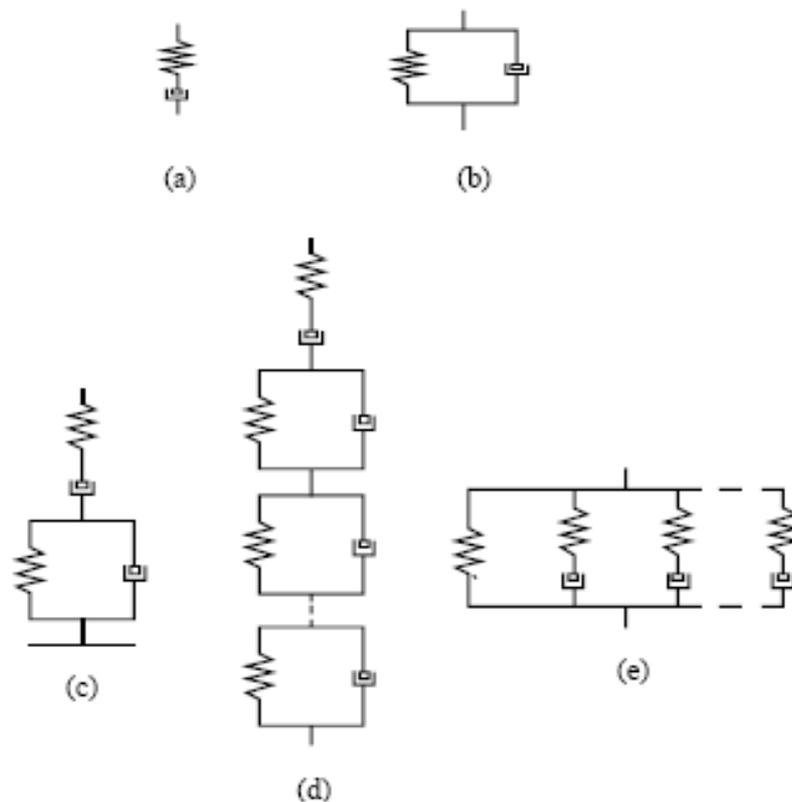


Figure. I. 8: (a) Modèle de Maxwell, (b) Modèle de Kelvin, (c) Modèle de Burger, (d) Modèle de Kelvin généralisé (e) Modèle de Maxwell généralisé

Tableau I.2: Plages des sollicitations de températures et essais correspondants

Phénomène	Fissuration Fragilité	Fatigue thermique et mécanique	Orniéage	Fabrication et Mise en oeuvre
Marge de température (°C)	Basse -20	Moyenne +20	Elevée +60	Très élevée 130 à 180
Essais «technologiques »	Fraass - BBR	Pénétrabilité	TBA-IP- Pfeiffer	RTFOT
Essais mécaniques	Traction SHRP Mod. Complexe /angle de phase	Tract. Directe Mod. Complexe /angle de phase	Viscosité à 60°C Mod. Complexe /angle de phase	Viscosité à 60°C RTFOT Mod. Complexe /Angle de phase

I.5. Caractérisation et formulation des enrobés bitumineux

On appelle enrobé bitumineux tout mélange de granulats et de liant hydrocarboné. Le terme inclut les mélanges dont le liant n'est pas forcément un bitume (goudron, liant à base de bitume fluidifié, ou modifié). Il est défini comme la composition de liant bitumineux (5 à 7%) en masse, d'agrégats et de filler ou fine et parfois d'autres types de granulats ou éléments de renfort. L'obtention d'un enrobé adéquat fait appel à des propriétés physico-chimiques et mécaniques bien spécifiques au liant et aux granulats, en relation avec la température, l'humidité, etc.... Partant des propriétés de chaque élément jusqu'aux propriétés de l'enrobé résultant.

I.5.1. Méthodes de formulation basées sur les essais mécaniques traditionnels

Ces méthodes traitent un seul aspect du comportement mécanique des enrobés à savoir la rupture plastique d'une éprouvette dans des conditions standard de température, d'humidité et de charge basées sur le principe que le choix de la composition appropriée doit répondre à exigences de résistance. Les essais mécaniques les plus utilisés sont l'essai de fluage Marshall et l'essai Duriez.

I.5.1.1. Essai MARSHALL

Son but est de déterminer, pour une température et une énergie de compactage donnée, «la stabilité» et «le fluage» dits Marshall, d'un mélange hydrocarboné à chaud. Les résultats des

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

essais Marshall (tableau I.3) montrent que les compacités des éprouvettes sont acceptables, les stabilités et les résistances aux fluages MARSHALL sont bonnes à l'exception de celles de la formule A. La formule «C» présente les meilleures performances en termes de stabilité, fluage et quotient MARSHALL.

Tableau I.3: Résultats des essais MARSHALL.

Formule granulaire	A	B	C	Spécifications
Teneur en bitume (%)	5.59	5.84	6.08	
Compacité (%)	93.47	94.67	93.83	95-97
Stabilité (KN)	10.42	12.80	18.03	>10.5
Fluage (mm/m)	2.38	2.50	3.32	<4
Quotient de Marshall (KN/mm)	4.38	5.02	5.43	

I.5.1.2. Essai DURIEZ

Le but de l'essai est de déterminer, pour une température et un compactage donné, la teneur en eau d'un mélange hydrocarboné à chaud, à partir du rapport des résistances en compression avec et sans immersion des éprouvettes. Les résultats des essais DURIEZ (tableau I.4) montrent que la résistance à la compression à sec et le rapport de résistance après immersion sur la résistance à sec sont conformes aux spécifications SETRA- LCPC. La formule «C» présente les meilleures performances en termes de résistance à la compression.

Tableau I. 4: Résultats des essais DURIEZ

Formule granulaire	A	B	C	Spécifications
Rsec : Résistance à sec (18°) (MPa)	8.3	11	11.7	>7
Rmin : Résistance en immersion (18°) (MPa)	7	8.8	10.24	
Rapport (Rim /Rsec)	0.84	0.8	0.88	>0.8

I.5.2. Méthodes de formulation basées sur les essais mécaniques « modernes »

Les essais « modernes » ont pour but de déterminer les caractéristiques intrinsèques du comportement du matériau. A.G. Dumont propose une classification de ces essais en fonction de quatre propriétés appréhendées à différents temps pour les enrobés bitumineux à savoir : l'aptitude au compactage pour le court terme, l'orniérage et la fatigue pour le moyen terme et la durabilité pour le long terme. Les essais les plus utiles sont : l'essai de module complexe, l'essai de fatigue et l'essai de fluage dynamique.

I.5.2.1. Essai de module complexe

Deux constantes; le module de Young et le coefficient de Poisson, suffisent à caractériser les matériaux élastiques. La présence du liant confère au mélange obtenu en enrobant des agrégats, un comportement viscoélastique. Ces propriétés tant élastiques que visqueuses dépendent, pour les enrobés, à la fois de la température et de la vitesse d'application des forces extérieures. La conséquence qui en découle est que deux fonctions complexes (le module complexe et le nombre de Poisson) doivent être utilisées au lieu des deux constantes caractérisant les matériaux élastiques.

- Détermination du module complexe de l'enrobé

Le module complexe déterminé à partir d'un essai dynamique s'obtient en faisant le rapport entre :

- la contrainte imposée :

$$\sigma(t) = \sigma_0 \sin \omega t \quad (I.9)$$

- et la déformation résultante :

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 \sin(\omega t + \varphi) \quad (I.10)$$

La contrainte et la déformation sont liées par un nombre complexe E^* (module complexe de l'enrobé bitumineux) :

$$E^* = \frac{\sigma}{\varepsilon} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} e^{i\varphi} \quad (I.11)$$

Le rapport des amplitudes respectives de la contrainte et de la déformation est appelé module de rigidité $|E^*|$.

$$|E^*| = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \quad (I.12)$$

En utilisant d'autres notations, le module complexe s'écrit :

$$E(t\omega) = |E^*| e^{i\varphi} = E_1 + E_2 \quad (I.13)$$

$$|E^*| = \sqrt{E_1^2 + E_2^2} \quad (I.14)$$

Avec :

- E_1 : partie réelle du module, en phase avec la contrainte, représente la partie de l'énergie emmagasinée dans le matériau et qui pourra être restituée,

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

- E_2 : partie imaginaire du module, en quadrature avec la contrainte, donne une idée de l'énergie perdue par frottement interne au sein du matériau,
- φ : Angle de phase caractérisant le caractère visqueux du matériau, sa valeur donne une idée de la prédominance visqueuse ou élastique du matériau, dans des conditions bien déterminées (corps élastique : $\varphi = 0$),
- $|E^*|$: Module complexe, encore appelé module de rigidité.

I.5.2.2. Essais de fatigue

Les enrobés bitumineux subissent des contraintes et des déformations complexes et aléatoires et il est impossible de reconstituer en laboratoire les conditions de travail réelles des matériaux. Les essais en laboratoire sont conçus à partir de l'hypothèse de rupture par fatigue sous des sollicitations répétées à la base des couches d'enrobés, avec des méthodes d'essai et des formes d'éprouvettes diverses. On distingue des essais en flexion, en traction compression ou en cisaillement [15].

Après avoir choisi un mode de sollicitation, un type d'éprouvette, il reste à choisir les modes de fatigue : fatigue à amplitude de contrainte constante ou fatigue à amplitude de déformation constante. Dans la pratique, en plus de la fatigue mécanique imposée par le chargement s'ajoute l'effet des cycles thermiques sur le parement amont. En réalité, le problème est trop complexe si on prend en considération l'effet combiné des autres agents climatiques, telle que la présence de l'eau (taux d'humidité), des ultraviolets.

I.5.2.3. Essais de fluage dynamique

L'essai de fluage dynamique sur éprouvette cylindrique carottée permet d'étudier l'orniérage des chaussées et de mettre au point des formulations pour le maîtriser. L'essai permet :

- Soit d'établir une loi complète du fluage dynamique d'un enrobé et de prévoir son comportement au sein de la chaussée,
- Soit de faire un essai type pour choisir une formule optimale du point de vue de l'orniérage.

Les éprouvettes cylindriques soumises à l'essai de fluage dynamique peuvent être les mêmes que celles qui subissent l'essai de module dynamique. Elles permettent d'étudier sur la même machine, à différentes températures, la vitesse de déformation permanente d'un enrobé bitumineux soumis à des compressions axiales sinusoïdales d'amplitude et de fréquences données qui s'ajouteront à une pression isotrope constante donnée.

I.5.3. Méthodes analytiques de formulation

Différents paramètres peuvent avoir une influence contradictoire sur le comportement d'un enrobé bitumineux. Il faudra donc trouver un bon compromis, pour que l'enrobé joue le rôle qui lui est assigné.

I.5.3.1 Granulométrie et caractéristiques des granulats

1. Les classes granulaires

Le squelette granulaire d'un mélange bitumineux est composé de plusieurs fractions ou classes granulaires homogènes. La composition granulométrique est obtenue à partir de différents constituants qui sont, en général :

- des sables de calibre 0/2 ou 0/4 mm
- des petits gravillons de calibre 2/4 ; 2/6,3 ; 4/6,3 ; ou 4/10 ; 6,3/10,
- des gros gravillons de calibre 10/14 ou 10/20.
- des fillers : éléments minéraux inférieurs à 63 μm

2. Teneur en filler.

Le rôle du filler est de remplir les vides et d'augmenter la compacité. C'est le mastic bitume/filler qui lie les granulats. Une forte teneur en filler doit s'accompagner d'une forte teneur en liant mais cela est à moduler en fonction des propriétés recherchées. En revanche, une faible teneur en filler, ou même une absence de filler, nécessite l'utilisation de liant visqueux pour conserver la cohésion de l'enrobé.

3. Nature des granulats

La plupart des granulats sont composés d'un composite de plusieurs minéraux qui peuvent présenter des caractéristiques très différentes. Leur nature influence l'affinité du liant avec le granulat. En général les calcaires, à l'inverse des matériaux siliceux, présentent une bonne adhésivité avec le bitume. Par contre, l'adhérence entre le pneumatique et un granulat calcaire n'est généralement pas bonne et donc ce type de roche n'est généralement pas utilisé pour réaliser une couche de roulement. Aussi, lors du recyclage de matériaux issus de couches de roulement, les matériaux récupérés sont rarement des matériaux calcaires.

4. Angularité

L'angularité des granulats est également un paramètre important. Une angularité croissante a pour inconvénient de conduire à des enrobés plus difficiles à compacter mais de plus en plus stable mécaniquement. Elle assure de bonnes caractéristiques antidérapantes de la couche de roulement.

I.5.3.2 Nature et teneur en liant

A pourcentage de bitume égal, les caractéristiques de l'enrobé s'améliorent en augmentant la dureté du bitume sans que le seuil de fragilité du bitume à basses températures soit cependant dépassé. La rigidité, la résistance à la déformation et à l'orniérage sont améliorées.

La teneur en liant (T_L) est le rapport de la masse de liant, à la masse de granulats secs, exprimé en pour cent. Duriez a établi une formule pour déterminer la teneur en bitume des enrobés en fonction de la surface spécifique du mélange sec :

$$T_L = K. \alpha. 5\sqrt{S} \quad (I.15)$$

- K : module de richesse. Il représente une quantité de liant en fonction de la surface spécifique du mélange sec. Il caractérise donc l'épaisseur du film de liant autour des granulats. Le module de richesse permet de classer les bétons bitumineux ($3 < K$ (béton bitumineux) $< 3,8$) et les graves bitumes ($2 < K$ (grave bitume) $< 3,2$).
- α : coefficient correcteur : Ce coefficient permet de tenir en compte de la masse volumique réelle des granulats. $\alpha = 2,65 / M_v$
- M_v : masse volumique des granulats utilisés
- S : surface spécifique conventionnelle du mélange en m^2/kg , introduite par [26]. Elle exprime la surface développée qu'auraient les granulats assimilés à des sphères et elle est donnée comme suit :

$$S = (0,25 G + 2,3 S_1 + 12 S_2 + 135 f) / 100$$

- f : facteur attribué pour les surface spécifique fines $< 0,063$ mm)
- S_2 : pour surface spécifique des éléments compris entre 0,315 et 0,063 mm
- S_1 : pour surface spécifique des éléments compris entre 0,315 et 6,3 mm
- G : facteur attribué pour les surfaces spécifique des éléments $> 6,3$ mm

I.6. Influence des liants sur les propriétés mécaniques des enrobés

Les dégradations constatées sur les structures à base d'enrobés bitumineux, sont de plus en plus nombreuses et apparaissent très vite. La rhéologie des liants constitue une approche nécessaire mais non suffisante des propriétés mécaniques des composites que sont l'enduit et l'enrobé. En outre, il faut estimer:

- la rigidité du composite pour effectuer les calculs de dimensionnement des chaussées,
- le taux de déformation permanente,
- la durée de vie en fatigue,
- les risques de fissuration.

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

Ces caractéristiques avec tout ce qui conditionne la réussite et la durée de vie de l'enrobé sont liées directement aux paramètres rhéologiques et physico-chimiques du bitume qui influent directement sur le comportement en fatigue des enrobés bitumineux

I.6.1. Rôle de la température, fragilité, rigidité et viscosité

Le bitume sert de liant et colle entre les granulats de l'enrobé et par conséquent il détermine en grande partie le comportement de l'enrobé, en particulier vis à vis du changement des conditions climatiques. La rigidité d'un bitume, exprimée par son module complexe, dépend de la température. Pour des températures inférieures à -20°C , le module de cisaillement tend vers une valeur constante de l'ordre de 1 GPa, indépendante des conditions de mesure (température, fréquence) et de la nature du bitume. A l'autre extrême, pour des températures supérieures à 60°C , le bitume est un liquide essentiellement newtonien caractérisé par une viscosité η reliée au module complexe par la formule :

$$\eta\omega = |E^*|(\omega) \quad (I.16)$$

- ω est la fréquence d'essai en rad/s.

Pour les températures suffisamment hautes, généralement supérieures à 60°C , le bitume a un comportement quasi-newtonien, variant selon son grade et sa provenance, décrit essentiellement par sa viscosité. Storm et al. [56] ont montré, que la viscosité newtonienne η d'un bitume est reliée à celle des maltènes $\eta_{0,m}$ par la formule suivante :

$$\eta = \eta_{0,m} \left(1 - \frac{\phi_{eff}}{\phi_m}\right)^{2.5} \quad (I.17)$$

- ϕ_{eff} est la proportion volumique effective de fraction solide (asphaltènes)
- ϕ_m la fraction d'empilement maximum des asphaltènes

I.6.2. Du liant à l'enrobé : prévision du module de rigidité et de la résistance mécanique

Il est très difficile de ramener les propriétés de l'enrobé à une propriété du liant du fait que les propriétés des enrobés sont fonction aussi de deux autres composants : les granulats et les vides. En conséquence de leur nature à la fois particulière (les granulats) et pourtant cohésive (apportée par le liant), les enrobés ne sont pas donc bien compris sur le plan théorique, et le passage du liant à l'enrobé est loin d'être clair.

Le comportement viscoélastique des enrobés est une conséquence de la viscoélasticité du liant. Nombre de relations empiriques relient le module complexe d'un enrobé à celui du liant qu'il contient. Par exemple, la relation proposée par [15], [14]:

$$\lg|E^*| = a \lg G_b^* + b \quad (I.18)$$

Avec :

- $\lg |E^*|$: Module complexe de l'enrobé à température et fréquence données,
- G_b^* : Module de cisaillement du liant dans les mêmes conditions.
- a : varie entre 0,52 et 0,90, et b entre 2,65 et 3,34 (coefficients sans dimension).

Les coefficients a et b dépendent de la formule de l'enrobé, mais sont indépendants de la nature du liant [15]. Le caractère viscoélastique des bétons bitumineux étant communiqué par le bitume, il en résulte que toutes les propriétés comme la résistance à la compression, à la traction, au cisaillement, la déformation à la rupture et le module dépendent à la fois de la vitesse de sollicitation qu'ils subissent (ou de fréquence) et de la température à laquelle celle-ci s'exerce.

I.6.3. Influence du bitume sur la fatigue des enrobés

Le bitume influence fortement la durée de vie en fatigue des matériaux composites, mais le lien entre les propriétés en fatigue du liant et celles du composite n'a pas encore été explicité de façon nette. Cela tient sans doute à plusieurs raisons :

- la complexité des phénomènes de propagation de fissures déjà difficiles à étudier sur des matériaux simples,
- la nécessité de définir le liant inclus dans l'enrobé, ce qui implique le désenrobage et caractérisation complète du bitume,
- la lourdeur des essais de fatigue thermique et mécanique, qui ne permettent guère de procéder à des études systématiques.

Le but visé n'est pas de chercher à comprendre le mécanisme de propagation des fissures, mais seulement à dégager des relations entre les propriétés du bitume et la tenue de l'enrobé en terme de durée de vie.

Afin de préciser l'incidence du facteur bitume en éliminant toute influence de la formulation de l'enrobé, le LRPC d'Angers a effectué une série d'expériences de fatigue sur des composites fabriqués en laboratoire. Les résultats de fatigue sont à comparer aux caractéristiques des liants avant enrobage, à celles des liants vieilliss artificiellement au RTFOT et à celles des liants récupérés. Pour un bitume âgé dans les mélanges bitumineux, il apparaît clairement qu'ils se déforment plus et sont en deçà des performances en résistance obtenues avec un bitume frais, de la même classe, que le mélange soit sous l'action de sollicitation de traction, compression ou de flexion. L'effet de stockage du bitume conduit au vieillissement par durcissement qui se caractérise par un changement de classe (modification de la pénétrabilité et de la TBA). La loi qui régit la fatigue des enrobés bitumineux, est donnée par [41]:

$$\ln \varepsilon = \ln b - a \ln N, \quad \varepsilon = b N^{-a} \quad (\text{I.19})$$

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

La variation de la température des essais pour une même fréquence, modifie les paramètres de la loi de fatigue exprimée sous sa première forme (EqI.19). La durée de vie en fatigue du bitume sous déformation imposée dépend de la susceptibilité cinétique des liants. De point de vue structural, cette grandeur est liée aux interactions existantes entre les asphaltène (par conséquent de la composition chimique) et du point de vue technologique (I_p).

I.7. Modélisation du comportement des matériaux bitumineux

I.7.1 Modélisation du comportement linéaire(VEL)

Cette partie est consacrée à une présentation non exhaustive des différents modèles rhéologiques trouvés dans la littérature pour la modélisation des matériaux bitumineux en petites déformations, *i.e.* dans le domaine viscoélastique linéaire (VEL). Toute combinaison de ressorts (éléments élastiques) et d'amortisseurs linéaires (éléments visqueux Newtoniens) constitue un modèle viscoélastique linéaire analogique. De nombreux modèles combinant ressorts et amortisseurs linéaires ont, par ailleurs, été employés et présentés dans la littérature de manière à décrire le comportement viscoélastique linéaire des liants et des mélanges bitumineux. Les combinaisons les plus simples sont les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt.

I.7.1.1 Modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt

En ce qui concerne les modèles de Maxwell et de Kelvin-Voigt, un ressort et un amortisseur sont respectivement placés en série ou en parallèle. Ces deux modèles sont présentés dans la figure I-9.

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

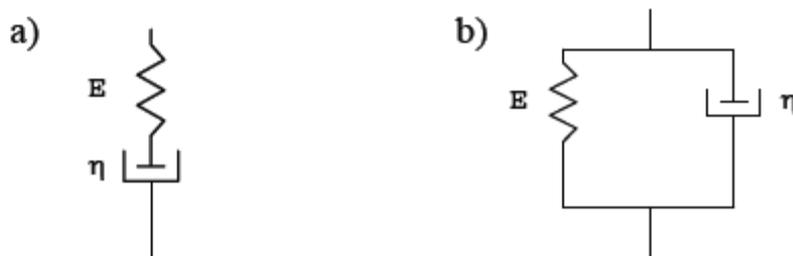


Figure I-9 .Eléments de Maxwell (a) et de Kelvin-Voigt (b).

Les équations (I.20) et (I.21) donnent respectivement les fonctions de fluage $J(t, t')$ et de relaxation $R(t, t')$ du modèle de Maxwell :

$$J(t, t') = \frac{1}{E} + \frac{1}{\eta} \quad (I.20)$$

$$R(t, t') = E e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (I.21)$$

Avec : $\tau = \frac{\eta}{E}$ Où τ est le temps de relaxation

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

$$|E^*| = E \frac{i\omega\tau}{1 + i\omega\tau} = \frac{E\omega^2\eta^2 + iE^2\omega\eta}{E^2 + \omega^2\eta^2} \quad (I.22)$$

Avec $i^2 = -1$ est le nombre complexe

Pour le modèle Kelvin-Voigt, les fonctions de fluage $J(t, t')$ et de relaxation $R(t, t')$ sont données comme suit :

$$J(t, t') = \frac{1}{E} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) \quad (I.23)$$

$$R(t, t') = E + \eta\delta(t) \quad (I.24)$$

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

$$|E^*|(\omega) = E + i\omega\eta \quad (I.25)$$

I.7.1.2 Modèle de Maxwell généralisé

Le modèle de Maxwell généralisé est constitué d'un groupe de n éléments de Maxwell montés en parallèle, avec éventuellement un ressort et un amortisseur linéaire en parallèle. Le modèle de Kelvin-Voigt généralisé est constitué d'un groupe de n éléments de Kelvin-Voigt en série, avec éventuellement un ressort et un amortisseur linéaire en série (figure I.10).

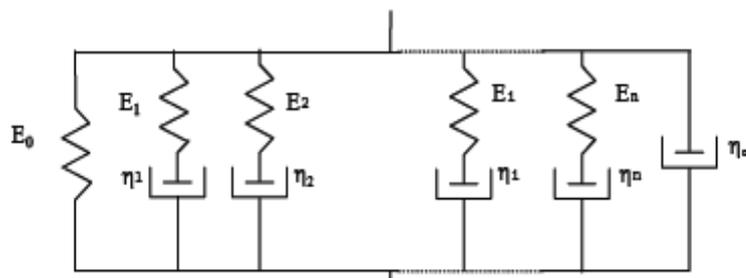


Figure I-10. Modèle de Maxwell généralisé.

La fonction de relaxation $R(t)$ s'écrit alors comme suit :

$$R(t, t') = E_{\infty} + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \quad (I.26)$$

Le modèle correspondant aux équations (I.26) et (I.27) est caractérisé par un spectre de relaxation discret, c'est-à-dire constitué d'un nombre discret d'éléments ayant chacun une valeur de module E_i correspondant à un temps de relaxation τ_i . Si le nombre n d'éléments de Maxwell augmente indéfiniment, le spectre discret évolue vers une courbe continue, le module devient alors une fonction continue $E(\tau)$ des temps de relaxation. Par voie de conséquence, la fonction de relaxation d'un tel modèle peut s'écrire comme suit :

$$R(t, t') = E_{\infty} \int_{\ln(\tau)=-\infty}^{\ln(\tau)=+\infty} H(\tau) e^{-\frac{t}{\tau}} d \ln \tau \quad (I.27)$$

La fonction $H(\tau)$ est la fonction de distribution des temps de relaxation τ . $H(\tau) d \ln \tau$ est le modèle associé au temps de relaxation dont le logarithme est compris entre : $\ln(\tau)$ et $\ln(\tau) + d \ln \tau$.

Le module complexe s'écrit alors:

$$|E^*| = \int_{\ln(\tau)=-\infty}^{\ln(\tau)=+\infty} H(\tau) \frac{i\omega\tau}{1 + i\omega\tau} d \ln \tau \quad (I.28)$$

I.7.1.3 Modèle de Kelvin-Voigt généralisé

La fonction de fluage $J(t, t')$ et le module complexe de ce modèle sont respectivement comme suit :

$$J(t, t') = \sum_{j=1}^n \frac{1}{E_j} \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau_j}} \right) + \frac{1}{E_{\infty}} + \frac{1}{\eta_0} \quad (I.29)$$

$$|E^*|(i\omega) = \left(\sum_{j=1}^n \frac{1}{E_j + i\eta_j \omega} + \frac{1}{E_{\infty}} + \frac{1}{i\eta_0 \omega} \right) \quad (I.30)$$

Avec :

$$\tau = \frac{\eta_j}{E_j}$$

Les modèles généralisés de Maxwell et de Kelvin-Voigt (Figure I-10 & Figure I-11) permettent une description tout à fait satisfaisante du comportement des liants et des enrobés bitumineux à condition qu'un nombre suffisant d'éléments (η) soit considéré [50] [52] ($\eta=8$ apparaît comme un minimum)

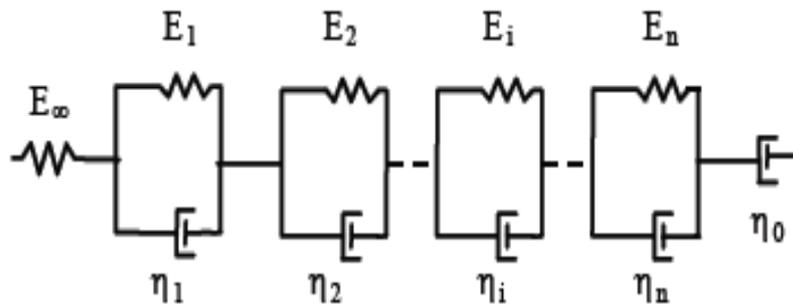


Figure I-11. Modèle de Kelvin-Voigt généralisé.

D'autres modèles sont exposés en forme de loi de puissance pour modéliser le comportement viscoélastique linéaire des mélanges bitumineux. La fonction de fluage, notée par la suite $J(t, t')$, qui peut être également employée pour modéliser le comportement des bitumes en première approximation est exprimée sous la forme:

$$J(t, t') = J_0 + J_1 t'^m \quad (I.31)$$

Avec :

- t : temps, J_0 : Valeur de la fonction de fluage à $t=0$ et J_1, m : constantes du matériau

1.7.1.4 Modèles analogiques "avancés"

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

1. Élément parabolique

Un élément parabolique est un modèle analogique possédant une fonction de fluage $J(t, t')$ de type parabolique et un module complexe $|E^*|$ s'écrivant sous les formes suivantes:

$$j(t, t') = a \left(\frac{t}{\tau} \right)^h \quad (I.32)$$

$$|E^*|(i\omega\tau) = \frac{(i\omega\tau)^h}{a\Gamma(h+1)} \quad (I.33)$$

Avec :

- i : nombre complexe ($i^2 = -1$)
- ω : pulsation
- h : exposant ($0 < h < 1$)

- a : constante sans dimension
- Γ : fonction gamma
- τ : temps caractéristique

τ est fonction de la température et tient compte du principe d'équivalence temps-Température. Ce modèle analogique a un spectre continu puisque sa représentation par un modèle de Maxwell (ou de Kelvin-Voigt) généralisé nécessite une infinité d'éléments. Ce modèle analogique a un spectre continu puisque sa représentation par un modèle de Maxwell (ou de Kelvin-Voigt) généralisé nécessite une infinité d'éléments.

2. Modèle de Huet

Le modèle de Huet [38] fut initialement proposé pour modéliser le comportement des liants et des enrobés bitumineux. Il s'agit d'un modèle analogique constitué d'un assemblage d'un ressort de rigidité E_∞ (qui représente le module instantané) et de deux éléments à fluage parabolique ($J_1(t)=at^h$ et $J_2(t)=bt^k$) montés en série (Figure I-12). Ce modèle a également un spectre continu, *i.e.* qu'il peut être représenté par une infinité d'éléments de Kelvin-Voigt en série ou d'éléments de Maxwell en parallèle. L'expression du module complexe est la suivante :

$$|E^*(\omega)| = \frac{E_\infty}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (I.34)$$

Avec :

- i : nombre complexe ($i^2=-1$)
- ω : 2π (pulsation)
- E_∞ : limite du module complexe
- h, k : exposants tels que ($0 < k < h < 1$)
- δ : constante sans dimension
- τ : temps caractéristique dont la valeur varie avec la température.

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

$$J(t, t') = \frac{1}{E_\infty} \left(1 + \delta \frac{(t/\tau)^k}{\Gamma(k+1)} + \delta \frac{(t/\tau)^h}{\Gamma(h+1)} \right) \quad (I.35)$$

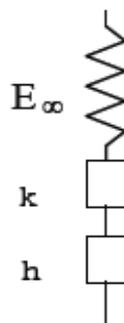


Figure I-12. Représentation du modèle de Huet (1963) [38].

3. Modèle de Huet-Sayegh

Ce modèle diffère de celui de Huet pour le domaine des basses fréquences et des hautes températures. Le modèle de Huet donne, en effet, un comportement fluide aux enrobés dans le domaine des basses fréquences et des hautes températures. En particulier, la norme du module complexe tend vers zéro à haute température et basse fréquence (Equation I. 36).

Pour ce même domaine de fréquence et de température, Sayegh (1965) obtient une courbe du module complexe qui tend vers un module réel non nul, appelé module statique, noté E_0 , qui est très faible par rapport à E_∞ . Le module statique, E_0 , dépend probablement du squelette granulaire. Le modèle de Huet-Sayegh (1965) [71], est obtenu en associant en parallèle au modèle de Huet, un ressort de raideur E_0 représentant le module statique (Figure I-13). Le module complexe du modèle est donné par l'expression suivante :

$$|E^*|(i\omega\tau) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad (I.36)$$

- E_0 le module statique quand $\omega\tau \rightarrow 0$.

Le modèle d'Huet-Sayegh [71] traduit correctement le comportement des enrobés bitumineux dans le domaine des petites déformations quelles que soient la fréquence et les températures considérées.

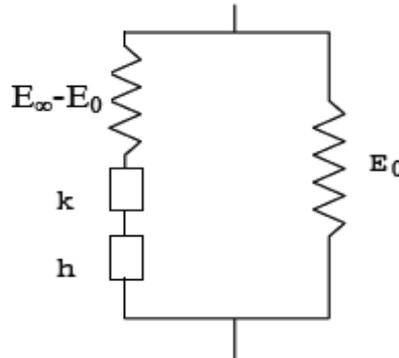


Figure I-13. Représentation du modèle de Huet-Sayegh (1965) [71], h et k sont deux éléments à fluage parabolique.

I.7.2 Modélisation du comportement non linéaire

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

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^{vp} \quad (I.37)$$

Avec :

- $\boldsymbol{\varepsilon}^e$: déformation élastique
- $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$: déformation viscoplastique

Bonnier (1993) [13] a proposé un modèle pour les enrobés bitumineux. Il simule correctement des essais de fluage menés en laboratoire, où plusieurs incréments de contraintes sont appliqués. Plus récemment, Airey et al. (2003) ont également proposé un modèle prenant en compte le comportement non-linéaire des enrobés bitumineux. L'efficacité du modèle a jusqu'à présent été vérifiée pour la simulation d'essais de compression [4].

Un modèle rhéologique unidimensionnel spécifiquement développé pour les enrobés bitumineux a été développé au Département Génie Civil et Bâtiment / L.G.M de l'ENTPE cette dernière décennie. Ce modèle, appelé modèle « DBN » (Di Benedetto-Neifar) introduit un comportement viscoélastique linéaire général en petites déformations, et prend en compte les non-linéarités et l'écoulement viscoplastique. Ces deux types de comportement sont reliés par une relation hyperbolique, dans un premier temps, afin de simplifier la formulation. L'effet de la température est décrit aussi bien en petites déformations, où le Principe d'Equivalence Temps-Température s'applique, qu'en grandes déformations. Ces travaux concernent aussi bien le comportement des mélanges bitumineux en petites déformations, que leur comportement à l'écoulement ou à la rupture [24] [60]. La description du comportement du béton bitumineux, à l'aide du modèle généralisé de Di Benedetto (1987) (Figure I-14), s'effectue en qualifiant et en identifiant les corps non visqueux EP_j (élasto-plasticité) et visqueux V_j .

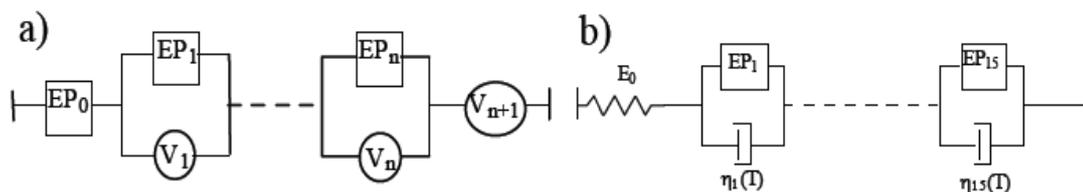


Figure I-14. a) Modèle généralisé d'après Di Benedetto (1987) [23]; b) Structure choisie comme modèle discret pour les enrobés bitumineux.

Le nombre de corps considérés doit se situer dans une fourchette “raisonnable” afin de trouver un compromis entre la complexité des développements et une description “fine” du comportement du matériau. Des modèles constitués de 10 à 20 éléments permettent une description assez fine du comportement des enrobés. En outre, l'aspect “discret” de la modélisation présentée ne doit donc pas être considéré comme une restriction du modèle puisque qu'il est possible d'étendre le modèle en considérant une infinité de corps [60].

I.7.3 Critère de contraintes maximales

Un critère de rupture pour les enrobés bitumineux a été proposé à partir des résultats d'essais triaxiaux réalisés par Di Benedetto et Yan (1994) [83]. Dans l'espace des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$), ce critère est constitué de deux parties coniques coupant les trois plans de coordonnées selon une courbe unique: l'une lorsque les contraintes principales sont positives et l'autre quand au moins une des contraintes principales est négative. Les axes des

deux cônes se superposent avec la trisectrice (écrouissage isotrope). L'intersection de ce critère avec un plan dévia torique (perpendiculaire à la trisectrice) donne un triangle équilatéral. Ce critère est donné en figure I-15.

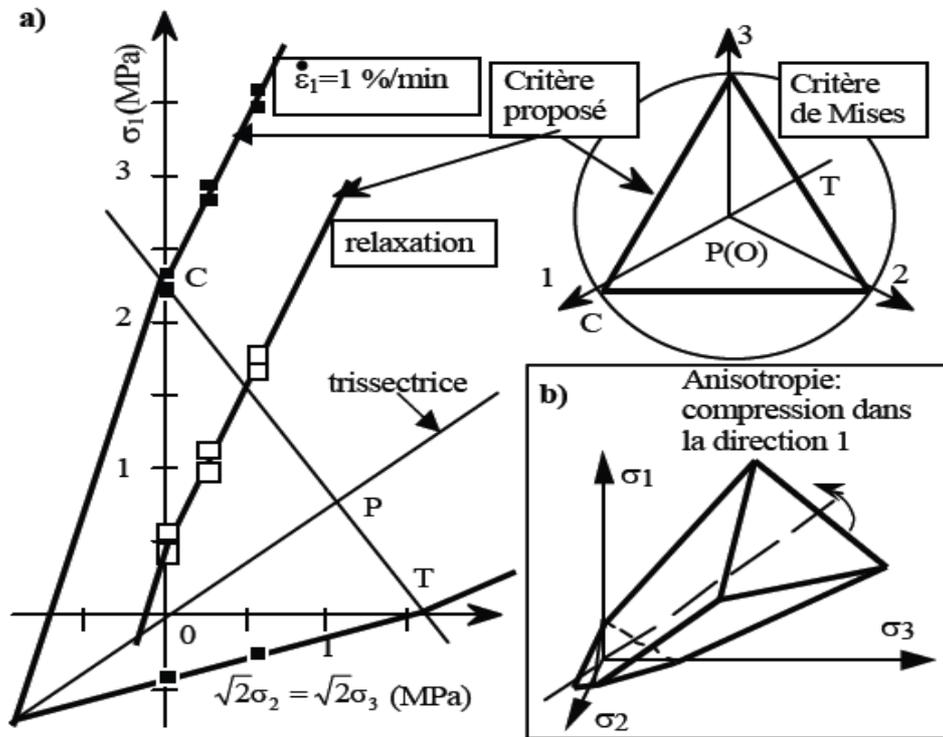


Figure I-15. Critère de rupture de Di Benedetto pour les enrobés bitumineux. a) représentation dans les axes contrainte axiale (σ_1)-contrainte radiale ($2\sigma_2 = 2\sigma_3$) et dans le plan dévia torique ; b) représentation dans l'espace des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) [83]

I.9. Conclusion

Les chercheurs ayant travaillé sur les phénomènes d'évolution dans le temps de la performance des matériaux bitumineux, sous l'effet des sollicitations extrêmes, qu'elles soient d'origine thermique ou mécanique, se rejoignent sur un point commun: l'intensité et la forme de la sollicitation ont un rôle endommageant important sur la résistance et la durabilité des enrobés bitumineux.

Les analyses de la littérature ont souvent porté sur l'étude de la performance de ces matériaux sans tenir compte de leur histoire thermique, ou sur l'allongement de la durée de vie en utilisant certaines modifications du liant ou en introduisant d'autres granulats de renforcement. Des études ont été réalisées pour évaluer l'effet des hautes températures (oxydation, vieillissement, durcissement, orniérage et déformation permanente,...) et le rôle des basses températures (gel, fragilité, fissuration thermique,...). Les analyses de durée de vie reposent le plus souvent sur l'emploi de sollicitations traditionnelles (typiquement sinusoïdales), qui représentent mal les sollicitations réelles du chargement.

CHAPITRE I Composition et comportement des enrobés bitumineux

L'influence des paramètres de formulation ou les conditions expérimentales sur la durée de vie a été également étudiée. Certaines études ont prêté plus d'attention au comportement du matériau en fatigue sous des contraintes mécaniques simulant des contraintes thermiques [7]. D'autres ont étudié l'évolution physico-chimique des bitumes sous haute température. Cette approche, très peu étudiée auparavant, est la plus prometteuse à l'heure actuelle. Les fissures observées dans les enrobés bitumineux, qu'elles soient engendrées par des contraintes thermiques ou liés à des mécanismes de fatigue, sont en grande partie localisées au sein même du film de liant. Ce sont donc directement les propriétés mécaniques du bitume qui influent sur l'apparition et la propagation de ce type de dégradation.

Pour améliorer la durabilité des enrobés bitumineux au phénomène du fluage, le choix et le contrôle du liant doivent être pertinents. Cela rend nécessaire l'établissement de critères d'analyse de ces liants bitumineux. Connaissant ces performances spécifiques, il serait alors possible d'établir des liens entre les paramètres structuraux des liants et leur tenue à la fissuration. La connaissance des caractéristiques viscoélastiques des bitumes et enrobés représenteraient un moyen d'améliorer la durabilité des ouvrages et infrastructures employant ce type de matériaux.

Il est donc très utile d'approfondir les recherches sur ce phénomène, plus particulièrement sur l'évolution du matériau en conditions thermiques extrêmes et de mieux apprécier également le mécanisme de la fatigue sous des chargements statiques. Le choix des essais convenables et l'analyse avec une méthode rationnelle pour évaluer l'effet de fluage sur les enrobés bitumineux nous semblent très important. Dans ces conditions, nous allons conduire et analyser :

- La modélisation du fluage et son impact sur le comportement des bétons bitumineux ainsi que l'influence de la température sur les déformations au fluage pour un chargement hydrostatique d'une durée de 20000 heures (833jours).
- L'étude de transfert thermique en fonction de la profondeur du masque constituant le masque d'étanchéité amont dans les barrages dans un climat semi-aride.

II. 1 Introduction

Les déformations au fluage ont une importance capitale dans la prédiction et la compréhension de certains comportements des matériaux, en particulier les bétons bitumineux. Elles résultent, du chargement subit par un matériau à long terme. Ce chargement mènera au fluage qui peut induire des déformations permanentes jusqu'à rupture brutale. Il est le synonyme d'un écoulement viscoplastique d'un matériau présentant une certaine capacité à se déformer au cours du temps sous l'action d'une sollicitation mécanique constante. La déformation de fluage se caractérise par trois étapes, primaire, secondaire et tertiaire comme le montre la figure II.1. Ces étapes sont associées à un état transitoire, état stationnaire et en fin un état d'accélération du processus de déformation précédant la rupture [12].

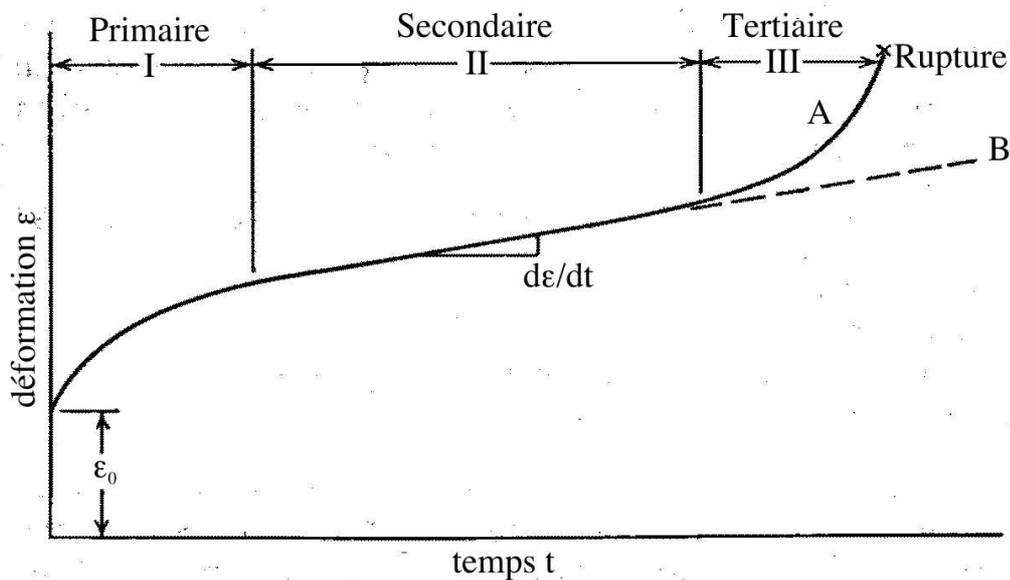


Figure II.1 : Courbe de fluage typique présentant les trois stades du fluage [12].

Les déformations de fluage ε_{cr} sont souvent données par la somme de :

$$\varepsilon_{cr} = \varepsilon_0 + \varepsilon_p \quad (II.1)$$

Avec :

- ε_0 : Déformation instantanée
- ε_p : Déformation plastique

Cette expression permet de décrire une courbe de fluage à une température et une contrainte données. On constate que l'application de la contrainte à ($t=0$) provoque une déformation instantanée $\varepsilon_0 \equiv \varepsilon^e$, suivie d'une déformation dépendant du temps avec une vitesse de déformation ($\dot{\varepsilon}_{cr} = \frac{d\varepsilon}{dt}$) décroissante (courbe convexe), il s'agit de la zone de "fluage primaire".

Au cours de cette phase, il y aurait également rupture des liaisons secondaires telles les liaisons hydrogène ou celles de van der Waals. La mise en équation du fluage primaire fait intervenir le

temps. On retiendra essentiellement la loi du fluage parabolique gouvernée par la loi d'Andrade [2], [3] (Eq II.2) suivante :

$$\varepsilon_{cr} = \varepsilon_0 + At^{1/q} \quad (II.2)$$

Avec :

- ε_0 : Déformations instantanées
- $At^{1/q}$: Coefficient de fluage et q , exposant sans unité,

Ensuite, lorsque les liaisons ont été orientées, les chaînes interfèrent entre elles, la résistance au fluage devient donc plus importante ce qui provoque une baisse de la vitesse de déformation. Dans cette phase, appelée zone de "fluage stationnaire" ou "fluage secondaire", la déformation varie linéairement en fonction du temps ce qui est caractérisé par une vitesse de déformation constante.

Le "fluage tertiaire", est caractérisé par une augmentation de la vitesse de déformation (courbe concave), et précède de peu la rupture. Si l'élasticité est en partie responsable du fluage primaire, les fluages secondaires et tertiaires peuvent s'expliquer par le comportement viscoélastique ou viscoplastique des asphaltes. La viscoélasticité peut être linéaire, la déformation est alors directement proportionnelle à la contrainte, ou non linéaire. Le comportement au fluage est fonction du type du matériau utilisé ainsi que les conditions entourant la mise en expérience.

La vitesse de déformation au fluage ($\dot{\varepsilon}_{cr}$) est en fonction de la déformation (ε_{cr}) ou du temps t sur une échelle bi logarithmique (figure II.2) ; la vitesse de déformation minimale donne l'étendue du fluage secondaire [9].

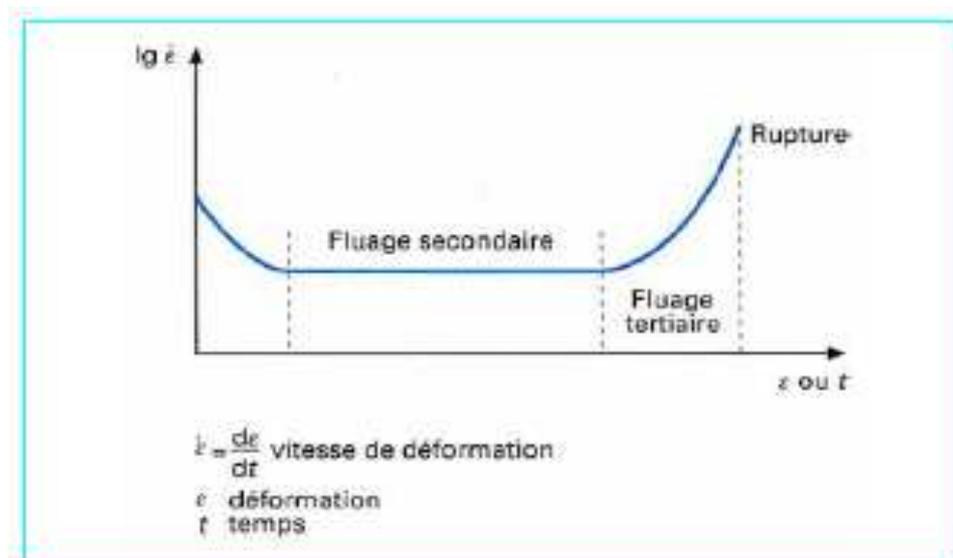


Figure II.2: illustration de la vitesse de déformation en fonction du temps t [9].

II.2 Différentes lois gouvernantes les différents stades de fluage

II.2.1 Fluage primaire

Il peut être exprimé aussi à base d'équations de loi de puissance, appelée loi Bailey-Norton [10]:

$$\varepsilon_{cr} = A\sigma^n t^m \quad (II.3)$$

Pour une contrainte constante, la vitesse d'écrouissage pour le fluage est donnée [59]:

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \frac{d\varepsilon_{cr}}{dt} = Am\sigma^n t^{m-1} \quad (II.4)$$

Avec : (σ) contrainte de chargement constante, $A(MPa^{-n}.h^{-m})$, n et m constantes du fluage primaires dépendant de la température [61]. D'autres lois caractérisant la vitesse de fluage sont proposées, on cite :

1. La loi d'Andrade :

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \frac{\beta}{3} \frac{1}{t^{2/3} + \beta t} + k \quad (II.5)$$

Avec β et k constantes de fluage sans dimension.

2. La loi exponentielle :

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \dot{\varepsilon}_e e^{\left(\frac{\sigma}{\sigma_{eq}}\right)} \quad (II.6)$$

3. Loi de sinus hyperbolique

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = 2\dot{\varepsilon}_e \sinh\left(\frac{\sigma}{\sigma_{eq}}\right) \quad (II.7)$$

Avec :

- $\dot{\varepsilon}_e$: Vitesse de déformation équivalente
- σ_{eq} : Contrainte équivalente

II.2.2 Fluage secondaire

Le fluage secondaire ou stationnaire reste le modèle le plus appliqué. Dans cette phase le matériau entre dans un état stationnaire caractérisé par un état d'équilibre et des déformations lentes. L'approche classique de sa modélisation est la loi de puissance de Norton suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A\sigma_{eq}^n \quad (II.8)$$

Avec :

- A et n constantes de fluage secondaire,
- σ_{eq} , contrainte équivalente.

1. Notion de contraintes équivalente

La contrainte équivalente appliquée à un matériau est un scalaire, notée σ_{eq} , qui représente l'ensemble du tenseur des contraintes. C'est ce scalaire qui sera comparé à la limite d'élasticité σ_0 , pour savoir si le matériau a plastifié ou non. Il incorpore donc les éventuels effets d'anisotropie dans sa définition. Les contraintes équivalentes les plus utilisées sont celles de Von Mises et Tresca pour les matériaux isotropes, et de Hill pour les matériaux anisotropes.

- La contrainte équivalente de Von Mises pour un matériau isotropique est donnée comme suit :

$$\sigma_{vm} = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}, \quad S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}, \quad (II.9)$$

Elle est donc proportionnelle au second invariant du tenseur déviatorique des contraintes S, et on peut l'écrire en fonction des deux premiers invariants du tenseur des contraintes, ou directement en fonction de ses composantes principales σ_I , σ_{II} et σ_{III} (valeurs propres du tenseur des contraintes) :

$$\begin{aligned} \sigma_{vm}^2 &= \frac{3}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} - \frac{1}{2} \sigma_{kk}^2 = \frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \\ &= \frac{1}{2} [(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2] \end{aligned} \quad (II.10)$$

- La contrainte équivalente de Tresca est définie dans l'espace des contraintes principales sous la forme :

$$\sigma_T = \sup[(\sigma_I - \sigma_{II}), (\sigma_{II} - \sigma_{III}), (\sigma_{III} - \sigma_I)] \quad (II.11)$$

Pour un matériau anisotropique, la contrainte équivalente de Hill est la suivante :

$$\sigma_{Hill} = \sqrt{F(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + G(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + H(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + 2L\sigma_{12}^2 + 2M\sigma_{23}^2 + 2N\sigma_{31}^2}$$

Les coefficients F, G, H, L, M et N caractérisent l'anisotropie du matériau. Ils sont obtenus par exemple en effectuant des essais de traction et de cisaillement dans différentes directions, et en mesurant le tenseur de complaisance M de Hill, [35].

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} G+H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & F+H & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & F+G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2N & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2L & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2M \end{bmatrix}$$

Pour un essai de fluage [39], ils sont donnés comme suit.

$$F = G = H = \frac{1}{2}, \quad L = M = N = \frac{3}{2}$$

Dorn [25], a suggéré que l'effet de la température peut être pris en compte en remplaçant la constante A de l'équation (II.8) par la loi d'Arrhenius :

$$A(T) = B \exp\left(-\frac{Q_{cr}}{RT}\right) \quad (II.12)$$

Avec :

- B ($\text{MPa}^{-1} \cdot \text{h}^{-1}$) : Facteur pré-exponentiel
- Q_{cr} ($\text{J} \cdot \text{mol}^{-1}$) : Energie d'activation de déformations au fluage
- $R=8.314 \text{ J} \cdot \text{mol}^{-1} \cdot \text{K}$: constante universelle des gaz parfait
- T : température en Kelvin

En remplaçant l'équation (II.12) dans (II.8) en aura :

$$\dot{\epsilon}^{cr} = B \sigma_{eq}^n \exp\left(-\frac{Q_{cr}}{RT}\right) \quad (II.13)$$

Les constantes de fluage secondaire peuvent être déterminées par l'équation (II.12) comme suit :

$$\ln \dot{\epsilon}_{min} = \ln B + n \ln \sigma_{eq} - \frac{Q_{cr}}{RT} \quad (II.14)$$

Avec : ($\dot{\epsilon}^{cr}$) vitesse de fluage remplacée par la vitesse de fluage minimale ($\dot{\epsilon}_{min}$). Le calcul de l'énergie d'activation (Q_{cr}) et la constante (n) du fluage secondaire est illustré dans la figure II.3 suivante, ou (n) et (Q_{cr}) représentent les pentes des droites, à noter que pour $n=1$ c'est le fluage de diffusion qui se produit à faible contraintes et pour $n > 1$ c'est la loi de puissance qui caractérise le fluage. Pour de fortes contraintes une modification de cette loi est proposée par Garofalo F [29] :

$$\dot{\epsilon}_{cr} = B \exp(\beta \sigma) \exp\left(-\frac{Q_{cr}}{RT}\right) \quad (II.15)$$

Où β est une constante additionnelle du fluage secondaire. Ainsi Garofalo F [29] a obtenu une équation finale de la forme :

$$\dot{\epsilon}_{cr} = B(\sinh a\sigma)^n \exp\left(-\frac{Q_{cr}}{RT}\right) \quad (II.16)$$

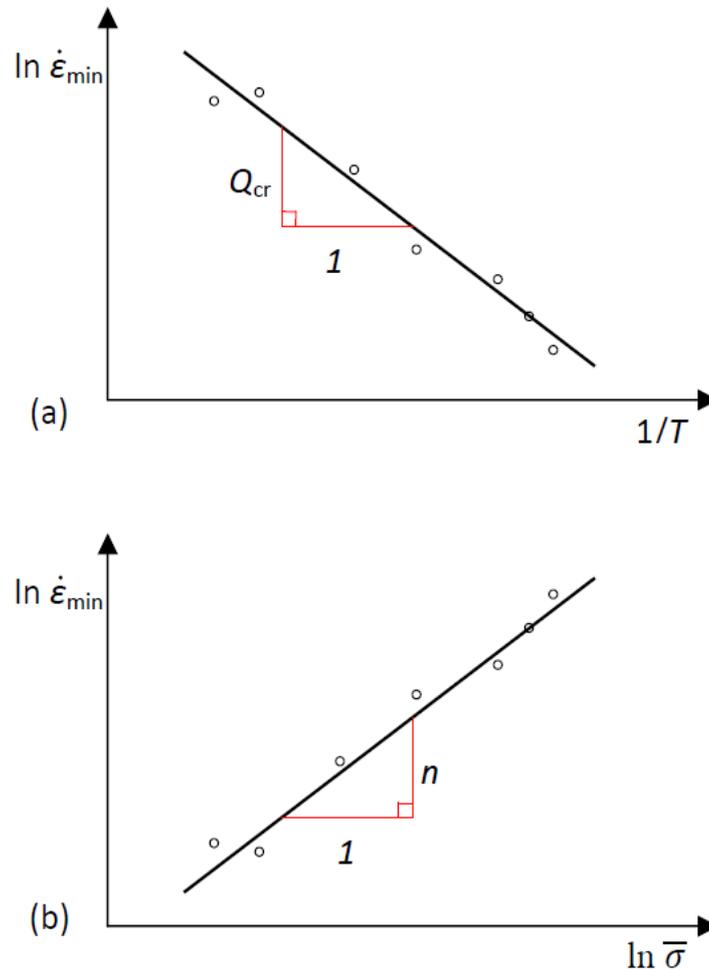


Figure II.3 : Méthode de détermination de (Q_{cr}) et de de la constante de fluage n dans un test expérimental de fluage [29]

II.2.3 Fluage tertiaire

Il correspond à l'apparition de cavités et de fissures dans tout le matériau, surtout au niveau des joints de grain. La cavitation est divisible en trois stades :

- L'amorçage, qui est la naissance des cavités bien souvent au niveau des lignes de glissement à l'intersection des joints de grain, des inclusions, des ségrégations, des joints triples ou, encore, à l'interface de deux phases de nature différente ; la naissance des cavités peut avoir lieu avant le stade tertiaire (figure II.4) ;

- La croissance, due à la diffusion de lacunes et à la présence d'un champ de contraintes autour des cavités ;
- La coalescence, correspond à la fusion entre cavités entraînant la création des fissures, ce stade précède la propagation de celles-ci (Figure II.5)

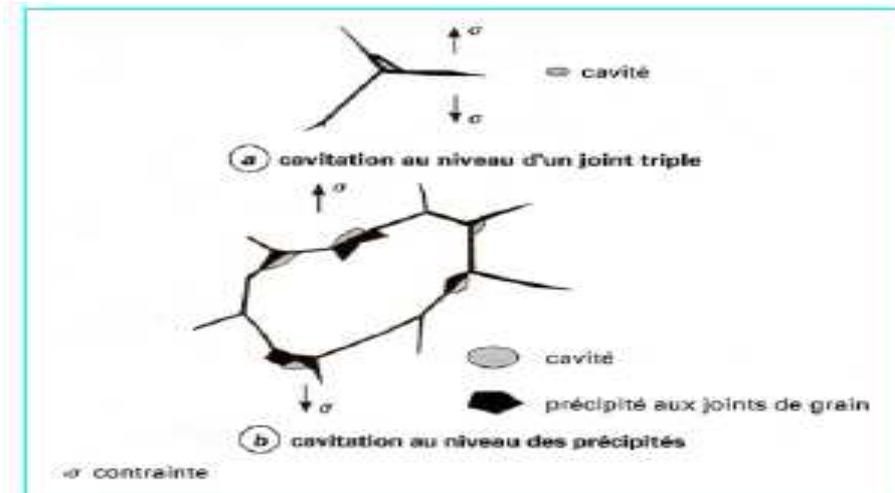


Figure II.4 Schémas des principaux types de cavitation [9]

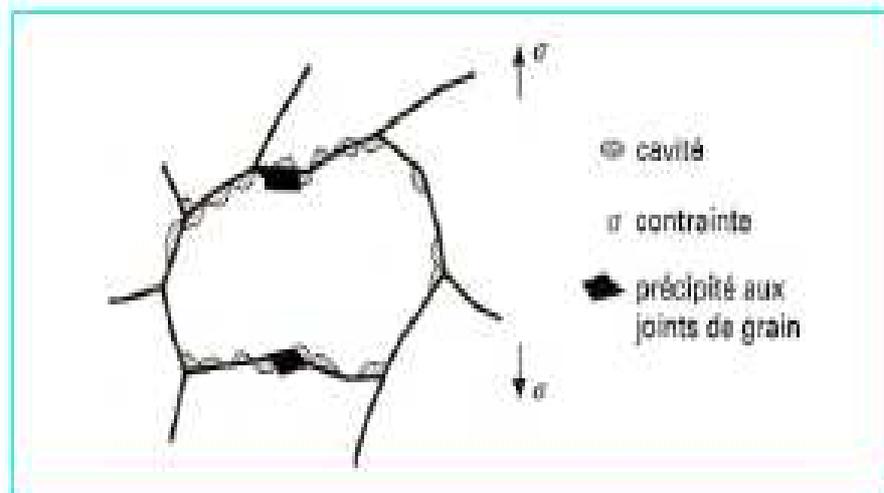


Figure II.5 Coalescence des cavités le long des joints de grain [9]

Kachanov [45] et Rabotnov [65] avaient introduit une valeur scalaire (vitesse d'endommagement) sous l'expression $\dot{\omega} = f(\sigma, \omega)$ où σ contrainte uni axiale et ω facteur statuant l'état d'endommagement associé à la fraction de la section fissurée. L'expression suivante caractérise la relation entre la vitesse de fluage et l'état d'endommagement : $\dot{\epsilon}^{cr} = f(\sigma, \omega)$. Cet état de fluage correspond à la diminution de l'indice de vide, des cavités et la réduction des surfaces intergranulaire. Cette réduction est formulée par la relation suivante :

$$\sigma_{eff} = \sigma_{vm} \frac{A_0}{A_{net}} = \frac{\sigma_{vm}}{\left(1 - \frac{A_0 - A_{net}}{A_0}\right)} = \frac{\sigma_{vm}}{(1 - \omega)} \tag{II.17}$$

Avec ; A_{net} section des vides, A_0 section initiale, σ_{vm} contrainte de Von Mises et σ_{eff} est la contrainte effective. Rabotnov stipule que la vitesse du fluage est dépendante de la variable d'endommagement « ω ». L'équation constitutive est:

$$\dot{\epsilon}^{cr} = \dot{\epsilon}^{cr}(\sigma, \omega) \tag{II.18}$$

En outre le processus d'endommagement est donné comme suit :

$$\dot{\omega} = \dot{\omega}(\sigma, \omega) \quad \omega = 0 \quad (t = 0) \quad \omega < \omega_* \tag{II.19}$$

Avec ω_* est la valeur critique de l'endommagement.

Ainsi ils ont proposés l'équation de fluage suivante qui caractérise le fluage tertiaire:

$$\dot{\epsilon}^{cr} = \frac{a\sigma^n}{(1-\omega)^m} \tag{II.20}$$

De même, la vitesse d'endommagement est donné par :

$$\dot{\omega} = \frac{b\sigma^k}{(1-\omega)^l} \tag{II.21}$$

Avec: a, b, n, m, l, k constantes dépendants du matériau. Il est facile de prouver que pour l'état d'endommagement à ($\omega = 0$), en mettant $m = n$ le résultat de l'équation (II.17) devient:

$$\dot{\epsilon}^{cr} = a\sigma_{eff}^n \tag{II.22}$$

Avec $\sigma_{eff} = \sigma / (1-\omega)$ comme contrainte effective, dans ce cas l'équation (II.22) est la généralisation de la loi du fluage secondaire de Norton-Bailey pour la description du processus du fluage tertiaire. La figure II.6 suivante illustre les courbes de fluage tertiaire dans un chargement uni axial données par [65] au cours des essais effectués :

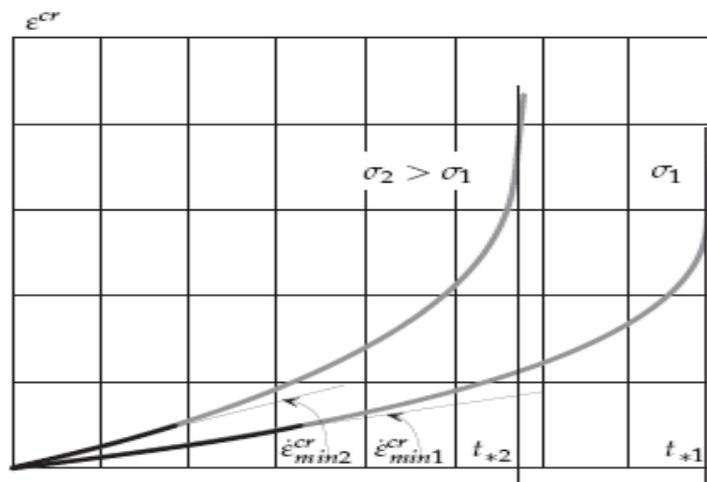


Figure II.6 Courbes de fluage tertiaire sous un chargement uni axial [65]

Les constantes matérielles a et n peuvent être déterminées par les relations :

$$n = \frac{\log\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{min1}^{cr}}{\dot{\varepsilon}_{min2}^{cr}}\right)}{\log\left(\frac{\sigma_1}{\sigma_2}\right)}, \quad a = \frac{\dot{\varepsilon}_{min1}^{cr}}{\sigma_1^n} = \frac{\dot{\varepsilon}_{min2}^{cr}}{\sigma_2^n} \quad (II.23)$$

Avec $\dot{\varepsilon}_{min1}^{cr}$ et $\dot{\varepsilon}_{min2}^{cr}$ sont les vitesses de fluage minimales sous les contraintes constantes σ_1 et σ_2 . Pour σ constant, l'équation (II.21) s'intègre comme suit :

$$\int_0^{\omega_*} (1 - \omega)^l d\omega = \int_0^{t_r} b\sigma^k dt \quad (II.24)$$

Avec :

- t_r : temps de rupture

En introduisant la valeur de l'endommagement critique (ω_*) on obtient :

$$t_r = \frac{1}{(l+1)b\sigma^k} \quad (II.25)$$

Cette relation décrit la relation temps de rupture - contrainte. Pour le cas où $k = l$ les constantes matérielles k et b peuvent être estimés comme suit :

$$k = \frac{\log(t_{r2}/t_{r1})}{\log(\sigma_1/\sigma_2)}, \quad b = \frac{1}{t_{r1}(k+1)\sigma_1^k} = \frac{1}{t_{r2}(k+1)\sigma_2^k} \quad (II.26)$$

Avec t_{r2} , t_{r1} temps de rupture correspondants aux contraintes σ_1 et σ_2 . L'intégration de l'équation (II.21) en respectant le temps de rupture (t_r) on aura :

$$\omega(t) = 1 - \left(1 - \frac{t}{t_r}\right)^{\frac{1}{l+1}} \quad (II.27)$$

Pour une valeur de σ constante l'intégration de l'équation (II.22) donne :

$$\varepsilon^{cr}(t) = \frac{a\sigma^{n-k}}{b(l+1-n)} \left[1 - \left(1 - \frac{t}{t_r}\right)^{\frac{l+1-n}{l+1}} \right] \quad (II.28)$$

La déformation de fluage ε_r^{cr} à la rupture (t_r) est donnée comme suit :

$$\varepsilon_r^{cr}(t_r) = \frac{a\sigma^{n-k}}{b(l+1-n)} \quad (II.29)$$

Pour des essais multi axial, les équations (II.20) et (II.21) négligent l'effet du fluage primaire et introduit les contraintes de Von Mises dans le fluage secondaire :

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \frac{3}{2} a \sigma_{vm}^n \frac{S}{\sigma_{vm}} \quad (II.30)$$

En introduisant le tenseur de contrainte effective $\bar{\sigma}_{eff} = f(\sigma, \omega)$, Rabotnov stipule que le potentiel d'endommagement du matériau a la même forme que le fluage secondaire.

L'équation du tenseur de contraintes effective est alors:

$$\bar{\sigma}_{eff} = \frac{\sigma_I}{1 - \omega} n_I \otimes n_I + \sigma_{II} n_{II} \otimes n_{II} + \sigma_{III} n_{III} \otimes n_{III} \quad (II.31)$$

En introduisant le tenseur de contrainte effective $\bar{\sigma}_{eff} = \sigma / (1 - \omega)$, l'équation constitutive (II.21) peut être écrite comme suit :

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \frac{3}{2} a \left(\frac{\sigma_{vm}}{1 - \omega} \right)^n \frac{S}{\sigma_{vm}} \quad (II.32)$$

L'étape suivante est la formulation de l'équation de l'endommagement. Par analogie au cas uni axial, la vitesse d'endommagement est donnée en fonction de (σ, ω) , elle est sous la forme suivante:

$$\dot{\omega} = \frac{b(\sigma_{eq}^\omega)^k}{(1 - \omega)^l} \quad (II.33)$$

- σ_{eq}^ω correspond à la contrainte équivalente d'endommagement
- a, b, n, k et l constantes du matériau qui ont les mêmes valeurs que le test uni axial.

En générale σ_{eq}^ω est donné en termes de trois invariants du tenseur de contrainte.

$$\sigma_{eq}^\omega = \sigma_{eq}^\omega [I_1(\sigma), I_2(\sigma), I_3(\sigma)] \quad (II.34)$$

Par analogie à l'essai uni axial, la formule (II.33) peut être intégrer en supposant que le tenseur de contrainte est constant dans le temps. De cette intégration on aura l'équation du temps de rupture (t_r) :

$$t_r = \frac{1}{(l + 1)b} (\sigma_{eq}^\omega)^{-k} \quad (II.35)$$

II.3 Ecrouissage par le temps et la déformation

Ce type d'écrouissage est donné par les sauts de contraintes appliqués pendant le fluage primaire. Ils permettent de caractériser l'écrouissage pendant cette période de chargement. Les résultats sont représentés dans un diagramme temps-déformations, et les deux hypothèses classiques consistent à supposer que ce soit le temps, ou les déformations viscoplastiques qui sont les bons indicateurs de l'état d'écrouissage. Cela conduit donc, comme sur la figure II.8, à construire les courbes au deuxième niveau de contrainte à l'aide de translations parallèles soit à l'axe des temps (time hardening), soit à l'axe des déformations (Strain hardening).

- L'écrouissage par le temps (durcissement- temporel) est fonction de la vitesse du fluage équivalente, la vitesse de déformation de fluage est donnée dans l'équation suivante :

$$\dot{\epsilon}_{cr} = \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{-C_4/T} \tag{II.36}$$

- L'écrouissage déformation est caractérisé par une vitesse du fluage équivalente, qui est fonction des déformations au fluage, et les contraintes équivalentes associées à une température fixe :

$$\dot{\epsilon}_{cr} = C_1 \sigma^{C_2} \epsilon_{cr}^{C_3} e^{-\frac{C_4}{T}} \tag{II.37}$$

La figure II.8 suivante, illustre les courbes de fluage uni axial après rechargement (passage de la contrainte σ_1 à σ_2 avec $t = t_r$). Basée sur le model du temps d'écrouissage, le taux de déformations à $t > t_r$ est déterminé seulement par σ_2 et t_r . Ainsi la courbe du fluage pour $t > t_r$ peut être obtenue par translation de la courbe BC au point D. La courbe du fluage sous σ_2 est définie par la translation de la courbe AC tout au long de l'axe du temps (la courbe du fluage commence à partir des déformations du fluage cumulées : ϵ_A^{cr} dans le temps t_r)

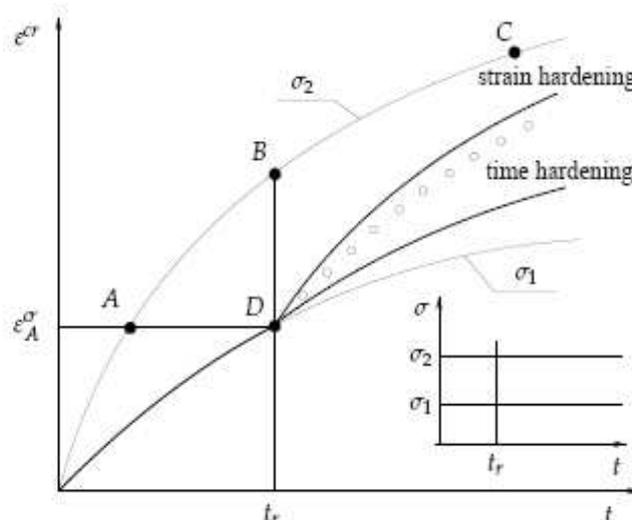


Figure II.8 Comparaison des hypothèses d'écrouissage par le temps et déformation [46]

Sous des températures constantes et contraintes équivalentes, [10] propose un modèle d'érouissage temporel donné dans la relation suivante :

$$\dot{\varepsilon}_{\varepsilon q}^{cr} = a \sigma_{\varepsilon q}^n t^m \quad (II.38)$$

Avec :

- $a = \dot{\varepsilon}_0 / \sigma_0^n$,
- n coefficient de sensibilité à la contrainte
- m coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation. Il est très pratique à l'utiliser pour comparer le comportement en fluage de deux matériaux différents, il est d'autant plus élevé qu'il est sensible aux effets de la contrainte, c'est-à-dire qu'une faible variation de la contrainte entraîne une forte variation de la vitesse de déformation. Ce paramètre permet de définir le domaine superplastique. La superplasticité correspond à la possibilité d'obtenir des allongements très importants en traction dans un domaine précis de vitesse de déformation. Lors de cette déformation, il n'y a pas d'instabilité plastique (pas de striction). Ce comportement s'observe sous des contraintes, en général, assez faibles et à hautes températures.

L'intégration de l'équation (II.38) donne:

$$\varepsilon_{\varepsilon q}^{cr} = a \sigma_{\varepsilon q}^n \frac{1}{m+1} t^{m+1} \quad (II.39)$$

L'équation du model d'érouissage-cinématique de fluage est formulé comme suit :

$$\dot{\varepsilon}_{\varepsilon q}^{cr} = b \sigma_{\varepsilon q}^k (\varepsilon_{\varepsilon q}^{cr})^l \quad (II.40)$$

Comme résultats, les différentes constantes matérielles sont données comme suit :

$$b = [a(m+1)^m]^{1/(m+1)}, \quad k = \frac{n}{m+1}, \quad l = \frac{m}{m+1} \quad (II.41)$$

En appliquant le model d'érouissage temporel, la théorie de fluage de Von Mises peut être généralisée comme suit :

$$\dot{\varepsilon}_{\varepsilon q}^{cr} = \frac{3}{2} a \sigma_{vm}^{n-1} t^m \quad (II.42)$$

Par analogie l'équation constitutive de l'érouissage cinématique de fluage est la suivante:

$$\dot{\varepsilon}_{\varepsilon q}^{cr} = \frac{3}{2} b \sigma_{vm}^{k-1} (\varepsilon_{vm}^{cr})^l \quad (II.43)$$

II.4 Facteurs influençant le fluage

II.4.1 Influence des granulats

Après l'augmentation de la charge, le fluage qui débute dans le liant (ciment, bitume...) est transféré dans le granulat ; l'interaction entre le liant et les granulats dépendent de leurs propriétés mécaniques respectives et le pourcentage de granulats dans le corps. La majorité des roches fournissant les granulats (sauf les grès) ne fluent pas, du moins sous les contraintes subies dans le béton ; dans ce domaine de contraintes, les granulats ont un comportement élastique linéaire. L'influence des granulats sur le fluage est double, par la quantité qui modifie la part de la phase viscoélastique que constitue la pâte du liant, et par la qualité (en termes de rigidité, dimension, porosité et adhérence) (FigII.9)

II.4.2 Influence de l'humidité

La variation de l'humidité influence directement la porosité des différents bétons. La possibilité d'évaporation de l'eau et son acheminement vers la surface du corps provoque des variations dimensionnelles, qui affectent avec la même intensité le fluage avec séchage et le retrait. La contrainte extérieure comprime les pores du béton et expulse l'eau vers la surface. Ce comportement est une situation que l'on retrouve sur les structures réelles. LEE, H.J [50] a observé le comportement du béton en fluage sous l'influence de l'humidité. Il a obtenu des déformations en fluage plus importantes pour une humidité relativement variable.

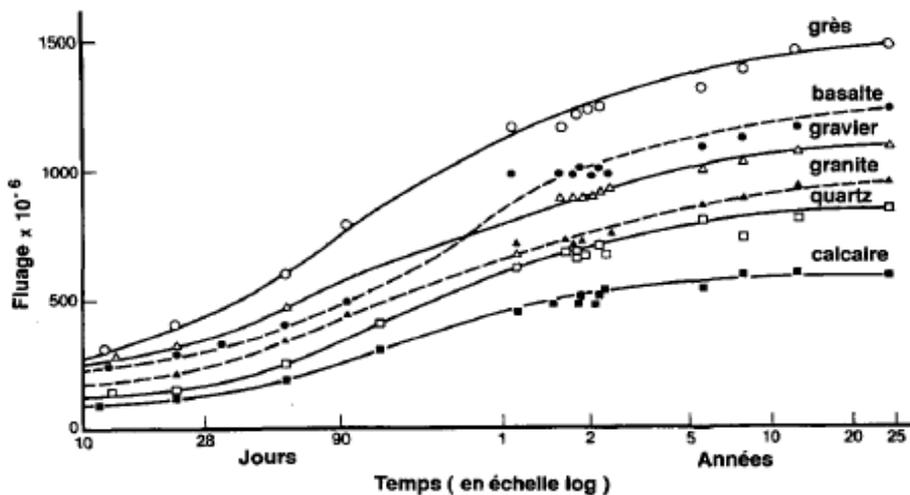


Figure II.9 : Déformation de fluage pour les granulats différents, d'après [76]

Pour une éprouvette de béton bitumineux avec une humidité de 50% le fluage est deux fois plus important que sur une éprouvette avec une humidité relative de 100%, mais l'effet décroît avec l'augmentation des dimensions des éprouvettes. Les résultats de Troxell, G.E & al [76] (figure II.10 (a)), montrent que, pour une période de chargement égale, la relation entre l'humidité et le fluage est généralement linéaire. Les essais réalisés par Pezold K [62], (Figure II.10 (b)), sur des éprouvettes chargées durant 200 jours, donnent aussi une relation linéaire entre le fluage et l'humidité relative.

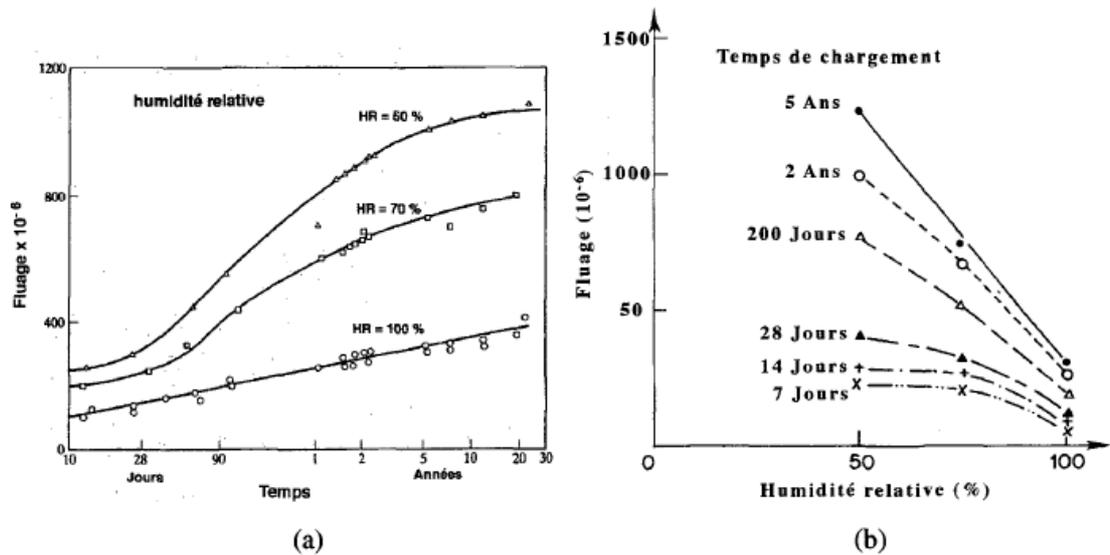


Figure II.10 Influence de l'humidité relative sur le fluage. (a) : d'après Troxell et al, (1958). (b) : d'après Malinin (1968) [53]

II.4.3 Influence de la température

Dans la majorité des structures, les variations des températures posent moins de problèmes que les variations d'humidités. Par contre, pour les cas des structures massives qui subissent des cycles de températures réguliers, l'influence de la température sur le fluage est très importante. L'influence de la température sur l'évolution du fluage de base dépend de la maturité (degré d'hydratation), du temps de l'application de la charge, et de l'augmentation de la résistance durant la période de chargement. Lorsque le matériau est chauffé pendant une longue période avant le chargement, sa maturité sera grande et sa déformation en fluage sera faible. Par contre, s'il est chauffé peu de temps, ou au cours du chargement, sa maturité est faible et la déformation en fluage est plus importante.

En faisant des essais sur des éprouvettes saturées, [33] a trouvé une relation entre le fluage et la température (températures situées entre 27 et 75°C), pour une durée de chargement de 733 jours (Figure II.11)

II.4.3.1 Fluage à haute température (Energie d'activation)

La viscoplasticité à haute température fait appel à des phénomènes de diffusion. Deux modes sont alors distingués selon la distance parcourue par la matière. Si la distance est courte, les mécanismes de fluage sont contrôlés par les mouvements de dislocations, si la distance est de l'ordre des grains, le mécanisme de transport se fait par diffusion transgranulaire (modèle de Herring- Nabarro) ou par diffusion intergranulaire (modèle de Coble). Le fluage par dislocations est subdivisé en deux grandes classes: le fluage par restauration et le fluage par montée des dislocations. On appelle restauration statique, une restauration où la vitesse de déformation viscoplastique est faible et où la restauration s'effectue à haute température. Par traitement thermique, la microstructure subit un réarrangement de la matière et l'écrouissage

est compensé par la restauration. Le mécanisme de fluage par montée des dislocations permet également de restaurer le matériau. Il se produit une compétition identique au fluage par restauration, entre la production de dislocations et leur diminution. Le phénomène de montée de dislocation se produit lorsqu'une dislocation est bloquée par un obstacle (les atomes de soluté, les précipités). La diffusion des atomes loin de la dislocation permet de débloquent la dislocation. Ce processus s'appelle la montée. Il se produit à des températures supérieures à $0.3T_f$, avec (T_f) températures de diffusion.

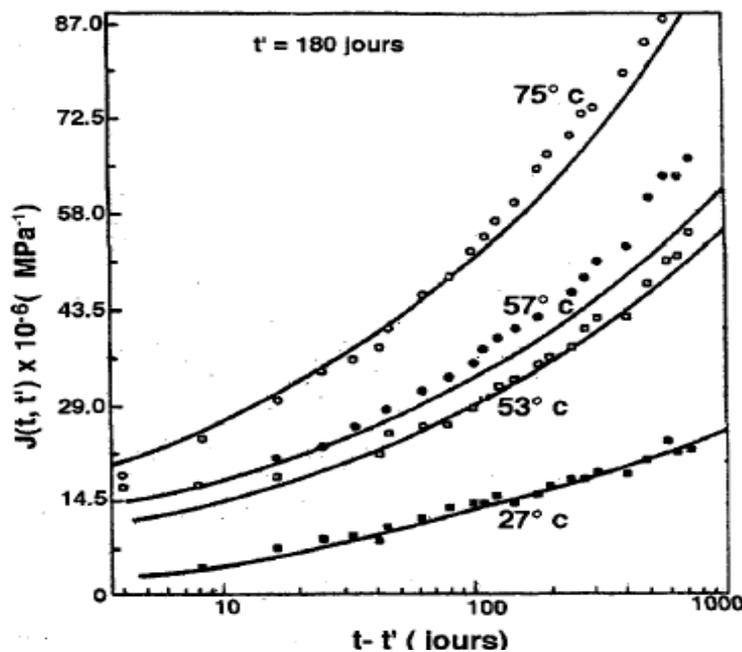


Figure II.11 Influence de la température sur le fluage d'après [33]

La théorie de l'énergie d'activation considère que le fluage résulte d'un processus d'activité thermique au niveau moléculaire. Cette approche (théorie de la cinétique), analogue à celle qui est utilisée pour les métaux, elle consiste en la généralisation de loi d'Arrhenius suivante:

$$\dot{\epsilon}_v = A\sigma^n \exp\left(-\frac{Q_{cr}}{RT}\right) \quad (\text{II. 44})$$

Cette méthode utilise le concept de barrière d'énergie (le puits de potentiel), qui représente la rupture des liaisons chimiques. Le fluage prend naissance dans la déformation du microvolume désigné comme le centre de fluage. Ce dernier subit des déformations à des configurations d'énergies faibles, sous l'influence de l'énergie rajoutée au système par des forces extérieures. Cette déformation ne peut se produire qu'après le dépassement des barrières des différents états d'énergie. La capacité du centre de fluage à dépasser ces barrières dépend des hautes énergies et de l'addition des énergies liées à la température, mais aussi de la contrainte appliquée.

Wittmann et al [80], utilisent cette approche pour décrire le fluage. Dans le cas où le matériau n'est pas chargé, chacune des particules oscille autour d'un point d'équilibre, et ceci à des températures beaucoup plus basses que la température de fusion ; ainsi la probabilité qu'elles quittent leur position d'équilibre est faible, par conséquent il n'ya pas de déformations

différées. Les oscillations de particules sont représentées par un modèle mécanique, le puits de potentiel. A une température constante la probabilité qu'une particule puisse sortir du puits est donnée par l'expression :

$$P = C e^{-\left(\frac{Q_{cr}}{RT}\right)} \quad (II.45)$$

Avec : C, constante. Pour un chargement extérieurs, les particules ne quittent plus d'une manière aléatoire le puits de potentiel, mais dans la direction de la charge appliquée. Ceci peut être représenté dans le modèle mécanique par un abaissement de la hauteur du puits de potentiel. Ce qui implique une diminution de l'énergie d'activation dans le sens de l'application de la charge par une quantité Q_{σ} , et une augmentation de la même quantité dans le sens opposé. Le fluage observé à l'échelle macroscopique est la différence entre la totalité des particules qui se déplacent dans les deux sens. Par conséquent en appliquant la probabilité appropriée pour avoir l'énergie nécessaire pour sortir du puits dans les deux cas, la vitesse de fluage est :

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = P_1 - P_2 = C_1 e^{-\left(\frac{Q_{cr}-Q_{\sigma}}{RT}\right)} + C_1 e^{-\left(\frac{Q_{cr}+Q_{\sigma}}{RT}\right)} \quad (II.46)$$

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = C e^{-\left(\frac{Q_{cr}}{RT}\right)} \sinh\left(\frac{Q_{\sigma}}{RT}\right) \quad (II.47)$$

Q_{σ} , est proportionnelle au chargement appliqué σ , elle est de la température:

$$\frac{Q_{\sigma}}{RT} = b\sigma \quad (II.48)$$

la constante C dépend du temps et peut être remplacée par une fonction puissance comme suit :

$$C = a_0 t^n \quad (II.49)$$

En substituant (II.48), (II.47) et (II.46) dans (II.45) et après intégration, le fluage en fonction de l'énergie d'activation est donné selon Wittmann sous la forme suivante :

$$\varepsilon^{cr} = a_0 t^n \exp\left(\frac{Q_{cr}}{RT}\right) \sinh\left(\frac{V_a \sigma}{RT}\right) \quad (II.50)$$

Dans l'équation (II.50), ε^{cr} est la déformation totale de fluage, t le temps de chargement, Q_{cr} l'énergie d'activation apparente du centre du fluage, V_a le volume d'activation (l'énergie d'activation par unité de charge), a_0 le nombre de centres de fluage au temps de chargement et n constante. La figure II.12 montre une étude expérimentale d'un fluage uni axial de l'alliage ALCuMg2 à 300°C [46]. Le comportement en fluage est décrit par la loi suivante :

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \frac{3}{2} f_1(\sigma_{vm}) g_1(\omega) \frac{S}{\sigma_{vm}}, \dot{\omega} = f_2[\sigma_{\sigma_q}^{\omega}(\sigma)] g_2(\omega)$$

$$\left(\begin{array}{l} \varepsilon^{cr} = 0 \text{ (t=0)}, \quad \omega = 0 \text{ (t=0)} \end{array} \right) \quad (II.51)$$

$$0 \leq \omega \leq \omega_s, \quad S = \sigma - \frac{1}{3} \text{tr}\sigma I, \quad \sigma_{vm} = \sqrt{\frac{3}{2} S.S}$$

Avec les fonctions réponses suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} f_1(\sigma) = a\sigma^n, \quad g_1(\omega) = (1 - \omega^r)^{-n} \\ f_2(\sigma) = b\sigma^k, \quad g_2(\omega) = (1 - \omega^r)^{-k} \end{array} \right. \quad (II.52)$$

Les constantes de fluage sont estimées comme suit :

- a = 0.335.10⁻⁷ MPa /h, b = 1.9. 10⁻⁷ MPa /h , n=3, r=1.4,

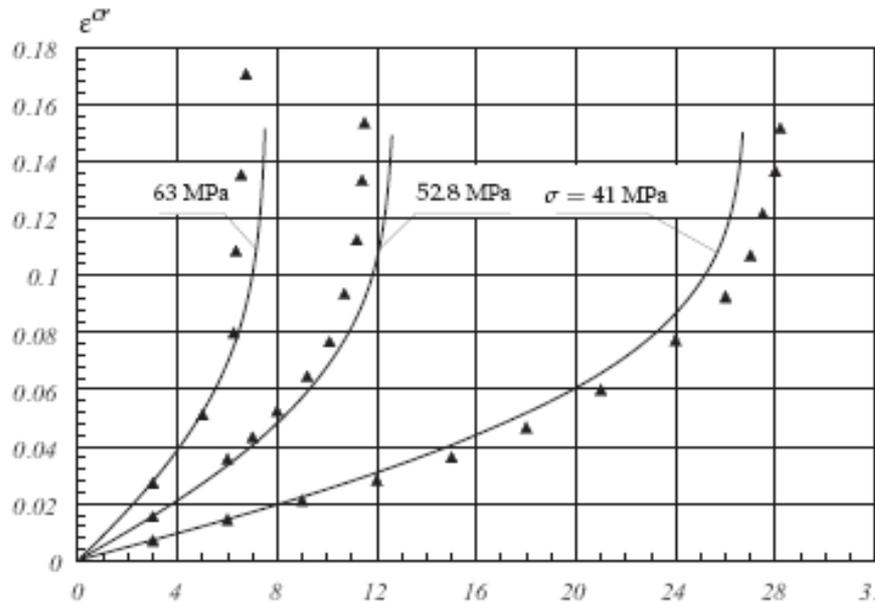


Figure II.12 Influence de la température sur le fluage (Alliage AlCuMg2) à 300°C [46]

Une autre expérience, menée par Kowalewski, Z.L & al [47], sur l’alliage d’aluminium composé de (Al,Cu,Fe,Ni, Mg et Si) nommé BS1472 à une température 150° est montrée sur la figure II.13. L’étude a été menée sous trois chargements différents (227.53MPa, 241.3MPa et 262MPa).

La loi du fluage utilisée est la suivante :

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \frac{3}{2} \frac{a\sigma_{vm}^{n-1}}{(1 - \omega)^m} S, \quad \dot{\omega} = \frac{b(\sigma_{vm}^{\omega})^k}{(1 - \omega)^l} \quad (II.53)$$

Avec les paramètres de fluage suivant :

- a = 1.35.10⁻³⁵ MPa /h, b = 3.029. 10⁻³⁶ MPa /h , n=14.37, k=12.895, l=12.5, m=10

La figure II.14, illustre le mécanisme de déformation proposé par Frost, H.J., Ashby, M.F [27] sous des basses et hautes températures. En ordonnée, on porte une contrainte σ_{eq}/G adimensionnelle où σ_{eq} est la contrainte équivalente définie par $(\sigma_{eq} = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij})^{1/2}$ et G est le module de cisaillement. Sur l'axe des abscisses, on porte la température sous forme T/T_f , où T_f est la température de fusion. Dans ce diagramme apparaissent divers domaines. Pour de faibles contraintes et hautes températures, on reconnaît les deux domaines correspondant au fluage diffusif, celui du Coble qui se définit par diffusion inter granulaire à température ($T/T_f < 0.8$) et le fluage de Herring – Nabarro à des températures ($T/T_f > 0.8$)

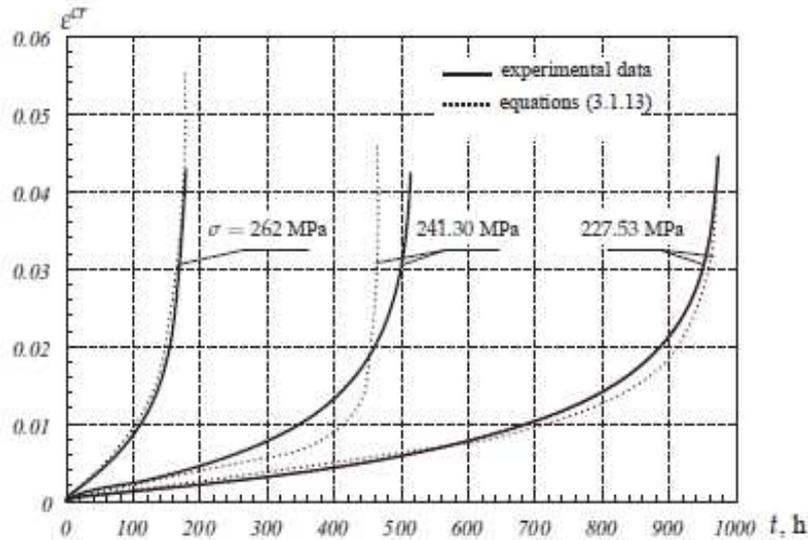


Figure II.13 Influence de la température sur le fluage (Alliage Aluminium BS 1472 sous 150°C [47])

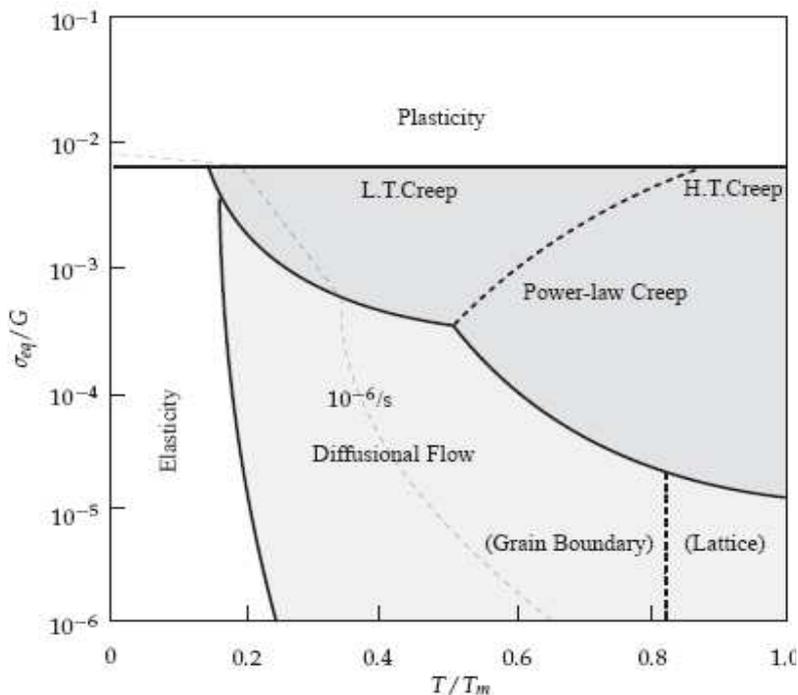


Figure II.14 Schéma du mécanisme de déformation (L.T.Creep : fluage à basse température, H.T.Creep : fluage à haute température) [27]

II.4.4. Variation de $\dot{\epsilon}_{cr}$ en fonction des contraintes

La vitesse de fluage minimale $\dot{\epsilon}_{cr}$ est là encore la vitesse de fluage secondaire est fonction de l'intensité des contraintes appliquées, on distingue :

II.4.4.1 Cas des faibles contraintes

Quand $lg \dot{\epsilon}_{cr}$ est reporté en fonction de $lg \sigma$, on obtient une droite pour un très large intervalle de températures. Les expressions utilisées sont les lois en puissance de la forme :

$$\dot{\epsilon}_{cr} = a\sigma^n, \text{ Avec : } A \text{ et } n \text{ paramètres ajustables}$$

Cette loi est aussi appelée loi de Norton découle de l'équation (II.53) on mettant la variable ($\omega \ll 1$). Pour un large intervalle de contraintes, on obtient souvent deux droites, ou plus, dans le diagramme $lg \dot{\epsilon}_{cr} = f(lg \sigma)$, (figure.II.15). La variation de $\dot{\epsilon}_{cr}$ est donnée alors par :

$$\dot{\epsilon}_{cr} = A_1 \sigma^{n_1} + A_2 \sigma^{n_2} \quad (II.54)$$

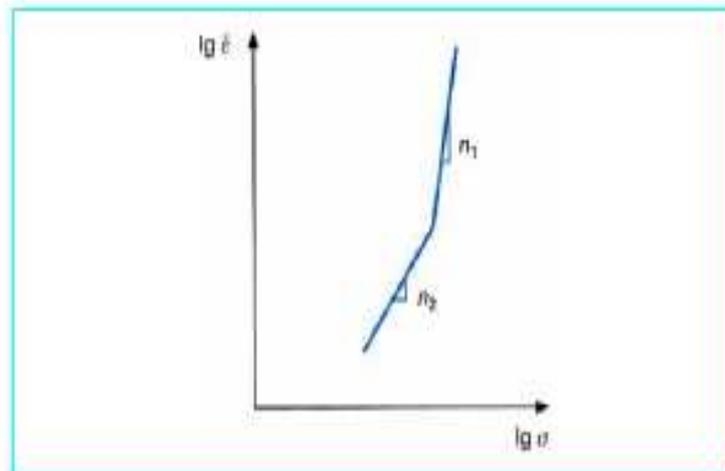


Figure II.15 Courbe de coefficient de sensibilité [9]

Avec n_1 et n_2 pentes de chacune des droites. Le paramètre n est appelé coefficient de sensibilité à la contrainte :

$$\eta = \left[\frac{\partial lg \dot{\epsilon}}{\partial lg \sigma} \right]$$

Pour les très faibles contraintes et à très haute température, $\eta = 1$ (fluage Nabarro) qui caractérise le fluage diffusion. Pour $n > 1$ c'est le fluage caractérisé par la loi de puissance.

II.4.4.2 Cas des fortes contraintes

À fortes contraintes, la vitesse de déformation s'accroît de manière très rapide avec l'augmentation de la contrainte. Les lois utilisées sont de la forme :

$\dot{\epsilon}_{cr} = A \exp(\alpha \sigma)$, Avec : A et α paramètres ajustables.

La figure II.16, illustre le comportement de la vitesse du fluage minimale en fonction des contraintes.

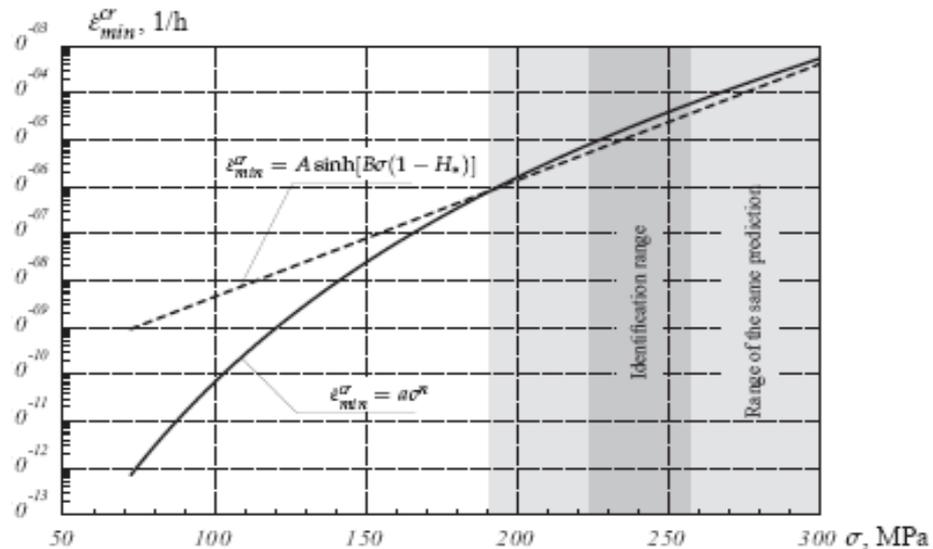


Figure II.16 vitesse de fluage minimale en fonction des contraintes par utilisation de la loi de puissance et la fonction sinushyperbolique [47]

II.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étalé l'ensemble des modèles et les différents stades de fluage sous un chargement constant. Le fluage, synonyme d'écoulement, est la capacité de certains matériaux, dont les bétons bitumineux, à se déformer au cours du temps sous l'action d'une sollicitation mécanique constante. L'application de la contrainte ($t=0$) provoque une déformation instantanée (réponse élastique), suivie d'une déformation dépendant du temps avec une vitesse de déformation, décroissante. Il s'agit de la zone de "fluage primaire". Dans cette phase, les liaisons du réseau macromoléculaire ne sont pas orientées, il y a donc peu de restriction de mouvement ce qui explique que la vitesse de fluage primaire soit importante. Ensuite, lorsque les liaisons ont été orientées, les chaînes interfèrent entre elles, la résistance au fluage devient donc plus importante ce qui provoque une baisse de la vitesse de déformation. Pendant cette phase (fluage primaire), il y aurait également rupture des liaisons secondaires telles les liaisons hydrogène ou celles de van der Waals.

Au cours du "fluage secondaire", la déformation varie linéairement en fonction du temps ce qui est caractérisé par une vitesse de déformation constante. Cette phase se caractérise par de faibles volumes d'activation. La troisième phase est celle de "fluage tertiaire" caractérisée par

une augmentation de la vitesse de déformation (courbe convexe vers le bas), et précède de peu la rupture. Si l'élasticité est en partie responsable du fluage primaire, les fluages secondaires et tertiaires peuvent s'expliquer par le comportement viscoélastique ou viscoplastique du polymère. La viscoélasticité peut être *linéaire*, la déformation est alors directement proportionnelle à la contrainte, ou *non linéaire*.

Ensuite, nous avons donné les modèles et équations constitutive régissant ces trois stade de fluage dans une structure matérielle, tels que le modèle d'écrouissage cinématique et la théorie de fluage de Von Mises pour un matériau isotropique et celle de Hill pour un matériau anisotropique. D'autres formes de lois d'écoulement sont proposées. Elles sont basées sur les formes variationnelles. Une approche sur l'écrouissage cinématique (translation de la surface élastique dans l'espace des contraintes) a été proposée dans la théorie de la plasticité. Elle est le point de départ est la décomposition du tenseur de contraintes en deux parties. Plusieurs mécanismes de rupture avec formulation du processus d'endommagement sous l'effet d'un état de contrainte anisotropique sont proposés dans la littérature, que ce soit à l'échelle microscopique (rupture des liaisons secondaires, scission de chaînes...) ou à l'échelle macroscopique (fissuration ...). A l'échelle microscopique, la rupture peut être due à la propagation de fissures ou encore à la déformation viscoélastique.

Dans ce chapitre aussi, nous avons sur les facteurs influençant le fluage tels que : Les granulats, l'humidité, la température. Pendant le chargement, le fluage qui débute dans le liant (ciment, bitume...) est transféré dans le granulat. L'influence des granulats sur le fluage est double, par la quantité qui modifie la part de la phase viscoélastique que constitue la pâte du liant. Dans la majorité des structures, les variations des températures posent moins de problèmes que les variations d'humidités. Par contre, pour les cas des structures massives qui subissent des cycles de températures réguliers, l'influence de la température sur le fluage est très importante.

III.1 Introduction

Le plus vieux barrage connu présentant un masque primitif en béton bitumineux a été construit en Mésopotamie environ 1300 ans avant J-C. C'est un fait très significatif, témoignant que la conception de tels projets remonte à l'antiquité [8]. Les constructions modernes qui utilisent des masques en béton bitumineux apparaissent avec le barrage central édifié aux États-Unis en 1910. Cet exemple précurseur n'était que l'extension des expériences de construction des grandes routes.

Dans les soixante dernières années plus de 300 barrages de hauteur de 15 à 30 m, leurs étanchéité a été assurée par le béton bitumineux. Parmi ce grand nombre il y a plus de 63 barrages à masque en béton bitumineux en Allemagne. La plupart des barrages en remblai avec revêtement en béton bitumineux ont été construits en Europe. Un tiers environ des barrages sont situés à moins de 500 m d'altitude; toutefois, il existe une douzaine d'exemples de barrages de ce type construits dans des climats rigoureux, au-dessus de 2000 m d'altitude en Algérie.

III.2. Applications hydrauliques des bétons bitumineux

Les performances du bitume en matière d'étanchéité sont connues depuis la plus haute Antiquité. On peut voir encore aujourd'hui des ouvrages hydrauliques à base de bitume vieux de 3000 ans, telles les digues du Tigre, à Assur, en Mésopotamie, encore en bon état. Imperméables, insensibles à l'eau, résistant à la plupart des agents chimiques courants et aux micro-organismes, durables, les bitumes possèdent une grande aptitude à résoudre de nombreux problèmes d'hydraulique. La souplesse des étanchéités à base d'enrobés bitumineux leur permet de s'adapter aux tassements de leur support sans se fissurer ni perdre leurs propriétés. Pour les applications hydrauliques, les bitumes peuvent être utilisés purs ou sous forme de membranes bitumineuses préfabriquées, d'asphalte coulée ou enrobés, parmi ces applications on peut citer :

III.2.1. Enrobés étanches pour masques amont de barrage

C'est a priori le produit idéal en raison de sa remarquable étanchéité et de sa résistance au cisaillement. Si certaines fissures se produisent, elles se colmatent d'elles-mêmes peu à peu sous l'effet de la pression de l'eau, par déformation plastique. Grosso modo, un béton bitumineux réagit de façon plastique aux déformations lentes, de façon élastique aux déformations rapides, or le tassement s'effectue en général de façon lente. Egaleme nt, il n'y a pas de problème de joint, les différentes couches de béton bitumineux se soudent littéralement à chaud.

Le masque étanche est composé d'une couche support (binder) de 10 cm d'épaisseur sur laquelle sont appliquées une ou deux couches de 6 cm d'épaisseur chacune de béton bitumineux étanche (teneur en bitume : 7 à 9 %, teneur en vide < 3 %). Ce type de masque permet aussi de réaliser l'étanchéité de grands réservoirs d'eau (centrales nucléaires, bassins de

loisirs et d'irrigation) ou de réaliser la carapace étanche de digues maritimes. Le masque prévu comporte successivement, de la surface vers le bas :

- Une protection solaire climatique type "mastic",
- 10 cm de béton asphaltique étanche,
- 8 cm de drain bitumineux,
- 10 cm de béton asphaltique étanche,
- Couche de liaison,
- Zone de transition en concassés (0-50) d'épaisseur 0,5 m.

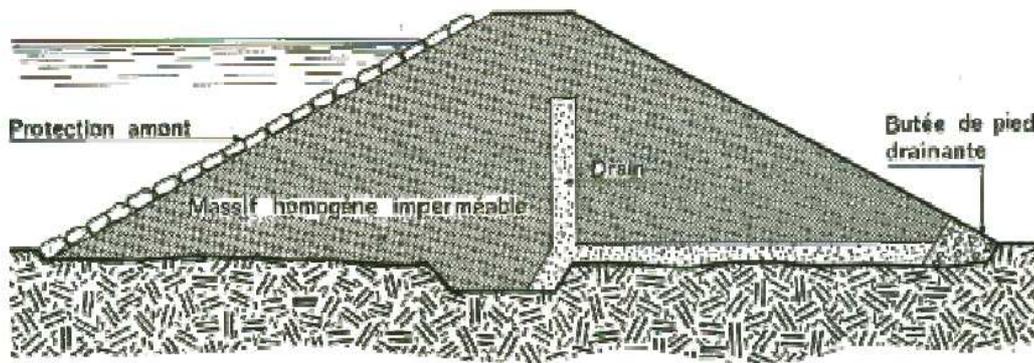


Figure III.1 : Barrage a masque amont [44], [57]

III.2.2. Enrobés étanches pour écran interne de barrage

L'étanchéité des barrages en terre au moyen de noyaux bitumineux a pris une très grande importance dans le monde entier et dans toutes les zones climatiques; cet élément d'étanchéité (mieux que la plus part des autres) satisfait, en effet, aux exigences de sécurité les plus strictes grâce à sa déformation, sa bonne résistance à l'érosion et au vieillissement, et surtout grâce au mode de construction sans joints. L'étanchéité peut être assurée à l'intérieur du barrage lui-même, sous la forme d'un écran étanche en enrobés bitumineux, noyé au milieu de la structure du barrage.

L'élément étanche est constitué par un noyau bitumineux situé sous la crête de la digue. La partie inférieure du noyau est verticale présente une épaisseur de 80 cm, la partie supérieure est inclinée vers l'aval à 1/4 et présente une épaisseur de 60 cm. A sa base, le noyau s'appuie sur une galerie d'injection et de contrôle des fuites.

III.2.2.1 Mode de construction du noyau bitumineux

- Mise en place du matériau de mastic bitumineux à la main
- Insertion de pierres dans le mortier bitumineux par vibration
- Mise en place du béton bitumineux à la main

- Mise en place du béton bitumineux par engin mécanique
- Mise en place du béton bitumineux et du matériau de transition au moyen d'un engin spécial

Exemples de coupes types :

Le premier barrage en noyau bitumineux a été réalisé en 1946 au Portugal à Vale de Gaio. Le béton bitumineux assure une grande imperméabilité tout en conservant une bonne flexibilité. C'est un élément d'étanchéité capable de résister aux déformations du barrage sans se fissurer. Toutes les coupes types suivantes sont des images tirées du livre [18] « Commission internationale des grands barrages (1982). Bituminous cores for earth and rockfill dams »

1. Barrage de Vale de Gaio : 1948

Le noyau est incliné d'une pente d'environ 1/0,8. Ce noyau central est constitué d'un mastic bitumineux de 10 à 20 cm d'épaisseur placé entre un coffrage et un mur de pierres brutes de carrière réalisé à la main. La hauteur de ce barrage est de 51 m.

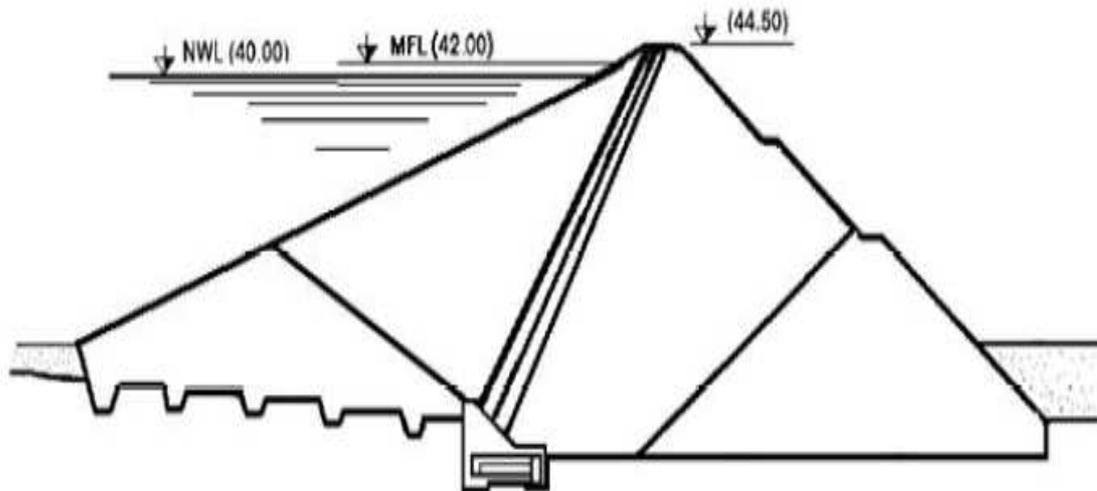


Figure III.2: Coupe transversale du barrage de Vale de Gaio [18]

2. Barrage de Breitenbach (Allemagne) : 1953

Ce barrage combine un tapis bitumineux interne et un noyau vertical en béton bitumineux. Le tapis bitumineux est relié au noyau en argile. La hauteur de ce barrage est de 36,5 m.

3. Barrage de Bigge : 1962

Ce barrage est composé d'un masque amont en béton bitumineux. Le noyau bitumineux apporte une protection supplémentaire. Le noyau est en béton cyclopéen : on insère un béton bitumineux dans un coffrage ; ce béton est surdosé en bitume et en filler. Par la suite, des

grosses pierres sont insérées dans le mélange par vibration. La hauteur de ce barrage est de 52 m.

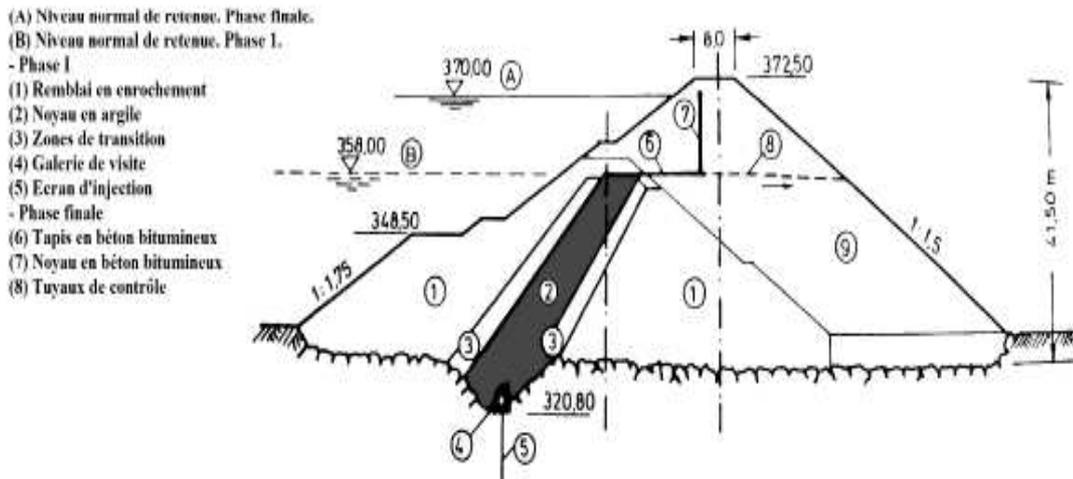


Figure III.3 : Coupe transversale du barrage de Breitenbach [18]

barrage de Bigge

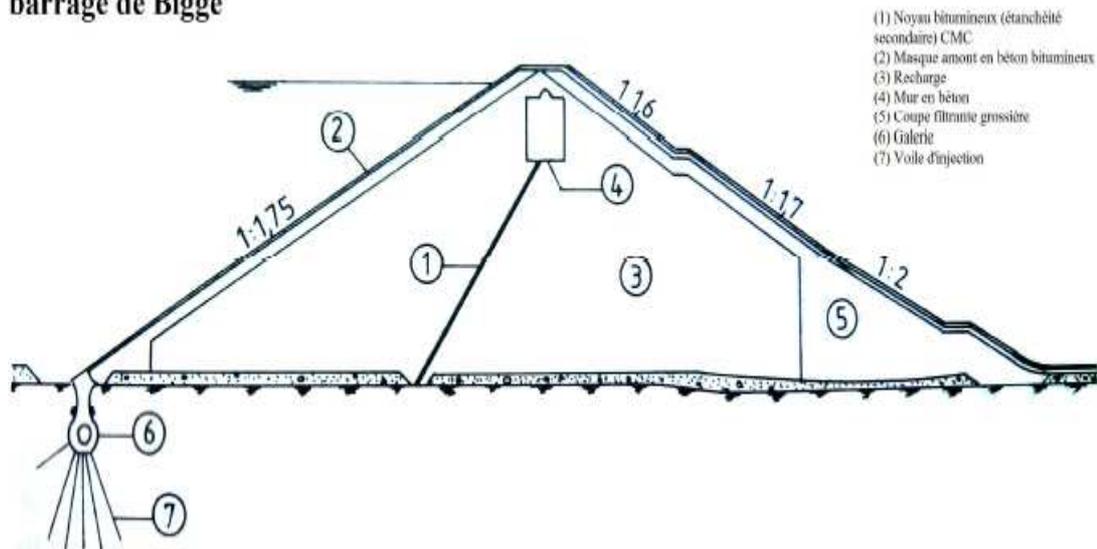


Figure III.4: Coupe transversale du barrage de Bigge[18]

4. Barrage du Dhünn : 1962

Il s'agit de la première utilisation d'un noyau en béton bitumineux dense. Un puits d'observation et de mesures permet d'observer le comportement du noyau de béton bitumineux à la déformation.

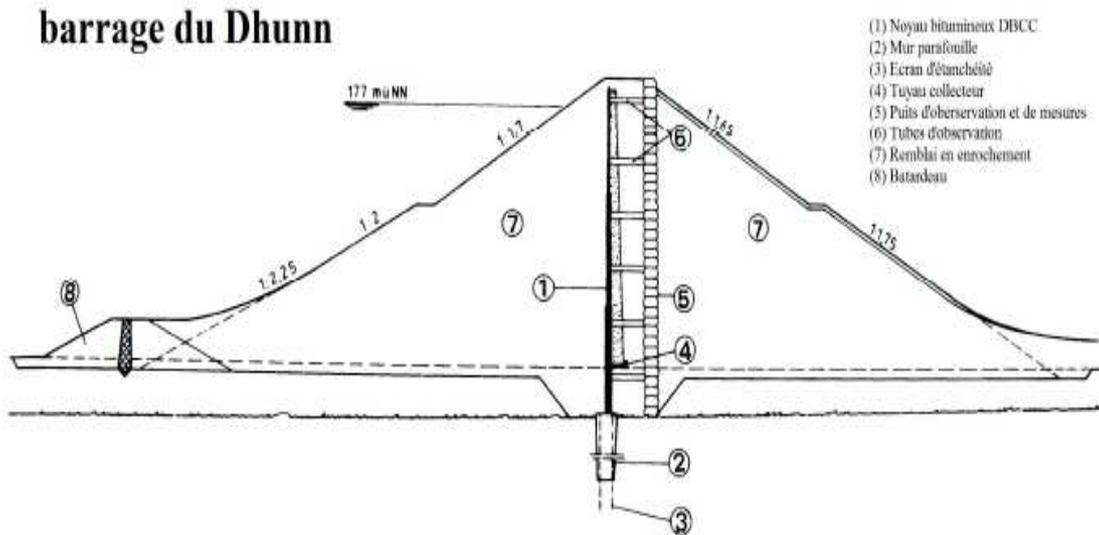


Figure III.5: Coupe transversale du barrage de Dhunn [18]

5. Barrage d'Eberlaste : 1968

Le noyau central est en béton bitumineux dense. Le mur-parafouille est constitué d'un diaphragme de ciment et bentonite, d'une profondeur de 21 à 52 m, en raison de tassements irréguliers supposés dans le terrain de fondation.

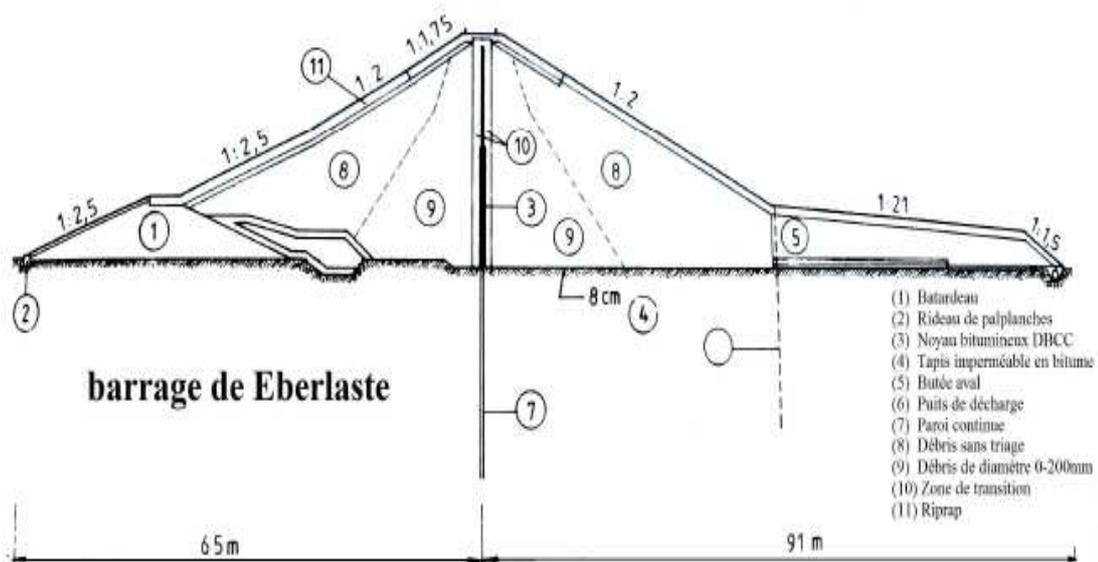


Figure III.6: Coupe transversale du barrage d'Eberlaste [18]

III.3 Evolution des masques en béton bitumineux

Les premiers exemples (jusqu'à environ 1950) sont fortement inspirés par la construction des routes. Les masques de quelques un des barrages les plus anciens comprennent une structure composite dans laquelle la partie traitée avec le bitume, utilisée soit en pénétration dans des couches graveleuses, soit en véritable béton bitumineux préparé à chaud, assure la fonction de

l'étanchéité, le drainage et la protection étant réalisés par des couches de béton de ciment de diverses caractéristiques. Le béton bitumineux était généralement placé à la main sur des pentes excédant 1:1 et moyennant l'utilisation des moyens nécessaires pour maintenir le mélange en place. Par suite, les pentes ont été réduites (max 1:1,5 ; 1:1,7) et les méthodes de mise en place et de compactage ont été améliorées ; le masque consiste en une série de couches de béton bitumineux qui assurent les diverses fonctions nécessaires ; elles reposent sur un support généralement non traité au bitume consistant en un filtre en agrégats pour les barrages en terre ou en enrochement de petites dimensions (8 à 15 cm) et sur une simple couche d'égalisation pour les barrages en enrochement. Ces revêtements peuvent se classer en deux familles distinctes :

Type A : le revêtement consiste en une structure en "Sandwich" comprenant une couche de béton bitumineux drainante comprise entre deux couches de béton bitumineux dense. Le revêtement externe est généralement fait en deux couches. Cette structure en "sandwich" est superposée à un drainage en béton bitumineux ouvert ou à une couche de liaison suivant le cas. Les raisons de ces dispositions, utilisées pour la première fois en 1952 (Genkel, Allemagne) est la collecte et la mesure des infiltrations. (Figure III.7).

Type B : un drainage en béton bitumineux ouvert et une couche de liaison supporte généralement deux couches de béton bitumineux dense imperméable dont les joints sont alternés. L'ensemble repose sur une couche de réglage du parement amont (Figure III.7). Montgomery (Etats-Unis, 1957) a conçu le premier exemple du type B.

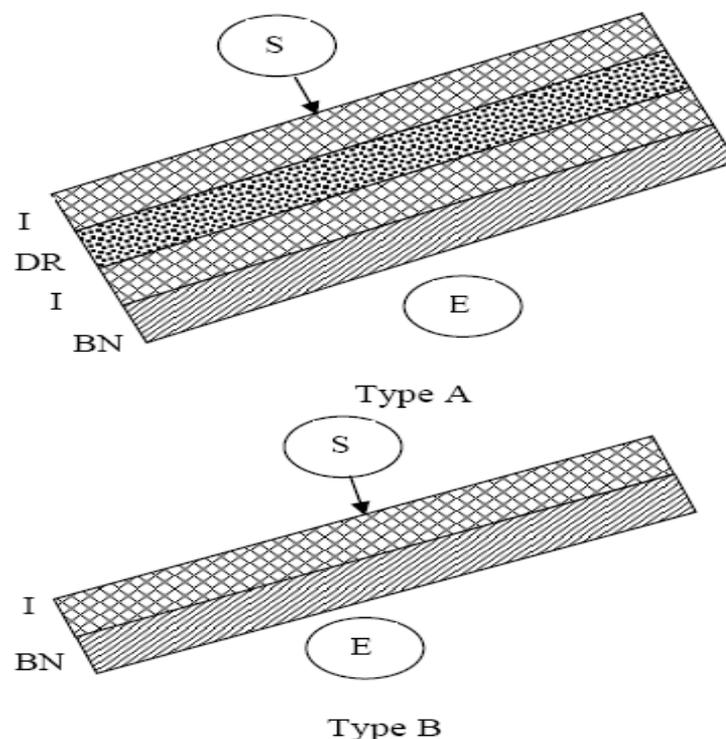


Figure III.7 Types de masque en béton bitumineux [11]

- A : Masque bicouche,
- B : Masque monocouche,
- I : Couche imperméable,
- DR : drainante,
- BN : Couche – support (de liaison),
- E : Remblai,
- S : Couche de fermeture.

III.4. Expérience Algérienne dans la confection des masques en béton bitumineux

III.4.1 Barrage Ghrib

Le barrage de Ghrib est situé sur le cours supérieur de l'Oued Chélif. Il accumule les eaux du bassin supérieur en vue de l'irrigation des plaines situées en aval et accessoirement de la production de l'énergie électrique. L'ouvrage est constitué par une digue d'enrochement arrimé. Construit entre 1926 et 1938 le barrage du Ghrib a été des premiers ouvrages en enrochement réalisé avec un masque amont en béton bitumineux. Ce masque a rempli convenablement son rôle d'étanchéité souple, malgré la disparition en 1952 de sa protection thermique en béton poreux [11]. Le détail du masque est donné en figure III.8 :

III.4.1.1. Caractéristiques principales du barrage

- Longueur en crête : 270 m,
- Largeur à la base : 148 m,
- Hauteur maximum : 72 m,
- Pentes talus amont : varient de 2/3 à 1/1,
- Pente talus aval : 5/4
- Capacité de la retenue : 300.10^6 m³.

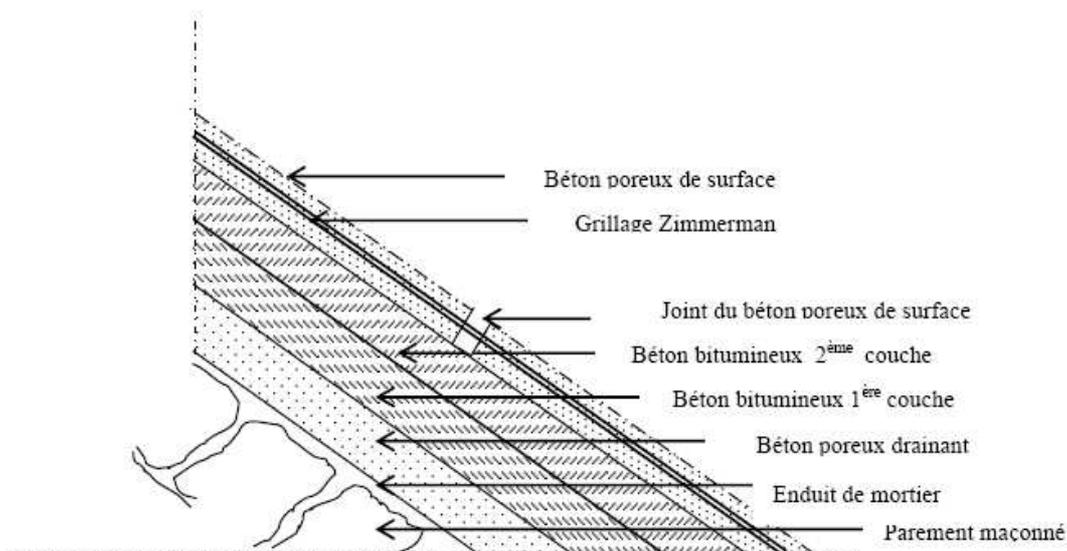


Figure III.8 Coupe du masque en béton bitumineux [11]

III.4.2 Barrage Bouhnifia

Le barrage Bouhanifia est construit entre 1930 et 1941 sur l'Oued Elmmam qui prend sa source dans les monts de Daïa et se termine dans les marais de la Macta. Il s'agit d'un ouvrage en enrochements avec masque amont en béton bitumineux, largement inspiré du barrage du Ghrib. Le masque assure sans défaillance son rôle étanchéité. Le bassin versant du barrage a une superficie de 7,850 km² et le débit annuel moyen de l'oued atteint 110.10⁶ m³.

III.4.2.1. Caractéristiques principales du barrage

- Longueur en crête : 464 m,
- Hauteur au-dessus du talweg : 54 m,
- Largeur du couronnement : 5 m,
- Fruit du talus amont variable : 0,8/1 à 1/1,
- Fruit du talus aval : 1,25/1,
- Largeur du massif à la base : 137 m,
- Capacité de la cuvette : 72.10⁶ m³.

III.4.3 Barrage Oued Sarno

Le barrage du Sarno est construit entre 1947 et 1954 sur l'Oued du même nom, affluent de la Mekerra qui prend sa source dans les monts de Daia et se termine dans les marais de la Macta. Le barrage du Sarno, est une digue en terre homogène avec masque amont en béton bitumineux. Le masque donne entière satisfaction puisqu'à retenue pleine, les fuites sont négligeables.

III.4.3.1. Caractéristiques principales du barrage

- Hauteur au-dessus du talweg : 28 m,
- Longueur en crête : 310 m,
- Fruit du talus amont : 1/2 à 1/2,5,
- Fruit du talus aval : 1/2 à 2/3,
- Largeur du massif à la base : 150 m,
- Capacité de la cuvette : 21.10⁶ m³.

III.4.4 Barrages Ighil Emda

Le barrage de l'Ighil Emda est construit au confluent de deux oueds, l'Oued Berd et l'Oued Embarek qui forment l'Oued Agrioun à 2 km au sud de Kherrata, à 18 km de la côte du golfe de Bougie. C'est un barrage fixe créant une retenue de 160.10⁶ m³ destiné à produire de l'énergie électrique [11].

III.4.4.1. Caractéristiques principales du barrage

- longueur en crête : 710 m,
- hauteur maximum : 75 m,
- Largeur du massif à la base : 265 m,
- Fruit du talus amont : 1/1,6,
- Fruit du talus aval : 1/1,5,
- Capacité de la cuvette : 155.10^6m^3 .

Les résultats observés par [11] au cours de l'exploitation des quatre barrages Algériens avec masque en béton bitumineux sont :

- Tassements modérés des massifs et du terrain d'appui, ces tassements sont de l'ordre de 30 à 35 cm pour le barrage du Ghrib, de 15 cm pour Bouhanifia et de 20 cm pour l'Ighil Emda. Ces tassements sont dus au poids de la dalle en béton ordinaire ; parce que les solutions récentes nous montrent que plus de 100 barrages en Allemagne leur étanchéité est assurée uniquement par le masque en béton bitumineux (absence du masque en béton ordinaire et de la peinture réfléchissante).
- Excellente tenue du masque amont, qui a suivi sans perdre ses qualités les déformations du massif, malgré les pentes supérieures à 1/1 et des températures de 50 à 60°C.
- Etanchéité quasi parfaite des masques, puisque le débit de fuites ne dépasse pas 2 à 3 l/s pour Ghrib, 1 à 3 l/s pour Bouhanifia, 1 l/s pour Sarno et enfin 4 l/s pour l'Ighil Emda.
- Prix de revient compétitif : le masque du Ghrib n'a coûté que le 1/100^{eme} du prix de revient de l'ouvrage, celui de l'Ighil Emda les 5/100^{eme}. Ces coûts relatifs sont inférieurs à ceux d'un noyau imperméable ou d'un masque en béton, compte tenu des circonstances locales.

III.5. Elaboration du modèle de calcul final

La stabilité de la couche bitumineuse est étroitement liée à sa résistance aux efforts de cisaillement dépendants de la valeur maximale de la température atteinte par cette couche utilisée comme masque d'étanchéité amont. La valeur maximale de la température de la couche bitumineuse à la surface et à différentes profondeurs, a été déterminée en moyennant un modèle basé sur l'équation de Fourier appliquée à la couche. Pour rappel, les différents échanges thermiques qui interagissent entre la surface du masque et L'environnement, sont schématisés, dans la figure III.9 suivante :

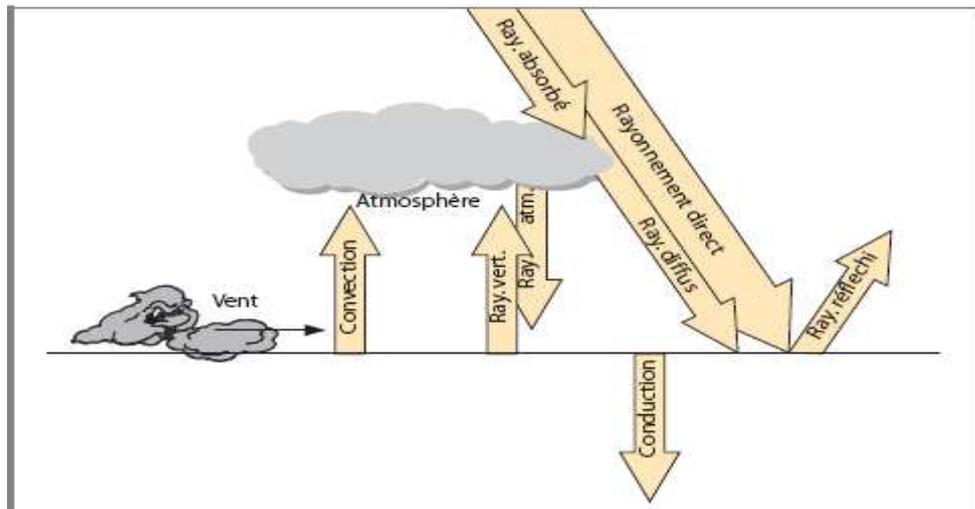


Figure III.9 Principaux échanges thermiques entre la surface du revêtement et l'environnement [32]

III.5.1 Hypothèses prises en compte dans le modèle de calcul final

Une structure en béton bitumineux (masque amont des barrages, revêtement, fondation, sous-fondation et sol) est constituée de couches de nature et de caractéristiques thermiques différentes. La modélisation (figure III.10), schématise la structure, l'indice «*i*» de la couche d'enrobé bitumineux posée étant égal à 1 et celui du massif étant égal à *n*.

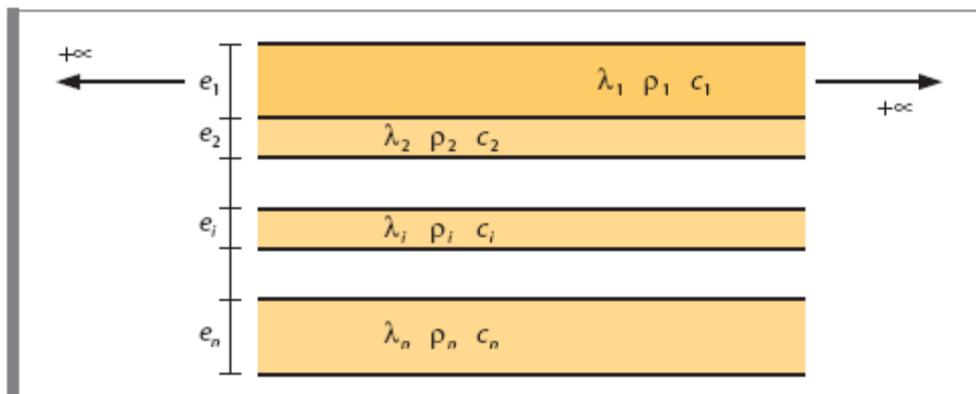


Figure III.10 Paramètres physique du parement [32].

Dans cette approche, le massif est semi-infini dans la direction verticale. Cependant, la température est considérée comme constante à une profondeur de 1 m, profondeur maximale prise en compte dans le calcul.

Les hypothèses suivantes sont prises en compte:

- les différentes couches de la structure sont infinies dans le plan horizontal;
- les différentes couches de la structure sont considérées isotropes et homogènes;

- la vitesse du vent est constante sur toute la période considérée;
- la température de la structure est constante à la profondeur de 1 m;
- les effets de bords (pour la couche nouvellement posée) ne sont pas pris en compte;
- tout apport éventuel d'eau à la surface du revêtement est négligé;
- il y a conservation du flux en tout point du massif;
- le rayonnement solaire agit uniquement à la surface du revêtement. Il ne constitue donc pas une source interne de chaleur.

III.5.2 Modélisation de l'évolution des températures dans le masque

III.5.2.1 Equation du champ thermique

L'équation du champ thermique pour chacune des couches i de la structure est:

$$\frac{\partial^2 T_i}{\partial X^2} - \frac{1}{a_i} \frac{\partial T_i}{\partial t} = 0 \quad (III.1)$$

Avec :

- $a = \frac{\lambda}{\rho cp}$: Diffusivité thermique (coefficient de la propagation de la chaleur)
- λ : Coefficient de conductivité de la chaleur (w/m.k),
- ρ : Densité (kg/m³),
- cp : Chaleur spécifique (j/kg.°C).

La solution analytique de cette équation est donnée par (Carslaw and Jaeger, 1959) comme suit :

$$T(x, t) = T_a + (T_b - T_a) \frac{x}{l} + \frac{2}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{T_b \cos n\pi - T_a \sin \frac{n\pi x}{l}}{n} e^{-\alpha n^2 \pi^2 t / l^2} + \frac{2}{l} \sum_{n=1}^{\infty} \sin \frac{n\pi x}{l} e^{-\alpha n^2 \pi^2 t / l^2} \int_0^l f(x') \sin \frac{n\pi x'}{l} dx' \quad (III.2)$$

Avec T_a est la température à $x=0$

III.5.2.2 Conditions aux limites

a. Interface air – enrobé bitumineux

L'interface air – enrobé bitumineux posée (d'indice $i = 1$) voir (Figure III.11) est soumise à un flux rayonné (r), bilan de l'ensemble des phénomènes radiatifs:

$$r = \Phi_{ray} + L \downarrow - L \uparrow \quad (III.3)$$

Avec :

- Φ_{ray} : Rayonnement solaire global réellement capté par le revêtement bitumineux.

- $L \downarrow$: Rayonnement atmosphérique donné par la relation suivante:

$$L \downarrow = \varepsilon_a \cdot \sigma (T_{air} - 273.6)^4 \quad (III.4)$$

Avec :

- σ : constante de Stephan-Boltzmann. Elle est égale à $5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{°C}^4)$
- T_{air} : température de l'air (°C)
- ε_a : émissivité de l'air par ciel couvert. Elle est donnée par la relation suivante :

$$\varepsilon_a = \varepsilon_0 \cdot (1 + 0.12N^2) \quad (III.5)$$

- ε_0 : émissivité de l'air par ciel serein. Elle est par la relation suivante :

$$\varepsilon_0 = 1 - 0.261 \exp(0.000777 T_{air}^2) \quad (III.6)$$

- $L \uparrow$: Rayonnement terrestre donné par la relation suivante:

$$L \uparrow = \varepsilon_s \sigma (T_s + 273.16)^4 \quad (III.7)$$

- T_s : température à la surface de l'enrobé (°C)
- ε_s : émissivité de la surface. Dans le cas de l'enrobé bitumineux, elle est comprise entre 0.88 et 0.95

Cette interface est le siège d'échange convectif. L'hypothèse de conservation du flux (\dot{q}_v) suivant :

$$\dot{q}_v = \dot{q}_h + r \quad (III.8)$$

- \dot{q}_h : Densité de flux de chaleur échangé par convection, elle s'écrit:

$$\dot{q}_h = h(T(M) - T_{air}) \quad (III.9)$$

- h : coefficient de convection ($\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{°C}$)
- $T(M)$: température d'un point quelconque de la paroi où se déroule l'échange convectif °C
- T_{air} : température de l'air.

Les conditions aux limites à $x = 0$ sont:

$$-\lambda_1 \frac{\delta T_1}{\delta X} = h(T_{air} - T_1(x, t)) + L \downarrow - L \uparrow \quad (III.10)$$

Ou encore :

$$-\lambda_1 \frac{\delta T_1}{\delta X} = hT_1(x, t) + L \uparrow = hT_{air} + \phi_{ray} + L \downarrow \quad (III.11)$$

b. Interface entre deux couches

Soient les couches d'indice i et $i + 1$, seule une condition de conservation du flux de conduction est à prendre en compte à l'interface entre ces couches (figure III.12):

$$-\lambda_i \frac{\delta T_i}{\delta X} = -\lambda_{i+1} \frac{\delta T_{i+1}}{\delta X} \quad (III.12)$$

Et

$$T_i(X, t) = T_{i+1}(X, t) \quad (III.13)$$

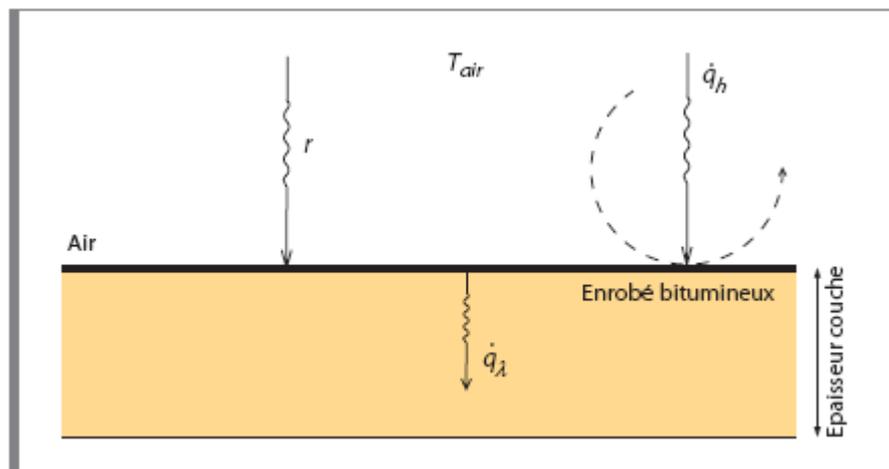


Figure III.11 interface Air – Enrobé [32].

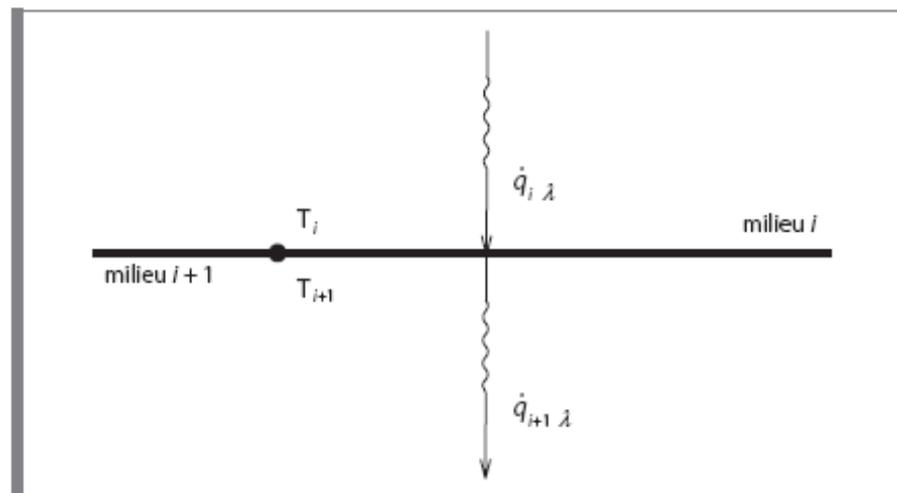


Figure III.12 Interface entre deux couches [32].

c. Condition à une profondeur d'un mètre

A une profondeur suffisamment importante, la température de la structure n'est plus influencée par l'apport calorifique de la couche d'enrobé bitumineux. Cette profondeur est, par hypothèse, égale à 1 m. On peut donc déduire la relation suivante:

$$T_r(x = 1m, t) = Cte \quad (III.14)$$

Température constante à une profondeur de 1m

III.5.3 Distribution initiale des températures dans la structure

La répartition initiale, au temps $t = 0$, des températures dans la structure est donnée par la relation suivante :

$$T_i(x, 0) = f(x) \quad (III.15)$$

$f(x)$ fonction donnant la distribution initiale des températures dans la structure ($^{\circ}\text{C}$)

Finalement toutes les équations qu'on vient de noter constituent l'évolution des températures dans la structure (en profondeur), d'un état initial vers l'état final correspondant à un nouvel équilibre thermique.

III.5.3.1 Evaluation empirique de la température surfacique de l'enrobé

Le changement de la température de l'air (T_a), affecte la viscosité de la surface de l'enrobé bitumineux. L'équation empirique suivante donnée par [30], estime l'évolution de la température surfacique (T_s) de l'enrobé en fonction de la température ambiante de l'air.

$$T_s = T_{air} \left(1 + \frac{76.2}{h_1 + 304.8} \right) - \frac{84.7}{h_1 + 304.8} + 3.3 \quad (III.16)$$

Avec :

- T_s : température sur la surface de l'enrobé
- T_{air} : température de l'air
- h_1 : Epaisseur de la couche bitumineuse en cm

Le tableau (III.1) suivant illustre les résultats des températures maximales atteintes sur la surface de la couche du bitume de h_1 de 10cm en utilisant l'équation (III.16):

Tableau III.1 Evaluations des températures T_p sur la surface du masque

Tair	17°C	22°C	26°C	30°C	35°C	37°C	42°C	45°C	50°C
Ts	26°.20C	32°.23	34°	41.7°	48.67°	52°	56°	61.73°	68.41°

On constate à travers le tableau que la température surfacique de l'enrobé est largement supérieure à la température ambiante de l'air.

La figure III.13 illustre l'évolution hebdomadaire de la température (T_p) en fonction de la température de l'air en employant l'équation précédente.

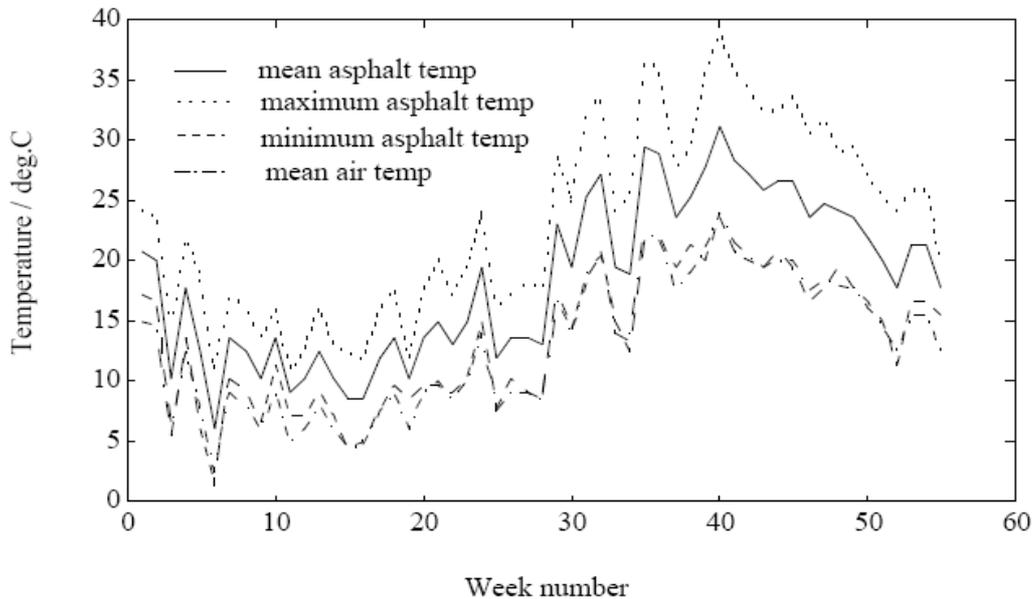


Figure III.13 Estimation de la température hebdomadaire de la surface de L'enrobé en fonction de la température de l'air [30]

III.5.4 Détermination des paramètres nécessaires au modèle de calcul

III.5.4.1 Coefficient de convection

Le flux de convection est essentiellement fonction de la différence de température existant entre le revêtement et l'air. La connaissance du coefficient de convection h de la surface est nécessaire à la détermination des transferts de chaleur à la surface du revêtement bitumineux. Ce paramètre est difficilement estimable en pratique car il est une fonction de la vitesse du vent et dans une moindre mesure, de la température de l'air et de l'état de surface du revêtement. Dans le cadre de cette recherche, nous avons opté pour la relation empirique suivante donnée par [26].

$$h = \frac{1.163(4.84 + 3.36V_{vent}).294.16}{(273.16) + T_{air}} \quad (III.17)$$

- V_{vent} Vitesse du vent (m/s)
- T_{air} Température de l'air (°C)

Une autre formule du coefficient de convection h est proposée par [79], pour une paroi verticale, elle est la suivante:

$$h = 0.129\lambda \left[\frac{g\beta(T_f - T_a)}{\nu} \right]^{1/3} \quad (III.18)$$

Avec :

- g : Pesanteur (m^2/s),
- β : Coefficient de dilatation volumétrique de l'air (k^{-1}),
- ν : Viscosité cinématique de l'air (cm^2/s),
- λ : Conductivité thermique de l'air (w/mk).

III.5.4.2 Caractéristiques thermiques des matériaux

Les paramètres ainsi que les caractéristiques introduits dans le modèle de calcul sont les suivants:

- une température moyenne de l'air de ($17^\circ C$, $22^\circ C$, $27^\circ C$, $32^\circ C$, $40^\circ C$, $45^\circ C$);
- une température du support de $14^\circ C$ à 1m de profondeur;
- une épaisseur de la couche du béton bitumineux est de 30 cm;
- la conductivité thermique « λ » de l'enrobé bitumineux qui traduit son aptitude à conduire la chaleur ($W/m.\circ C$);
- la chaleur spécifique « c » de l'enrobé bitumineux qui traduit sa capacité à emmagasiner de la chaleur ($J/kg.\circ C$). Pendant l'analyse qu'on a effectué, nous avons opté pour les valeurs suivantes pour l'enrobé bitumineux
- conductivité thermique λ égale à $1,165 W/m.\circ C$;
- chaleur spécifique cp égale à $930 J/kg.\circ C$;
- masse volumique ρ égale à $2\ 230 kg/m^3$.
- Diffusivité thermique égale à $56.17 \times 10^{-8} (m^2/s)$
- Coefficient de convection de l'air (HF) égal à $40 W/m^2.C$ (Condition aux limites)

III.5.4.3 Température de la couche d'enrobé bitumineux après refroidissement

La présence du bitume confère à l'enrobé bitumineux un comportement viscoélastique et thermoplastique. Autrement dit, un tel matériau est doué de propriétés élastiques (réversibles), et visqueuses (irréversibles), qui dépendent à la fois de la température et des sollicitations. On comprend qu'à une température trop élevée, le comportement du bitume contenu dans l'enrobé devient plastique. L'essai de ramollissement Anneau & Bille permet de déterminer cette température critique [43]. La méthode d'essai est schématisée à la figure III.14 suivante.

Par définition, la température de la couche d'enrobé bitumineux après refroidissement est la température maximale de l'enrobé, approximativement au centre de la couche, en deçà de laquelle l'enrobé peut être considéré comme stable.

En pratique, il est généralement admis que tout essai de chargement ne peut être réalisé sur une couche d'enrobé bitumineux si la température au sein de celle-ci est supérieure aux $2/3$ de la température Anneau & Bille du bitume qu'elle contient. Le tableau III.2 reprend à titre indicatif les températures de ramollissement Anneau & Bille.

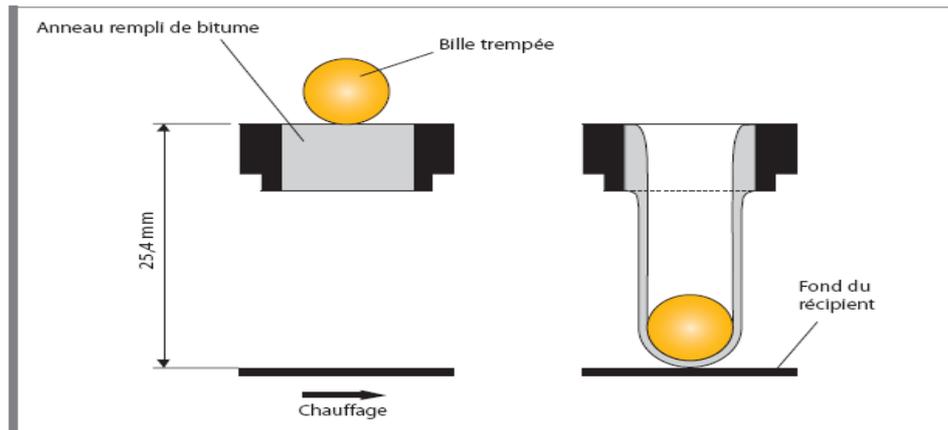


Figure III.14 Essai de ramollissement Anneau & Bille [43]

Tableau III.2 Evaluations des températures bille et Anneaux [43]

	Bitume routier				Bitume polymère neuf		
Classe	20/30	35/50	50/70	70/100	50/85-50	50/85-60	85/130-75
T _{A&B}	55-63	50-58	46-54	45-31	50	65	75

III.6 Modélisation et discrétisation de l'équation de transfert de chaleur

III.6.1 Loi de Fourier

Soit $T(x, y, z, t)$ la température au point M de coordonnées (x, y, z) à l'instant t . Si la température dépend du temps, on dit que le régime thermique est variable (ou transitoire) ; dans le cas contraire, on dit qu'il est permanent (ou stationnaire). La température s'exprime en kelvin (K). Dans la pratique, on utilise souvent le degré Celsius (°C) : T (en K) = T (en°C) + 273,15.

Considérons en un point M un élément de surface dS infiniment petit. Soit \vec{n} un vecteur unitaire et normal à dS . La puissance thermique (quantité de chaleur par unité de temps) qui traverse dS dans le sens de \vec{n} est égale à (loi de Fourier) :

$$d\Phi = \vec{n} \cdot (-\vec{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}}T) ds = \vec{n} \cdot \Phi \cdot ds \tag{III.19}$$

Avec : $\vec{\lambda}$: tenseur de conductivité thermique du matériau, sa matrice est donnée comme suit :

$$[\lambda] = \begin{bmatrix} \lambda_{xx} & \lambda_{xy} & \lambda_{xz} \\ \lambda_{xy} & \lambda_{yy} & \lambda_{yz} \\ \lambda_{xz} & \lambda_{yz} & \lambda_{zz} \end{bmatrix}$$

La quantité de chaleur s'exprime en joule ($1 \text{ J} = 1 \text{ N.m} = 1 \text{ kg.m}^2.\text{s}^{-2}$).

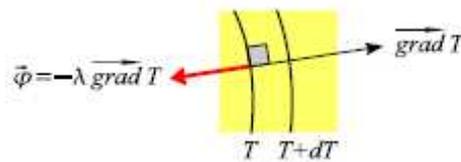
$d\Phi$ est le flux thermique en M , à travers dS . Le flux thermique est une puissance thermique et s'exprime en watt ($1 \text{ W} = 1 \text{ J/s}$). La conductivité thermique s'exprime en $\text{W}/(\text{m.K})$.

Le vecteur $\vec{\varphi} = -\vec{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T$ est le vecteur densité de flux en M .

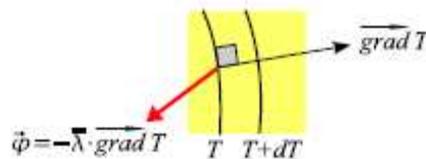
La quantité $\varphi = \vec{n} \cdot \vec{\varphi} = \frac{d\Phi}{ds}$: densité de flux thermique (W/m^2) en M et dans la direction \vec{n} . Si le matériau est isotrope, la matrice de conductivité se réduit à :

$$[\lambda] = \lambda \begin{bmatrix} 1 & & \\ & 1 & \\ & & 1 \end{bmatrix}$$

Le vecteur densité de flux et le gradient thermique sont colinéaires :



Dans le cas d'un matériau anisotrope, le vecteur densité de flux et le gradient thermique ne sont colinéaires :



III.6.2 Charges thermiques

Convention : les quantités de chaleur reçues par le solide sont comptées positivement. La source de chaleur peut être ponctuelle (Q) est définie par la puissance thermique reçue par le système. Elle s'exprime en W , comme elle peut être volumique (q). Dans ce cas elle est définie par la puissance thermique générée par l'unité de volume, elle s'exprime en W/m^3 .

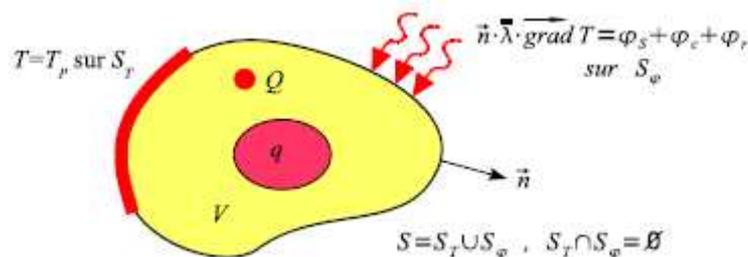


Figure III.15 condition au limite et différentes charges thermique pour un solide [32]

III.6.2.1 Echange de chaleur par convection sur une surface $S\phi$ (loi de newton)

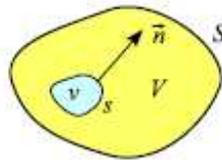
La convection est l'échange de chaleur entre un solide et un fluide. Soit un point M situé à la surface du solide. Soient T la température du solide en M et T_f la température du fluide au voisinage de M . L'expérience montre que la quantité de chaleur reçue par le solide en M , par unité de surface et par unité de temps, est égale à:

$$\varphi_c = h(T_f - T) \quad (III.20)$$

Avec h ($W/m^2.K$) est le coefficient d'échange par convection.

III.6.3 Bilan thermique : Equation de la chaleur

Soit v une partie quelconque de V limitée par la surface s .



La puissance thermique stockée dans v est égale à la somme de la puissance thermique générée par les sources volumiques contenues dans v et de la puissance thermique reçue sous forme de flux à travers la surface s :

$$\int_v \rho c p \frac{\partial T}{\partial t} dv = \int_v q dv + \int_s -\vec{n} \cdot (-\vec{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}T}) ds \quad (III.21)$$

Avec :

- ρ : Masse volumique du matériau (kg/m^3)
- cp : Capacité thermique massique ($J/kg.^{\circ}C$)
- \vec{n} : la normale unitaire à s dirigée vers l'extérieur de v

Transformons la dernière intégrale de la relation (III.21) en intégrale de volume à l'aide du théorème d'Ostrogradski. Il vient :

$$\int_v \left(\rho c p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\vec{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}T}) - q \right) dv = 0 \quad (III.22)$$

- q : quantité de chaleur générée à l'intérieur du solide (W/m^3)

Le domaine v étant arbitraire, on en déduit en tous point du solide la relation suivante:

$$\rho c p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\vec{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}T}) - q = 0 \quad (III.23)$$

Cette équation est appelée équation de la chaleur.

Remarque: pour un matériau homogène et isotrope, l'équation (III.23) s'écrit dans le repère orthonormé (x, y, z) :

$$\rho c p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + q \quad (III.24)$$

III.6.4 Forme différentielle

Résoudre un problème thermique consiste à chercher un champ de températures $T(x, y, z, t)$ en tout point du solide, tel que :

$$\rho c p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\bar{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T) - q = 0 \quad (III.25)$$

Avec :

- les conditions aux limites :

$$\begin{cases} T = T_p \text{ sur } S_T \\ \vec{n} \cdot (\bar{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T) = \varphi s + h(T_f - T) + \varepsilon \sigma (T_\infty^4 - T^4) \text{ sur } S_\varphi \\ S = S_T \cup S_\varphi, S_T \cap S_\varphi = \emptyset \end{cases}$$

- les conditions initiales à l'instant $t=t_0$:

$$T(x, y, z; t_0) = T_0(x, y, z)$$

La quantité $r(T)$ définie par :

$$r(T) = \rho c p \dot{T} - \text{div}(\bar{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T) - q$$

Appelée résidu de l'équation (III.25). $r(T)$ est nul si T est solution de l'équation et différent de zéro dans le cas contraire.

III.6.5 Forme intégrale faible

Pour résoudre l'équation (III.25) par la méthode des éléments finis, nous utilisons la méthode de Galerkin. Multiplions l'équation (III.25) par une fonction arbitraire T^* et intégrons sur le domaine V :

$$w(T, T^*) = \int_V T^* r(T) dV = \int_V T^* \left(\rho c p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\bar{\lambda} \cdot \overrightarrow{\text{grad}} T) - q \right) dV = 0 \quad \forall T^* \quad (III.26)$$

La fonction T^* est appelée fonction de pondération (ou champ de températures virtuelles). En utilisant la relation :

$$\text{div}(f \vec{v}) = f \text{div} \vec{v} + \vec{v} \cdot \overrightarrow{\text{grad}} f \quad (III.27)$$

Où f est un scalaire, l'équation (III.26) s'écrit :

$$\begin{aligned} w(T, T^*) = & \int_V T^* \rho c p \frac{\partial T}{\partial t} dV - \int_V \operatorname{div} (T^* (\bar{\lambda} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T)) dV \\ & + \int_V \overrightarrow{\operatorname{grad}} T^* \cdot (\bar{\lambda} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T) dV - \int_V T^* q dV = 0 \end{aligned} \quad (III.28)$$

Transformons la deuxième intégrale de cette équation en intégrale de surface à l'aide du théorème d'Ostrogradski :

$$\int_V \operatorname{div} (T^* (\bar{\lambda} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T)) dV = \int_{S_V} T^* \vec{n} \cdot (\bar{\lambda} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T) ds + \int_{S_T} T^* \vec{n} \cdot (\bar{\lambda} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T) ds \quad (III.29)$$

Et imposons la condition $T^* = 0$ sur S_T , ce qui annule la dernière intégrale.

En utilisant la relation (III.29), les conditions aux limites suscitées et l'équation (III.28), nous obtenons la formulation intégrale faible d'un problème thermique :

Trouver $T(x; y; z; t)$ tel que :

$$\begin{aligned} w(T, T^*) = & \int_V T^* \rho c p \frac{\partial T}{\partial t} dV \\ & + \int_{S_\varphi} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T^* \cdot (\bar{\lambda} \overrightarrow{\operatorname{grad}} T) dV \\ & - \int_{S_\varphi} T^* [(\varphi S + h(T_f - T)) \varepsilon \sigma (T_\infty^4 - T^4)] dS - \int_V T^* q dV = 0 \quad \forall T^*, T^* \\ & = 0 \text{ sur } S_T \end{aligned} \quad (III.30)$$

Avec la condition aux limites :

$$T = T_p \text{ sur } S_T$$

Et la condition initiale : $T(x, y, z; t_0) = T_0(x, y, z)$

III.6.6 Discrétisation par éléments finis

La solution analytique de l'équation (III.30) est en général inaccessible. On est donc conduit à chercher une solution approchée par une méthode numérique : la méthode des éléments finis. Cette méthode est un cas particulier de la méthode de Galerkin : le champ de températures et les fonctions de pondération appartiennent au même espace de dimension finie.

III.6.6.1 Discrétisation du domaine : maillage

Le domaine V est décomposé en sous-domaines V^e de forme géométrique simple (les éléments) reliés entre eux en des points appelés nœuds. Cette opération s'appelle maillage (figure III.16).

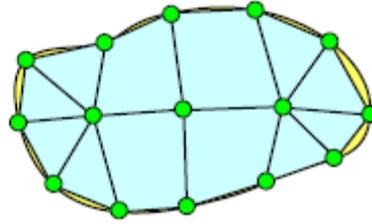


Figure III.16 : Discrétisation du domaine en éléments finis

III.6.6.2 Représentation élémentaire (ou locale) du champ de températures

Le champ de températures $T^e(x, y, z, t)$ dans l'élément (e) a pour expression :

$$T^e(x, y, z, t) = [N_1^e(x, y, z) \dots \dots N_n^e(x, y, z)] \begin{Bmatrix} T_1^e(t) \\ \vdots \\ T_n^e(t) \end{Bmatrix} = [N_1(x, y, z)]\{T^e(t)\} \quad (\text{III. 31})$$

Avec:

- n^e est le nombre de nœuds de l'élément.
- Les fonctions $N^e(x, y, z)$ sont les fonctions d'interpolation élémentaires.
- La matrice $[N^e(x, y, z)]$ est la matrice d'interpolation élémentaire.
- Le vecteur $\{T^e(t)\}$ regroupe les températures des nœuds de l'élément (e).

III.6.6.3 Représentation globale du champ de températures

Le champ de températures $T(x, y, z, t)$ a pour expression sur l'ensemble du domaine V :

$$T^*(x, y, z, t) = [N_1(x, y, z) \dots \dots N_n(x, y, z)] \begin{Bmatrix} T_1(t) \\ \vdots \\ T_n(t) \end{Bmatrix} = [N(x, y, z)]\{T(t)\} \quad (\text{III. 32})$$

Avec:

- n^e est le nombre de nœuds du maillage.
- Les fonctions $N_i(x, y, z)$ sont les fonctions d'interpolation ou fonction de forme.
- La matrice $[N(x, y, z)]$ est la matrice d'interpolation globale.
- $\{T(t)\}$ est le vecteur des températures nodales.

La fonction d'interpolation vérifie les relations :

$$\{T(t)\}N_i^e(x_j, y_j, z_j) = \delta_{ij} \quad , \quad N_i(x_j, y_j, z_j) = \delta_{ij} \quad \forall i, j \quad (\text{III. 33})$$

III.6.6.4 Discrétisation de la forme intégrale

De l'expression du champ de températures T sur le domaine :

$$T = [N]\{T\} \quad (III.34)$$

On déduit :

$$\dot{T} = [N]\{\dot{T}\} \quad (III.35)$$

Et :

$$\{gradT\} = [B]\{T\} = [\{B_1\} \dots \{B_i\} \dots \{B_n\}] \begin{Bmatrix} T_1 \\ \vdots \\ T_i \\ \vdots \\ T_n \end{Bmatrix} \quad (III.36)$$

$\{B_i\}$ dépend du problème à traiter (spatial, plan, axisymétrique..). pour un problème spatial, $\{B_i\}$ s'écrit dans le repère orthonormé (x,y,z) :

$$\{B_i\} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (III.37)$$

De même on a :

$$T^* = [N]\{T^*\} = \{T^*\}^T [N]^T \quad (III.38)$$

D'où :

$$\{gradT^*\} = [B]\{T^*\}, \quad \{gradT^*\}^T = \{T^*\}^T [B]^T \quad (III.39)$$

En portant ces relations dans l'équation (III.30), il vient :

$$w(T, T^*) = \{T^*\}^T ([C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} - \{F\}) \quad (III.40)$$

Avec :

$$[C] = \int_V \rho c p [N]^T [N] dV \quad (III.41)$$

$$[K] = \int_V [B]^T [\lambda] [B] dV + \int_{S_{\varphi}} h [N]^T [N] dS \quad (III.42)$$

$$[F] = \int_V [N]^T q dV + \int_{S_{\varphi}} [N]^T (\varphi S + h T_f + \varepsilon \sigma (T_{\infty}^4 - T^4)) dS \quad (III.43)$$

- $[C]$ est la matrice de la capacité thermique (J/K)
- $[K]$ est la matrice de conductivité thermique (W/K)
- $\{F\}$ est le vecteur des flux nodaux (W)
- $\{T\}$ est le vecteur des températures nodales (K)

Les matrices $[C]$ et $[K]$ sont symétriques. La partition des degrés de liberté induit une partition de $[C]$, $[K]$ et $\{F\}$:

$$[C] = \begin{bmatrix} [C_{LL}] & [C_{LP}] \\ [C_{PL}] & [C_{PP}] \end{bmatrix}, [K] = \begin{bmatrix} [K_{LL}] & [K_{LP}] \\ [K_{PL}] & [K_{PP}] \end{bmatrix}, [F] = \begin{bmatrix} [F_{LL}] & [F_{LP}] \\ [F_{PL}] & [F_{PP}] \end{bmatrix} \quad (III.44)$$

La forme discrétisée d'un problème thermique s'écrit finalement :

$$\begin{aligned} w(\{T_L(t)\}, \{T_L^*(t)\}) &= \{T_L^*\}^T \left([[C_{LL}] \quad [C_{LP}]] \begin{Bmatrix} \{\dot{T}_L\} \\ \{\dot{T}_P\} \end{Bmatrix} + [[K_{LL}] \quad [K_{LP}]] \begin{Bmatrix} \{T_L\} \\ \{T_P\} \end{Bmatrix} - \{F_L\} \right) \\ &= 0 \quad \forall \{T_L^*\} \end{aligned} \quad (III.45)$$

Les températures nodales inconnues $\{T_L(t)\}$ sont donc les solutions de l'équation :

$$[C_{LL}]\{\dot{T}_L\} + [K_{LL}]\{T_L\} = \{F_L\} - [C_{LP}]\{\dot{T}_P\} - [K_{LP}]\{T_P\} \quad (III.46)$$

III.6.7 Mise en œuvre pratique : calculs élémentaires et assemblage

Dans la pratique $[C]$, $[K]$ et $\{F\}$ sont construites éléments par éléments. De l'expression du champ de températures dans l'élément (e) :

$$T^e = [N]\{T^e\} \quad (III.47)$$

On déduit :

$$\{grad T^e\} = [B^e]\{T^e\}, \quad \dot{T}^e = \{\dot{T}^e\} [N^e] \quad (III.48)$$

De même, on a :

$$\dot{T}^{e*} = \{\dot{T}^{e*}\} [N^e] = \{\dot{T}^{e*}\}^T [N^e]^T \quad (III.49)$$

D'où

$$\{grad T^{e*}\} = [B^e]\{T^{e*}\}, \quad \{grad T^{e*}\}^T = \{B^{e*}\}^T [B^e]^T \quad (III.50)$$

En reportant ces expressions dans l'équation (III.30), il vient :

$$w(T, T^*) = \sum_e \left(\{T^{e*}\}^T ([c^e]\{\dot{T}^e\} + [k^e]\{T^e\} - \{f^e\}) \right) \quad (III.51)$$

Où

$$[c^e] = \int_V \rho c p [N^e]^T [N^e] dV \quad (III.52)$$

$$[k^e] = \int_V [B^e]^T [\lambda] [B^e] dV + \int_{S_\varphi} h [N^e]^T [N^e] dS \quad (III.53)$$

$$\{f^e\} = \int_V [N^e]^T q dV + \int_{S_\varphi} [N^e]^T (\varphi S + hT_f + \varepsilon\sigma(T_\infty^4 - T^4)) dS \quad (III.54)$$

Dans ces formules, V représente le volume de l'élément (e) et S_φ une partie appartenant à la frontière de l'élément (e). Ces quantités sont en général évaluées numériquement. Le vecteur densité de flux constant dans l'élément est calculé avec la formule :

$$\{\varphi\} = -\lambda[B]\{T\}$$

L'équation (III. 30) s'écrit alors sous la forme condensée suivante:

$$w(T, T^*) = \sum_e (\{T^{e*}\}^T ([C^e]\{\dot{T}^e\} + [K^e]\{T^e\} - \{F^e\})) \quad (III.55)$$

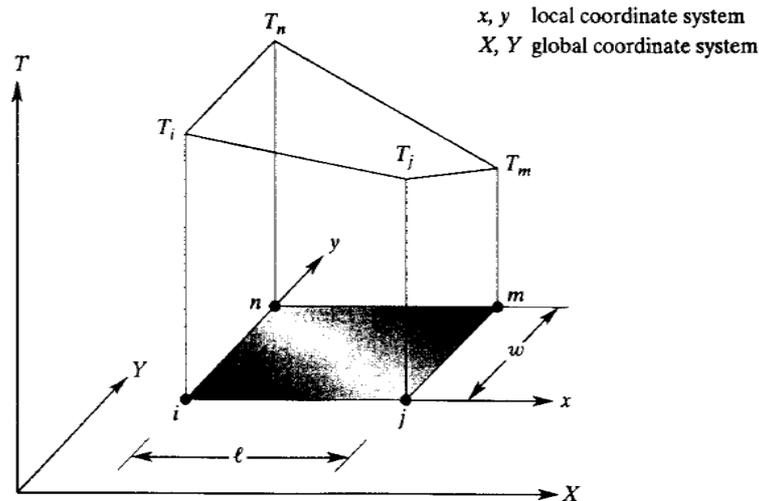
Où les matrices $[C^e]$, $[K^e]$ et $\{F^e\}$ sont obtenues par expansion respectivement de $[c^e]$, $[k^e]$ et $\{f^e\}$. Dans ces matrices les seuls termes non nuls, sont les termes associés aux degrés de liberté de l'élément (e).

On en déduit :

$$[C] = \sum_e [C^e], \quad [K] = \sum_e [K^e], \quad [F] = \sum_e [F^e] \quad (III.56)$$

III.7 Exemples de calculs élémentaires (Rectangle à quatre nœuds, problème plan)

Soit un élément rectangulaire de dimension l et ω donné ci-dessous :



La distribution de la température dans l'élément est régie par une fonction qu'on peut approximer par l'équation suivante à quatre inconnues $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$:

$$T = \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y + \alpha_4 xy \quad (III.57)$$

Le calcul des coefficients α_i s'effectue comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} T = T_i \quad x = 0 \quad y = 0 \\ T = T_j \quad x = l \quad y = 0 \\ T = T_m \quad x = l \quad y = \omega \\ T = T_n \quad x = 0 \quad y = \omega \end{array} \right\} \quad (III.58)$$

En appliquant les conditions nodales de l'équation (III.58) dans l'équation (III.57) et après solution on aura :

$$\alpha_1 = T_i, \quad \alpha_2 = \frac{1}{l}(T_j - T_i), \quad \alpha_3 = \frac{1}{\omega}(T_n - T_i), \quad \alpha_4 = \frac{1}{l\omega}(T_i - T_j + T_m - T_n) \quad (III.59)$$

En substituant ces quantités dans l'équation (III.57), on aura l'écriture matricielle suivante :

$$T(x, y, t) = [N_i(x, y, t), N_j(x, y, t), N_m(x, y, t), N_n(x, y, t)] \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} \quad (III.60)$$

Avec $N_{i,j,m,n}$ fonctions de forme données comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} N_i = \left(1 - \frac{x}{l}\right) \left(1 - \frac{y}{\omega}\right) \\ N_j = \frac{x}{l} \left(1 - \frac{y}{\omega}\right) \\ N_m = \frac{xy}{l\omega} \\ N_n = \frac{y}{\omega} \left(1 - \frac{x}{l}\right) \end{array} \right\} \quad (III.61)$$

Ainsi l'équation gouvernante de la distribution de la température est donnée comme suit :

$$k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (III.62)$$

Appliquant maintenant la méthode de Galerkin pour l'équation (III.62) pour obtenir les quatre équations résiduelles $r(T)$ suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_A N_i \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q \right) dA = \int_A \left(\rho c N_i \frac{\partial T}{\partial t} \right) dA \\ \int_A N_j \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q \right) dA = \int_A \left(\rho c N_j \frac{\partial T}{\partial t} \right) dA \\ \int_A N_m \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q \right) dA = \int_A \left(\rho c N_m \frac{\partial T}{\partial t} \right) dA \\ \int_A N_n \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q \right) dA = \int_A \left(\rho c N_n \frac{\partial T}{\partial t} \right) dA \end{array} \right\} \quad (III.63)$$

On peut écrire cette équation sous forme condensée suivante :

$$\int_A [N]^T \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + q \right) dA = \int_A \left(\rho c [N]^T \frac{\partial T}{\partial t} \right) dA \quad (III.64)$$

L'équation (III.64) est constituée de quatre intégrales :

$$\int_A [N]^T \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) dA + \int_A [N]^T \left(k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) dA + \int_A [N]^T q dA - \int_A \rho c \frac{\partial T}{\partial t} [N]^T dA \quad (III.65)$$

Pour le calcul des quantités de l'équation (III.65), on utilise la formule de changement de variables suivante :

$$[N]^T \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{\partial}{\partial x} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (III.66)$$

Ainsi on aura:

$$\int_A [N]^T \left(k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) dA = \int_A k_x \frac{\partial}{\partial x} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dA - \int_A k_x \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dA \quad (III.67)$$

$$\int_A [N]^T \left(k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) dA = \int_A k_y \frac{\partial}{\partial y} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial y} \right) dA - \int_A k_y \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dA \quad (III.68)$$

L'équation résiduelle (III.65) peut être réécrite comme suit :

$$\begin{aligned} & \int_A k_x \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dA + \int_A k_y \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dA + \int_A \rho c \frac{\partial T}{\partial t} [N]^T dA \\ & = \int_A k_x \frac{\partial}{\partial x} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dA + \int_A k_y \frac{\partial}{\partial y} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial y} \right) dA \\ & + \int_A [N]^T q dA \end{aligned} \quad (III.69)$$

En utilisant l'équation (III.60), l'équation (III.69) peut s'écrire sous forme matricielle suivante :

$$\rho c \int_A \{N\} [N]^T \{\dot{T}\} dA + k_x \int_A \left\{ \frac{\partial N}{\partial x} \right\} \left[\frac{\partial N}{\partial x} \right]^T \{T\} dA + k_y \int_A \left\{ \frac{\partial N}{\partial y} \right\} \left[\frac{\partial N}{\partial y} \right]^T \{T\} dA = \{f\} \quad (III.70)$$

$$\text{Avec: } \left\{ \begin{array}{l} \{N\} = \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \\ N_m \\ N_n \end{Bmatrix} \\ \left\{ \frac{\partial N}{\partial x} \right\} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_j}{\partial x} \\ \frac{\partial N_m}{\partial x} \\ \frac{\partial N_n}{\partial x} \end{Bmatrix} \end{array} \right. \quad \left\{ \begin{array}{l} [N]^T = [N_i \ N_j \ N_m \ N_n] \\ \left[\frac{\partial N}{\partial x} \right]^T = \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \ \frac{\partial N_j}{\partial x} \ \frac{\partial N_m}{\partial x} \ \frac{\partial N_n}{\partial x} \right] \end{array} \right.$$

Cette équation est sous la forme:

$$[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{F\}$$

Avec :

$$[C] = \rho c \int_A \{N\}[N]^T dA \quad [K] = k_x \int_A \left\{ \frac{\partial N}{\partial x} \right\} \left[\frac{\partial N}{\partial x} \right]^T dA + k_y \int_A \left\{ \frac{\partial N}{\partial y} \right\} \left[\frac{\partial N}{\partial y} \right]^T dA$$

De l'équation suivante :

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} [N_i \ N_j \ N_m \ N_n] \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} = \frac{1}{l\omega} [(-\omega + y) \ (\omega - y) \ y \ -y] \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} \quad (III.71)$$

On aura :

$$\frac{\partial [N]^T}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \\ N_m \\ N_n \end{Bmatrix} = \frac{1}{l\omega} \begin{Bmatrix} -\omega + y \\ \omega - y \\ y \\ -y \end{Bmatrix} \quad (III.72)$$

Ainsi on aura :

$$\begin{aligned} - \int_A k_x \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial x} \frac{\partial T}{\partial x} \right) dA &= -k_x \int_A \frac{1}{(l\omega)^2} \begin{Bmatrix} -\omega + y \\ \omega - y \\ y \\ -y \end{Bmatrix} [(-\omega + y) \ (\omega + y) \ y \ -y] \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} dA \\ &= -\frac{k_x \omega}{6l} \begin{bmatrix} 2 & -2 & -1 & 1 \\ -2 & 2 & 1 & -1 \\ -1 & 1 & 2 & -2 \\ 1 & -1 & -2 & 2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (III.73)$$

De la même manière on aura la deuxième quantité égale à :

$$\begin{aligned}
-\int_A k_y \left(\frac{\partial [N]^T}{\partial y} \frac{\partial T}{\partial y} \right) dA &= -k_y \int_A \frac{1}{(l\omega)^2} \begin{Bmatrix} -l+x \\ -x \\ x \\ l-x \end{Bmatrix} [(-l+x) \quad -x \quad x \quad l-x] \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} dA \\
&= -\frac{k_y l}{6l} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 & -2 \\ 1 & 2 & -2 & -1 \\ -1 & -2 & 2 & 1 \\ -2 & -1 & 1 & 2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_m \\ T_n \end{Bmatrix} \quad (III.74)
\end{aligned}$$

Ensuite on évalue la quantité $\int_A [N]^T q dA$:

$$\int_A [N]^T q dA = q \int_A \begin{Bmatrix} N_i \\ N_j \\ N_m \\ N_n \end{Bmatrix} dA = \frac{q A}{4} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (III.75)$$

En utilisant le théorème de Green, l'intégration surfacique peut être formulée en intégrale linéaire autour de l'élément comme suit :

$$\int_A k_x \frac{\partial}{\partial x} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial x} \right) dA = \int_l k_x [N]^T \frac{\partial T}{\partial x} \cos\theta dl \quad (III.76)$$

$$\int_A k_y \frac{\partial}{\partial y} \left([N]^T \frac{\partial T}{\partial y} \right) dA = \int_l k_y [N]^T \frac{\partial T}{\partial y} \sin\theta dl \quad (III.77)$$

- l représente un segment linéaire sur la limite de l'élément et θ l'angle unitaire de la normale. En négligeant la radiation, la conservation d'énergie dans le sens x s'écrit :

$$-k_x \frac{\partial T}{\partial x} = h(T - T_f) \quad (III.78)$$

Ainsi l'équation (III.76) devient :

$$-\int_l k_x [N]^T \frac{\partial T}{\partial x} \cos\theta dl = -\int_l h(T - T_f) [N]^T \cos\theta dl \quad (III.79)$$

L'intégrale de cette équation a deux termes :

$$-\int_l h(T - T_f) [N]^T \cos\theta dl = -\int_l hT [N]^T \cos\theta dl + \int_l hT_f [N]^T \cos\theta dl \quad (III.80)$$

Les termes :

$$\int_l hT [N]^T \sin\theta dl$$

$$\int_l hT [N]^T \cos\theta dl$$

Représentent les conditions de convection thermique sur les cotés du rectangle, ils contribuent dans le calcul de la matrice de conductivité sur chaque coté du rectangle, on aura ainsi :

1. $[K]$ sur le coté ij :

$$[K]^e = \frac{hl_{ij}}{6} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (III.81)$$

2. $[K]$ sur le coté jm :

$$[K]^e = \frac{hl_{jm}}{6} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (III.82)$$

3. $[K]$ sur le coté mn :

$$[K]^e = \frac{hl_{mn}}{6} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 2 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (III.83)$$

4. $[K]$ sur le coté ni :

$$[K]^e = \frac{hl_{ni}}{6} \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (III.84)$$

Avec $l_{ij} = l_{mn} = l$ et $l_{jm} = l_{ni} = \omega$

Les matrices élémentaires du chargement thermique sont:

1. $[F]$ sur le coté ij :

$$\{F\}^e = \frac{hT_f l_{ij}}{2} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (III.85)$$

2. $[F]$ sur le coté jm :

$$\{F\}^e = \frac{hT_f l_{jm}}{2} \begin{pmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (III.86)$$

3. $[F]$ sur le coté mn :

$$\{F\}^e = \frac{kT_f l_{mn}}{2} \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (III.87)$$

4. $\{F\}$ sur le coté ni :

$$\{F\}^e = \frac{kT_f l_{nl}}{2} \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (III.88)$$

Au final la matrice de conductivité pour un élément rectangulaire bilinéaire est donnée par la relation suivante :

$$[K]^e = \frac{k_x \omega}{6l} \begin{bmatrix} 2 & -2 & -1 & 1 \\ -2 & 2 & 1 & -1 \\ -1 & 1 & 2 & -2 \\ 1 & -1 & -2 & 2 \end{bmatrix} + \frac{k_y l}{6\omega} \begin{bmatrix} 2 & 1 & -1 & -2 \\ 1 & 2 & -2 & -1 \\ -1 & -2 & 2 & 1 \\ -2 & -1 & 1 & 2 \end{bmatrix}$$

La matrice de charge est donnée sous forme suivante :

$$\{F\}^e = \frac{qtA}{4} \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix}$$

La matrice de la capacité thermique est :

$$[C] = \frac{\rho c p A}{6} \begin{bmatrix} 2 & 2 & -1 & 0 \\ 2 & 4 & 1 & -1 \\ -1 & 1 & 4 & -2 \\ 0 & -1 & -2 & 2 \end{bmatrix}$$

La dernière étape consiste à l'assemblage des matrices sous forme globale tout en solutionnant le système d'équation $[C]\{\dot{T}\} + [K]\{T\} = \{F\}$ pour obtenir les températures nodale.

III.8. Modélisation de la variation transitoire de la température par le logiciel de calcul (ANSYS)

ANSYS (Analyse système) est le synonyme de la simulation par élément finis, c'est l'un des principaux programmes de simulation en élément finis dans le monde. Les solutions sont disponibles pour plusieurs disciplines de la technologie comme la statique, la dynamique, l'écoulement de la chaleur, l'électromagnétique, etc.... Il permet d'accomplir plusieurs tâches tels que :

- Etablir des modèles numériques des structures, des produits, des composants ou des systèmes.
- Appliquer des charges dynamiques ;

- Appliquer les charges thermiques

L'analyse effectuée par ANSYS inclue deux étapes, à savoir une étape de modélisation et l'autre de calcul. La 1^{er} étape consiste à modéliser la structure en élément finis en choisissant l'élément qui convient au type d'analyse comme par exemple : l'élément **PLANE55** pour les problèmes de transfert thermique, et l'élément **PLANE42** pour les problèmes de type fluage. La 2^{ème} étape, est subdivisée en trois (3) sous étapes à savoir :

- l'étape pré- processeur : qui consiste à introduire la géométrie du problème, propriétés des matériaux tel que (constantes du fluage, le module de rigidité, coefficient de poisson, densité, conductivité thermique, etc..) et les conditions au limite.
- tandis que, dans l'étape solution, on choisit le type d'analyse qu'on doit effectuer (transitoire, statique, harmonique,...etc.).
- finalement, les résultats de la solution effectuée sont observés dans l'étape post-processeur.

Pour effectuer l'analyse transitoire on doit suivre les étapes suivantes :

1. Construire le modèle

Pour établir le modèle, on commence par spécifier le nom du fichier (jobname) ensuite on fait rentrer la géométrie de la structure, le type d'élément, propriétés des matériaux utilisés et enfin le maillage. Les étapes s'effectuent comme suit :

- ANSYS Main Menu >Preprocessor >Element Type >Add/Edit/Delete >Add>Thermal Solid> PLANE55 > OK > Close
- ANSYS Main Menu > Preprocessor > Material Props > Temperature Units > C°
- ANSYS Main Menu > Preprocessor > Material Props > Material Models > Double Click Thermal > Conductivity > Isotropic > Add Temperature > Enter 17° for T1, 65 for KXX > Enter 22° for T2, 163 for KXX >Add Temperature > Enter 27° for T3, 177 for KXX > Add Temperature > 32° for T4, 186 for KXX > Add Temperatur Enter 40° for T5, 186 for KXX > OK > Double Click Specific Heat
- Double Click > Density > Enter 2222 > OK > Click Exit (under 'Material')

2. Définir le type d'analyse

Pour spécifier le type d'analyse on doit suivre le processus suivant:

- Dans l'ANSYS GUI, on choisit le menu path : Main Menu>Solution>Analysis Type>New Analysis>Transient.

3. Conditions initiales

L'établissement des conditions initiales s'effectue de cette manière :

- Spécifier la température uniforme par la commande :

TUNIF (Main Menu>Preprocessor>Loads>Settings>Uniform Temp)

- Spécifier la température de chargement par la commande

D (Main Menu>Preprocessor>Loads>-Loads-Apply>-Thermal- Temperature>On Nodes)

4. Etablir l'option du chargement par étape

Pour déclarer la durée du chargement et l'incrément du temps (time at the end of the load step) on utilise la commande :

- TIME (Main Menu>Preprocessor>Loads>-Load Step Opts-Time/Frequenc> Time - Time Step)

L'introduction de la fonction de Fourier comme fonction de chargement dans le calcul s'effectue comme suit :

- Main Menu> Solution> Define Loads> Apply> Functions> Define/Edit
- Utility Menu> Parameters> Functions> Define/Edit

Une fois créée, la fonction sera enregistrée comme fichier à extension.func. La figure III.16 illustre l'éditeur de fonction à travers lequel la fonction est créée.

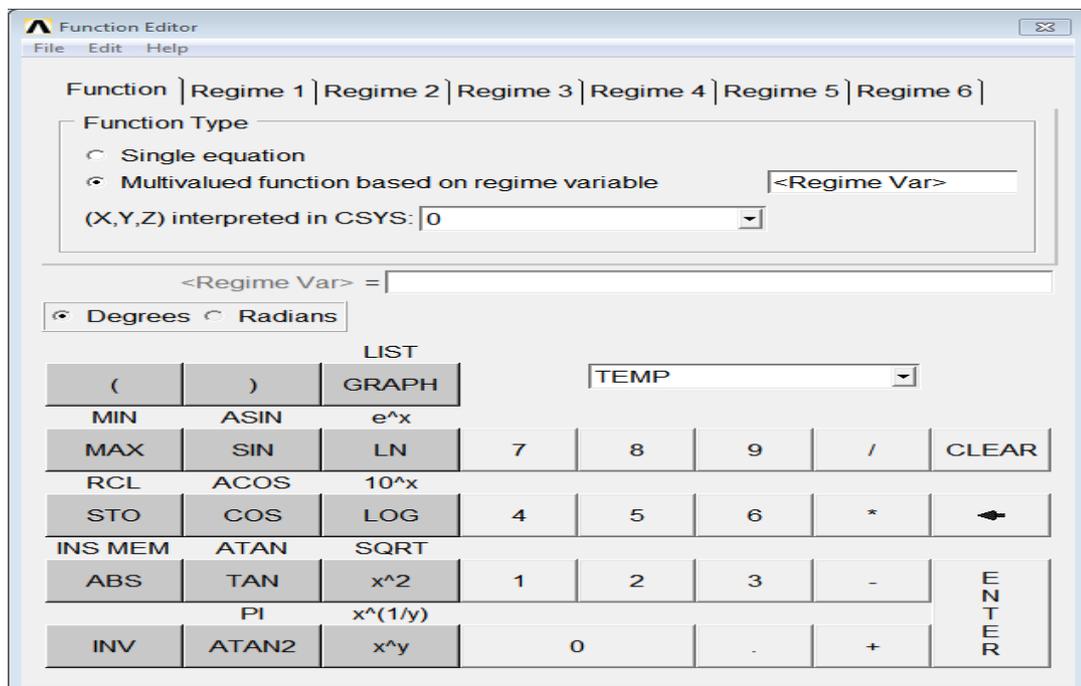
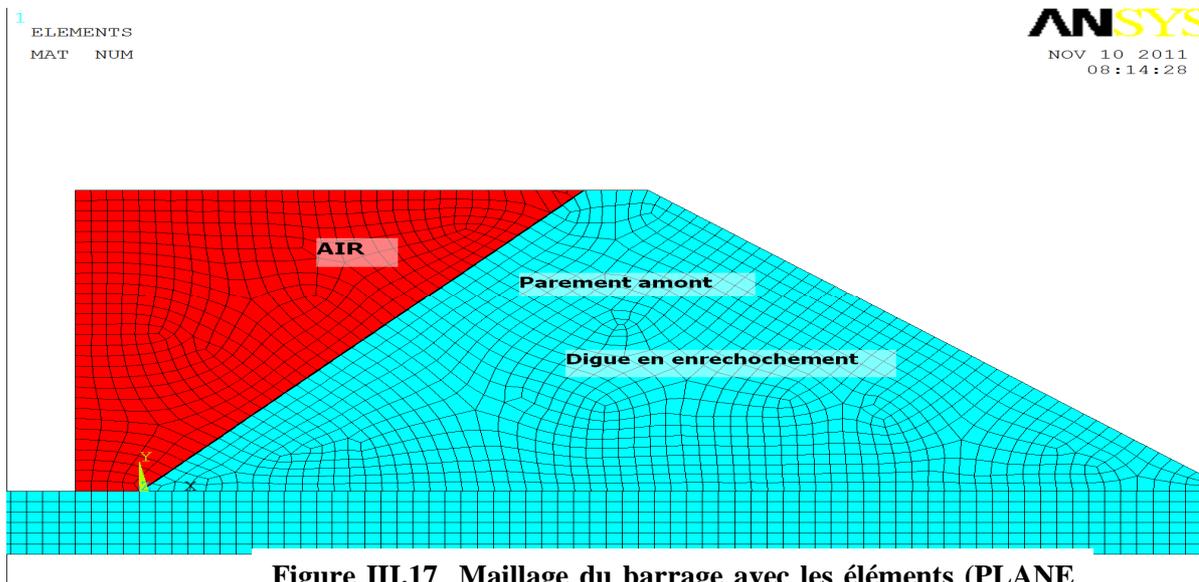


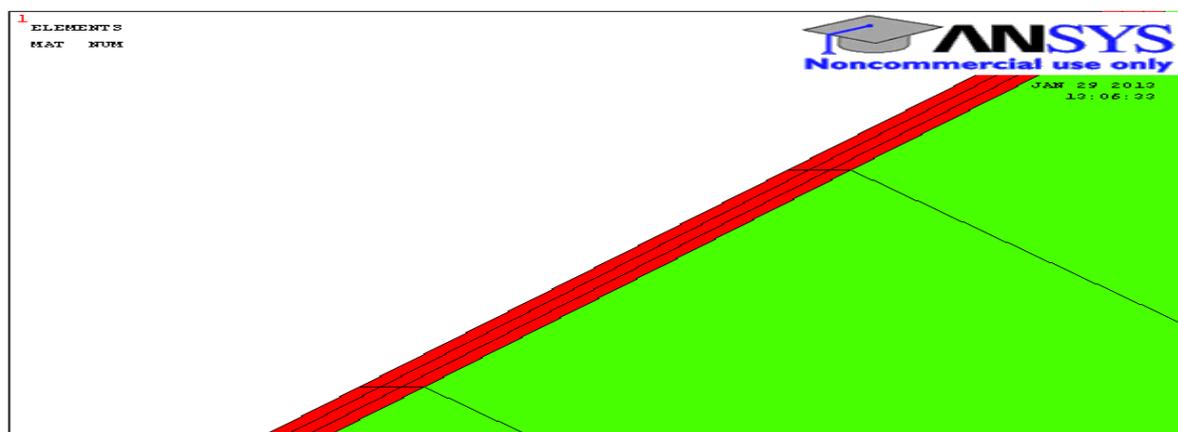
Figure III.16 Editeur de fonction [1]

III.8.1 Détail du masque du barrage "Ghrib"

Le masque est plaqué sur le talus amont par l'intermédiaire d'une couche drainante en béton de ciment poreux de 30 centimètres d'épaisseur, à laquelle il est rendu adhérent par un enduit bitumineux. Une couche plus épaisse de 10 à 12 centimètres du même béton poreux armé d'un grillage métallique recouvre le masque en béton bitumineux de 20cm d'épaisseur, assurant la protection thermique des parties non immergées, ainsi qu'une protection mécanique. La discrétisation de la structure entière est faite à base des éléments en 2D (figure III.17), de type rectangulaire à quatre nœuds (**PLANE55**). Dans ce modèle, le corps du barrage (digue), le sol de fondation ainsi que le masque d'étanchéité en béton bitumineux ont respectivement : 701, 335 et 105 éléments finis. Le nombre de nœuds au niveau de la digue, le sol de fondation et le masque amont sont de l'ordre de 670, 408 et 144 nœuds respectivement. La matrice des éléments est calculée en utilisant la méthode d'intégration numérique de Gauss.



La figure III.18 suivante illustre une image agrandie du masque du parement amont du barrage avec les éléments (PLANE55).



III.8.2 Variation de la température (T) en fonction du temps (t) dans le masque

La variation des températures journalières (T) en fonction du temps (t), ainsi que le maximum atteint sur la surface du masque sont illustrés à travers les figures suivantes avec simulation donnée par ANSYS. Les températures (T_{air}) de l'air simulées sont (17°C, 22°C, 27°C, 32°C, 40°C, 45°C).

1. Evolution de la température atmosphérique (17°)

La figure III.19 illustre l'évolution de la température de l'air (17°C). À travers cette illustration, on constate que le maximum atteint sur la surface du masque est de l'ordre de 31°C, et ce pendant 6h : 30' d'exposition du masque au rayonnement solaire « ciel serein ».

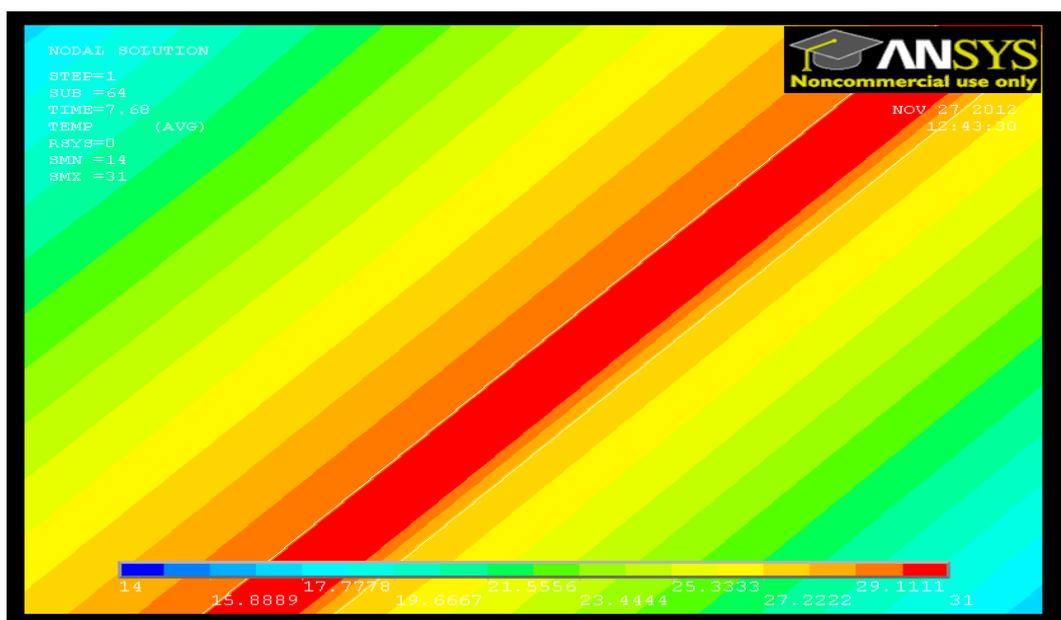
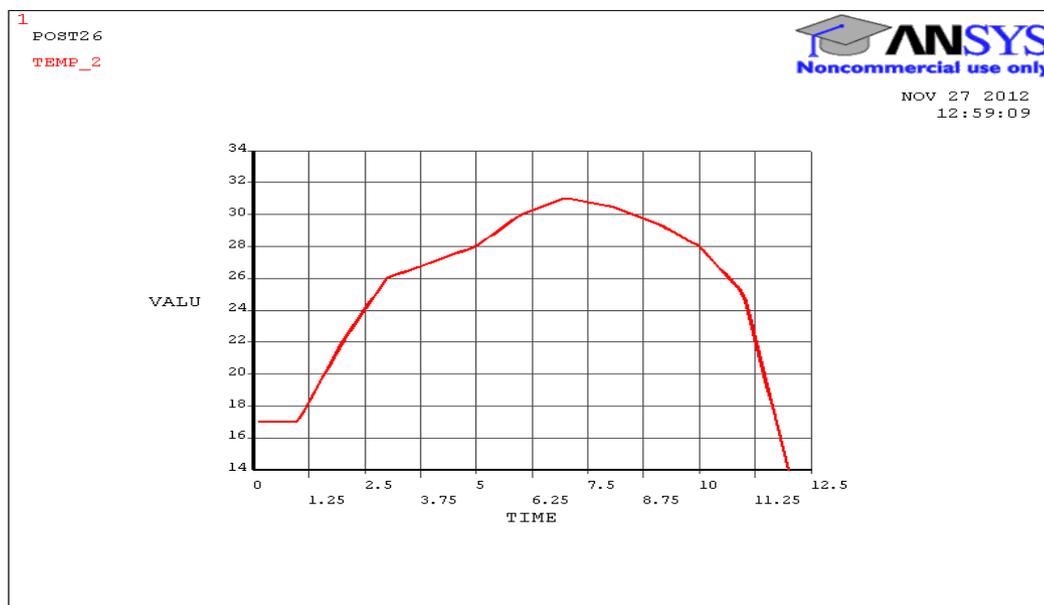


Figure V.19 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (17°C) sur le masque

2. Evolution de la température atmosphérique (22°)

La figure III.20 montre l'évolution de la température atmosphérique (22°) en fonction du temps. Le pic atteint est de (41°) au bout de 5h : 45' de temps sur la surface du masque.

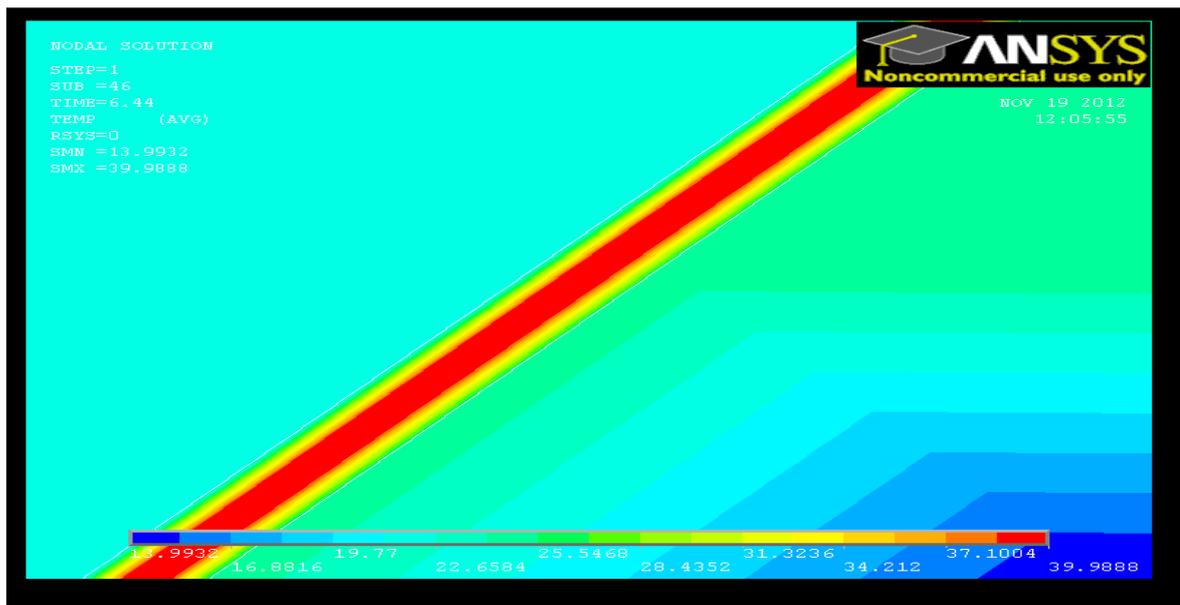
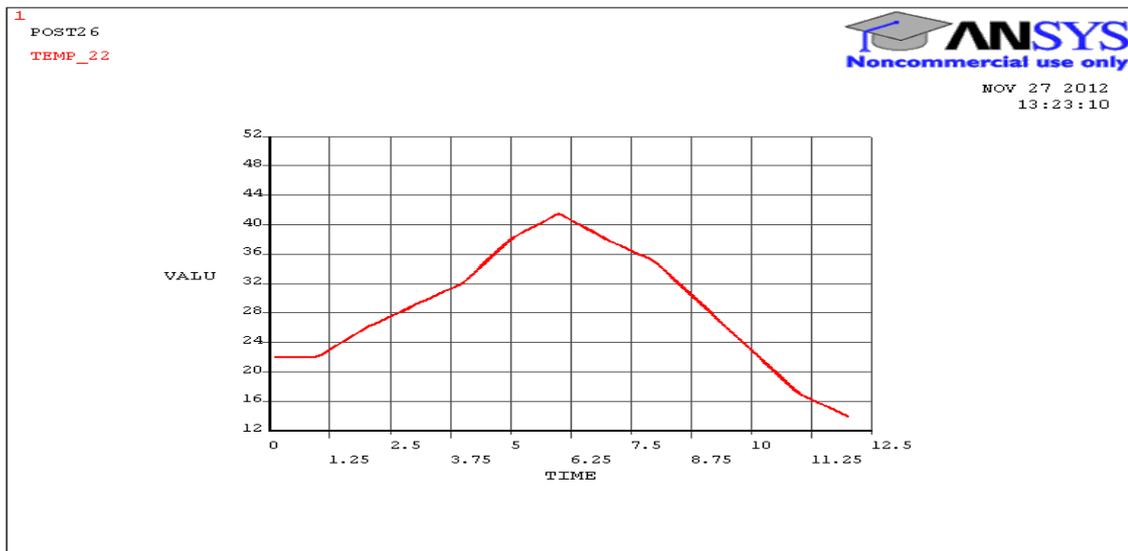


Figure V.20 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (22°C) sur le masque

3. Evolution de la température atmosphérique (27°)

La figure IV.21 montre l'évolution de la température atmosphérique (27°) en fonction du temps et on remarque que le pic de (56°) est atteint en 5 heures de temps sur la surface du masque.

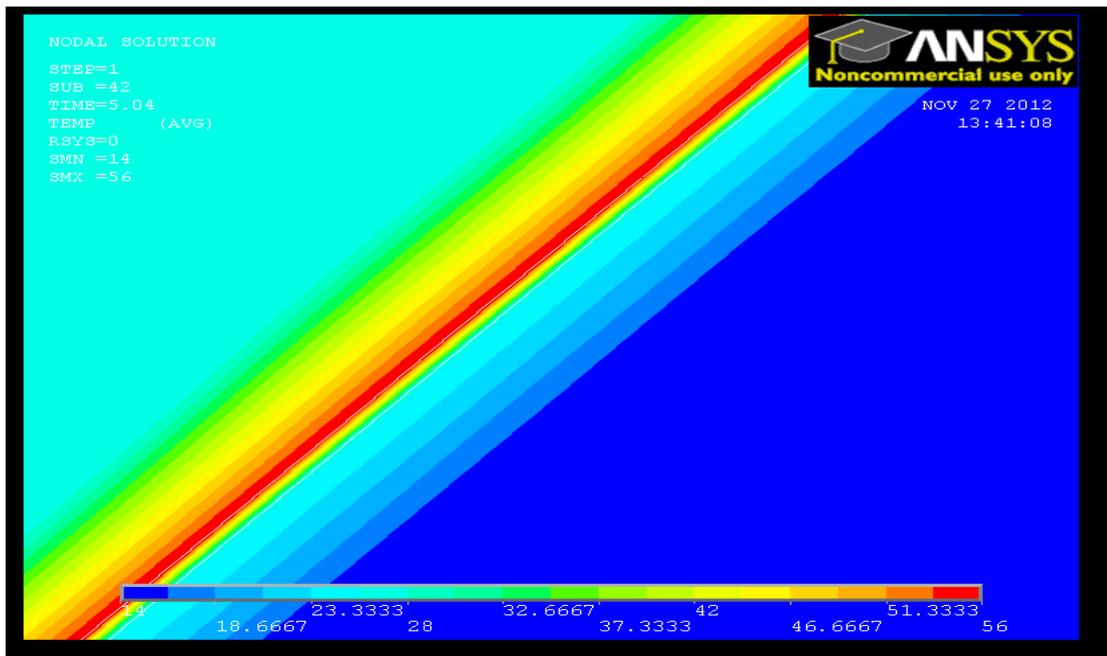
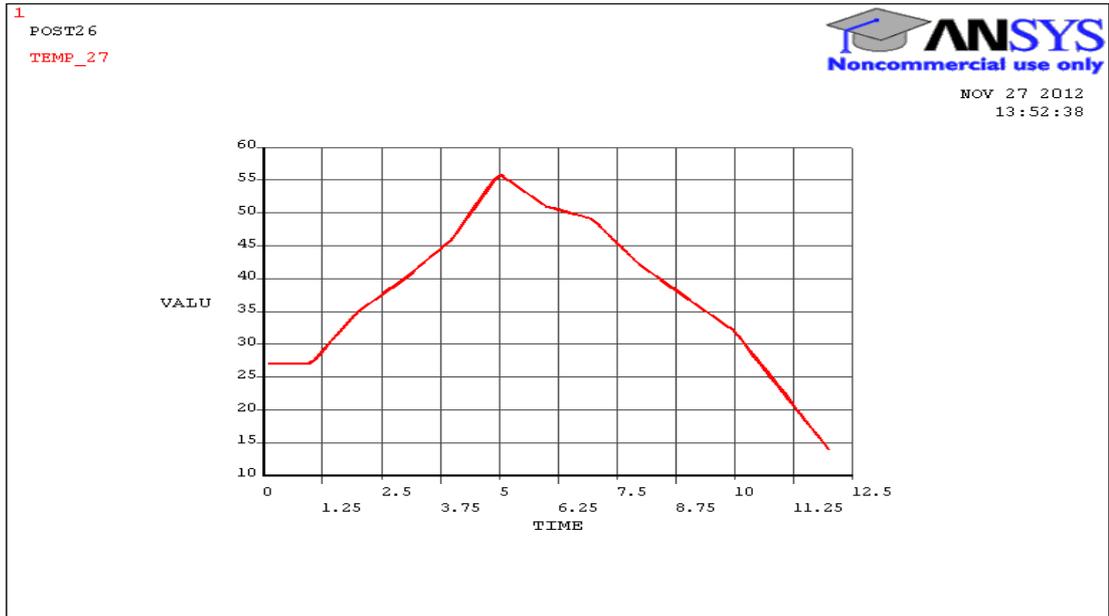


Figure III.21 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (27°C) sur le masque

4. Evolution de la température atmosphérique (32°)

L'évolution de la température (32°) dans le temps a atteint son pic de (60°) au bout de 4heurs sur la surface du masque voir Figure III.22.

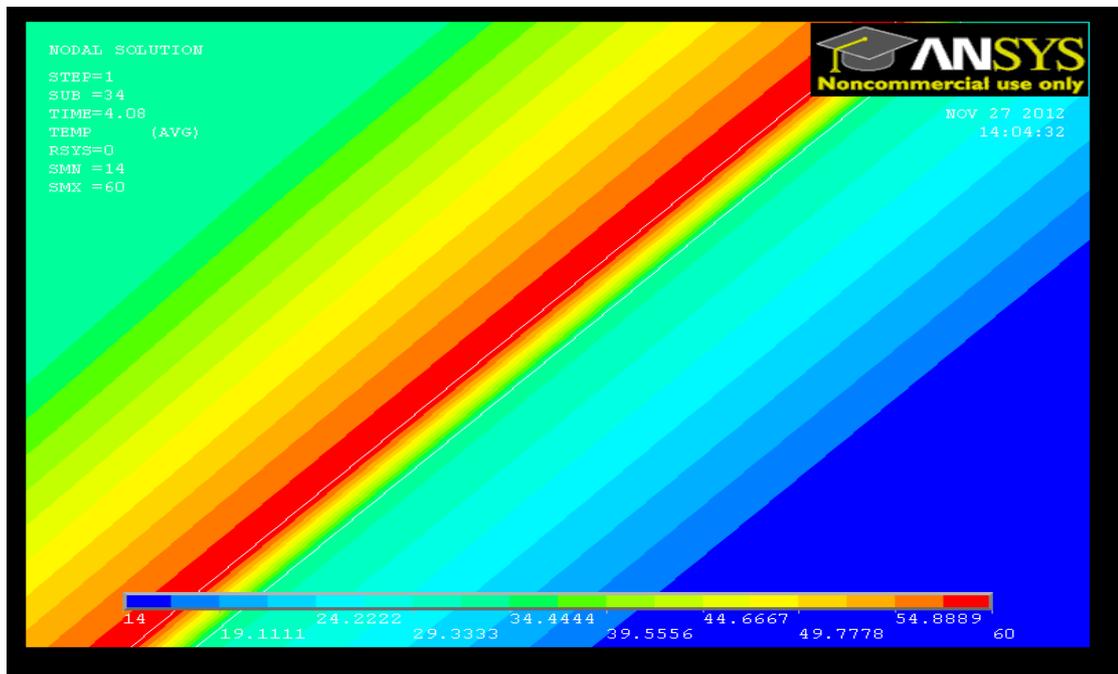
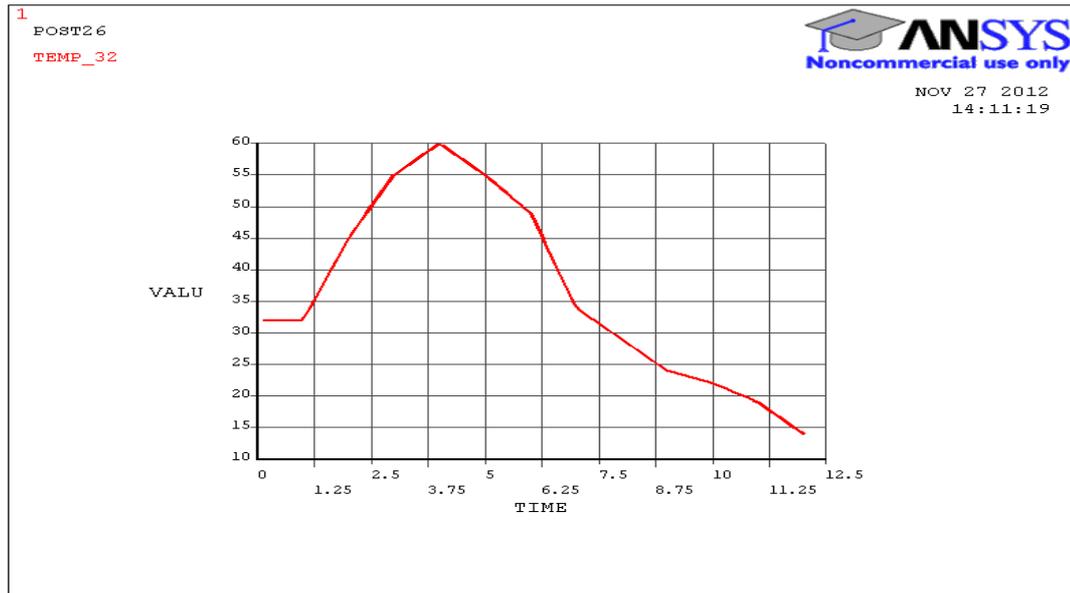


Figure III.22 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (32°C) sur le masque

5. Evolution de la température atmosphérique (40°)

La simulation de l'évolution de la température (40°) dans le masque amont et en fonction du temps (t) sur la surface du masque est donnée dans la figure III.23, on constate qu'elle atteint le maximum de 65°C au bout de 3h d'exposition au rayon solaire.

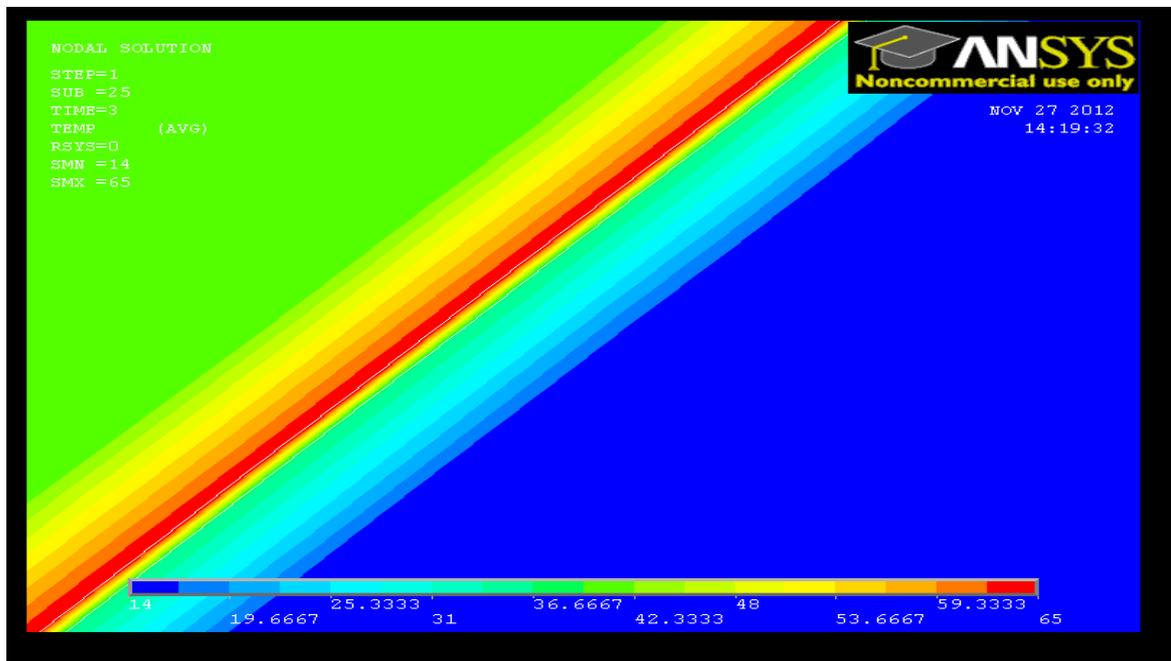
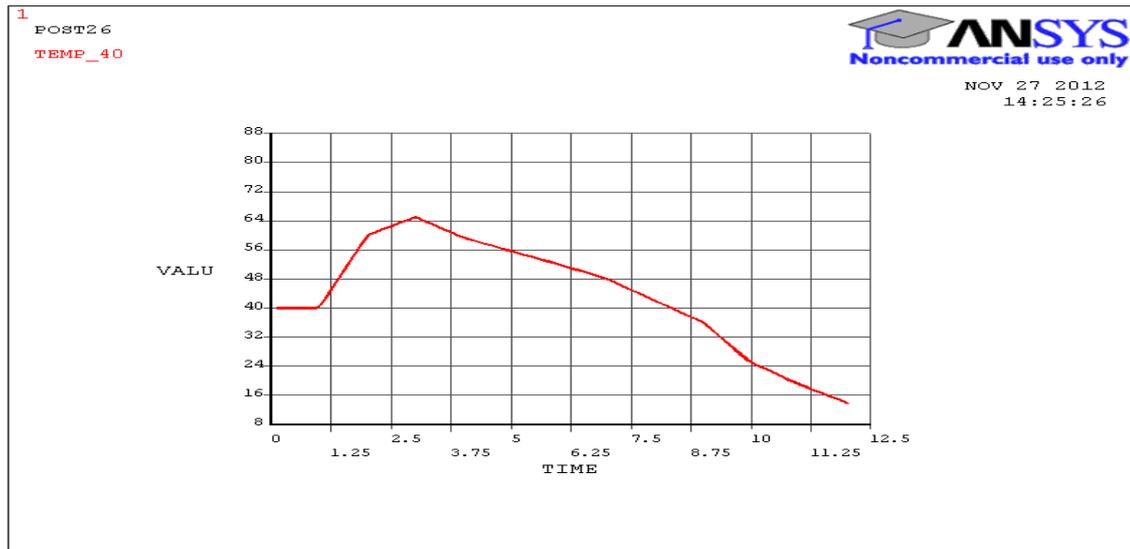


Figure V.23 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (40°C) sur le masque

6. Evolution de la température atmosphérique (45°)

La simulation de l'évolution de la température (45°) dans le masque amont et en fonction du temps (t) sur la surface du masque est donnée dans la figure III.24, on constate qu'elle atteint le maximum de 69°C au bout de 3h d'exposition au rayon solaire

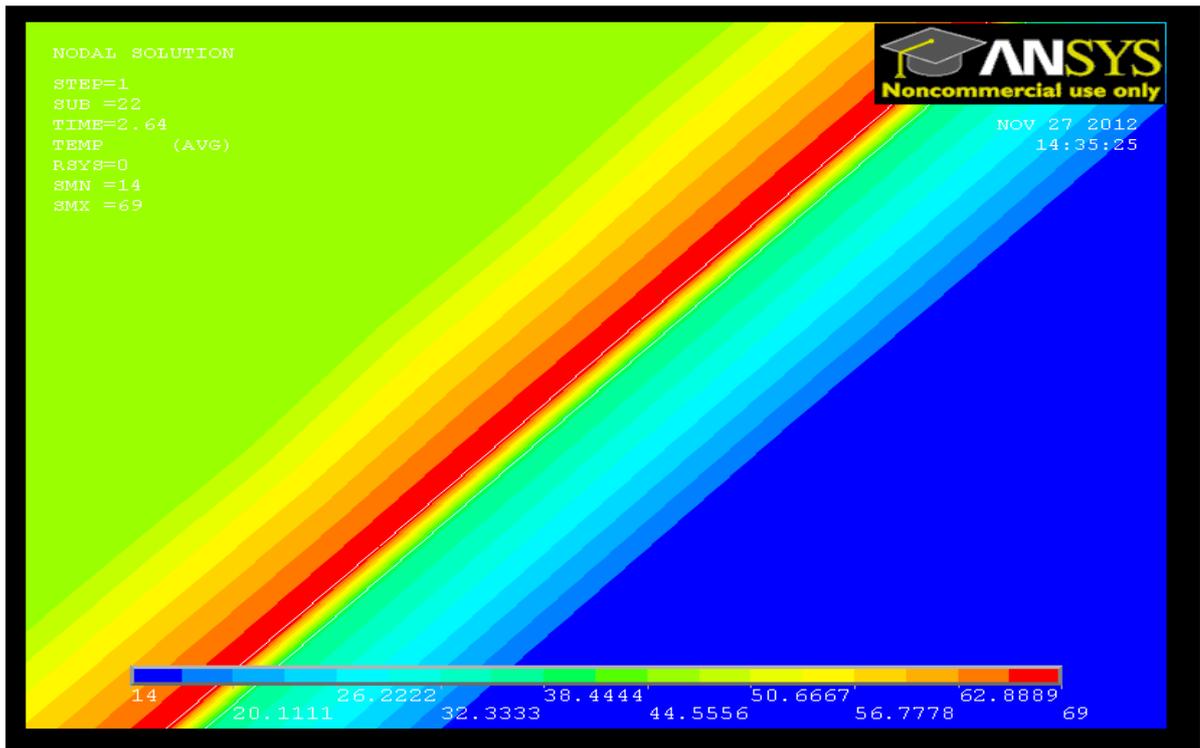
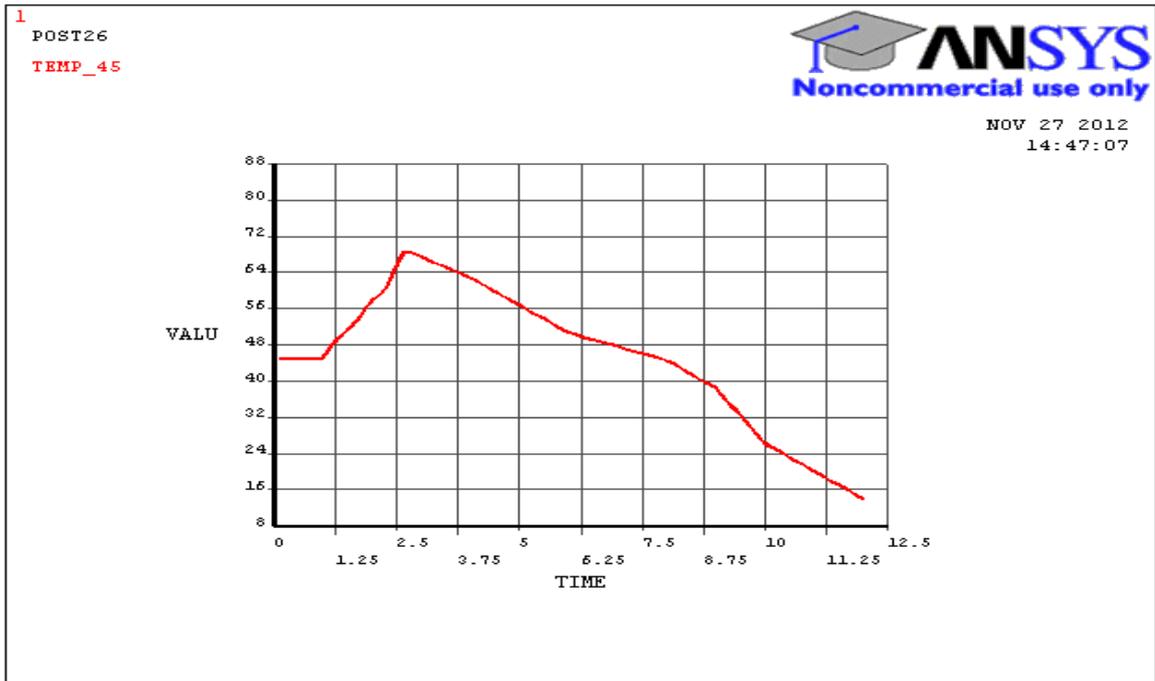


Figure III.24 Simulation de l'évolution de la température atmosphérique (45°C) sur le masque

III.8.3 Variation de la température (T) en fonction de la profondeur du masque

La variation de la température T en fonction de la profondeur X dans une section verticale à l'instant t, est déterminée à partir de la relation de Fourier (Eq. III.1) :

Dans ce qui suit nous allons illustrés l'évolution des températures (T_s) surfacique calculées sur la surface du masque en fonction de sa profondeur de 30cm.

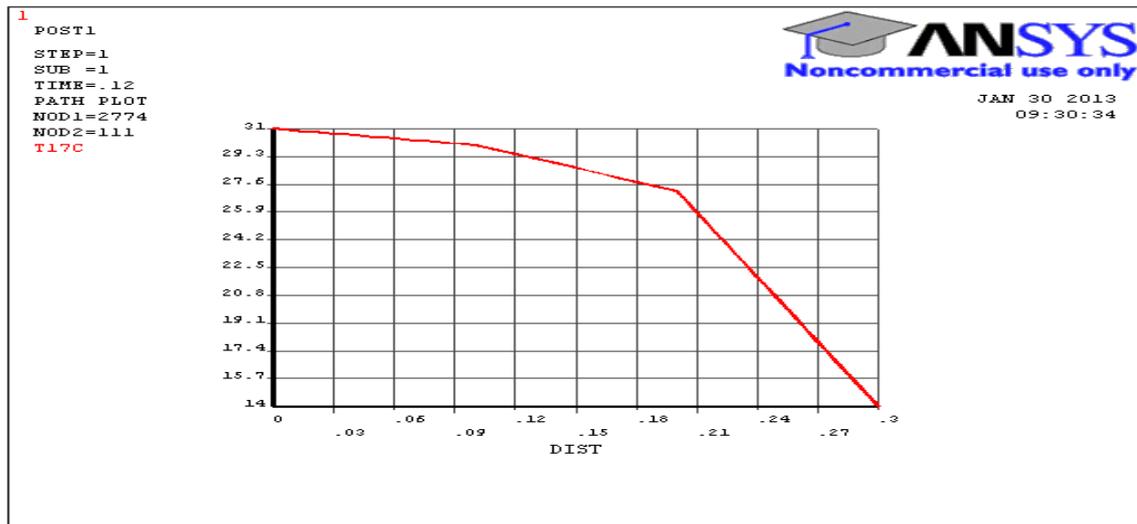


Figure III.25 Evolution de la température (17°C) en fonction de la profondeur du masque

Dans cette figure, on constate que la valeur de la température atteinte sur la surface du masque est de l'ordre de 31°C pour une température de l'air de 17°C (voir la figure III.19). Comme nous le montre la figure, la température surfacique décroît en fonction de la profondeur du masque.

Dans la figure III.26, la température surfacique sur le masque est de 60°C et ce pour une température de l'air de 32°C , l'évolution de cette température atteint 50°C à 10 cm de profondeur et 45°C à 30cm au fond du masque.

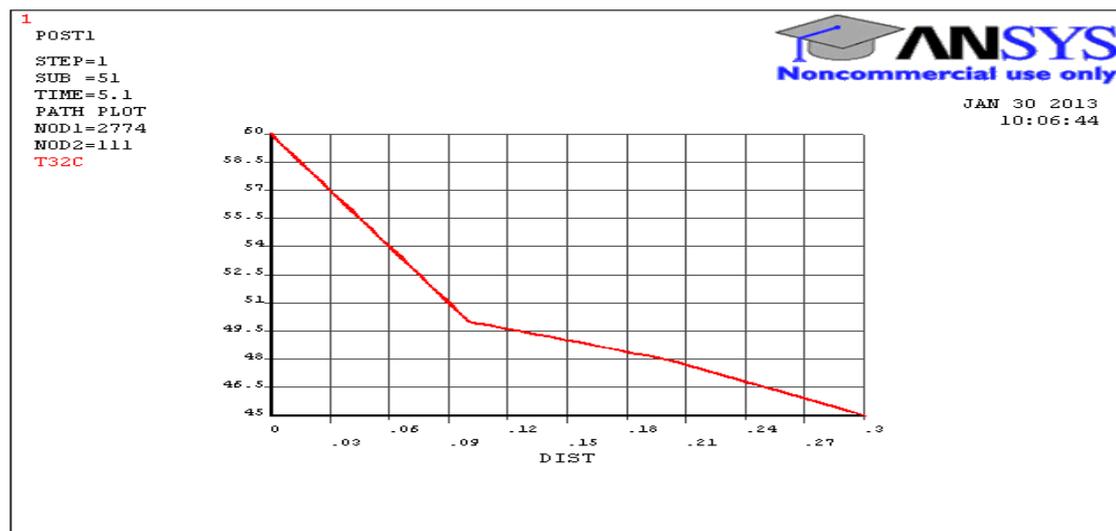


Figure III.26 Evolution de la température (32°C) en fonction de la profondeur du masque

Dans la figure III.27, la température surfacique sur le masque est de 65°C et ce pour une température de l'air de 40°C, l'évolution de cette température atteint 55°C à 10 cm de profondeur et 45°C à 30cm au fond du masque

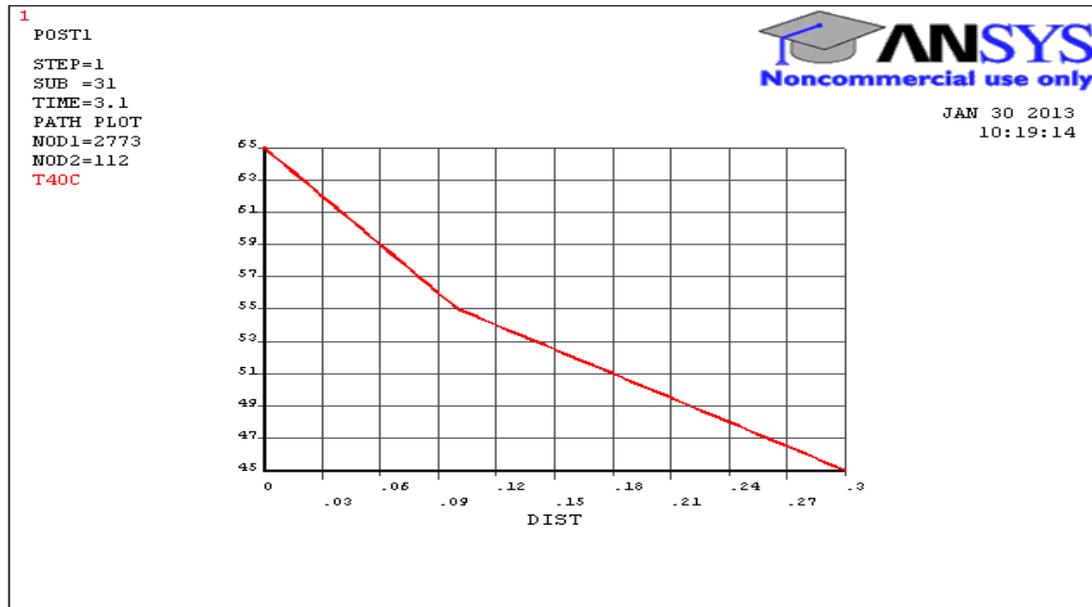


Figure III.27 Evolution de la température (40°C) en fonction de la profondeur du masque

Dans la figure III.28 suivante, la température surfacique sur le masque est de 69°C et ce pour une température de l'air de 45°C, l'évolution de cette température atteint 60°C à 10 cm de profondeur et 50°C à 30cm au fond du masque.

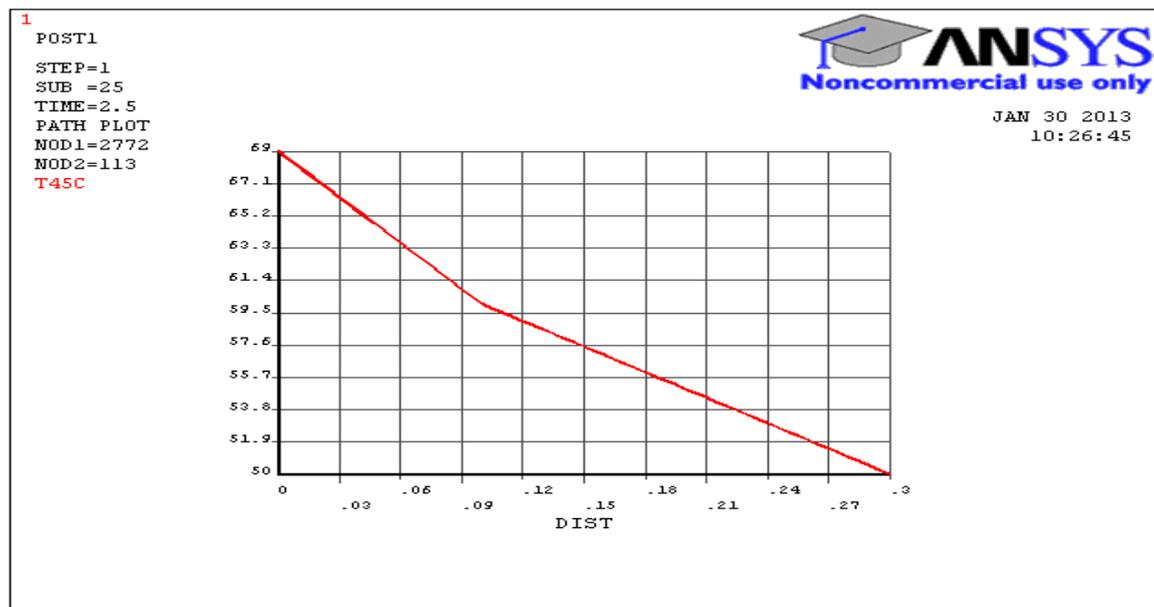


Figure III.28 Evolution de la température (45°C) en fonction de la profondeur du masque

III.9 Validation des résultats

Le tableau suivant, affiche les résultats calculés par le code Ansys et mesurés par l'EDF ainsi que l'équation III.6. Quel que soit les résultats affichés, on constate que l'enrobé bitumineux emmagasine de la chaleur, cela engendre des fissurations et des déformations.

Tableau III.3 : Confrontation des résultats

T_{air}	Profondeur du masque	Ansys	EDF	Eq. III.6
17°C	Surface	31°C	28.1°C	26.2°C
	10cm	29.5°C	26.5°C	
	20cm	26.8°C	Non disponible	
	30cm	14°C	Non disponible	
22°C	Surface	40°C	43°C	32.23°C
	10cm	31°C	34°C	
	20cm	28°C	Non disponible	
	30cm	17°C	Non disponible	
27°C	Surface	52°C	57.34°C	36.46°C
	10cm	34°C	35.35°C	
	20cm	25°C	Non disponible	
	30cm	23°C	Non disponible	
32°C	Surface	60°C	64.8°C	42.4°C
	10cm	50°C	40.53°C	
	20cm	48°C	Non disponible	
	30cm	45°C	Non disponible	
40°C	Surface	65°C	Non disponible	52.24°C
	10cm	55°C	Non disponible	
	20cm	50°C	Non disponible	
	30cm	45°C	Non disponible	
45°C	Surface	69°C	Non disponible	61.73°C
	10cm	60°C	Non disponible	
	20cm	54°C	Non disponible	
	30cm	50°C	Non disponible	

III.10. Conclusion

Au cours de ce chapitre, nous avons élaboré le modèle de calcul final basé sur les principaux échanges thermiques entre la surface du revêtement et l'environnement. La valeur maximale de la température de la couche bitumineuse à la surface et à différentes profondeurs, a été déterminée en moyennant un modèle physico-mathématique basé sur l'équation du bilan énergétique appliqué à la couche, sous conditions météo géographiques. Ce chapitre détaille

l'élaboration du modèle final qui paramétrais la variation horaire de la température de l'air et qui incorpore les différentes formes de rayonnement.

Une discrétisation de l'équation de chaleur en régime transitoire est illustrée sur un élément à quatre nœuds pour un problème à deux dimension avec comme solution la détermination des matrices de capacité et conductivité thermique de l'élément. La simulation des températures (T_s) à la surface du masque sont largement supérieures aux températures atmosphériques de l'air, ceci montre que les bétons bitumineux se comportent comme étant des corps emmagasinant de la chaleur. Ils se comportaient comme des corps noir, ce sont donc des absorbeurs parfaits. La programmation de l'équation de fourrier nous a permis de simuler l'évolution des températures surfacique en fonction de la profondeur du masque.



IV.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est d'essayer de donner les procédures de modélisation du fluage dans l'analyse structural. Pour ce faire, on discute sur les étapes de base de la modélisation, ensuite on formule les valeurs initiales des conditions aux limites décrivant le comportement au fluage d'une structure ou d'un solide dans les trois dimensions et donner ensuite le procédé de la solution numérique. Pour différents problèmes, nous développons des solutions numériques basées sur la méthode de Ritz.

Le but de la modélisation est de refléter les dispositifs de base du fluage dans une structure en incluant le développement des déformations inélastique, relaxation et la redistribution des contraintes. L'analyse d'une structure au fluage nécessite les étapes suivantes:

- Nécessité de regard sur la géométrie de la structure, type du chargement etc ;
- Application d'un model mécanique approprié fondé sur les hypothèses concernant la cinématique des déformations, types des efforts intérieurs (moments) et les équations d'équilibre.
- Un modèle constitutif fiable peut être formulé pour refléter les déformations au fluage
- Un modèle mathématique du comportement de la structure (conditions aux limites) peut être formulé impliquant les équations indépendantes du matériau.
- une solution non linéaire du problème est entamée.
- Vérification des modèles appliqués

Le modèle du fluage mathématique dans une structure consiste à l'initiation des conditions aux limites par l'intermédiaire des équations différentielles décrivant la cinétique des déformations et les forces d'équilibre. Pour des valeurs connues du tenseur de déformation au fluage et les états de variables interne à un temps fixé, le problème des conditions aux limites est résolu. Dans se cas les méthodes variationnelles sont appliquées (méthode de Ritz, méthode de Galerkin et la MEF). Au cours de ces dernières années la MEF (méthode des éléments finis) est la plus appliquée dans l'analyse structurale. Elle a l'avantage de s'adapter à des structures à géométrie complexe, et qui subissent une multitude de chargement.

ABAQUS, ADINA, ANSYS, COSMOS constituent une variété de logiciels développés afin de solutionner des problèmes de la mécanique. Par conséquent, des modèles spécifiques avec des variables internes, de types de contraintes et les fonctions de température ainsi que les constantes de matériau sont exposés sous forme de sous-routines à des fins expérimentales. Dans ce qui suit, ANSYS finite élément code est appliqué dans l'analyse numérique d'une structure au fluage.

IV.2 Procédé de solution générale et les conditions aux limites

L'objectif recherché ici est de discuter des équations gouvernantes décrivant le fluage. Soit un solide occupant un volume V avec une surface A . on considère qu'il est fixé sur une surface A_u et chargé sur l'autre surface A_p . L'état d'équilibre d'un point matériel dans le solide est décrit par le vecteur position $r(q^t) = e_i q^t$, $i = 1, 2, 3$ avec e_i est la base du vecteur et q^t ses coordonnées. L'état actuel peut être caractérisé par la position du vecteur $R(q, q^t)$ ou par le vecteur déplacement :

$$u(q^t, t) = R(q^t, t) - r(q^t) \quad (IV.1)$$

Le problème est de trouver la configuration actuelle du point $R(q^i, q^t)$ comme réponse aux chargements extérieurs dans un intervalle de temps donné. Le modèle mathématique du fluage est basé sur les problèmes de conditions aux limites qui incluent les équations différentielles décrivant la cinématique des déformations.

Les équations gouvernantes sont:

IV.2.1 Equations cinématiques:

- Relation déformation – déplacement

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla u + (\nabla u)^T) \quad (IV.2)$$

Avec $\bar{\varepsilon}$, tenseur des déformations infinitésimales

- Condition de compatibilité :

$$\nabla \cdot (\nabla \cdot \bar{\varepsilon})^T = 0 \quad (IV.3)$$

- Conditions d'équilibre:

$$\nabla \cdot \sigma + \rho \vec{f} = 0 \quad (IV.4)$$

Avec ρ : densité du matériau et \vec{f} : densité de force par unité de volume

- Conditions aux limites :

$$u = \vec{u} \quad q^i \in A_u ; \quad \sigma \cdot n = \vec{p} \quad q^i \in A_p \quad (IV.5)$$

Où \vec{u} est le vecteur déplacement, \vec{p} vecteur des forces surfaciques et n est la normale à la surface A_p .

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

Les vecteurs $\vec{f}, \vec{p}, \vec{u}$ sont en fonction du temps et de coordonnées. Le tenseur des déformations infinitésimales $\bar{\epsilon}$ est décomposé en tenseurs de déformations : élastique, thermique et de fluage. Comme suit :

$$\bar{\epsilon} = \bar{\epsilon}^{el} + \bar{\epsilon}^{th} + \bar{\epsilon}^{cr} \quad (IV.6)$$

Le tenseur de contrainte est donné sous forme de loi de Hooke généralisée comme suit:

$$\bar{\sigma} = C (\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}^{th} - \bar{\epsilon}^{cr}) \quad (IV.7)$$

- C : Tenseur d'élasticité isotropique donné sous la forme suivante:

$$C = \lambda I \otimes I + G(e_k \otimes I \otimes e^k + e_i \otimes e_k \otimes e_i \otimes e_k) \quad (IV.8)$$

Où λ et μ sont des constantes de Lamé données comme suit :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}, \quad \lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (IV.9)$$

E : Module de rigidité, G est le module de cisaillement, ν coefficient de Poisson.

Si le solide isotropique est soumis à une température de T_0 à T, les déformations thermiques deviennent :

$$\epsilon^{th} = \alpha_T \Delta T I, \quad \Delta T = T - T_0 \quad (IV.10)$$

Avec α_T est le coefficient d'extension thermique. La vitesse du fluage prend ainsi la forme suivante :

$$\dot{\epsilon}^{cr} = \frac{\partial \phi(\sigma_{eq}(\bar{\sigma}), H_k, \omega_i; T)}{\partial \bar{\sigma}}, \quad k = 1, \dots, n, \quad i = 1, \dots, m \quad \dot{H}_k = \dot{H}_k(\sigma_{eq}^H(\bar{\sigma}), H_k, \omega_i, T), \quad \dot{\omega}_i = \dot{\omega}_i(\sigma_{eq}^H(\bar{\sigma}), H_k, \omega_i, T) \quad (IV.11)$$

H_k : variable d'écrouissage, ω_i : variable d'endommagement. Dans ce cas les conditions initiales des déformations de fluage prennent la forme suivante :

$$\epsilon^{cr} = 0, \quad H_k = H_k^0, \quad \omega_i = \omega_i^0 \quad \text{pour } (t = 0) \quad (IV.12)$$

Les équations (IV.2) à (IV.12) décrivent le processus quasi statique du fluage dans un solide.

IV.2.2 Représentation des vecteurs matrice

La reformulation des équations qu'on vient de citer (IV.2) à (IV.12) et les procédures des solutions numériques peuvent reformuler avec les vecteurs matrice suivants en d'autres équations:

– Vecteur contrainte σ	$\sigma^T = [\sigma_{11} \ \sigma_{22} \ \sigma_{33} \ \sigma_{12} \ \sigma_{23} \ \sigma_{31}]$
– Vecteur déformation ε	$\varepsilon^T = [\varepsilon_{11} \ \varepsilon_{22} \ \varepsilon_{33} \ \gamma_{12} \ \gamma_{23} \ \gamma_{31}]$
– Vecteur déplacement u	$u^T = [u_1 \ u_2 \ u_3]$
– Vecteur de déformation au fluage ε^{cr}	$\varepsilon^{crT} = [\varepsilon_{11}^{cr} \ \varepsilon_{22}^{cr} \ \varepsilon_{33}^{cr} \ \gamma_{11}^{cr} \ \gamma_{11}^{cr} \ \gamma_{11}^{cr}]$
– Vecteur de variables internes ξ	$\xi^T = [H_1 \ H_2 \ \dots \ H_n \ \omega_1 \ \omega_2 \ \dots \ \omega_n]$
– Vecteur de déformations thermiques ε^{th}	$\varepsilon^{thT} = [\alpha_{T1}\Delta T \ \alpha_{T2}\Delta T \ \alpha_{T3}\Delta T \ 0 \ 0 \ 0]$
– Vecteur force volumique \vec{f}	$\vec{f}^T = [\vec{f}_1^T \ \vec{f}_2^T \ \vec{f}_3^T]$
– Vecteur force surfacique \vec{p}	$\vec{p}^T = [\vec{p}_1^T \ \vec{p}_2^T \ \vec{p}_3^T]$

Matrice du vecteur unitaire I

$$I = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Matrice de transformation de contrainte

$$\bar{\sigma}^T = \begin{bmatrix} v_1 & 0 & 0 & v_2 & 0 & v_3 \\ 0 & v_2 & 0 & v_1 & v_3 & 0 \\ 0 & 0 & v_3 & 0 & v_2 & v_1 \end{bmatrix}$$

En introduisant la notation des coordonnées cartésienne $(x_1 \ x_2 \ x_3)$, on peut réécrire les équations gouvernantes (IV.2) – (IV.12) comme suit :

1° Equations cinématiques

- Relation déformations – déplacements

$$\bar{\varepsilon} = D^T u, \quad x \in V \tag{IV.13}$$

D^T : transposée de la matrice différentielle :

$$D = \begin{bmatrix} \partial_1 & 0 & 0 & \partial_2 & 0 & \partial_3 \\ 0 & \partial_2 & 0 & \partial_1 & \partial_3 & 0 \\ 0 & 0 & \partial_3 & 0 & \partial_2 & \partial_1 \end{bmatrix}$$

Et :

$$\partial_i = \frac{\partial(\dots)}{\partial x_i},$$

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

- Condition de compatibilité :

$$D_1 \bar{\varepsilon} = 0, \quad \forall x \in V \quad (IV.14)$$

Avec D_1 matrice différentielle donnée comme suit :

$$D_1 = \begin{bmatrix} 0 & \partial_3^2 & \partial_2^2 & 0 & -\partial_2 \partial_3 & 0 \\ \partial_3^2 & 0 & \partial_1^2 & 0 & 0 & -\partial_1 \partial_3 \\ \partial_2^2 & \partial_1^2 & 0 & -\partial_1 \partial_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\partial_1 \partial_2 & -\frac{1}{2} \partial_3^2 & \frac{1}{2} \partial_1 \partial_3 & \frac{1}{2} \partial_2 \partial_3 \\ -\partial_2 \partial_3 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \partial_1 \partial_3 & -\frac{1}{2} \partial_1^2 & \frac{1}{2} \partial_1 \partial_2 \\ 0 & -\partial_1 \partial_3 & 0 & \frac{1}{2} \partial_2 \partial_3 & \frac{1}{2} \partial_1 \partial_2 & -\frac{1}{2} \partial_2^2 \end{bmatrix}$$

Avec :

$$\partial_i^2 = \frac{\partial^2(\cdot)}{\partial x_i^2},$$

- Description des déplacements aux limites \vec{u} sur la surface A_u :

$$Iu = \vec{u} \quad x \in A_u$$

2°. Condition d'équilibre:

$$D \bar{\sigma} + \vec{f} = 0 \quad x \in V \quad (IV.15)$$

Description des forces d'équilibre surfacique \vec{p} sur A_p :

$$\vec{T} \bar{\sigma} = \sigma_v = \vec{p} \quad x \in A_p \quad (IV.16)$$

3°. Evolution des équations constitutives

$$\bar{\sigma} = [K](\bar{\varepsilon} - \bar{\varepsilon}^{sh} - \bar{\varepsilon}^{cr}), \quad x \in V \quad \bar{\varepsilon}^{cr} = g(\bar{\sigma}, \xi; T), \quad \xi = h(\bar{\sigma}, \xi; T) \quad (IV.17)$$

$[K]$: Matrice de rigidité (stiffness matrix) :

$$[K] = \begin{bmatrix} (2\nu + \lambda) & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & (2\nu + \lambda) & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & (2\nu + \lambda) & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \nu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \nu \end{bmatrix}$$

L'inverse de la matrice de rigidité (compliance matrix) $[K]^{-1}$ est :

$$[K]^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix}$$

- Conditions initiales :

$$\bar{\varepsilon}^{cr}(x, 0) = \mathbf{0}, \quad \xi(x, 0) = \xi_0 \quad (IV.18)$$

La fonction g peut être reformulée si le potentiel du fluage Φ est spécifié. Le vecteur ξ et la fonction h peuvent être définis par la sélection des états de variables internes et l'évolution des équations correspondantes.

IV.3 Techniques de solution numérique

Les vecteurs de déformations au fluage et les états de variables internes ont été donnés sous forme de relations en fonction des coordonnées et le temps. Avec la relation déplacements

– déformations (IV.13), les équations constitutives (IV.17) deviennent :

$$\bar{\sigma} = E(D^T u - \bar{\varepsilon}^{th} - \bar{\varepsilon}^{cr}) \quad (IV.19)$$

En prenant en compte les conditions d'équilibre (IV.15) et l'équation (IV.16) on obtient :

$$DED^T u = -\vec{f} + DE\bar{\varepsilon}^{th} + DE\bar{\varepsilon}^{cr}, \quad \bar{T}ED^T u = \vec{p} + \bar{T}E\bar{\varepsilon}^{th} + \bar{T}E\bar{\varepsilon}^{cr} \quad (IV.20)$$

L'équation différentielle (IV.20) représente les conditions aux limites avec un vecteur déplacement \vec{u} . Elle représente les conditions d'équilibre exprimées en termes de trois composants du vecteur de déplacement. Leurs solutions donnent les six composants du vecteur contrainte de l'équation (IV.19).

En insérant le vecteur de contrainte dans les équations constitutives du fluage (IV.18), on obtient la vitesse de déformation de fluage ainsi que les variables internes. Une formulation alternative est basée sur la condition de compatibilité (IV.14). En 1^{er} lieu, l'équation constitutive (IV.18) et après dérivation peut s'écrire :

$$\dot{\sigma} = E \left(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^{th} - \dot{\varepsilon}^{cr} \right) = E \left[\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^{th} - g(\bar{\sigma}, \xi; T) \right] \quad (IV.21)$$

De cette équation, la vitesse de déformations pour le processus iso thermique ($\dot{\varepsilon}^{th}=0$) est:

$$\dot{\varepsilon} = E^{-1} \cdot \dot{\sigma} + \dot{\varepsilon}^{th} + g(\bar{\sigma}, \xi; T) \quad (IV.22)$$

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

La condition de comptabilité (IV.14) peut être réécrite en termes de vecteur de vitesse de déformation comme suit :

$$D_1\{\dot{\varepsilon}\} = \mathbf{0}, \quad \forall x \in V \quad (IV.23)$$

Après insertion de l'équation (IV.17) dans (IV.18) on obtient :

$$D_1 E^{-1} \sigma + D_1 g(\bar{\sigma}, \xi; T) = \mathbf{0} \quad (IV.24)$$

Cette équation décrit la distribution des contraintes pendant le processus du fluage.

IV.4. Procédure de modélisation du fluage par Ansys

Le fluage implicite (Implicit creep) est la méthode la plus utilisée dans le programme ANSYS pour des raisons d'efficacité et d'exactitude. On le programme par l'utilisation de la commande TB avec *Lab* = CREEP, et choisir l'équation du fluage correspondante en spécifiant le numéro du model qu'il lui correspond par la commande *TBOPT*, voir exemple si dessous :

```
TB,CREEP,1,1,4,2
```

```
TBTEMP,100
```

```
TBDATA,1,C1,C2,C3,C4
```

```
TBOPT = 2 : Spécifie l'équation de la loi de comportement du model 2 du fluage.
```

Elle est définie comme étant la loi de fluage dite de « durcissement temporel » ou (time hardening) dans Ansys. Elle décrit la Variations de ε_{cr} en fonction de plusieurs paramètres. La commande TBTEMP implique l'introduction de la température et TBDATA est celle qui introduit les constantes du fluage associé à l'équation (C1, C2, C3, C4).

La commande TB peut être introduite autrement comme suit :

Menu Paths (TB commande)

- Main Menu > Preprocessor > Loads > Load Step Opts > Change Mat Props > Material Models
- Main Menu > Preprocessor > Material Props > Material Models
- Main Menu > Solution > Load Step Opts > Other > Change Mat Props > Material Models

L'utilisation de cette commande est illustrée dans la figure IV.1 suivante.

Cette méthode utilise plusieurs éléments à sa savoir : PLANE42, SOLID45, PLANE82, SOLID92, SOLID95, LINK180, SHELL181, PLANE182, PLANE183, SOLID185, SOLID186, SOLID187, SOLSH190, BEAM188, BEAM189, SHELL208 et SHELL209

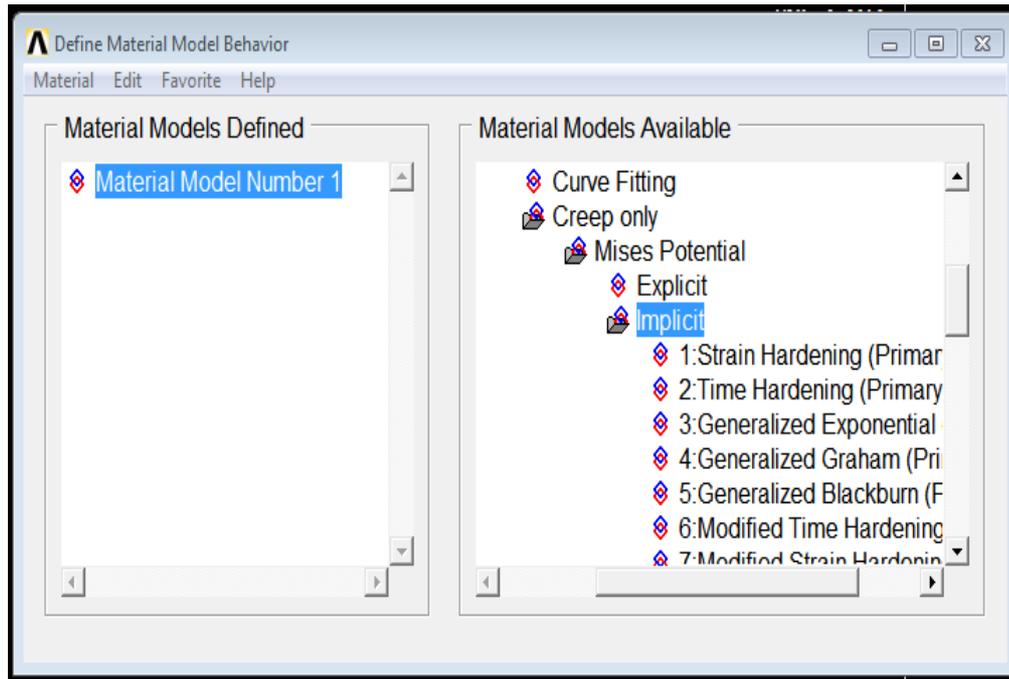


Figure IV.1. Procédure d'introduction de la loi de fluage dans une structure

D'autres expressions du fluage sont introduites par l'intermédiaire de la commande $TBOPT = 100$. La commande $Lab = STATE$, nous permet de définir le nombre de variable d'état, l'exemple suivant montre l'introduction de cinq variables d'état: $TB, STATE, 1,,5$. Des combinaisons de modèles de fluage avec d'autres options sont possible a utilisés par la commande $[TB, CREEP]$ tels que: fluage isotropique, fluage cinématique bilinéaire et fluage Hill anisotropique.

L'exemple suivant montre une subroutine d'introduction de deux variables de température de 100 et 200 Kelvin en deux points de la structure.

```
TB,CREEP,1,,1      !Activate creep data table, specify creep model 1
TBTEMP,100        !Define first temperature
TBDATA,1,c11,c12,c13,c14 !Creep constants c11, c12, c13, c14 at first temp.
TBTEMP,200        !Define second temperature
TBDATA,1,c21,c22,c23,c24 !Creep constants c21, c22, c23, c24 at second temp.
```

Cette procédure peut être faite d'une autre manière en procédant par la méthode suivante (fig. IV.2):

Main Menu>Pre-processor>Material Props>Material Models

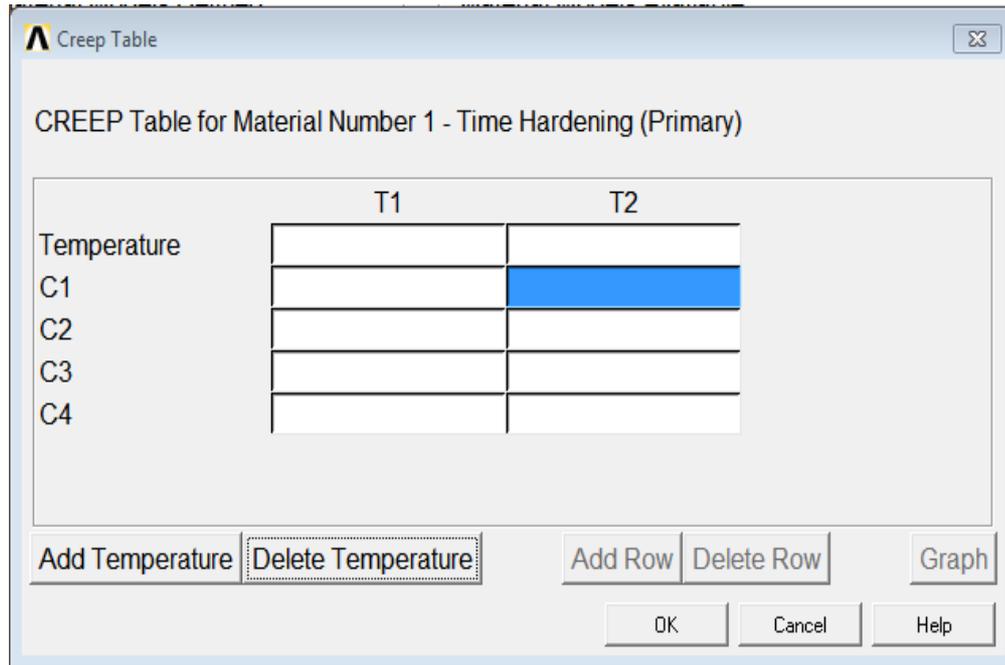


Figure IV.2. Procédure d'introduction des températures et les constantes de fluage

IV.5. Modélisation de la structure et présentation des résultats

Le fluage est une caractéristique majeure d'un comportement non linéaire des matériaux, dans laquelle le matériau continue de se déformer sous une charge constante. Le béton bitumineux a un comportement viscoplastique, il est le siège de déformations différées très importantes. Les barrages en enrochement avec masque amont en béton bitumineux sont de plus en plus utilisés à travers le monde. Dans notre étude, nous avons pris un barrage de hauteur 72m étanché par un masque amont en béton bitumineux de 30cm d'épaisseur soumis au chargement hydrostatique croissant allant de 0 à 7.2 MPa. Les conditions aux limites et celle du chargement sont illustrées dans la figure.IV.3. La digue du barrage est constituée d'un matériau homogène (roche) de caractéristiques physique données en tableau.IV.1 suivant.

Tableau IV.1. Caractéristiques physiques du matériau roche

Paramètre de la roche	valeurs
(Densité) ρ (kg/m ³)	2000
(coefficient de Poisson) ν	0.3
(Cohésion) C (kPa)	12
(Module d'élasticité) E (MPa)	70
(Perméabilité) K (m/s)	1 E -5
(Angle de frottement) ϕ (°C)	37

La déformation permanente est considérée comme étant la première cause générant des dégâts aux enrobés bitumineux [55]. Compte tenu de leurs caractéristiques dues à la nature thermoplastique du liant, le comportement des mélanges bitumineux est influencé par les

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

conditions d'environnement tels que: régime de pluies, température, gel. Notons que les mélanges bitumineux sont des corps noirs qui absorbent de la chaleur [37]. Il est noté que le phénomène du fluage dans le domaine plastique est extrêmement complexe. Plusieurs modèles mathématiques ont été proposés afin de représenter ce phénomène. Ceux-ci ont pu inclure en fonction du temps: la variation de la température, les déformations au fluage et contrainte déformations. Ce travail de thèse se limite à l'illustration du fluage pour un temps de 20000heurs de chargement hydrostatique constant du parement amont d'un barrage avec masque amont en béton bitumineux. Une partie des résultats obtenus a permis de mettre en évidence l'influence de la température sur les déformations de fluage ϵ_{cr} en appliquant le model de l'équation (IV.25).

L'étude est illustrée sous cinq températures différentes à savoir (25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C) et sous trois contraintes différentes (1.69, 3.6 et 5.29 MPa). La stabilité de la couche bitumineuse est étroitement liée à sa résistance aux efforts de cisaillement dépendants des valeurs des contraintes appliquées sur le masque d'étanchéité amont.

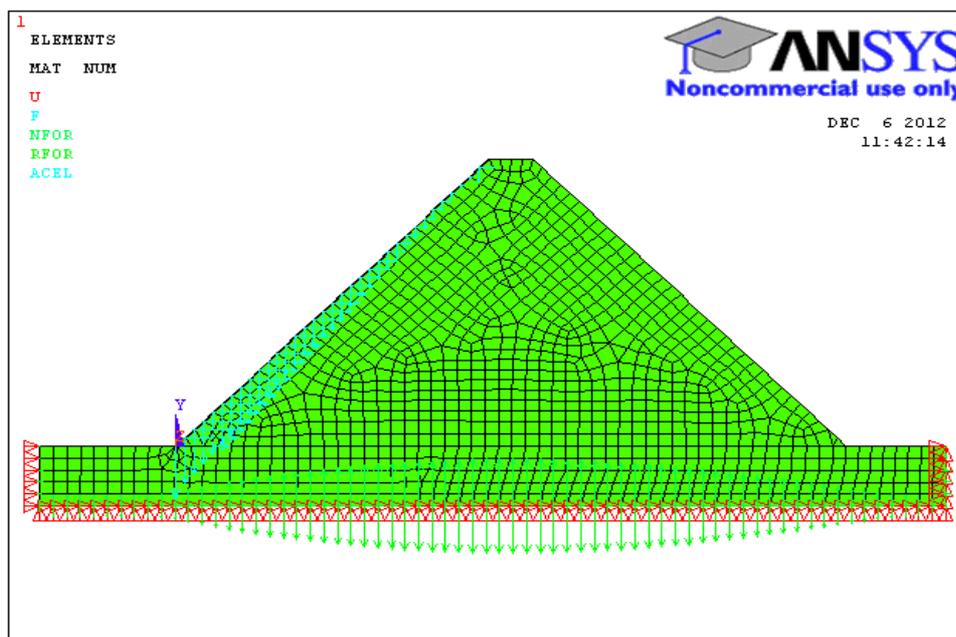


Figure.IV.3. Illustration du chargement hydrostatique sur le masque amont et les conditions aux limites

IV.5.1 Modélisation par ANSYS

Le logiciel Non commercial ANSYS, est l'un des simulateurs puissant d'analyse structural basé sur la méthode des éléments finis. Il est ainsi utilisé dans l'analyse et l'évaluation transitoire des transferts thermique dans les matériaux, le calcul de champ de contraintes résiduelles pendant le chargement, etc. L'analyse effectuée par ANSYS inclue deux étapes, à savoir une étape de modélisation et l'autre de calcul [1]. La 1ère étape consiste à modéliser la structure en élément finis en choisissant l'élément qui convient au type d'analyse à effectuer,

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

comme par exemple : l'élément **PLANE 55** convient pour les problèmes thermiques et l'élément **PLANE 42** pour l'analyse de structure. La 2eme étape, est subdivisée en trois à savoir :

1. L'étape pré- processeur : qui consiste à introduire la géométrie du problème, propriétés des matériaux tel que (constantes du fluage, le module de rigidité, coefficient de poisson, densité, conductivité thermique, etc..) et les conditions au limite.
2. Tandis que, dans l'étape solution, on a à choisir le type d'analyse qu'on doit effectuer.
3. Finalement, les résultats de la solution effectuée sont observés dans l'étape post-processeur

Afin de modéliser le fluage, le model utilisé dans notre étude est le model donné en équation IV.25. On considère que le matériau est isotropique, et la méthode de solution de base utilisée est celle de Newton-Raphson. Cette loi de comportement est définie dans ANSYS comme "Time Hardening Model". Elle est appliquée pour évaluer le fluage sous différentes températures (25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C) pour trois nœuds chargés différemment avec des contraintes de (1.69, 3.6 et 5.29 MPa).

$$\varepsilon_{cr} = C_1 \sigma^{C_2} t^{C_3} e^{-C_4/T} \quad (IV.25)$$

Avec :

- ε_{cr} : Déformations de fluage (creep strain)
- σ : Contrainte équivalente (equivalent stress)
- t : Temps du chargement (time at end of sub – steps)
- C_1, C_2, C_3, C_4 : Paramètres de fluage, donnés comme suit: $C_1 = 41.10^{-8}$ 1/s, $C_2 = 1.48$, $C_3 = -0.63$,
- T : Température du milieu

IV.5.2. Paramètres de fluage du model appliqué

Les paramètres de fluage C_1 , C_2 et C_3 , utilisés dans l'étude qu'on a effectuée, sont donnés en fonction du type du béton bitumineux et de sa composition, voir tableau IV.2. En tous, il y a cinq types de mélange d'asphalte qu'on peut utiliser dans la confection des masques amont de barrages. L'étude qu'on a menée, consiste à déterminer les déformations (ε_{cr}) dues au fluage de l'équation IV.25, du masque amont des barrages sous des contraintes hydrostatiques croissantes allant de 0 à 7.2MPa déterminées par la relation : $\sigma = \rho gh/1m^2$. Le masque en béton bitumineux est de type HL3 sa composante est donnée dans le tableau IV.3.

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

Tableau IV.2. Paramètres de fluage et d'élasticité pour les différents types des bétons bitumineux [77]

	Paramètre des matériaux				
	Elastique		Paramètres de Fluage		
	E(kPa)	ν	C1 ($\times 10^{-8}$)	C2	C3
HL3	950000	0.41	41	1.48	-0.63
SMAL	80000	0.42	509	1.04	-0.78
SMAG	800000	0.42	138	1.31	-0.68
SP19D	1600000	0.39	66	1.20	-0.68
SP19E	1400000	0.40	72	1.20	-0.64

Tableau IV.3. Constituant des différents bétons bitumineux [77]

Mix	Aggregate		Additives	Asphalt Cement Grade
	Coarse	Fine		
HL 3	Crushed gravel (40%)	Asphalt sand (45%) and screenings (15%)	-	PG 58-28
SMA L	Traprock (79%)	Traprock (13%) and mineral filler (8%)	Cellulose fibre (0.3%)	PG 70-28 PM*
SMA G	Traprock	Traprock and mineral filler	Cellulose fibre (0.3%)	PG 70-28 PM*
SP 19 D	Crushed rock (39%)	Screenings (10%) and manufactured sand (51%)	-	PG 64-28
SP 19 E	Crushed rock (63%)	High stability sand (37%)	-	PG 70-28

IV.5.3. Discrétisation de la structure

Dans le cadre de ce travail, nous nous sommes limités à traiter le problème à deux dimensions. La discrétisation du masque et de la structure est faite à base des éléments en 2D, de type rectangulaire à quatre nœuds (PLANE42). L'étude se focalise sur la modélisation d'un masque en béton bitumineux de deux couches successive, de 30cm d'épaisseur totale, du barrage Ghrib situé sur le cours supérieur de Oued Chlef, en Algérie. Le masque est plaqué sur le talus amont par l'intermédiaire d'une couche drainante en béton de ciment poreux de 10 centimètres d'épaisseur, à laquelle il est rendu adhérent par un enduit bitumineux [48] (voir figure IV.4 et figure.IV.5 suivantes).

Construit entre 1926 et 1938 le barrage du Ghrib a été des premiers ouvrages en enrochement réalisé avec un masque amont en béton bitumineux. Ce masque a rempli convenablement son rôle d'étanchéité souple, malgré la disparition en 1952 de sa protection thermique en béton poreux [11]. La matrice des éléments est calculée en utilisant la méthode d'intégration numérique de Gauss [81].

IV.5.3.1 Caractéristiques principales du barrage

- Longueur en crête : 270 m,
- Largeur à la base : 148 m,
- Hauteur maximum : 72 m,
- Pentes talus amont : varient de 2/3 à 1/1,
- Pente talus aval : 5/4,
- Capacité de la retenue : 300.10^6 m^3 .

Ce type de barrage n'est pas autre qu'un barrage en enrochement qui est constitué par un tas de cailloux à grande échelle, qui résiste par sa masse aux efforts auxquels il est soumis [57]. Mais n'étant pas étanche par lui-même, il faut lui adjoindre un organe d'étanchéité qui constitue la partie la plus délicate, aussi bien au stade du projet qu'à celui de la réalisation.

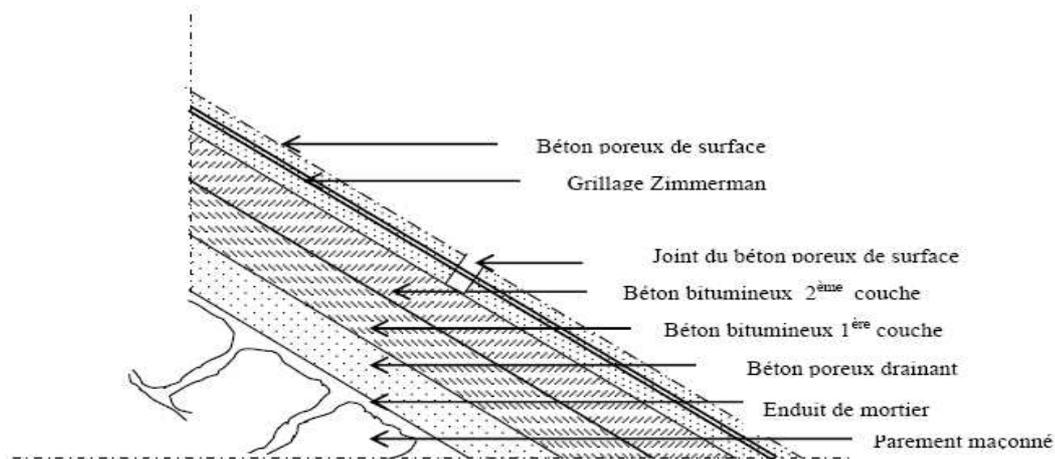


Figure IV.4 : Illustration d'une coupe de masque en béton bitumineux

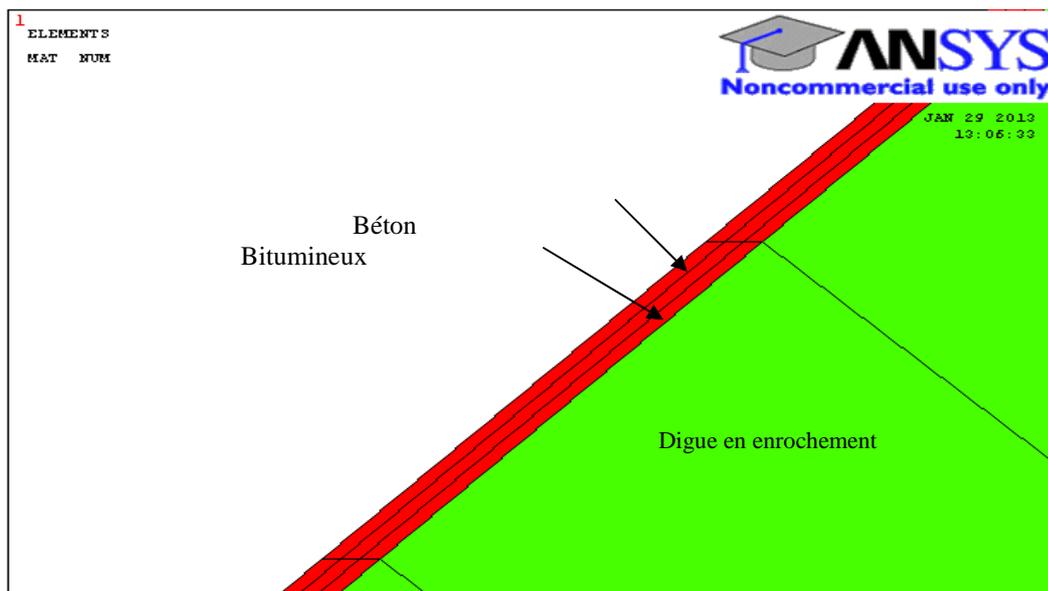


Figure IV.5 : Discrétisation du masque amont en éléments PLANE 182

IV.5.4. Résultats et discussions

A travers les figures suivantes, nous allons illustrer et analyser les différents résultats obtenus dans l'analyse numérique effectuée sur la structure dans le plan XY.

IV.5.4.1 Déplacements du masque amont et de la digue

Cette étude a été réalisée en utilisant les procédures d'analyse statique par élément finis du logiciel ANSYS 14. Le barrage en enrochement avec masque amont en béton bitumineux repose sur un dépôt d'alluvions granulaires. Il a une hauteur de 72m, une longueur de 148m et il est discrétisé en couches d'éléments (PLANE 42) à 4 nœuds, de 2.12m de longueur (Figure IV.3). Chaque couche simule l'addition d'une couche de remblai en représentant un accroissement de charge appliquée. Les résultats des observations faites par [11] au cours de l'exploitation des barrages algériens avec masque en béton bitumineux ont montrés que : les tassements modérés des massifs et du terrain d'appui, sont de l'ordre de 30 à 35cm pour le barrage du **Ghrib**, de 15 cm pour Bouhanifia et de 20 cm pour l'Ighil Emda. La figure IV.6 suivante, illustre la déformation de la structure sous l'effet du chargement hydrostatique.

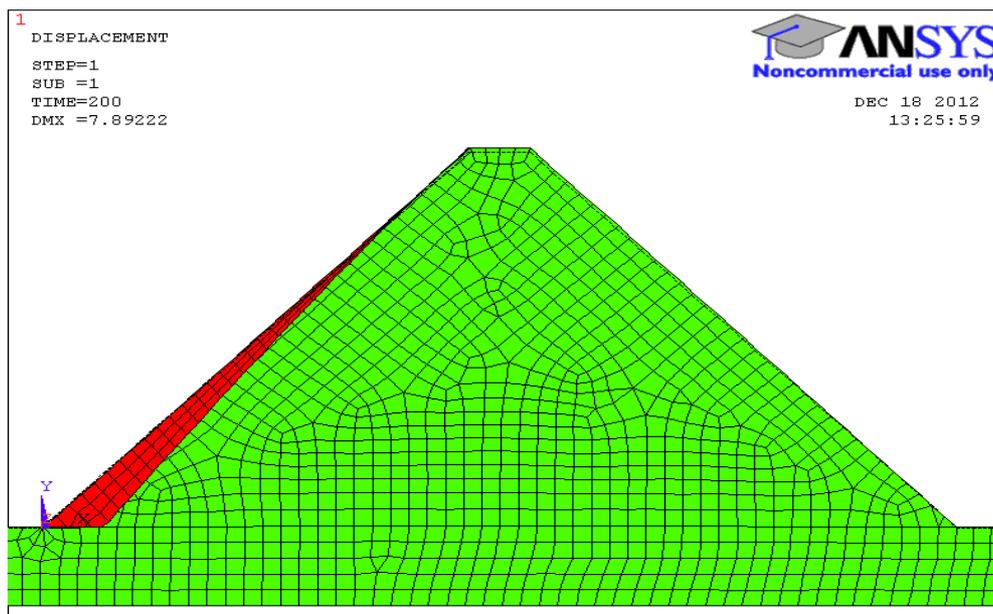


Figure IV.6. Illustration de la déformation du masque et de la digue

a. Déplacements UY

La figure IV.7, montre les déplacements UY (tassements) du masque amont du barrage. Le déplacement maximum (tassement UY) est de 24.4843 cm et on constate à travers la figure IV.7 que les déplacements UY dans le corps du barrage évoluent progressivement en forme de surfaces zonées. On constate que ces résultats sont en concordance totale avec ceux obtenus en observation par [11] sur le barrage **Ghrib**. Cambou, Bernard [17] a stipulé que lorsque le pourcentage de blocs rompus est égal à 1% le tassement du barrage est égal à 6,5 cm, et lorsque ce pourcentage atteint 12% le tassement atteint 31cm. On voit donc que la rupture des blocs peut générer des tassements significatifs.

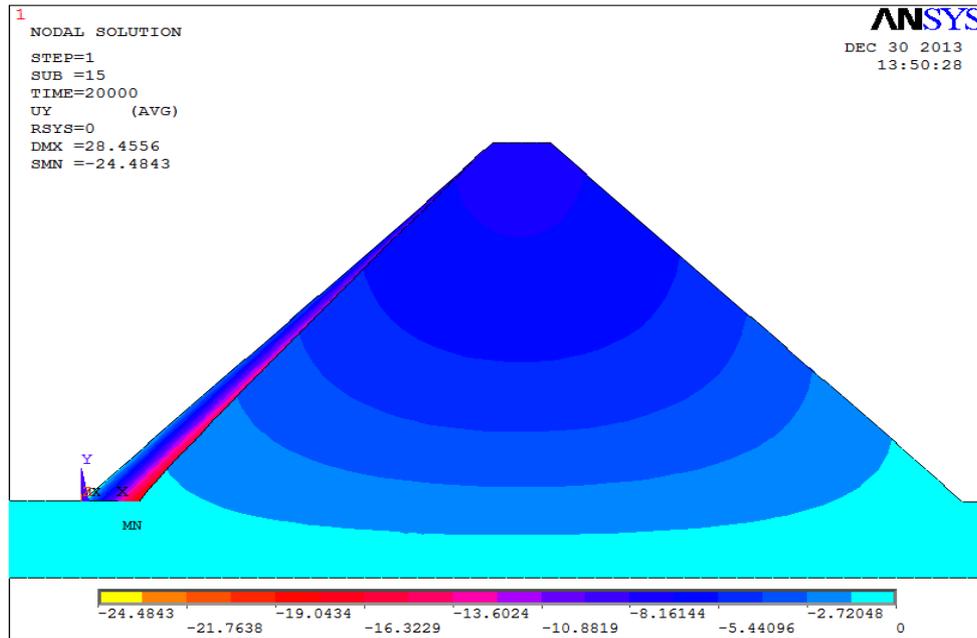


Figure IV.7. Illustration des déplacements UY de la structure

b. Déplacements UX

La figure IV.8, illustre les déplacements UX calculés dans la digue et le masque amont. Le déplacement maximal est de 14.4996cm. À titre illustratif, la figure IV.9 montre les courbes de déplacements UX, UY de certains nœuds situés sur la surface du parement.

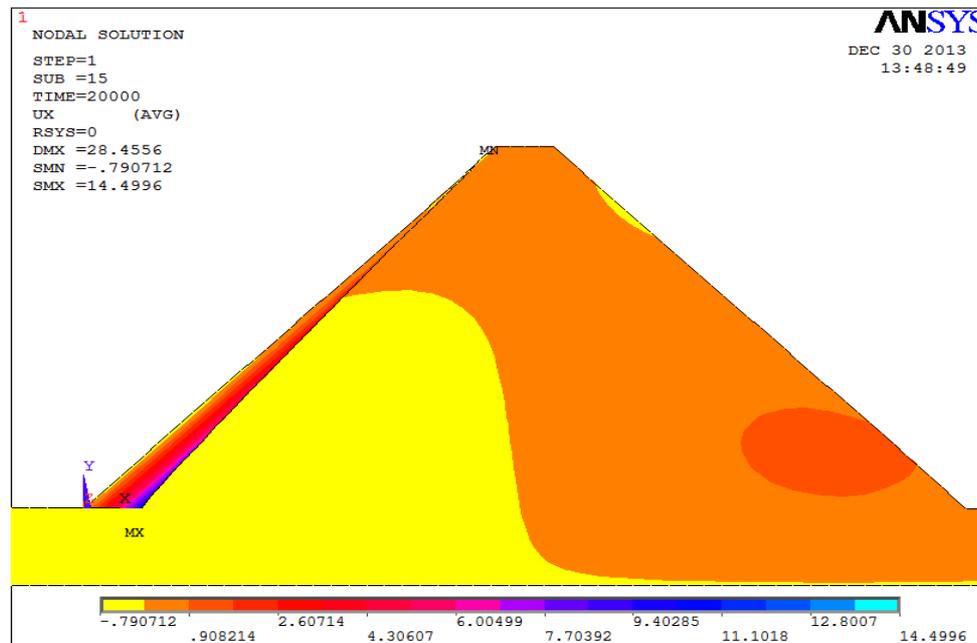


Figure IV.8. Illustration des déplacements UX de la structure

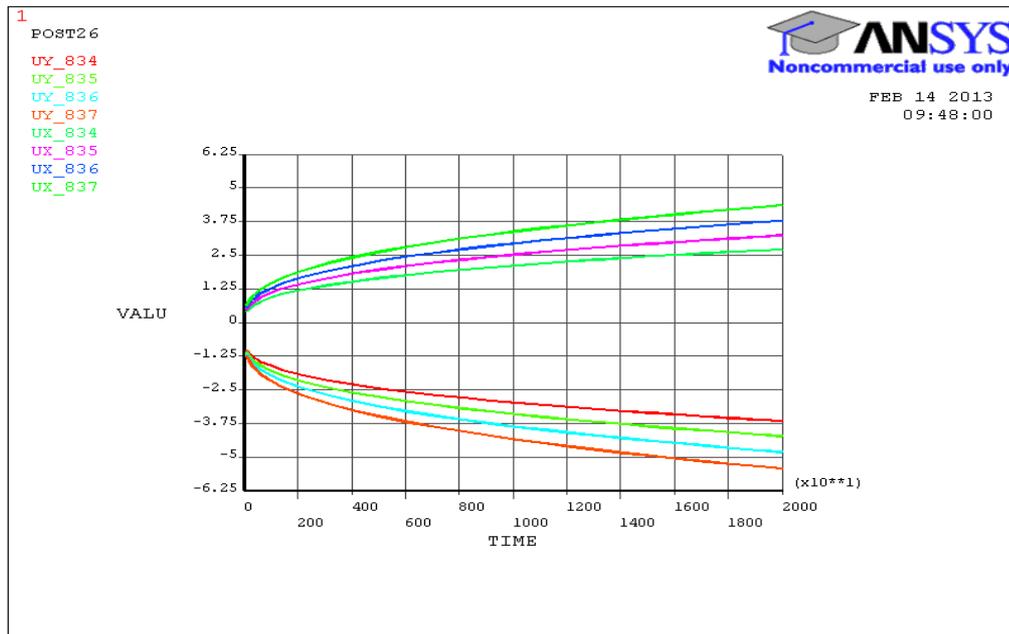


Figure IV.9. Illustration des déplacements UX et UY de certains nœuds

IV.5.4.2 Illustrations des déformations élastiques ε_x^{el} , ε_y^{el} , γ_{xy}

Les figures IV.10, IV.11 et IV.12 suivantes illustrent, les déformations élastiques (ε_x^{el}) et (ε_y^{el}) ainsi que les déformations élastiques au cisaillement dans le plan (XY).

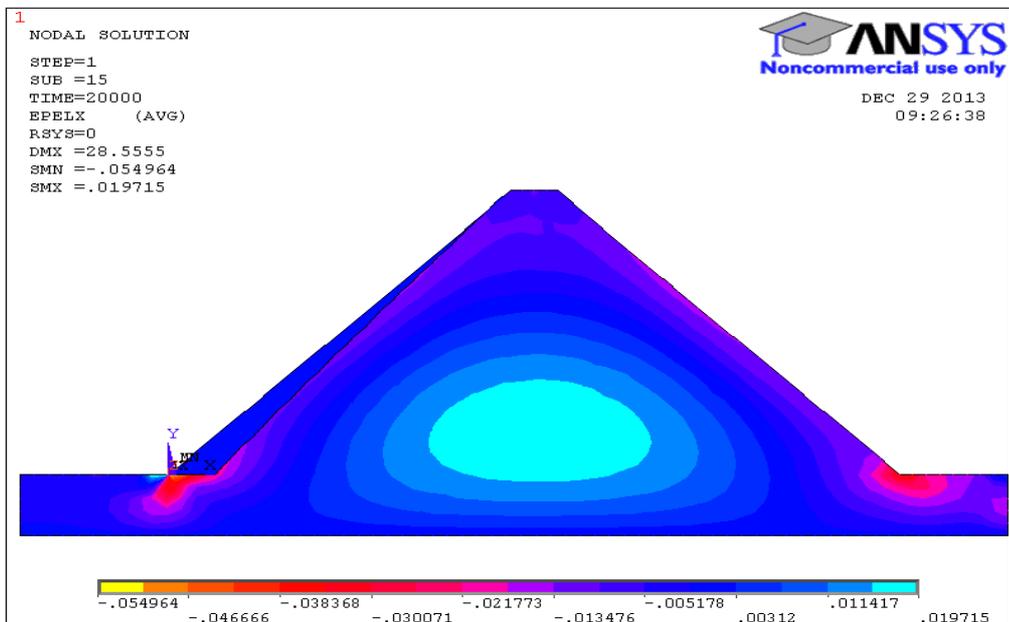


Figure IV.10. Illustration des déformations élastiques ε_x^{el} dans la structure

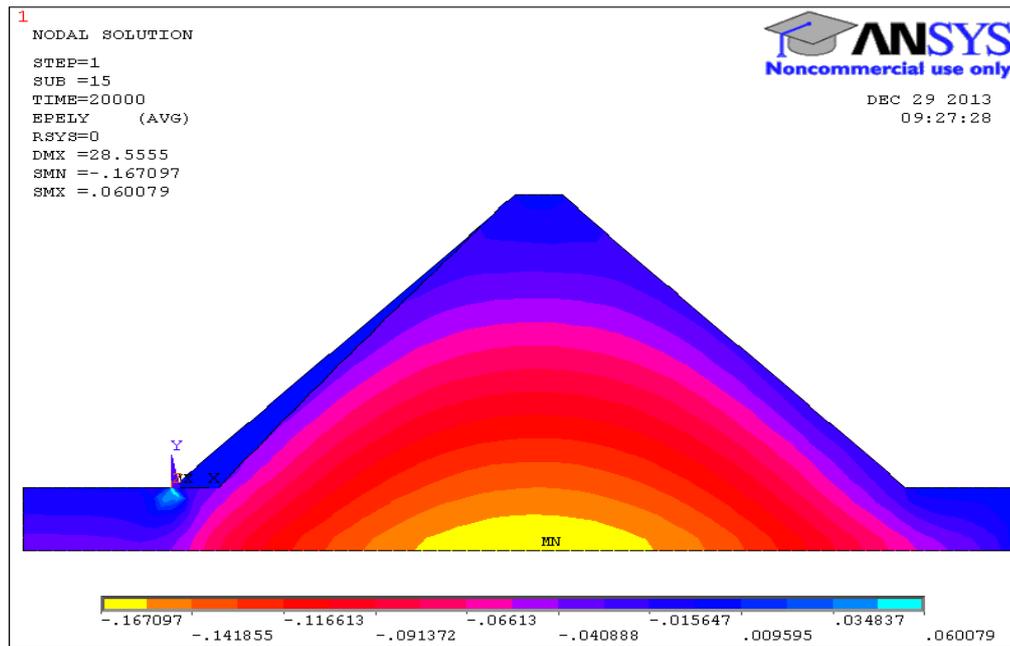


Figure IV.11. Illustration des déformations élastiques ϵ_y^{el} dans la structure

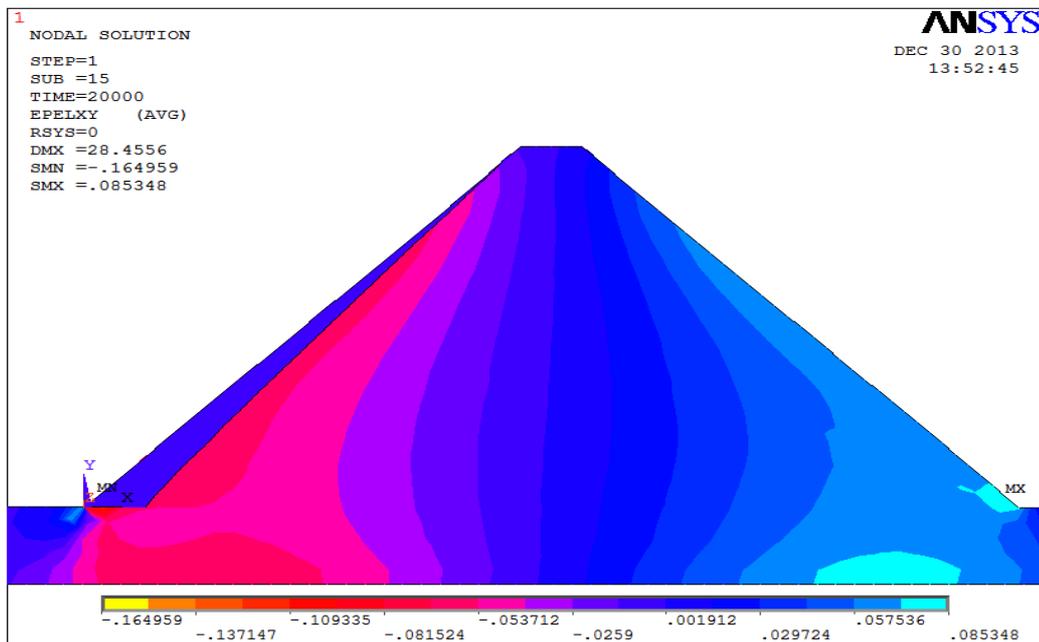


Figure IV.12. Illustration des déformations élastiques au cisaillement γ_{xy} dans la structure

Les Figures IV.13, IV.14, IV.15 et IV.16 illustrent l'évolution des déformations élastique (ϵ_x^{el} , ϵ_y^{el}) des déformations du cisaillement γ_{xy} ainsi que la courbe de fluage du Nœud 855 (10.147m, 10.56m) pendant la durée du chargement.

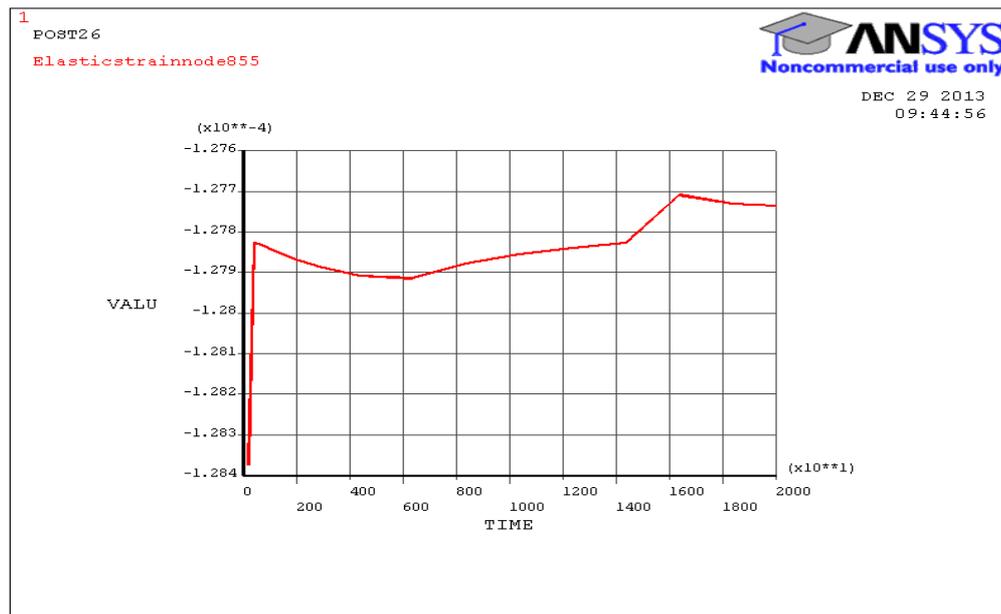


Figure IV.13. Illustration de la courbe de déformations élastiques ϵ_y^{el} du nœud 855

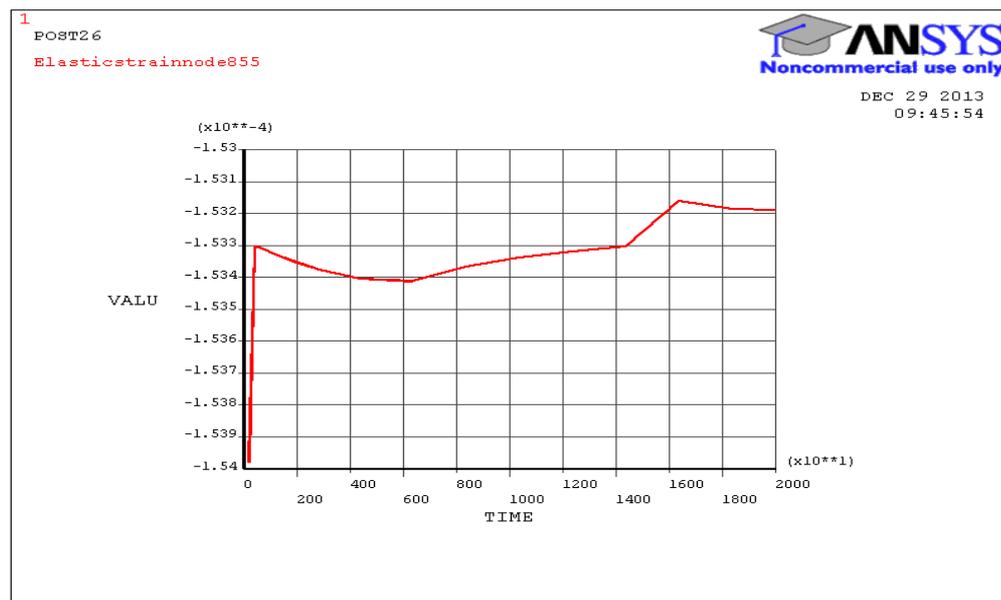


Figure IV.14. Illustration de la courbe de déformations élastiques ϵ_y^{el} du nœud 855

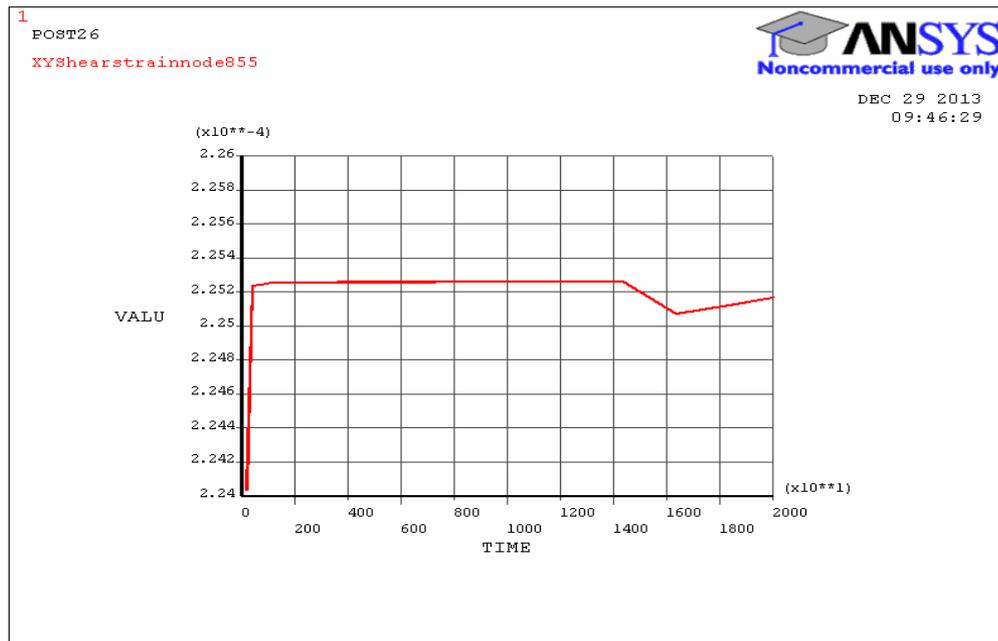


Figure IV.15. Illustration de la courbe de déformations élastiques γ_{xy} du nœud 855

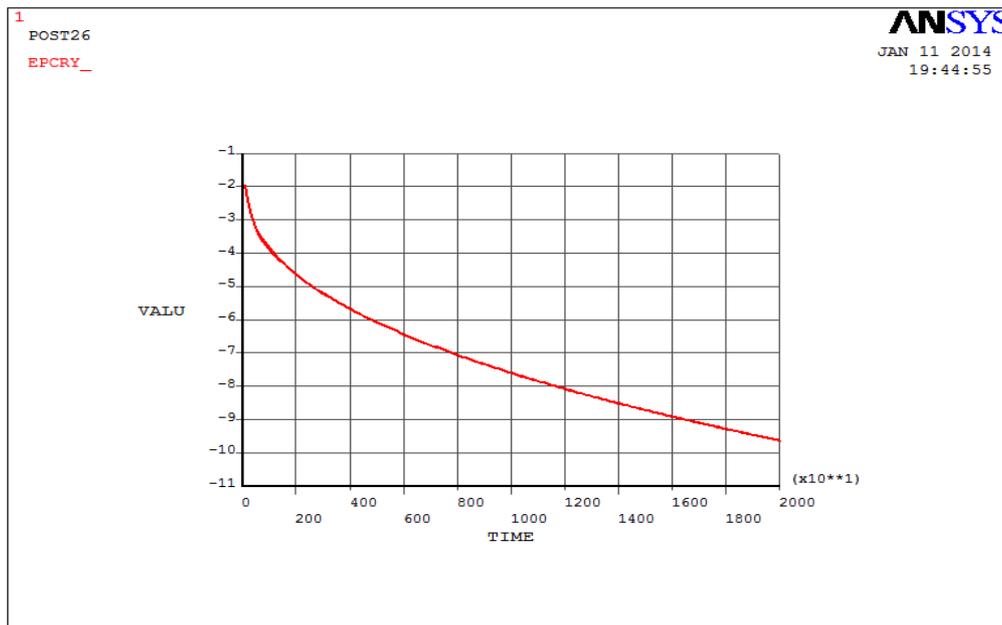


Figure IV.16. Illustration de la courbe de fluage du nœud 855

IV.5.4.3 Illustration des déformations au fluage (ϵ_x^{CF} , ϵ_y^{CF} , γ_{xy}^{CF}) et la contrainte τ_{xy}

La figure IV.17 illustre les contraintes de cisaillement dans le corps du barrage et du masque amont. On remarque une bonne symétrie dans les valeurs par rapport à l'axe du barrage, ceci est dû au fait que notre barrage possède un profil en travers presque symétrique suivant le plan XY. Le maximum est atteint sur les zones des deux parements et varie de -412398 Pa à +213370 Pa.

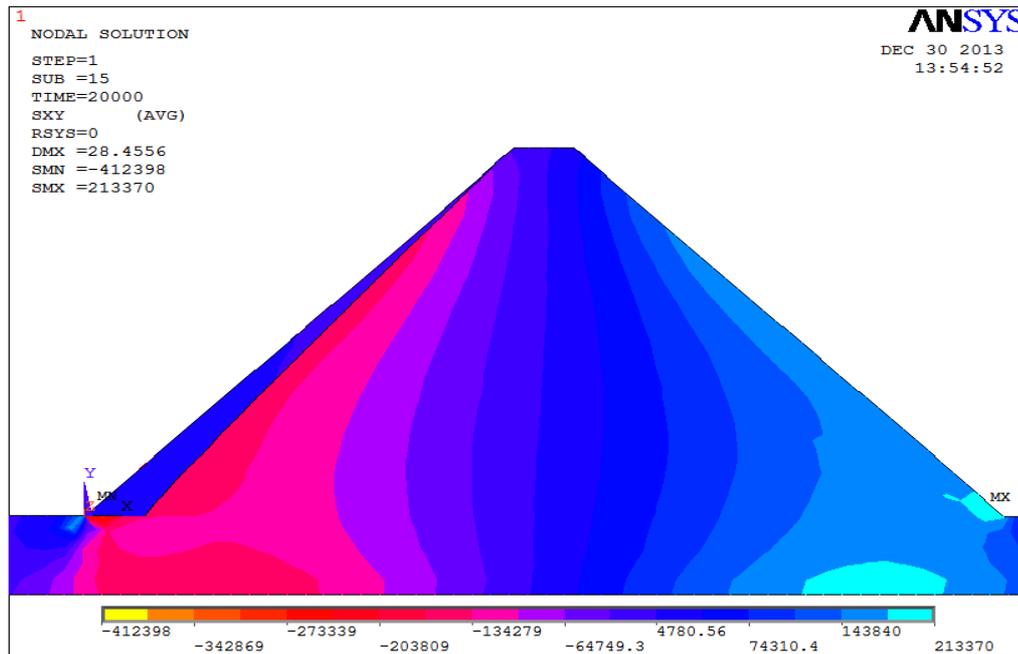


Figure IV.17. Illustration des contraintes de cisaillement τ_{xy} dans la structure

La figure IV.18 illustre le fluage du masque, on constate que le maximum de la déformation de fluage est enregistré au niveau de la base du parement là où le chargement est maximal. La valeur minimale est illustrée d'après la simulation au niveau de la partie supérieur du masque.

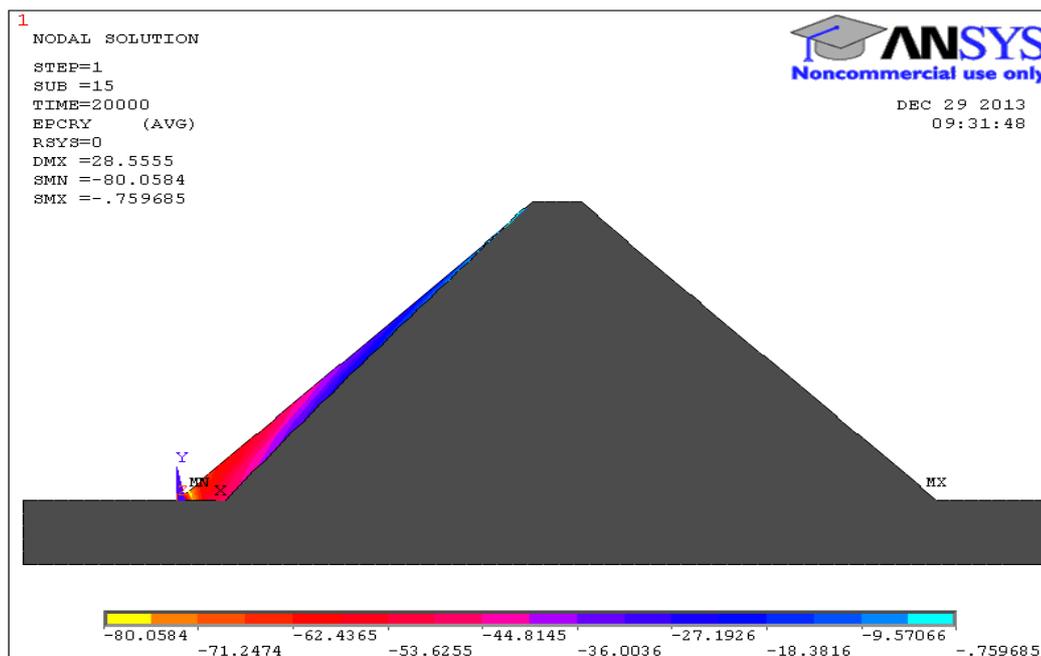


Figure IV.18. Illustration des déformations de fluage ϵ_y^{CT} dans le masque

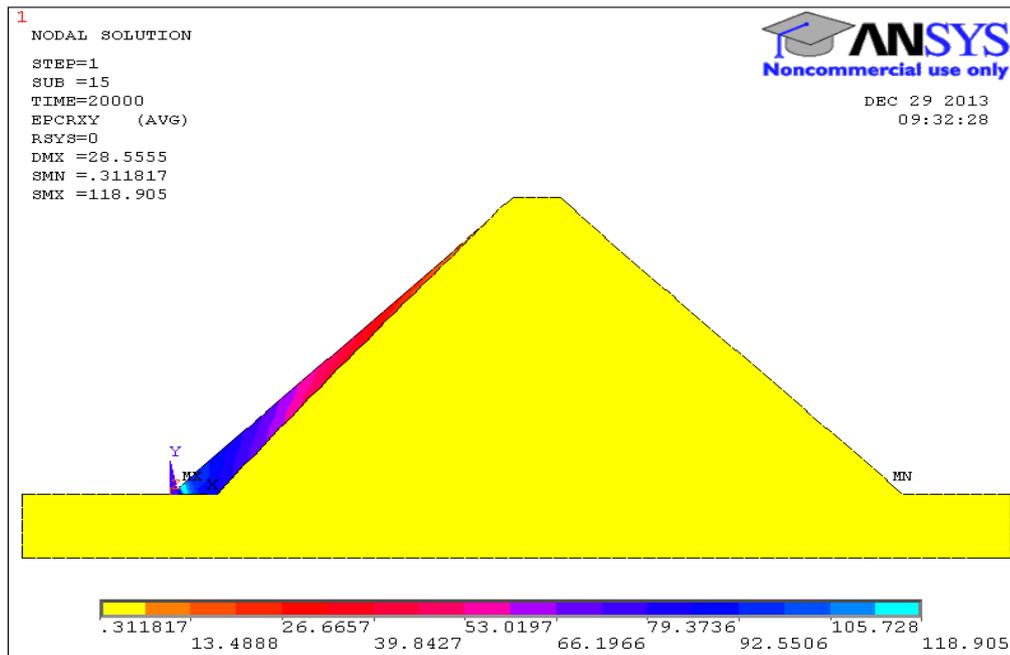


Figure IV.19. Déformations de fluage au cisaillement γ_{xy}^{cr} dans le masque

La figure IV.19, illustre les déformations de fluage au cisaillement à 20000heures, elles atteints la valeur maximale de 118.905 [mm/m] à la base du parement amont comme le montre la figure. La simulation des déformations au fluage, montrent en termes de résultats que les courbes de fluage sont très étalées dans leurs phases plastiques, ainsi le calcul des déformations plastique ($\varepsilon_x^p, \varepsilon_y^p$) maximales peut se faire par soustraction par l'intermédiaire de la formule suivante :

$$\varepsilon^{cr} = \varepsilon^{el} + \varepsilon^p \Rightarrow \varepsilon^p = \varepsilon^{cr} - \varepsilon^{el}$$

Ainsi on aura comme résultats:

1. Déformation plastiques dans le sens x (ε_x^p)

$$\varepsilon_x^p = \varepsilon_x^{cr} - \varepsilon_x^{el} = 5.6207 - 0.1975 = 5.42355 \text{ mm/m}$$

2. Déformation plastiques dans le sens y (ε_y^p)

$$\varepsilon_y^p = \varepsilon_y^{cr} - \varepsilon_y^{el} = 80.0584 - 0.167097 = 79.8913 \text{ mm/m}$$

En terme de conclusion et à travers les résultats affichés, on constate que les valeurs des déformations élastiques ($\varepsilon_x^{el}, \varepsilon_y^{el}, \gamma_{xy}^{el}$) affichées restent faibles par rapport aux déformations plastique. En outre les déformations plastiques sont macros macroscopiquement homogènes, en d'autres termes, elles traduisent le fait que le masque amont se déforme uniformément.

Les premiers glissements cristallographiques apparaissant dans les grains (à l'échelle cristallographique) sont orientés à 45° de la sollicitation macroscopique. Les autres systèmes de glissement se mettent en action pour accommoder la déformation qui devient macroscopiquement homogène. De plus la déformation plastique est stable et elle se fait sans variation de volume dans un état d'équilibre qui se traduit par phénomène de consolidation ou d'écroutissage. Ce phénomène d'écroutissage s'explique au niveau de la microstructure par l'augmentation de la densité de dislocations qui ont tendance à s'enchevêtrer et à se bloquer.

IV.5.4.4 Illustration des valeurs quantitatives de Von Mises de fluage

1. Evolution des déformations élastiques de Von Mises (ϵ_{VM}^e)

La figure IV. 20 Suivante illustre les déformations élastiques de Von Mises, elles varient de $0.422 \cdot 10^{-4}$ mm/m à 0.7923 mm/m, cette valeur nous renseigne sur la propriété élastique du bitume de ce déformé largement sans subir la rupture.

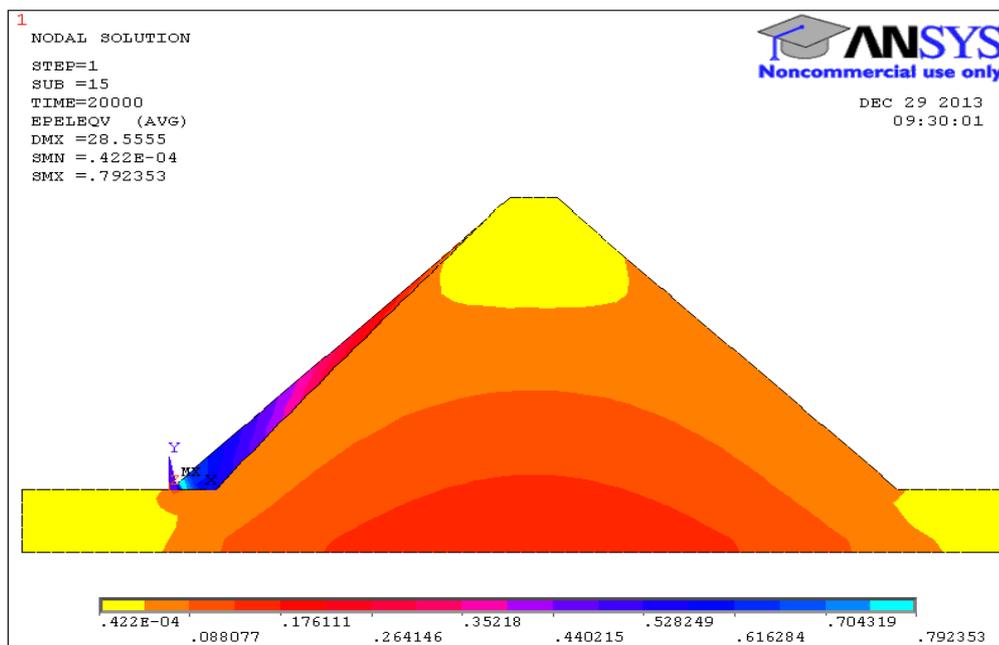


Figure IV.20. Illustration des déformations élastique de Von Mises dans la structure

2. Evolution des déformations de fluage de Von Mises (ϵ_{VM}^f)

La figure IV. 21 Suivante illustre les déformations de fluage de Von Mises, elles varient de 0.48278 mm/m à 138.194 mm/m constituant ainsi la valeur maximale de la déformation au cours du fluage. Cette valeur nous renseigne sur la capacité que renferme le béton bitumineux pour se fluier.

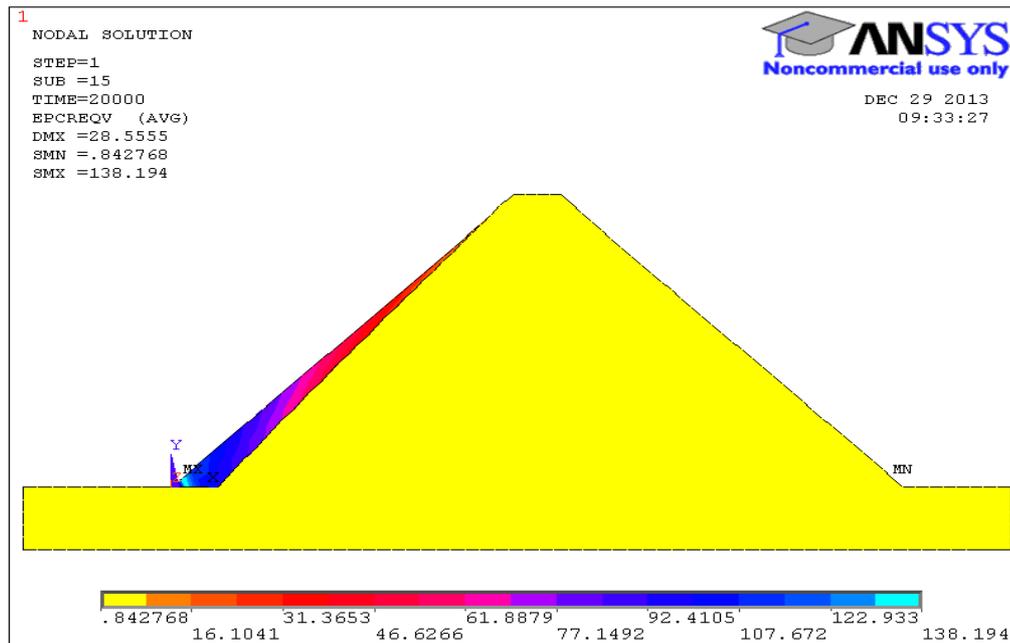


Figure IV.21. Illustration des déformations de fluage de Von Mises dans le masque ε_{VM}^{CP}

Ainsi on peut déduire les déformations plastiques de Von Mises donnée comme suit :

$$\varepsilon_{VM}^p = \varepsilon_{VM}^{CP} - \varepsilon_{VM}^{sl} = 138.194 - 0.7923 = 137.402 \text{ mm/m}$$

3. Evolution des contraintes de Von Mises (σ^{VM})

D'après les résultats affichés dans la figure IV.22, la valeur 334.829Pa calculée sur le parement constitue la contrainte de Von Mises minimale, ce qui nous renseigne sur la résistance développée au cisaillement par ce type de matériau dans l'accomplissement de son rôle pour lequel il est conçu.

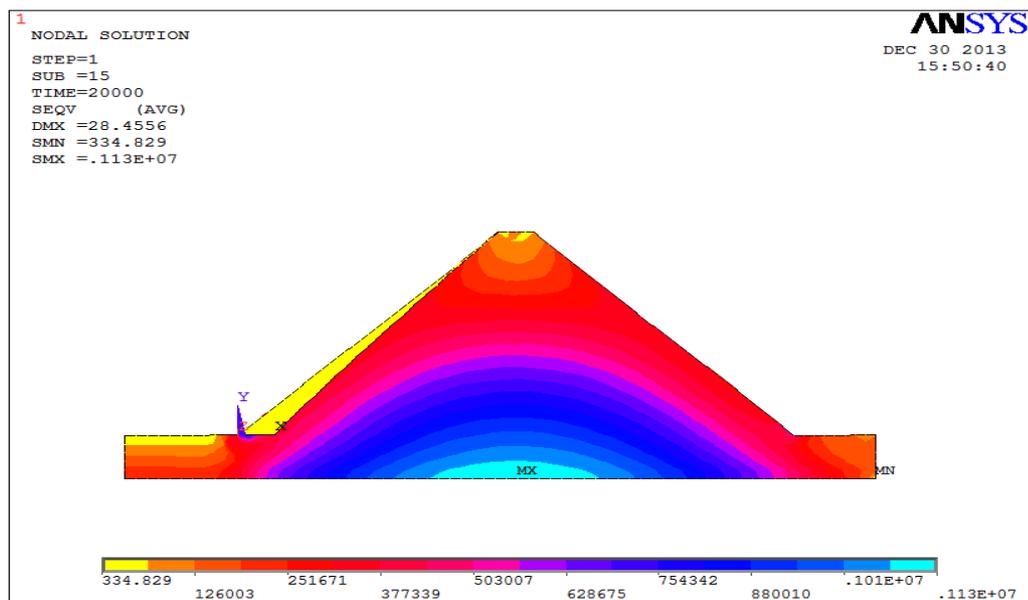


Figure IV.22. Illustration des contraintes de Von Mises (σ^{VM}) dans la structure

IV.5.4.5 Analyse des contraintes

1. Illustration des contraintes principale (σ_{II} σ_{III})

Les figures IV.23 et IV.24 illustrent les contraintes principale σ_{II} et σ_{III} dans le plan xy

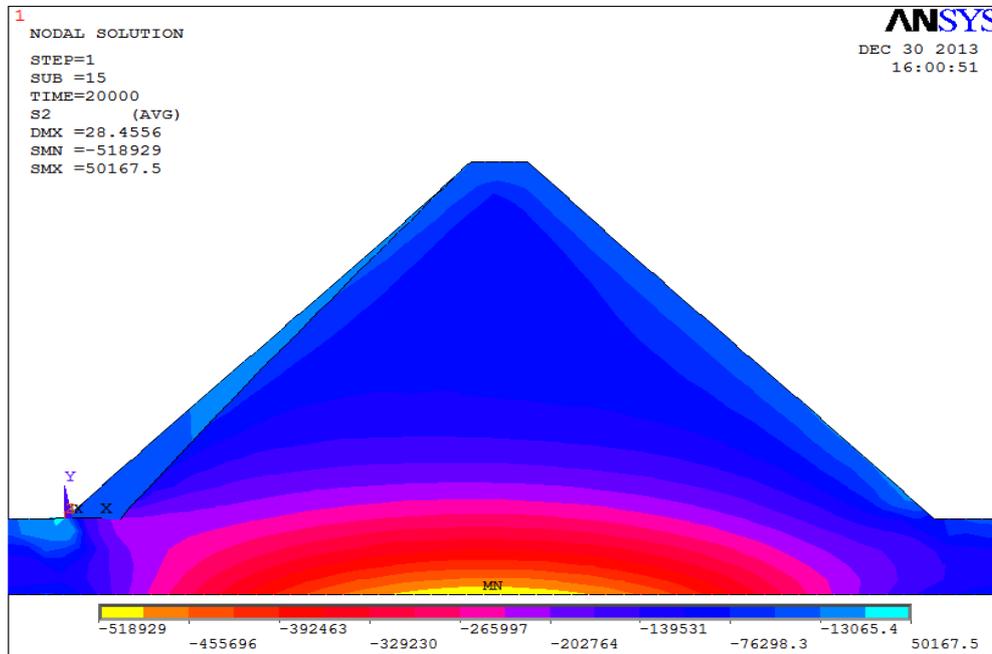


Figure IV.23. Illustration des contraintes principales S2 dans la structure

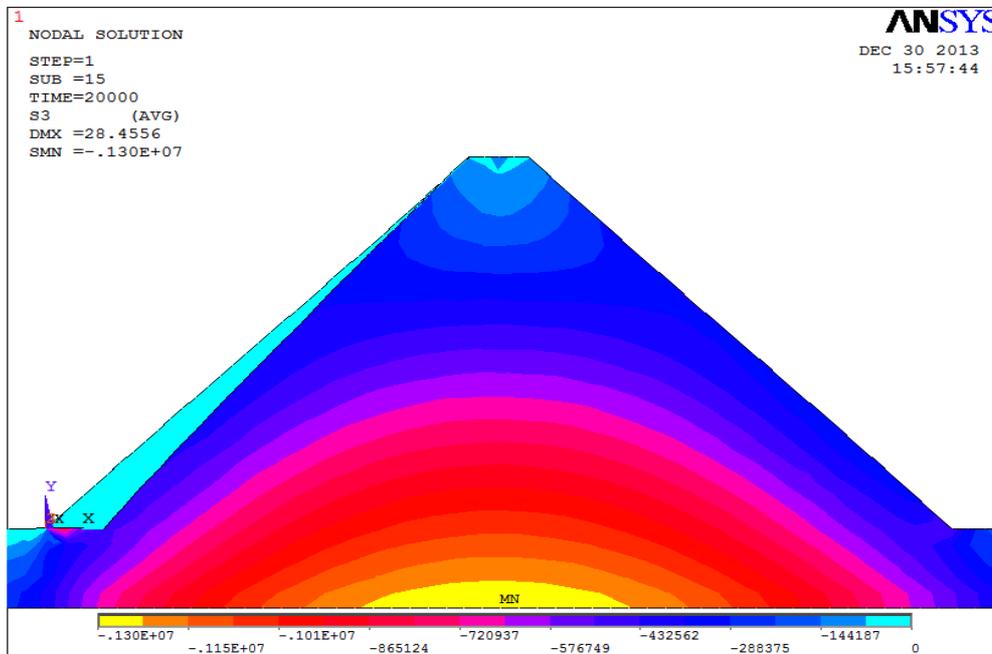


Figure IV.24. Illustration des contraintes principales S3 dans la structure

2. Illustration des contraintes (σ_x , σ_y)

Les figures IV.25 et IV.26 suivantes, illustrent les contraintes σ_x et σ_y dans la structure. On constate que la distribution des contraintes est symétrique par rapport à l'axe du barrage.

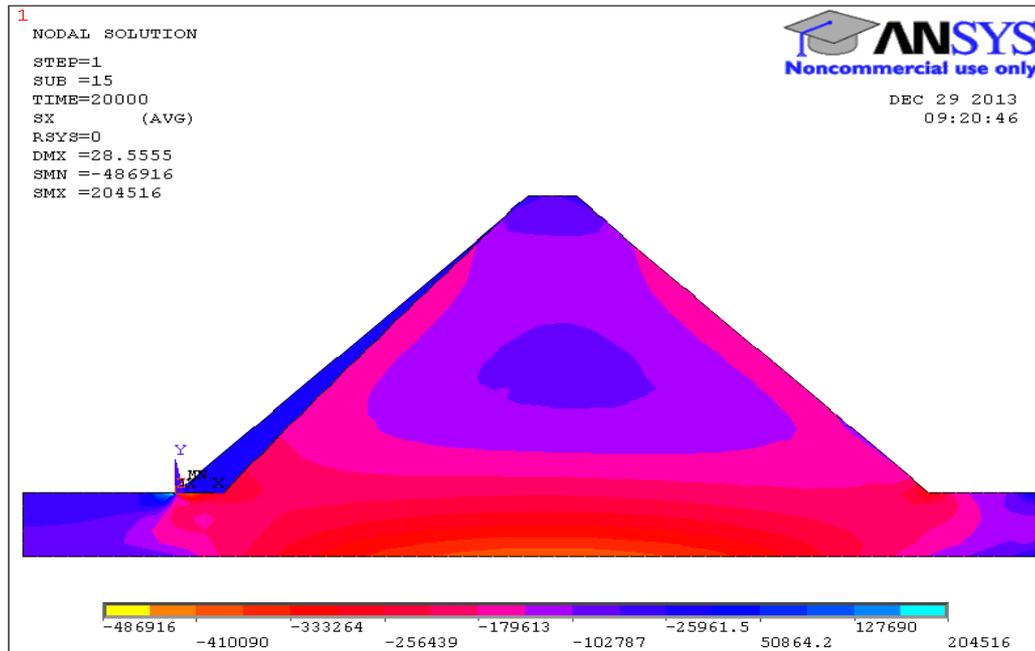


Figure IV.25. Illustration des contraintes SX dans la structure

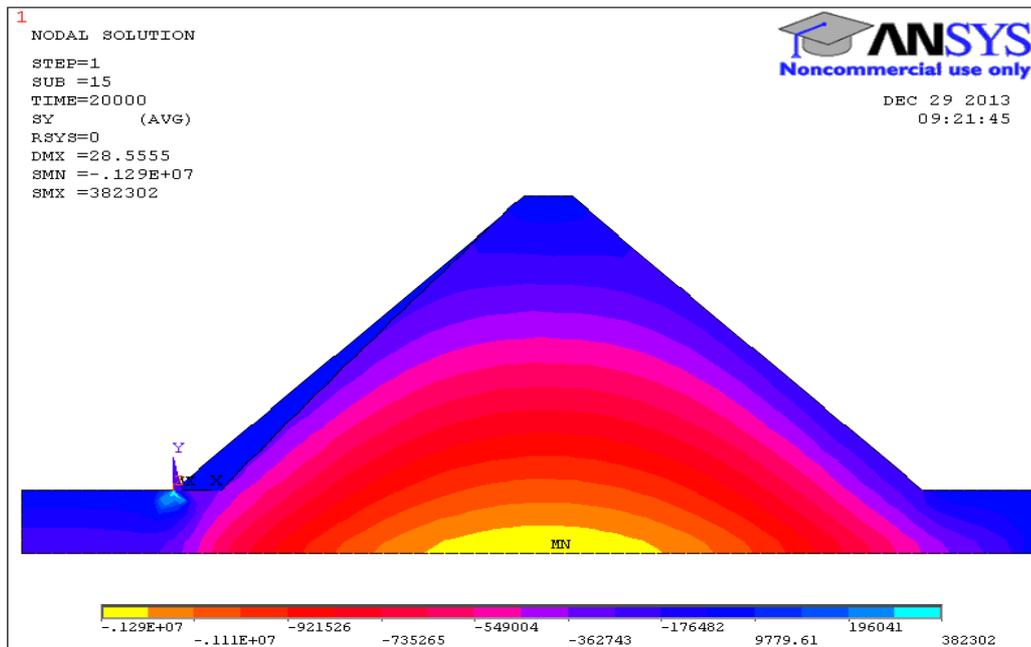


Figure IV.26. Illustration des contraintes SY dans la structure

IV.5.5 Effet de la température (T) sur les contraintes et les déformations de fluage (ε_{cr})

IV.5.5.1 Effet de la température sur les déformations de fluage

La connaissance des déformations de fluage sous les différentes températures est très importante pour estimer les fissurations induites sous ce type de chargement. Hannant (1967) [33], en faisant des essais sur éprouvettes, a trouvé une relation approximativement linéaire entre le fluage et la température (pour des températures situées entre 27 et 80°C), pour une durée de charge de 733 jours (Figure IV.27). Ces essais à température variable, illustrent que les déformations de fluage doublait pour des températures qui varient entre 20 et 45°C. Dans ce qui suit nous allons illustrer à travers les figures suivantes l'influence de la température sur les déformations de fluage. Au cours de cette analyse le paramètre $C_4 = Q_{cr}/R$ de l'équation (IV.25) qui représente le coefficient de l'énergie d'activation du matériau n'est pas nul. Cette théorie considère que le fluage résulte d'un processus d'activation thermique au niveau moléculaire. Cette approche (théorie de la cinétique), analogue à celle qui est utilisée pour les métaux, elle consiste en la généralisation de la loi d'Arrhenius [36], (Eq. IV.26):

$$\varepsilon_{cr} = (a_0) \sigma^m t^n e^{-(Q_{cr}/RT)} \quad (IV.26)$$

Avec :

- Q_{cr} : énergie d'activation du matériau, R : Constante des gaz parfait (8,314 J.mol⁻¹.K⁻¹),
 T : température en kelvin de référence égale à 273°K.
- a_0 , m et n constantes de fluage du matériau correspondant à C1 C2 et C3

L'influence de la température sur l'évolution du fluage dépend de la maturité (degré d'hydratation) au temps de l'application de la charge, et de l'augmentation de la résistance durant la période de chargement. Lorsque le matériau est chauffé pendant une longue durée avant le chargement, sa maturité sera grande et sa déformation en fluage sera faible. Par contre, si le matériau est chauffé peu de temps, ou au cours du chargement, lorsque le béton possède une maturité faible, la déformation en fluage est plus importante.

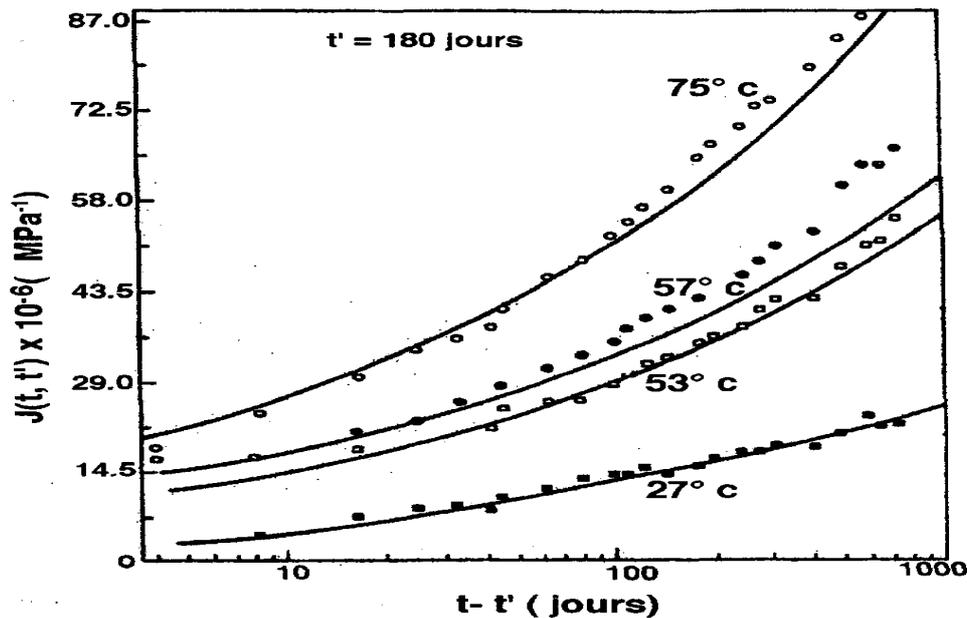


Figure IV.27. Influence de la température sur le fluage d'après Hannant (1967)

On constate à travers la courbe de la figure.IV.28 suivante, que les courbes de déformations de fluage ϵ_{cf} sous les différentes températures de (25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C) ont un écart de déformations constant de 2 [mm/m]. La déformation de fluage ϵ_{cf} à 20000heurs est de 6.5fois la déformation instantané ϵ_{ei} . Le taux de déformations moyen atteint les 30% pendant le premier mois et 58% en 6mois, pour toutes les températures considérées.

Sous une contrainte hydrostatique de 3.6MPa, la figure IV.30 montre les déformations ϵ_{cf} de fluage sous des températures de (25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C). On constate à travers cette figure, que les courbes de déformations de fluage ϵ_{cf} ont un écart de déformations constant de 2.5 [mm/m] en moyen. La déformation de fluage ϵ_{cf} à 20000heurs est de 7fois la déformation instantané ϵ_{ei} et à 65°C, elle dépasse de 66.66% la déformation de fluage à 25°C. Le taux de déformations moyen atteint 28.2% pendant le premier mois et 58.3% en 6mois, pour toutes les températures considérées.

Pour une contrainte hydrostatique de 5.29MPa, la figure.IV.31 montre les déformations ϵ_{cf} de fluage sous des températures de (25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C). De cette figure on constate, que les courbes de déformations de fluage ϵ_{cf} ont un écart de déformations constant de 4.75 [mm/m] en moyen. La déformation de fluage ϵ_{cf} à 20000heurs est de 6.45fois la déformation instantané ϵ_{ei} et à 65°C, elle est de 65.38% de la déformation de fluage à 25°C. Le taux de déformations moyen atteint les 27.52% pendant le premier mois et 60.42% en 6mois, pour toutes les températures considérées.

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

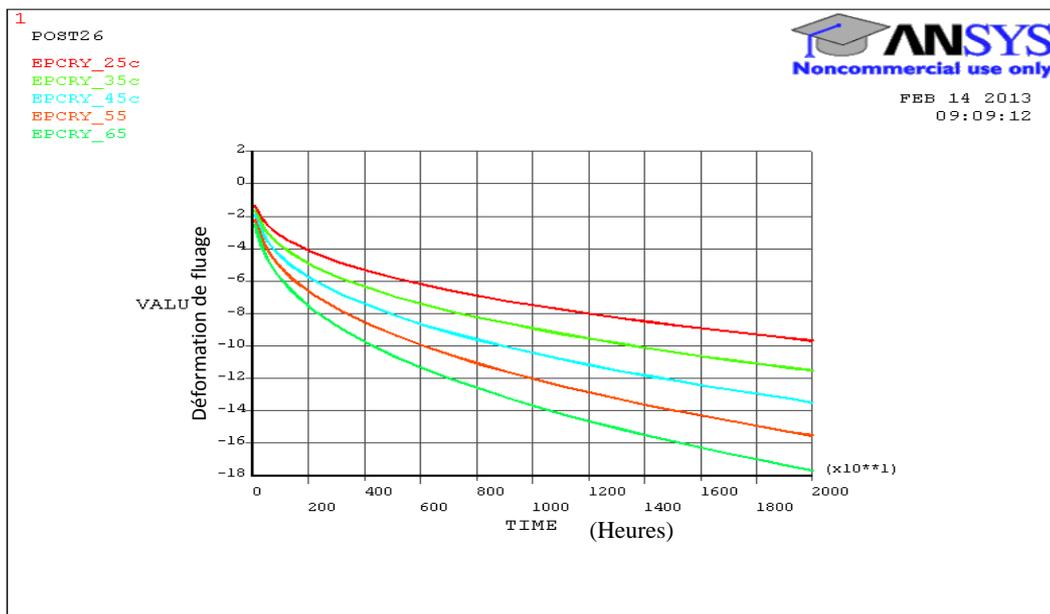


Fig.IV.28. Influence de la température sur les déformations de fluage sous $\sigma = 1.69$ MPa

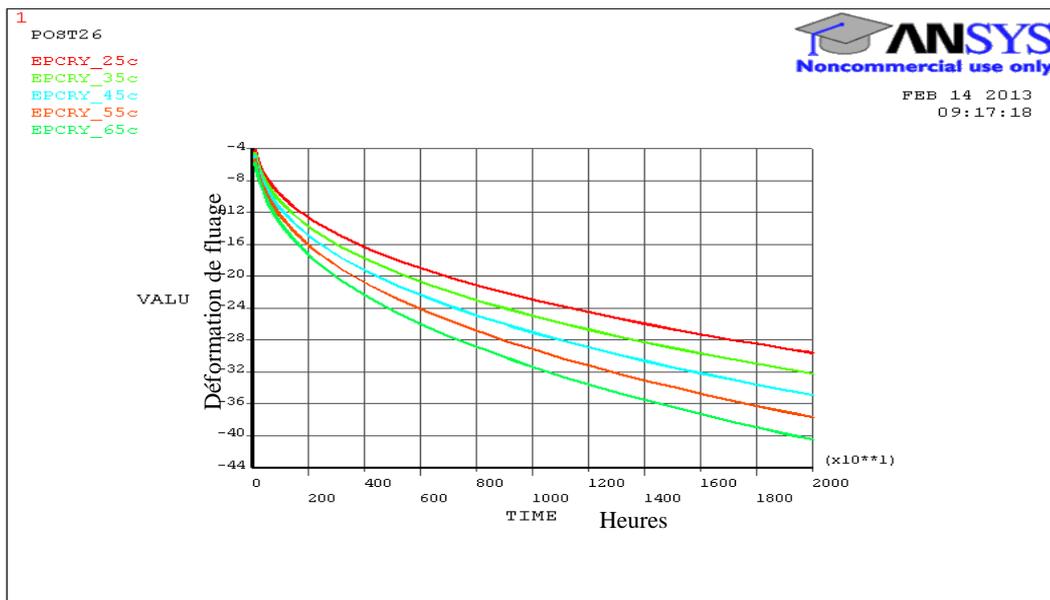


Figure.IV.29. Influence de la température sur les déformations de fluage sous $\sigma = 3.6$ MPa

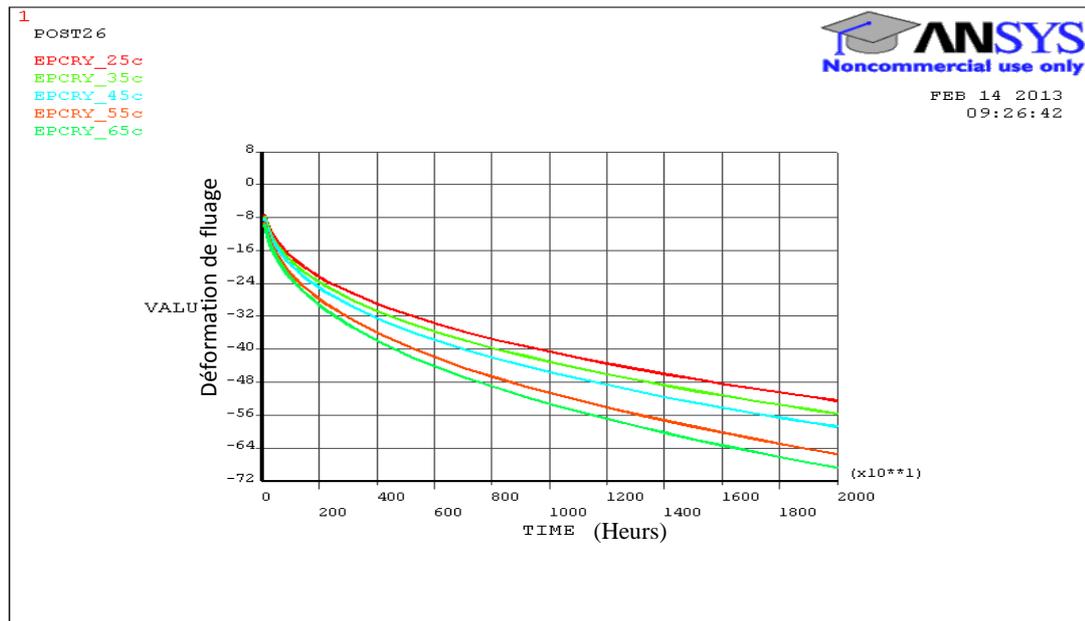


Figure IV.30. Influence de la température sur les déformations de fluage sous une contrainte de 5.29 MPa

On termes de conclusion, on constate à travers ces figures que les déformations totales sont constituées de déformations mécaniques et thermiques :

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_{\text{mécanique}} + \varepsilon_{\text{thermique}} \quad (\text{IV.27})$$

avec : $\varepsilon_{\text{mécanique}}$ décrit la déformation mécanique dues au chargement hydrostatique et $\varepsilon_{\text{thermique}} = \alpha \Delta T$ où ΔT est la variation de température, et α est le coefficient de dilatation thermique ($\alpha \approx 23 \cdot 10^{-6} \text{ m/m/}^\circ\text{C}$) du béton bitumineux.

IV.5.5.2 Evolution des contraintes (σ) sous l'effet de la température

Les figures suivantes illustrent l'effet de la température sur l'évolution des contraintes pendant le temps du chargement, l'étude se focalise sur les températures qu'on a calculé sur la surface du masque à savoir (25°C, 35°C, 45°C, 55°C et 65°C). On constate que l'évolution des contraintes s'effectue en trois phases.

- La 1^{er} phase s'étale sur un intervalle de temps ($0 < t < 1000\text{h}$) ou on enregistre des valeurs maximal de contraintes (σ), elle correspond en réalité à la phase élastique ou on a enregistré des déformations élastiques de faibles valeurs ce qui explique que le matériau résiste mieux aux sollicitations.

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

- Dans la deuxième phase, les contraintes diminuent légèrement pour rester constantes sur un intervalle de temps qui s'étend entre ($1000h < t < 2500h$), elle correspond en réalité au début du processus d'activation thermique au niveau de la structure. A la fin de cette phase, les contraintes diminuent brusquement ce qui nous renseigne sur une éventuelle chute de résistance du béton bitumineux suite à la diminution de sa rigidité (E). Cette étape correspond à la limite élastique dans les courbes de déformations de fluage. Cette phase décrit le passage du matériau de l'état élastique à l'état viscoélastique.

Ces deux premières phases correspondent en réalité au fluage primaire ou il y a surtout création et propagation et enchevêtrement des dislocations, on observe des structures formées par glissement des dislocations qui sont représentées par des bandes de déformations et lignes de glissement plus au moins espacées suivant la contrainte appliquées et le temps de fluage.

- En fin, on assiste à la troisième phase qui se caractérise par une augmentation progressive des contraintes jusqu'à une valeur de 2000Pa. Cette phase correspond à la phase du fluage secondaire ou la vitesse de déformation reste constante et le matériau se durcit (écrouissage). Lors de cette phase, les dislocations s'assemble pour former une cellulaire plus au moins nette, cela correspond à une polygonisation du glissement. La densité des dislocations reste stable au cours de ce stade, en revanche, la désorientation entre les sous grains augmente avec le temps.

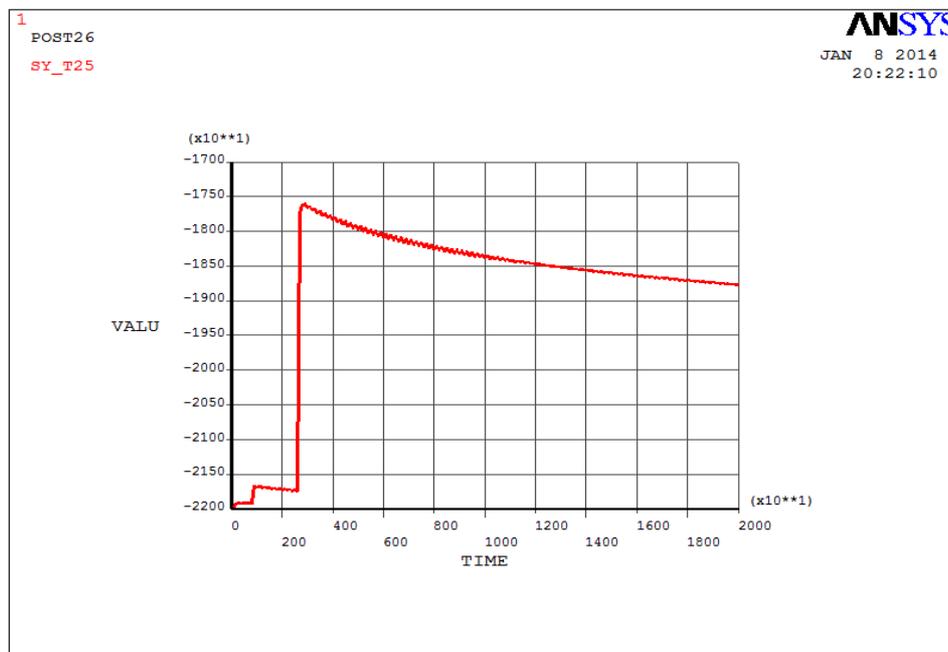


Figure IV.31. Evolution de la contrainte σ_Y sous la température 25°C

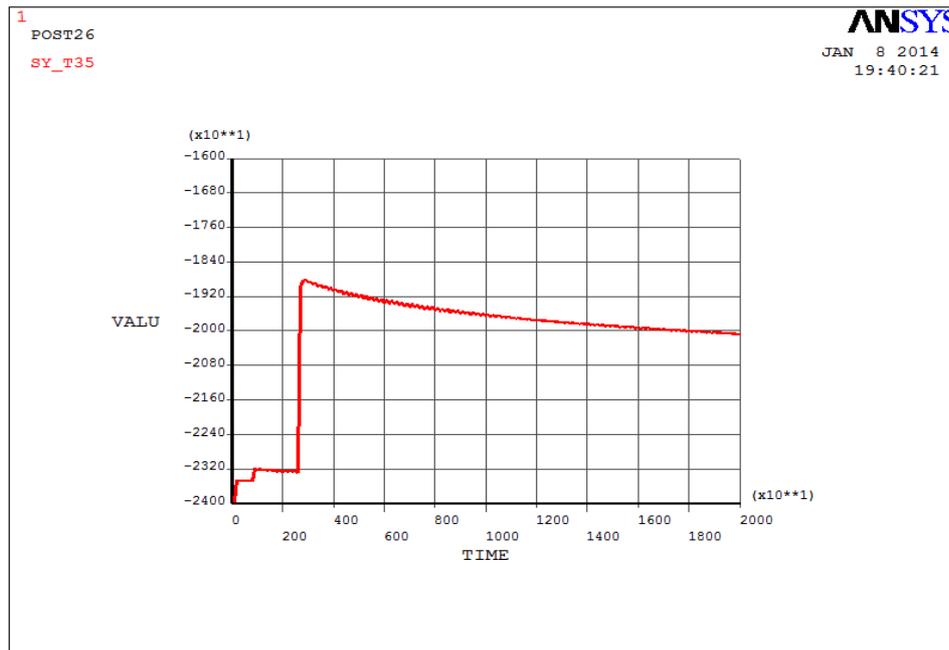


Figure IV.32. Evolution de la contrainte σ_y sous la température 35°C

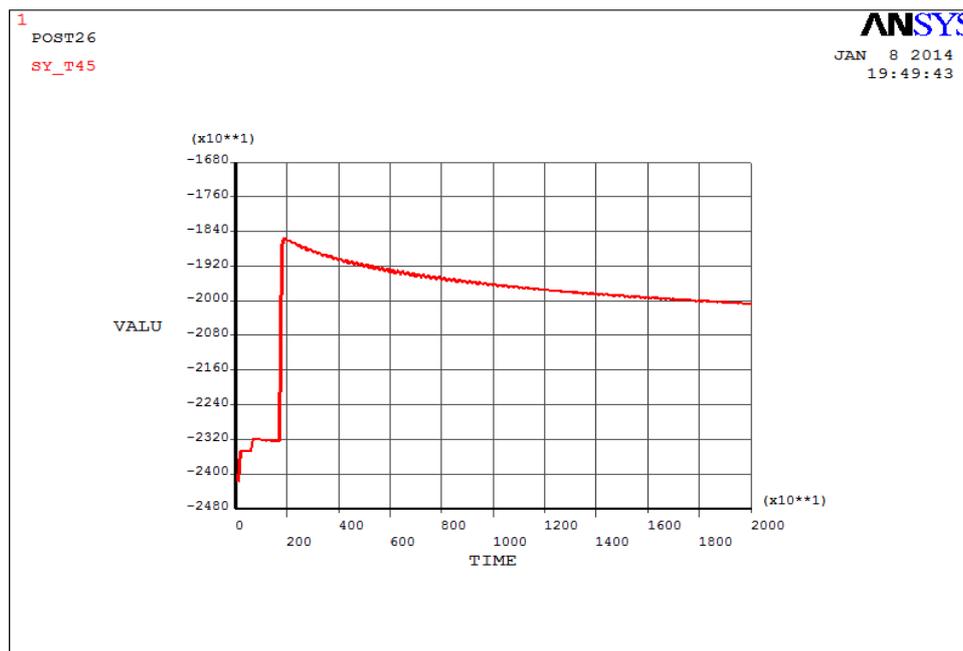


Figure IV.33. Evolution de la contrainte σ_y sous la température 45°C

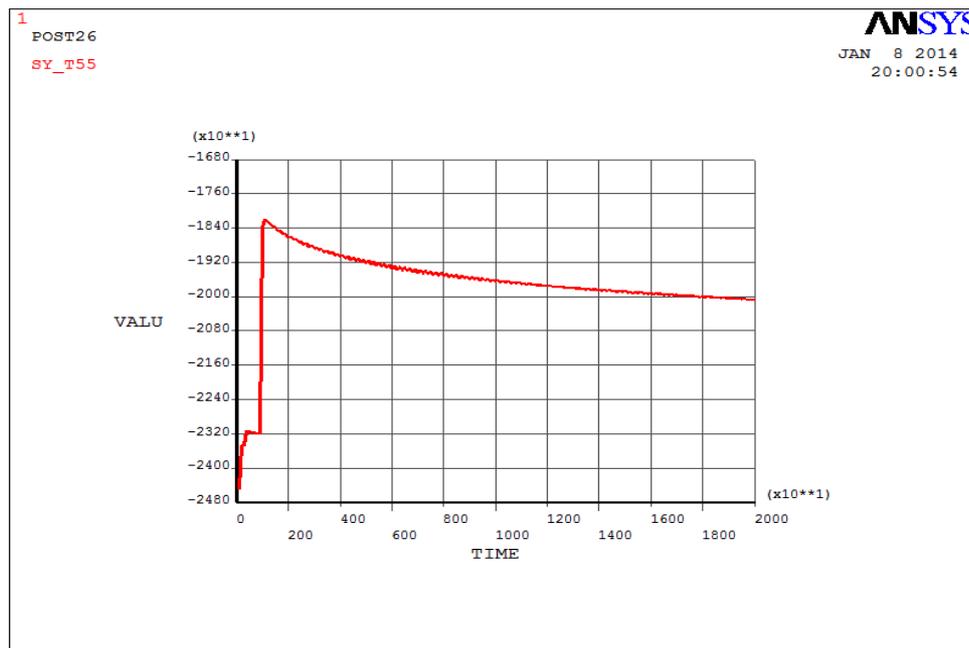


Figure IV.34. Evolution de la contrainte σ_y sous la température 55°C

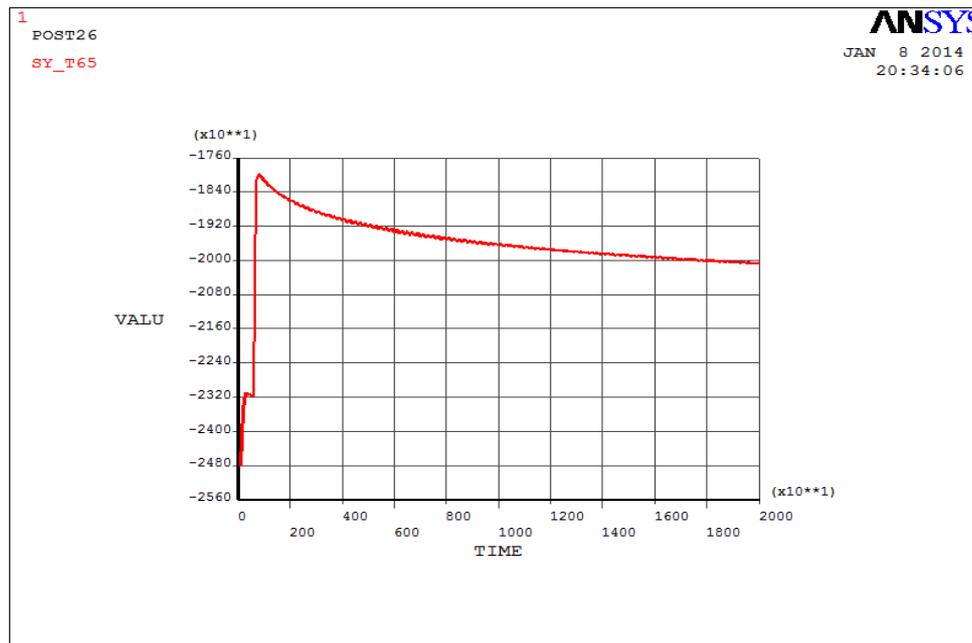


Figure IV.35. Evolution de la contrainte σ_y sous la température 65°C

IV.6 Conclusion

L'objectif de ce chapitre été de donner les procédures de modélisation du fluage dans l'analyse structural. On a discuté des étapes de base de la modélisation, ensuite de la formulation des valeurs initiales des conditions aux limites décrivant le comportement au fluage d'une structure ou d'un solide dans les trois dimensions et on a exposé ensuite le

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

procédé de la solution numérique. Une illustration des commandes utilisées dans le code de calcul ansys ont été données tel que la commande TB qui introduit la loi de fluage par l'écriture d'une subroutine ou bien par la méthode de man menu. Des équations gouvernantes décrivant le fluage pour des réponses aux chargements extérieurs dans un intervalle de temps donné ont été exposées au cours de ce chapitre. Parmi ces équations on a :

L'équation déformation-déplacement, condition aux limites. On a donné aussi les vecteurs contraintes, de déformations et de déplacements.

Enfin, nous avons modélisés la structure et on a essayé d'évaluer la stabilité des masques en béton bitumineux des barrages en enrochement et de déterminer s'il est possible de continuer à construire ce type de barrages avec masque amont en béton de bitumineux sur des dépôts d'alluvions granulaires de compacité moyenne dans des zones aride et semi-aride ou la température peut atteindre les 60°C.

Nous avons illustrés à travers les figures précédentes que les déplacements verticaux UY du masque amont et de la digue en enrochement sont insignifiants par rapport à la hauteur du barrage (72m), ils sont de l'ordre de 24.48cm pour le masque et de 0.7cm pour la digue. Les déplacements horizontaux UX représentent 14.45cm et ceux du corps du barrage sont de l'ordre de 0.056cm ce qui donne une sécurité dans son exploitation.

Pour l'étude au fluage, on a constaté que la température augmente les déformations de fluage, et la pente de la courbe de fluage s'accroît avec l'augmentation de la température. On a constaté à travers les résultats obtenus que le taux de déformations au fluage (ϵ_{cr}) atteint pratiquement 30% des déformations au bout d'un mois et 59% au bout de 6mois pour les différentes températures et chargement considérés. A 20000h du chargement constant, ces déformations atteignent une moyenne de 6.65 fois les déformations instantanées (ϵ_{el}).

A basses températures ($T/T_f < 0,3$), il s'agit d'une déformation plastique, liée à des mécanismes de dislocations. Lors du chargement et du fluage primaire, il y a surtout création et propagation des dislocations. En général, ces dislocations sont enchevêtrées. On observe les structures formées par glissement des dislocations : bandes de déformation et lignes de glissement plus ou moins espacées suivant la contrainte appliquée et le temps de fluage.

Le taux d'écoulement visqueux augmente avec l'augmentation de la viscosité η et par conséquent la déformabilité du liant augmente. A des hautes températures de service ($T/T_f > 0,5$), des changements importants dans la structure interne du béton bitumineux sont enregistrés avec l'accroissement de la viscosité η et la diminution du module de rigidité E. La viscoplasticité à haute température fait appel à des phénomènes de diffusion. Deux modes sont alors distingués selon la distance parcourue par la matière. Si la distance est courte, les mécanismes de fluage sont contrôlés par les mouvements de dislocations, si la distance est de l'ordre des grains, le mécanisme de transport se fait par diffusion transgranulaire (modèle de Herring- Nabarro) ou par diffusion inter granulaire (modèle de Coble).

Chapitre IV Modélisation du comportement au fluage du masque amont en béton bitumineux

Herring et Nabarro pensent que le transport de la matière se fait par extraction d'atomes de l'intérieur d'un cristal à travers sa surface. L'atome quitte la face du cristal sous compression et laisse une lacune sur une face soumise à la tension.

Les flux des lacunes et des atomes se font en sens inverse à travers le volume du grain. Les atomes se déplacent de la face sous compression vers la face sous tension et les lacunes sont transportées par le chemin inverse. En traction, il en résulte une évolution morphologique des grains qui s'allongent dans la direction de la contrainte appliquée et se rétrécissent dans la direction transverse, ce qui justifie la déformation produite. Par conséquent, les déformations enregistrées sont relativement faibles, ce qui constitue un paramètre de sécurité dans l'emploi de ce type de masques comme parement amont dans l'étanchéité des barrages en terre. D'une manière générale, la déformation de fluage augmente avec la contrainte σ et la température T .

En termes de conclusion, on peut dire que les déformations différées jouent un rôle très important dans le dimensionnement des structures et dans leur comportement à long terme. Une mauvaise évaluation des déformations de fluage et de retrait pourrait avoir des conséquences désastreuses sur l'ouvrage. Les désordres peuvent être apparus sous formes de variations des contraintes, augmentation de la flèche, apparition des propagations des fissures, ce qui affecte directement l'état de service et la durabilité des structures. Ainsi l'intérêt du fluage se caractérise par :

- Mesurer la variation des propriétés mécaniques d'un matériau sur une longue période de temps
- Caractériser les effets de la température sur les propriétés d'un polymère
- Déterminer la résistance d'un matériau dans le temps sous charge
- Concevoir des matériaux durables

Conclusion générale

Conclusion générale

Réalisé un projet de barrage en terre avec masque en béton bitumineux, constitue le souci majeur de l'ingénieur qui consiste à créer un ensemble formé de la structure et de sa fondation en respectant certaines conditions:

1. La stabilité : la structure doit se comporter de façon satisfaisante sans détérioration notable dans les conditions normales d'exploitation, en évitant la rupture catastrophique dans les conditions exceptionnelles (c'est-à-dire, les conditions les plus improbables mais possibles).
2. Assurer l'étanchéité, de façon à éviter (éliminer) les infiltrations, réduire le volume de fuite et éviter les accidents.

Malgré le bon choix des matériaux (étanches) et la position du tapis drainant (rabattement de la ligne de saturation) pour diminuer les infiltrations (diminution des pressions interstitielles) et assurer la stabilité du barrage en terre, la saturation du sol provoque une augmentation des pressions interstitielles, ce qui favorise la formation des fissures longitudinales qui risquent de se propager vers le noyau et tout le corps du barrage et qui, par conséquent, met en danger la stabilité des barrages en terre.

Sur le plan technique et économique, les masques en béton bitumineux restent les meilleurs organes d'étanchéité à réaliser, ils sont adaptés aux barrages en remblai et autres ouvrages hydrauliques, étant donné les qualités mécaniques et hydrauliques du matériau bitume et leur excellente résistance à de nombreux produits chimiques et aux microorganismes, le problème majeur de ce type de masque réside dans leur nature noire qui les rend sensibles au flux de chaleur provenant du rayonnement solaire, ainsi qu'aux phénomènes de fluage sous chargement hydrostatique constant.

En principe ce travail de thèse, se compose de deux parties essentielles:

Dans la première partie on a consacré une étude bibliographique sur les enrobés bitumineux et le phénomène de transfert thermique dans la structure du béton bitumineux. En premier lieu nous avons consacré une étude bibliographique sur les bitumes et les enrobés bitumineux ou nous avons parlé de la composition et le comportement de ces types de matériaux, de leurs propriétés physiques, thermomécaniques, rhéologiques et quelques modèles rhéologiques caractérisant leur comportement.

En deuxième lieu on a exposé différents modèles constitutifs de fluage et lois de comportement introduites dans une structure sous différentes températures et des formulations approchées ont été proposées à savoir :

- Des équations constitutives de fluage dans une structure matérielle.
- Procédures numériques d'introduction des lois de comportement et l'utilisation de certaines commandes.

Conclusion générale

Dans la deuxième partie, nous avons illustré la discrétisation de l'équation de chaleur dans un élément à quatre nœuds pour un problème plan à deux dimensions, avec comme finalité la constitution de la matrice de capacité thermique et celle de conductivité thermique. Cette méthode pourrait être transposée à d'autres types d'ouvrages, en particulier routiers. L'application de la loi de Fourier en régime transitoire sur le parement bitumineux nous a permis de calculer la température à la surface du masque amont et son évolution transitoire au cours d'une journée d'ensoleillement serein ainsi que son évolution en fonction de la profondeur du parement. Le modèle de calcul développé est particulièrement intéressant pour l'évaluation de la température maximale sur la surface et à différentes profondeurs du masque.

Un modèle prévisionnel de la température, intégrant les phénomènes de conduction et de convection et du rayonnement dans des conditions climatiques à ciel serein a été simulé dans la programmation par le logiciel Ansys. Les résultats obtenus en particulier les températures surfaciques de l'enrobé dont les valeurs affichées sont supérieures aux températures de l'air, montrent que les bétons bitumineux se comportent comme étant des corps absorbants de la chaleur. Ils se comportent comme des corps noirs, ce sont donc des absorbeurs parfaits.

L'étude au fluage du masque amont en béton bitumineux qui vise à quantifier les performances à long terme de ce matériau, et à comprendre les mécanismes visqueux associés, a montré que les déplacements U_Y du masque et de la digue en enrochement sont insignifiants par rapport à la hauteur du barrage (72m), ils sont de l'ordre de 24.183cm pour le masque, de cette valeur on peut conclure que le tassement final de la structure est achevé au bout de 833.33j. Les déplacements horizontaux U_X représentent 14.579cm et ceux de la digue sont de l'ordre de 0.056cm ce qui donne une sécurité dans son exploitation. Bernard COMBOU a stipulé, que la rupture des blocs peut générer des tassements significatifs dans la structure, et lorsque le pourcentage de blocs rompus est égal à 1% le tassement en crête du barrage est égal à 6,5 cm, et quand il atteint 12%, le tassement avoisine les 31cm, ce pourcentage de rupture est considéré comme étant final.

A travers les résultats enregistrés, on a constaté que la température influence sur les déformations de fluage, en augmentant la vitesse de déformation ce qui accentue la pente de la courbe de fluage. D'un autre côté, le taux de déformations au fluage atteint pratiquement 30% des au bout d'un mois et 59% au bout de 6 mois pour les différentes températures et chargements considérés. Elles sont estimées dans la littérature de 4 à 5 ‰ de la longueur ou (épaisseur) de la structure considérée.

A basses températures, il s'agit d'une déformation plastique, liée à des mécanismes de dislocations. Lors du chargement et du fluage primaire, il y a surtout création et propagation des dislocations. En général, ces dislocations ne forment pas de structures cellulaires particulières, elles sont enchevêtrées. On observe les structures formées par

Conclusion générale

glissement des dislocations : bandes de déformation et lignes de glissement plus ou moins espacées suivant la contrainte appliquée et le temps de fluage.

Lors du fluage secondaire, les dislocations s'assemblent pour former une structure cellulaire plus ou moins nette : cela correspond à une polygonisation du glissement. Les murs des cellules sont constitués de dislocations enchevêtrées. Ces cellules sont d'autant moins formées que la température est basse. Elles présentent bien souvent un allongement suivant le type de glissement activé. La densité de dislocations reste stable au cours de ce stade. La sous-structure se forme et se détruit constamment : il y a équilibre entre les processus de formation et d'annihilation des dislocations. En revanche, la désorientation entre les sous-grains augmente avec le temps. Tout se passe comme si le processus de formation et d'annihilation des dislocations concourait uniquement à l'accroissement de la désorientation des sous-grains entre eux

La prédiction du comportement du fluage à long terme, nous permet de dimensionner certaines structures devant fonctionner de nombreuses années, il est nécessaire d'extrapoler les résultats de fluage obtenus à des températures plus élevées que la température de service pour accélérer la déformation (ou réduire le temps des essais).

En fin, le choix des critères d'un projet est l'un des éléments les plus importants du processus de conception et de construction d'un barrage en terre, car il peut influencer l'étendue et la nature des reconnaissances et études de calcul ; de plus, il est essentiel à la préparation des dessins, des spécifications et des manuels d'exploitation et de maintenance. Nous espérons que ce travail incitera les ingénieurs de projets à réfléchir sérieusement à la signification des critères qu'ils aideront et les rendra conscients des conséquences que les critères peuvent avoir sur la conception et la construction

Références bibliographiques

- [1] ANSYS. ANSYS User's Manual Revision 10. 1st Edn., ANSYS, Inc., USA, 2004
- [2] Andrade, E. N., "The Viscous Flow in Metals and Allied Phenomena," Proceedings of the Royal Society, pp 1-12, 1910.
- [3] Andrade, E. N. "Flow of Metals under Large Constant Stress," Proceedings of the Royal Society, pp 329-342, 1914.
- [4] Airey, G.D., Dunhill, S.T., Collop, A.C., Scarpas, A., "Determination of constitutive model parameters to simulate asphalt mixture response". 6th RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials, Zurich, avril 2003.
- [5] American Society for Testing & Materials, Standard method ASTM D 5-25, 1985.
- [6] American Society for Testing & Materials, Tentative method ASTM D 3666T, Standard Test Method for Softening Point of Asphalts and Tar Pitches (Ring and Ball Apparatus).
- [7] Anderson, D. A., Christensen, D. W., Bahia, H. U., Dongre, R., Sharma, M. G., Antle, C. E., and Button, J. Binder: Characterization and Evaluation. Volume 3: Physical characterization. SHRP-A-369 Final Report, Strategic Highway Research Program, National Research Council, Washington, DC, 1994.
- [8] Asbeck WFV. "Le bitume dans les travaux hydrauliques", Vol II, Dunod, Paris, 1969.
- [9] Ashby. M.F. et Jones, D.R.H. Matériaux 1. Propriétés et applications. Dunod Paris 1991
- [10] Bailey-Norton F. H., The creep of steel at high temperatures, McGraw-Hill, London, 1929.
- [11] Belbachir K., Montel B., Chervier L., "Comportement des masques d'étanchéité en béton bitumineux des barrages du Secrétariat d'Etat à l'Hydraulique Algérien", XIème ICOLD, Madrid, pp 1053 -1073, 1973
- [12] Betten, J., Creep Mechanics, Springer, 2002.
- [13] Bonnier, P.G., Testing, modelling and numerical analysis of the mechanical behaviour of bituminous concrete. Thèse de Doctorat: Delft University, 1993.
- [14] Boussad N., Des Crois P., Dony A.: Prediction of mix modulus and fatigue law from binder rheology properties. J. Assoc. Asphalt Paving Techn., 65, 40-66-1996.

Références bibliographiques

- [15] Buttlar W. G., Roque R.: Evaluation of empirical and theoretical models to determine asphalt mixture stiffnesses at low temperatures- J. Assoc. Asphalt Paving Technology.- 65, 99-136- 1996.
- [16] Claudy P., Letoffe J.M., King G. N.: Characterization of paving asphalts by differential scanning calorimetry- Fuel Sci. Techn. Int. 9- 71-92 -1991.
- [17] Cambou, B. «Utilisation de la Methode des éléments discrets pour le Dimensionnement en géotechnique », Ecole Centrale de Lyon1, Université de Lyon, 2e Conférence Internationale sur le Calcul Numérique en Géotechnique (NUCGE 2011) Alger les 20 et 21 novembre 2011.
- [18] Commission internationale des grands barrages. (1982). Bituminous cores for earth and rockfill dams »
- [19] Côté J., J.-M. Konrad Périodes à risques de givrage différentiel sur le territoire québécois:
 - rapport CREIG-S2 Université de Laval, Faculté des Sciences et de Génie, Département de
 - Génie civil, Laval, Canada, 2001
- [20] De Backer C. Les températures dans les structures routières – Mesures expérimentales –
 - Méthode révisionnelle Rapport de recherche 180, Centre de recherches routières (CRR),
 - Bruxelles, 1979
- [21] Derkx F, Campin M., Such C.: Appareillage pour l'étude de films bitumineux faible épaisseur- Cahiers du Groupe Français de Rhéologie- 2 déc. 1983.
- [22] Djonlagic J., Pap I., Jovanic J.: Rheological properties of polymer bitumen blends: Black and Cole-Cole diagram presentation and analysis- Eurasphalt & Eurobitume Congress-paper 5.155-7-10-Strasbourg – May 1996.
- [23] Di Benedetto H., Des Crois P. Binder-mix rheology: limits of linear domain, nonlinear behavior- Proc. 1 st Eurasphalt and Eurobitume Congress- Strasbourg- paper E&E 5-107- 1996.

Références bibliographiques

- [24] Di Benedetto H., Modélisation du comportement des géomatériaux : Application aux enrobés bitumineux et aux bitumes. Thèse de Doctorat d'Etat : Institut National Polytechnique de Grenoble, septembre 1987.
- [25] Dorn, J.E., "Some Fundamental experiments on high temperature creep", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 3, pp. 85-116, 1955.
- [26] Francois Olard: Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basse températures, Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobés, Thèse de Doctorat INSA Lyon, 2003.
- [27] Frost, H.J., Ashby, M.F. *Deformation-Mechanism Maps*. Pergamon, Oxford et al, 1982.
- [28] Gawel, Irena D. Baginska- Effect of bitumen blowing on its chemical composition and colloidal type- 134- Eurobitume- 2000.
- [29] Garofalo F., *Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals*, Macmillan, New York, 1965.
- [30] George KP and Husain S, 'Thickness Design for Flexible Pavement: A Probabilistic Approach.' *Transportation Research Record*, 1095 pp 27-36, 1986.
- [31] Glanville W.H., Thomas F.G., studies in reinforced concrete –IV. Further investigations on creep or flow under load, *Building research technical*, Paper N° 21, London, 44PP, 1936
- [32] Grille, D. *Transferts thermiques appliqués aux revêtements routiers* Institut Supérieur Industriel ECAM, Bruxelles, 2005
- [33] Hannant D.J, Strain behavior of concrete up to 95°C under compressive stresses, *Proc. Conf. On Prestress Concrete Pressure Vessels*, Group C, Paper 17, Inst. Of Civil Engs., London, pp 57-71, 1967
- [34] Hansen T.C., Creep of concrete, Swedish Cement and Concrete Research Institut, Stockholm, Bulletin N°33, pp 48-60, 1958
- [35] Hill, R., "The Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press", New York, 1950.
- [36] Honeycombe, R.W.K. «The Plastic Deformation of Metals», Edward Arnold, 369 (1984).
- [37] Huang, B. L., Mohammad, N., Wathugala, G. W. Application of a Temperature Dependent Viscoplastic Hierarchical Single Surface Model for Asphalt Mixtures », *Journal of Materials in Civil Engineering*, vol. 16, n° 2, pp. 147-154, , 2004.

Références bibliographiques

- [38] Huet, C., Etude par une méthode d'impédance du comportement viscoélastique des matériaux hydrocarbonés. Thèse de Docteur Ingénieur, Paris: Faculté des Sciences de l'université de Paris, 1963, 69 p.
- [39] Hyde, T. H., Jones, I.A., Peravali, S., Sun, W., Wang, J.G., and Leen S. B., 2005, "Anisotropic Creep Behavior of Bridgman Notch Specimens," Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 219(3), pp. 163-175.
- [40] Hyde, T.H., Xia, L., Becker, A.A. (1996): Prediction of creep failure in aero engine materials under multi-axial stress states. Int. J. Mech. Sci. 38, 4, 385 – 403
- [41] Iddir R., N. Laradi- Etude du comportement rhéologique des enrobés bitumineux et l'influence sur la fatigue (cas de deux mélanges bitumineux algériens)- IGC-USTHB- Ier SN des Géomatériaux
- [42] Imad L. Al-Qadi, Shih-Hsien Yang, Jean-François Masson, Kevin K.McGhee: Characterization of low temperature mechanical properties of crack sealants utilizing direct tension test, Research Report ICT-08-028, Illinois Center for Transportation, November 2008.
- [43] Institut belge de Normalisation (IBN) Bitumes et liants bitumineux – Détermination de la température de ramollissement – Méthode Bille et Anneau NBN EN 1427:2000
- [44] Jean M., Paul R., Patrice M., "Technique des petits barrages en Afrique Sahélienne et Equatoriale", Cemagref, Paris, 1996.
- [45] Kachanov, L.M. O vremeni razrusheniya v usloviyakh polzuchesti (On the time to rupture under creep conditions, in Russ.). Izv. AN SSSR. Otd. Tekh. Nauk , pp.26 – 31, 1958
- [46] Kawai, M. Creep and plasticity of austenitic stainless steel under multiaxial non-proportional loadings at elevated temperatures. In: Hui, D., Kozik, T.J. (eds.) Viscoplastic behavior of new materials. ASME, PVP-Vol. 184, New York, pp. 85 – 93, 1989
- [47] Kowalewski, Z.L., Hayhurst, D.R., Dyson, B.F. Mechanisms-based creep constitutive equations for an aluminium alloy. J. Strain Anal. 29, 4, pp. 309 – 316, 1994
- [48] Kreitmann, M. «Variation journalière de la température dans le masque en béton bitumineux», Rapport n° III du 2/9/59, Laboratoire du Bâtiment et des Travaux Publics (Algérie), pp 2 – 8, 1959.
- [49] Laradi Nadir, Modélisation du comportement des matériaux traités aux liants hydrocarbonés Thèse de Doctorat INSA Lyon 1990

Références bibliographiques

- [50] LEE, H.J., Uniaxial constitutive modeling of asphalt concrete using viscoelasticity and continuum damage theory. Phd Thesis, Department of Civil Engineering, Raleigh, North Carolina State University, 1996.
- [51] Lemaitre, J., Chaboche, J.L. Mechanics of Solid Materials. Cambridge University Press, Cambridge, 1990
- [52] Lundstrom.,R, Rheological and fatigue characterisation of asphalt concrete mixtures using uniaxial testing. Licentiate Thesis, KTH (Royal Institute of Technology), Stockholm, 2002.
- [53] Malinin, N.N. Raschet na polzuchest' konstrukcionnykh elementov (Creep calculations of structural elements, in Russ.). Mashinostroenie, Moskva, 1981
- [54] Merbouh M.: caractérisation rhéologique de fluides complexes, application aux bitumes routiers, mémoire de magistère, Université de Bechar, juin 2000.
- [55] Masad, E., Ashman, L., Little ,D., Zbib, H., Viscoplastic modeling of asphalt mixes with the effects of anisotropy, damage and aggregate characteristics », Mechanics of Materials, vol. 37, p. 1242–1256, 2005.
- [56] Metzner, A. B.- Rheology of Suspensions in Polymeric Liquids- J. Rheol.- 29, 739-775,1985.
- [57] Ministère de L'Agriculture, « Technique des barrages en aménagement rural », Nouvelle édition, Paris, 1989.
- [58] Nabarro, F. R. N., "Thermal Activation and Andrade Creep," Philosophical Magazine Letters, 74(4), pp 227-233, 1997.
- [59] Odqvist, F.K.G., Hult, J. Kriechfestigkeit metallischer Werkstoffe. Springer, Berlin u.a, 1962
- [60] Olard, F., Di Benedetto H , Dony, A., Vaniscote, J.C., "Properties of bituminous mixtures at low temperatures and relations with binder characteristics". 6th International RILEM Symposium on Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials, Zurich, avril 2003.
- [61] Pantelakis, S., Kriechverhalten metallischer Werkstoffe bei zeitveranderlicher Spannug, PhD Thesis, RWTH-Aachen, 1983.
- [62] Pezold K., "Bases de la construction dans les régions chaudes", I.A.W, Bauwesser, Leipzig, 1986.
- [63] Pfeiffer J. Ph., Van doormal P.M.: The Rheological Properties of Asphaltic Bitumen, Journal of Institute of Petroleum Technologists.- Vol. 20- P. 405 - 1935.

Références bibliographiques

- [64] Planche J.-P., Claudy P., Letoffe J.-M.- Characterization of asphalts by thermoanalysis- Asphalt Science and Technology- J. Youtcheff Ed. Marcel Dekker- New York- 2002.
- [65] Rabotnov, Y.N. mechanizme dlitel'nogo razrusheniya (A mechanism of the long term fracture, in Russ.). Voprosy prochnosti materialov i konstruksii, AN SSSR, 5 – 7, (1959), 1959
- [68] Ramond G.- Pastor M.- Brûle B.- Relations entre le comportement rhéologiques des bitumes routiers et leur caractérisation par chromatographie sur gel perméable- Eurobitume- La Haye- Sep. 1985.
- [69] Rûle B.- Zumer M.: Application de la chromatographie sur gel perméable (gpc) à la caractérisation des bitumes routiers et de leurs susceptibilités au vieillissement artificiel, bull. liaison. Labo- pp. 107-120.- nov.-dec.- 1983.
- [70] Saal R. N. J., Labout J. W. A.- Rheological properties of asphaltic bitumens- J. Phys. Chem.- 44, 149- 165- 1940.
- [71] Sayegh, G., Variation des modules de quelques bitumes purs et bétons bitumineux. Thèse de Doctorat d'Ingénieur : Faculté des Sciences de l'université de Paris, juin 1965.
- [72] Shenoy, A.V., Rheology of Filled Polymer Systems. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands. 1999.
- [73] Sousa J.B. et Weissman S.L. Modelling permanent deformation of asphaltaggregate mixes. Journal of The Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 63,pp. 224–257, 1994.
- [74] Such C, Debrfil B.- Rhéologie des bitumes en film mince mise en évidence d'un seuil plastique- Bull. Liaison Labo. P et Ch.- 141- pp.95- Jan.-Fév.- 1986.
- [75] Teugels W., Nynas N.V- The black diagram, only a rheological data presentation?- 032- Eurobitume- 2000.
- [76] Troxell , G.E, Raphael, J.M, Davis, R.E., Long time creep and shrinkage tests of plain and reinforced concrete, Proc. ASTM, 58, pp 1101-1120, 1958
- [77] Uzarowski ,L. The development of asphalt mix creep parameters and finite element modelling of asphalt rutting. Ph.D. Thesis, University of Waterloo, Canada, 2007
- [78] Van der Poel C.:A General System Describing the Viscoelastic Properties of Bitumens and Its Relation to Routine Test Data, Journal of Applied Chemistry 1954.
- [79] Van de Loo P. J.: Creep testing, a simple tool to judge asphalt mix stability. Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists. Vol 42, 1974.

Références bibliographiques

- [80] Wittmann FH., Lukas L., Application of rate theory to time dependent deformation of concrete, magazine of Concrete Research, Vol 26, 191- 197, 1974
- [81] Wilson,E.L., Khalvati,M. Finite elements for the dynamic analysis of fluid–solid systems, Int. J. Numer. Methods Eng. 19 (11) (1983) 1657–1668
- [82] Yan X. L. et Lu S. W. : Expérimentation et analyse des Paramètres intrinsèques des enrobés bitumineux. Rilem MTBM. Lyon, France, pp. 217–224, 1997
- [83] Yan X. Comportement mécanique des enrobés au bitume et au bitume polymère (Styrelf). Utilisation de l'essai triaxial de révolution. Thèse de Doctorat: Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, avril 1992. 163 p.
- [84] Yen T. F.: Chemistry of asphaltenes, based on a symposium sponsored by the div. pet chem. at the 178th meeting of the acs (1979) bunger, j.- edit. acs- series amer. chem. soc. - washington (USA), 1981