

**L**ABORATOIRE  
de **M**ECANIQUE  
de **L**ILLE  
UMR CNRS 8107



# **Quelques résultats sur le couplage séchage – comportement mécanique des matériaux cimentaires**

**Habilitation à Diriger des Recherches**

**19 novembre 2004**

**Nicolas BURLION  
Maître de Conférences**

**Laboratoire de Mécanique de Lille  
UMR CNRS 8107  
Polytech'Lille, Dpt Génie Civil  
Université des Sciences et Technologies de Lille**



## Composition du Jury :

Pr. J.M. Reynouard, INSA de Lyon	Président
Pr. Jacky Mazars, INP Grenoble	Rapporteur
Pr. J.-P. Ollivier, INSA de Toulouse	Rapporteur
Pr. G. Pijaudier-Cabot, Ecole Centrale de Nantes	Rapporteur
Dc. P. Acker, Direction Scientifique Lafarge	Examineur
Pr. J.-F. Shao, Polytech'Lille	Examineur
Pr. F. Skoczylas, Ecole Centrale de Lille	Examineur

## Remerciements :

Tout d'abord, je tiens, à l'occasion de l'écriture de ce document, à remercier l'ensemble des personnes qui ont participé, de près ou de loin, aux travaux que je vais détailler ici. J'en profite pour remercier également les membres du jury (ci-dessus) qui ont accepté de lire et d'évaluer ce mémoire.

Je veux particulièrement remercier ceux qui ont « initié et participé » à ma période LMT Cachan : *Jacky Mazars*, Responsable à l'époque du Département de Génie Civil et du DEA MAISE de l'ENS de Cachan, *Gilles Pijaudier-Cabot*, qui fut mon directeur de thèse et à qui je dois beaucoup, ainsi que les « jeunes », *Fabrice Gatuingt*, *Arnaud Delaplace* ou encore *Frédéric Ragueneau*. J'en oublie certainement mais je tiens à préciser que cette période fut pour moi très enrichissante et a constitué un très bon tremplin pour la suite de mes activités.

Dans un second temps, je voudrais exprimer ma gratitude à *Jian-Fu Shao*, qui m'a accueilli au sein de son équipe dans le LML : il m'a donné toutes les possibilités pour travailler et développer mes activités. Ce fut une grande chance pour moi et c'est en grande partie grâce à lui que ce document existe. Je tiens par ailleurs à remercier *Frédéric Skoczylas* avec qui j'ai le plus grand plaisir à travailler. Enfin je veux remercier *Djimedo Kondo* pour son aide et sa gentillesse. L'accueil qui m'a été fait au sein de l'équipe *Mécanique des Géomatériaux Cohérents* reste pour moi une très grande satisfaction.

Une grande partie des travaux présentés dans ce mémoire sont issus de collaborations, en particulier avec des étudiants. Je tiens donc à exprimer mes plus vifs remerciements à *Frédéric Bourgeois*, *Ismail Yurtdas*, *François-Xavier Hubert* et *Da Chen* pour leur travail et leur motivation durant leur thèse. Les étudiants ayant réalisés leurs stages de DEA avec nous sont également chaleureusement remerciés pour leurs contributions.

Je veux également remercier les collègues de travail et les personnels de Polytech'Lille et du LML, qui contribuent à la bonne marche des activités que nous poursuivons au Laboratoire. J'exprime ma gratitude à *Shouyi Xie*, *Malek Sibai*, *Jean Secq*, *Thierry Dubois*, *Eric Lemarchand* et *Dominique Bernard*, avec qui je travaille régulièrement et qui m'ont beaucoup apporté. J'apprécie d'autant plus la recherche que ce n'est pas un parcours linéaire : on propose, on discute et on évolue. Pour ces raisons, je veux remercier toutes les personnes avec qui il est possible de discuter constructivement.

Ma famille joue un rôle essentiel pour moi, et je veux simplement lui exprimer ma reconnaissance car ce document est aussi le fruit d'un long travail, donc de quelques sacrifices...

## Préambule :

L'objectif de ce document est de faire un bilan de mes activités de recherche, menées au cours de ces dernières années au Laboratoire de Mécanique de Lille. J'y exposerai les problématiques scientifiques rencontrées et comment, à partir de travaux issus de la littérature et de l'expérience du Laboratoire, j'ai construit une démarche scientifique basée sur un couplage fort entre la mécanique expérimentale et la modélisation, dans le but d'étudier le comportement du matériau béton et sa durabilité. Je suis convaincu qu'il est nécessaire de créer un dialogue constant entre la modélisation, indispensable pour les problèmes de durabilité, et les expérimentations. Le modèle, bien qu'étant une formulation théorique d'un problème physique, doit toujours s'appliquer à un cas concret, tandis que les essais doivent être réalisés suivant un objectif précis, soit de caractérisation de comportement, d'identification de paramètres de modélisation ou de validation de calculs de structures. A partir des résultats obtenus ces dernières années, je proposerai quelques perspectives pour de prochaines avancées et pour compléter les études déjà réalisées au Laboratoire.

Mes activités sont principalement axées sur la caractérisation expérimentale et la modélisation phénoménologique du comportement des matériaux cimentaires sous sollicitations extrêmes : fortes contraintes triaxiales pendant ma thèse puis sollicitations physico-chimiques et mécaniques couplées dans ma période post-doctorale.

Après avoir dressé un panorama de l'ensemble de mes activités (objet de la première partie de ce mémoire), une synthèse des principaux résultats obtenus sur les effets du séchage sur le comportement mécanique des bétons sera détaillée dans la deuxième partie, suivie des perspectives et de l'ensemble de mes publications. Cette partie est la plus conséquente de ce document, car elle fait la synthèse des principales activités scientifiques que j'ai développées ces dernières années au Laboratoire. Une troisième partie, plus brève, est consacrée à la présentation des activités collectives et de mes enseignements. En annexe à ce document, sont données quelques publications significatives relatives aux travaux menés sur le séchage et son influence sur le comportement mécanique des bétons.

## Sommaire

<b>Curriculum Vitae</b>	7
<b>Activités de Recherche</b>	8
Activités de recherche de thèse : la compaction des bétons	8
Revue des activités de recherche post-doctorale (depuis 1998)	9
Synthèse des encadrements de DEA et de thèses	11
DEA encadrés	11
Thèses de Doctorat encadrées	16
Collaborations scientifiques	23
Collaborations Universitaires	23
Participation à des groupes de travail	25
Collaborations industrielles	26
<b>La dessiccation des bétons et ses effets sur les comportements mécaniques – Synthèse</b>	31
<b>Introduction</b>	31
<b>Partie 1 : Analyse expérimentale</b>	37
Effet de la dessiccation sur le comportement mécanique uniaxial des bétons et mortiers	37
Compression uniaxiale	37
Essais sur béton	37
Essais sur mortiers	44
Rôle de la pâte de ciment	50
Rôle des granulats	55
Traction uniaxiale	57
Effet de la dessiccation sur le comportement multiaxial des mortiers et bétons	58
Comportement mécanique triaxial	58
Comportement mécanique sous pression hydrostatique	61
Etude sur mortiers	61
Etude sur béton : mise en évidence de l'anisotropie mécanique	62
Effets de l'eau sur la compaction des mortiers	64
Effet de la dessiccation sur les propriétés de transport : anisotropie induite	65
Remarques	70
Conclusions	76

<b>Partie 2 : Modélisations proposées</b>	78
Milieux partiellement saturés : poroélasto-plasticité et endommagement	79
Formulation générale du modèle	80
Caractérisation des déformations plastiques	82
Plasticité due aux contraintes mécaniques	82
Plasticité due à la succion	85
Couplage plasticité endommagement	86
Evolution de l'endommagement : cas isotrope	87
Illustration des capacités du modèle	88
Prise en compte de l'anisotropie induite	92
Remarques	95
Modélisation phénoménologique : définition d'un endommagement hydrique	96
Modélisation du séchage	96
Existence d'un endommagement hydrique	98
Formulation générale du modèle	99
Evolution de l'endommagement mécanique	100
Evolution de l'endommagement hydrique	100
Conclusions sur les modélisations proposées	106
Références Bibliographiques	107
<b>Perspectives et Projet de recherche</b>	112
Perspectives scientifiques	112
Projet de recherche	115
<b>Publications</b>	121
<b>Responsabilités collectives</b>	129
<b>Activités d'enseignement</b>	131
<b>Annexes</b>	135

# CURRICULUM VITAE

**Nicolas BURLION**

**Maître de Conférences en Génie Civil à Polytech'Lille**

**Docteur de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan**

**Agrégé de Génie Civil**

**Ancien Elève de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan**

*né le 28 avril 1970 à Vervins (Aisne)*

*Marié avec Sylvie, 3 enfants Elsa, Matéo et Sam*

---

---

**Adresse :**

---

---

**Polytech'Lille**

Département Géotechnique Génie Civil

Cité Scientifique 59650 Villeneuve d'Ascq

Tel : 03 20 43 45 61, Fax : 03 28 76 73 01

nicolas.burlion@polytech-lille.fr

---

---

**Activités et Formation :**

---

---

Depuis 1999 : **Maître de Conférences en Génie Civil** au Département Géotechnique Génie Civil de Polytech'Lille, Université des Sciences et Technologies de Lille, Titulaire de la PEDR (depuis octobre 2000), Responsable du Pôle Génie Civil (depuis janvier 2003), Membre du Jury du CAPET externe Génie Civil, option SO (depuis 2002), Membre du jury et responsable pédagogique adjoint de l'épreuve TIPE des Concours Communs Polytechniques (depuis 1998).

1997-1999 : **Professeur Agrégé de Génie Civil (PRAG)** à l'IUFM Nord - Pas de Calais, Centre de Villeneuve d'Ascq

Nov. 1997 : **Doctorat de l'ENS de Cachan**, « Compaction des bétons : éléments de modélisation et caractérisation expérimentale », encadrement : Gilles Pijaudier-Cabot, thèse soutenue le 18 novembre 1997, Mention très honorable avec félicitations du jury

Avr. 1997 : **Lauréat du Prix René Houpert 1997** du meilleur jeune chercheur en Génie Civil

1994-1997 : **Etudiant en thèse au LMT Cachan**

**Allocataire Moniteur Normalien** au Département GC de l'ENS de Cachan

1993-1994 : **DEA MAISE** : Matériaux avancés - Ingénierie des Structures et des Enveloppes, Direction : Jacky Mazars, ENS de Cachan, mention bien, reçu 1<sup>er</sup>

1992-1993 : **Préparation de l'Agrégation de Génie Civil** à l'ENS de Cachan, reçu 5<sup>ème</sup>

1991-1992 : **Maîtrise de Génie Civil** de l'Université Paris VI préparée à l'ENS de Cachan

1990-1991 : **Licence de Technologie des Constructions option Génie Civil** de l'Université Paris VI préparée à l'ENS de Cachan

**Reçu au concours d'entrée à l'École Normale Supérieure de Cachan (11<sup>ème</sup>)**

## Activités de recherche

L'activité de recherche ne suit pas obligatoirement un parcours linéaire, mais est fortement liée aux différents environnements dans lesquels un chercheur évolue. Après avoir fait une thèse sur la compaction des bétons, qui m'a permis de développer des compétences en terme de modélisation phénoménologique et de caractérisation expérimentale, j'ai voulu m'intégrer au sein de l'équipe *Mécanique des Géomatériaux Cohérents* du Laboratoire de Mécanique de Lille, dirigée par le Prof. Shao. Dans cette équipe, un axe de recherche majeur est la modélisation des milieux poreux partiellement saturés. C'est tout « naturellement » que j'ai choisi d'axer ma recherche sur **le séchage des bétons** (qui passe, au cours du séchage de l'état saturé à l'état de milieu partiellement saturé) et **son effet sur le comportement mécanique**, ainsi que sur la **durabilité des bétons**, et ce d'un point de vue *modélisation et caractérisation expérimentale*. Par ailleurs, il m'est apparu primordial d'avoir une caractérisation optimale de la microstructure des bétons et de son évolution sous agressions physico-chimico-mécaniques. Les outils classiques (MEB, microscopie optique, porosimétrie mercure, etc...) ayant une interaction avec le milieu observé, je me suis tourné vers la microtomographie par rayons X (en collaboration avec Dominique Bernard, ICMCG Bordeaux) pour étudier les possibilités de cette méthode à décrire l'évolution de la microstructure d'un béton soumis au séchage ou à la lixiviation.

Dans ce chapitre, où je résume l'ensemble de mes activités de recherche, seront détaillées successivement mes **activités de thèse**, mes **activités en collaboration avec des étudiants** concernant principalement les effets du séchage sur le comportement des matériaux cimentaires, puis les **autres activités développées au Laboratoire ou en collaboration**, en particulier pour ce qui concerne l'analyse de la microstructure des matériaux cimentaires au moyen de la microtomographie par rayons X synchrotron, ainsi que les collaborations industrielles.

### I) Activités de recherche de thèse : la compaction des bétons

Ma thèse de doctorat s'est déroulée au sein du Laboratoire de Mécanique et Technologie de l'ENS de Cachan, dans le secteur Génie Civil & Environnement (dont le responsable était Gilles Pijaudier-Cabot). Mon activité principale de recherche concernait le

problème de la compaction de bétons sous fortes compressions triaxiales. Ce travail de caractérisation expérimentale et de modélisation du comportement du matériau béton en compaction s'est intégré dans une thématique de recherche propre au laboratoire, mais s'est inscrite par ailleurs dans le cadre du projet « Comportement des ouvrages en dynamique rapide » du Réseau de Laboratoires GEO. Mon activité s'est donc orientée autour de deux pôles principaux :

- la caractérisation expérimentale statique de la compaction des bétons [BURLION 97, BURLION *et al.* 01] : la mise en place d'un essai mécanique original (Essai Uniaxial Confiné) a permis d'identifier les principales caractéristiques du comportement des bétons sous fortes sollicitations triaxiales de compression.
- la modélisation phénoménologique du comportement des matériaux à matrice cimentaire soumis à de fortes compressions triaxiales [PIJAUDIER-CABOT and BURLION 96, BURLION 97, BURLION *et al.* 00] : à partir des constatations expérimentales, un modèle phénoménologique a été développé prenant en compte les principales caractéristiques du comportement du béton sous sollicitations usuelles (endommagement, plasticité et limiteur de localisation), et permettant de reproduire les effets de la compaction du béton sous hautes pressions (fermeture de la porosité, raidissement du comportement et augmentation du module d'élasticité).

J'invite le lecteur à se reporter au mémoire de thèse pour connaître en détail les résultats majeurs issus de ces travaux [BURLION 97]. J'ai également encadré un étudiant DEA (Laurent Josserand, en collaboration avec Fabrice Gatuingt) et j'ai été lauréat du prix « René Houpert 1997 ».

## **II) Revue des activités de recherche post-doctorale (depuis 1998)**

A la suite de ma thèse, j'ai été recruté comme professeur agrégé à l'IUFM de Villeneuve d'Ascq : c'est naturellement que mes activités de recherche m'ont rapproché du *Laboratoire de Mécanique de Lille*, et notamment de l'équipe *Mécanique des Géomatériaux Cohérents* dirigée par le Prof. Shao. Cette équipe travaillait alors sur la caractérisation expérimentale et la modélisation Thermo-Hydro-Mécanique des roches. Désirant diversifier les activités de l'Equipe vers les bétons, le Prof. Shao m'a accueilli dans son équipe pour un premier travail sur les matériaux cimentaires. Après analyse des « compétences et outils »

dont disposaient l'Equipe tant d'un point de vue expérimental que de modélisation en milieux partiellement saturés, j'en ai déduit qu'une application directe et novatrice (surtout en terme de modélisation) était le travail sur le séchage des bétons. En effet, dès que le béton est soumis à la dessiccation, celui-ci devient un milieu partiellement saturé, dont les champs d'humidité internes sont inhomogènes : l'éprouvette de béton doit alors être considérée comme une structure et les résultats d'essais mécaniques être analysés comme tels. Un calcul de structure est donc nécessaire afin de reproduire correctement les essais macroscopiques réalisés sur ce matériau séchant.

De plus, les compétences multiples de l'Equipe acquises en mécanique des roches étaient transposables aux bétons, en tenant compte des particularités de ce matériau. La démarche scientifique que j'ai entreprise s'est appuyée sur un premier travail de DEA (Wibowo, mars-juin 1999) afin de montrer et de caractériser expérimentalement les effets du séchage sur le comportement mécanique d'un béton. Ce travail préliminaire s'est poursuivi par 2 thèses sur les aspects modélisation (Frédéric Bourgeois, soutenue en 2002 ; François-Xavier Hubert, en cours) et une thèse expérimentale (Ismail Yurtdas, soutenue en 2003). J'ai par ailleurs encadré divers stages de DEA qui ont soutenu ces travaux. Enfin, la poursuite des travaux de Frédéric Bourgeois sur la modélisation THM des effets du séchage est actuellement en cours (Da Chen, thèse en cours) pour améliorer les capacités prédictives des calculs numériques.

Parallèlement à ces recherches menées en grande partie en collaboration avec des étudiants (DEA ou thèses), j'ai mené des activités de recherche plus « personnelles » qui sont présentées succinctement ci-dessous (les détails sont donnés dans le mémoire) :

- réalisation d'essais de perméabilité sur béton en fonction de la dessiccation faits avec Frédéric Skoczylas et Thierry Dubois ;
- réalisation d'essais microtomographiques par rayons X sur mortiers avec Dominique Bernard (ICMCB, Bordeaux) et Peter Cloetens (ESRF, Grenoble) ;
- participation à un groupe de travail de l'Observatoire Français des Technologies Avancées (OFTA) sur la durabilité des matériaux (2 ans de travaux).

Dans le cadre de mes activités de recherche, j'ai été sollicité en tant que « *reviewer* » pour la revue internationale *Journal of Engineering Mechanics* de l'ASCE. J'ai également été sollicité comme « expert » auprès de la région Aquitaine (Comité Consultatif Régional de la Recherche et du Développement Technologique) pour l'analyse extérieure de projets de recherche cofinancés par la région.

Par ailleurs, j'ai été membre du comité local d'organisation des 19<sup>ème</sup> Rencontres Universitaires de Génie Civil (AUGC) : COSS'2001 (2 journées scientifiques, 100 participants). Au sein de l'Université des Sciences et Technologies de Lille, je suis membre élu (en 2001 et en 2004) de la Commission de Spécialistes (60ème section) et membre nommé des Commissions de Spécialistes (60ème section) de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan (2001, 2004) et de l'Université de Marne-la-Vallée (2001). J'ai été élu membre du Conseil de Laboratoire du LML (2003, 10 élus sur 70 permanents). Enfin, je participe à l'organisation du prochain congrès international CONCREEP-7 qui aura lieu à Nantes en Septembre 2005.

Dans ce qui suit, les travaux menés au cours des DEA et des Thèses de doctorat auxquels j'ai participé (ou je participe) à l'encadrement, sont détaillés afin de montrer les particularités de chaque étude. Je terminerai par la présentation des collaborations universitaires et industrielles que j'ai pu entreprendre ainsi que la participation au groupe de travail de l'OFTA.

### **III) Synthèse des encadrements de DEA et de thèses**

#### **III.1) DEA encadrés :**

<i>III.1.1 Caractérisation expérimentale 3D d'un béton très poreux pour la validation de calculs numériques</i>
---

- Etudiant : Laurent Josserand
- DEA MAISE de l'ENS Cachan
- Stage fait au LMT Cachan, Mars à Juin 1997
- Encadrement : Fabrice Gatuingt (50 %), Nicolas Burlion (50 %).

#### **Résumé :**

L'idée maîtresse de ce stage de DEA était la caractérisation de la compaction d'un béton peu poreux à partir d'essais uniaxiaux confinés sur mortiers. Toutefois, il est difficile, même sur un béton classique dont la porosité initiale est élevée, d'avoir une courbe de compaction complète, c'est à dire pour laquelle tous les vides compactables sont refermés. Pour ces matériaux, les capacités des machines d'essais classiques (autour de 300 tonnes de

charge maximale) ainsi que du montage ne sont pas suffisantes pour caractériser correctement et complètement un tel béton sous fortes compressions triaxiales. Afin de pouvoir caractériser et identifier les paramètres de modélisation de n'importe quel béton en utilisant l'essai uniaxial confiné [BURLION 97], une technique palliative a été mise au point : l'idée était de tester des mortiers et des mortiers chargés en granulats pour extrapoler leurs comportements à celui du béton dont la matrice cimentaire est identique à celle du mortier, dont le sable est le même, et dont les granulats sont identiques à ceux servant à charger le mortier. L'originalité de la méthode est d'utiliser l'influence de la composition du squelette granulaire sur le comportement en compaction, pour identifier des matériaux peu poreux. Les essais ont été menés classiquement et ont montré la capacité de la méthode à extrapoler le comportement d'un béton à partir de celui de mortiers déduits de celui-ci.

### *III.1.2 Caractérisation de l'adhérence d'un renfort collé sur du béton*

- Etudiant : François-Xavier Hubert
- DEA de Génie Civil, de l'USTL (EUDIL)
- Stage réalisé au Laboratoire de Mécanique de Lille, Mars à Septembre 1999,
- Encadrement : Nicolas Burlion (80 %), François Buyle-Bodin (20 %).

#### Résumé :

Les structures en béton nécessitent parfois que leur capacité portante soit augmentée (du fait d'une dégradation ou d'un surplus de sollicitation). Pour cela, la technique des renforts collés a démontré ses aptitudes. De plus, les matériaux de renfort utilisés sont de qualité (colles époxydiques, tissus de fibre de carbone unidimensionnels ou bidimensionnels...). Par contre, la rupture de ces composites est rendue fragile, notamment à cause du délaminage et de l'augmentation de résistance du matériau (béton armé renforcé). De là sont nées plusieurs interrogations ? Quel effet attendre d'un renfort sur structure non armée ? Comment interpréter les écarts de résultats entre un essai sur poutre armée et non armée ? Quelle est l'importance de la façon de coller les lamelles, sachant que les structures réelles sont toujours renforcées avant les appuis ?

Tout en confirmant les résultats de la littérature, nous avons pu mettre en évidence les phénomènes suivants : les renforts apportent une amélioration de résistance importante, mais qui l'est encore plus si des renforts latéraux de reprise d'effort tranchant sont mis en œuvre ;

la charge résiduelle reprise après rupture par les prismes renforcés est inférieure à celle reprise par le prisme armé témoin ; il y a perte de ductilité des poutres lorsqu'elles sont renforcées par des composites, mais cette perte de ductilité est très réduite lorsque des renforts latéraux de reprise d'effort tranchant sont mis en œuvre ; les essais qui ont été menés semblent indiquer que la présence d'armatures dans le béton ne modifie pas le degré d'accroissement de résistance due aux renforts. Dès lors, il est possible de caractériser l'efficacité des renforts en composite (en terme d'augmentation de résistance) en faisant des essais sur des prismes non armés.

*III.1.3 Mécanique expérimentale des milieux partiellement saturés : cas du retrait de dessiccation du béton*

- Etudiant : Wibowo,
- DEA de Génie Civil de l'USTL,
- Stage effectué au Laboratoire de Mécanique de Lille, Mars à Juillet 1999,
- Encadrement : Nicolas Burlion (80 %), Jian-Fu Shao (20 %).

Résumé :

L'existence de l'eau dans une structure en béton courant est une condition inévitable. Grâce à l'eau, il y a réaction d'hydratation mais d'autres phénomènes interviennent dès que l'eau en excès peut partir vers l'extérieur. Dans ce travail, est analysée l'influence du départ de l'eau au cours du temps sur les propriétés mécaniques du béton. Le comportement mécanique du béton va évoluer au cours de la dessiccation ; ce phénomène très intéressant provoque un retrait. Ce retrait est plus ou moins empêché à l'intérieur du matériau, ce qui induit d'importantes contraintes de traction, qui provoquent une microfissuration, c'est-à-dire son endommagement. Le comportement mécanique du matériau évolue ainsi sans application de chargement extérieur.

Le but de cette étude est d'identifier les paramètres les plus influents qu'il est nécessaire de prendre en compte pour modéliser correctement le comportement d'un matériau cimentaire partiellement saturé, au cours de son séchage. Après une étude bibliographique des notions de base concernant le couplage comportement mécanique - dessiccation, des essais mécaniques et de retrait ont été réalisés. A la vue des résultats obtenus, il est possible d'identifier un effet de succion dans les bétons qui conduit à une augmentation de la

résistance en compression simple au cours du séchage. Parallèlement, la microfissuration induite conduit à une diminution du module d'élasticité avec la perte en eau des éprouvettes.

*III.1.4 Analyse numérique d'image 3D obtenus par microtomographie sur pâte de ciment et mortier.*

- Etudiant : Da Chen
- DEA de Génie Civil de l'USTL,
- Stage effectué au Laboratoire de Mécanique de Lille (2 mois) et à l'Institut de Chimie et de la Matière Condensée de Bordeaux (3 mois), Mars à Juillet 2002,
- Encadrement : Dominique Bernard ICMCB (50 %), Nicolas Burlion (50 %).

Résumé :

L'objet de ce stage de DEA était d'analyser une série de données numériques issues d'essais de lixiviation de mortier dont les profils de dégradation ont été mesurés au moyen de la microtomographie par rayons X synchrotron. La microtomographie est une nouvelle technique d'observation qui trouve des applications dans tous les domaines où l'on souhaite étudier précisément la microstructure tridimensionnelle d'un échantillon sans l'endommager, qu'il s'agisse d'échantillon biologiques, géologiques ou de matériaux industriels. A notre connaissance, c'est la première fois qu'on l'utilise pour l'étude des échantillons de mortier dégradés par lixiviation. A partir d'essais réalisés sur la ligne ID 19 de l'ESRF (European Synchrotron Radiation Facility, Grenoble) sur des mortiers lixiviés pendant différentes périodes, nous avons reconstruit numériquement des échantillons en 2 ou 3 dimensions avec les données microtomographiques. Avec ces images bidimensionnelles et tridimensionnelles reconstruites numériquement, nous avons observé, sans aucun contact ni intrusion, et analysé en terme d'augmentation de porosité, les échantillons de mortier immergés dans une solution de nitrate d'ammonium (fluide utilisé pour accélérer la décalcification du ciment). Les résultats obtenus sont très intéressants et montrent la capacité de la méthode à analyser les problèmes liés à la durabilité des bétons : l'évolution de la porosité et de la dégradation de la pâte de ciment peut être quantifié directement, sans intervention extérieure sur le matériau cimentaire.

### *III.1.5. Etude et utilisation du code Eléments Finis Code\_Aster (EDF) pour les matériaux cimentaires*

- Etudiant : Lyes Guellal,
- DEA de Génie Civil de l'USTL,
- Stage réalisé au Laboratoire de Mécanique de Lille, Mars à Juillet 2002,
- Encadrement : François-Xavier Hubert (50 %), Nicolas Burlion (50 %).

#### Résumé :

La complexité de la microstructure du matériau béton est une des causes et des explications des particularités de son comportement mécanique. Dans ce stage de DEA, nous nous sommes fixés pour objectif de décrire la réponse non linéaire du béton sous différentes sollicitations mécaniques, en relation avec sa microstructure. L'étude bibliographique des résultats expérimentaux a mis en évidence les différents comportements du béton sous sollicitations thermomécaniques (Endommagement, effets unilatéraux, couplage thermomécanique,...). Dans un deuxième temps, une bibliographie de quelques modèles de comportement classiques du béton prenant en compte les divers résultats expérimentaux a été réalisée. L'étude a porté plus particulièrement sur deux classes de modélisation des structures en béton armé : l'approche par la théorie de la plasticité et l'approche par la théorie de l'endommagement en essayant de présenter les phénomènes pris en compte dans chacune des modélisations et leurs limites. Notons que ces 2 mécanismes existent bien dans le comportement expérimental d'un béton, ainsi qu'un couplage entre les deux.

Il s'est dégagé le besoin d'adopter une approche élasto-plastique endommageable dans laquelle les deux mécanismes sont couplés pour mieux intégrer les différentes observations expérimentales liées au comportement du béton à température ambiante.

### *III.1.6 Analyse expérimentale du comportement triaxial d'un mortier*

- Etudiant : Peng Hé,
- DEA de Génie Civil de l'USTL,
- Stage effectué au Laboratoire de Mécanique de Lille, Mars à Juillet 2002,
- Encadrement : Ismail Yurtdas (50 %), Nicolas Burlion (50 %).

### Résumé :

L'objectif principal de cette étude était de mettre en évidence l'effet du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique d'un mortier normal surdosé en eau. Afin d'obtenir un mortier présentant de fortes aptitudes au retrait de dessiccation, nous avons choisi un rapport eau/ciment très élevé ( $E/C = 0,8$ ), qui est à relier à sa porosité très élevée.

Les mesures de la perte en poids ont été effectuées sur toutes les éprouvettes de cette étude (des éprouvettes de  $\phi 3,7 \times 7,4 \text{ cm}^3$  et de  $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}^3$ ) tandis que le retrait de dessiccation a été mesuré uniquement sur les éprouvettes prismatiques. Une courbe classique de l'évolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids a été observée.

Pour chaque date considérée, c'est-à-dire pour chaque durée de dessiccation, des essais de compression uniaxiale et triaxiale sur des éprouvettes cylindriques ont été réalisés. Ces essais nous ont permis de suivre, d'une part, l'évolution de la résistance uniaxiale et déviatorique et, d'autre part, celle des paramètres élastiques (module de Young, coefficient de Poisson et coefficient de compressibilité) et de la déformation volumique en fonction de la perte en poids. Les résultats obtenus montrent clairement l'effet du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique. Ceci doit être pris en compte lors de l'élaboration d'un modèle qui se veut prédictif et fiable.

### III.2. Thèses de Doctorat encadrées:

<i>III.2.1. Elaboration de modèles rhéologiques des argilites et bétons partiellement saturés avec prise en compte de la microfissuration</i>
---

- Etudiant : Frédéric Bourgeois, Boursier ANDRA,
- Laboratoire de Mécanique de Lille, Equipe Comportement des Géomatériaux Cohérents
- Encadrement : Jian-Fu Shao (Directeur de thèse) et Nicolas Burlion (à partir de Sept. 2000)
- Thèse USTL, soutenue le 5 septembre 2002, mention très honorable avec félicitations du jury [Me. Ozanam, Mr. Burlion, Darve (Président), Gens (Rapporteur), Piguet, Shao, Torrenti (Rapporteur)]

### Résumé :

Compte tenu de leurs bonnes propriétés mécaniques et de leur très faible perméabilité, les roches argileuses sont largement étudiées dans le cadre de l'analyse de sûreté et la modélisation thermo-hydrromécanique du stockage de déchets radioactifs en sous-sol profond. Dans ce contexte, les roches vont être soumises à des sollicitations d'origines diverses et couplées : mécaniques (variations des contraintes dues à l'excavation), hydrauliques, hydrique (desaturation et resaturation), thermique (chaleur dégagée par les éléments radioactifs). Ainsi, une modélisation thermo-hydrromécanique couplée est nécessaire. Une part importante de cette modélisation repose sur la description du comportement mécanique de la roche en condition saturée et non saturée. C'est dans ce contexte que le premier objectif de la thèse a été fixé : élaborer un modèle rhéologique de base en condition isotherme, saturée et partiellement saturée prenant en compte la microfissuration spécifique à l'argilite de la Meuse Haute-Marne. Malgré les nombreux phénomènes dont on doit rendre compte, le modèle de comportement doit rester relativement simple pour être applicable aux structures étudiées. La plasticité est privilégiée et par conséquent l'endommagement est pris en compte de manière simplifiée avec un modèle isotrope. Le nombre de paramètres du modèle ne doit pas être trop important et sont identifiés à partir d'essais courants. Notons que le nombre de paramètres n'est pas important dans l'absolu, mais le fait de limiter leur nombre conduit souvent à limiter les essais nécessaires pour les déterminer, ainsi que la complexité de ces essais. Pour des soucis de représentativité, chacun de ces paramètres doit avoir une signification physique.

Dans le contexte du stockage profond, et plus généralement du génie civil, le béton est largement utilisé. Son comportement présente de grandes similitudes avec les argilites. Par contre les sollicitations, auxquelles il est soumis, sont non seulement de compression mais aussi de traction. De plus, l'endommagement induit est généralement anisotrope dû à l'orientation des microfissures, dues soit au chargement mécanique, soit aux conditions aux limites hydriques. Par conséquent, la description de l'endommagement doit être privilégiée et pris en compte de façon plus sophistiquée. De plus, le mécanisme prépondérant pour le béton est souvent l'endommagement dans un grand nombre de situation.

Trois modèles ont donc été élaborés au cours de ce travail :

➤ un modèle poro-élasto-plastique complet, capable de reproduire les principaux aspects du comportement de l'argilite de la Meuse Haute-Marne prenant en compte la microfissuration.

➤ un modèle poro-élasto-plastique simplifié, couplé avec un modèle d'endommagement isotrope destiné aux bétons [MAZARS 84].

➤ le même modèle poro-élasto-plastique simplifié mais couplé avec un modèle d'endommagement anisotrope.

La stratégie de modélisation adoptée ici s'est voulue progressive et adaptée aux comportements expérimentaux observés pour chaque type de matériau. Basée sur un modèle poroplastique robuste, l'enrichissement de la partie endommagement du modèle s'est fait progressivement, en s'attachant à décrire les mécanismes prépondérants.

La formulation du modèle est présentée en détails, mis au point spécifiquement pour l'argilite. La détermination des différents paramètres du modèle est détaillée. Les données expérimentales ont été comparées aux prédictions du modèle sur des essais homogènes (essais de compression triaxiales, proportionnelles, d'extension latérale). L'influence des paramètres est étudiée sur des exemples simples. Une application numérique illustre le processus de desaturation autour d'un tunnel de stockage.

Un deuxième modèle a donc été mis au point pour le béton. La formulation de sa partie plastique est justifiée, ainsi que les modifications apportées au modèle d'endommagement de J. Mazars pour prendre en compte la plasticité et la dissymétrie du comportement traction-compression du matériau. La détermination des paramètres à partir de données expérimentales est explicitée. Les prédictions du modèle sont alors confrontées aux résultats expérimentaux sur des essais homogènes et sur des essais de desaturation. La desaturation d'un mur est l'objet d'une application numérique montrant les capacités du modèle à prédire l'endommagement structurel provoqué par le séchage.

L'endommagement induit étant généralement anisotrope, souvent dû à un effet de structure, il était logique que le modèle poroplastique avec endommagement isotrope soit modifié par l'introduction d'un modèle d'endommagement anisotrope. Après avoir détaillé une étude expérimentale réalisée pour mettre en évidence l'anisotropie mécanique induite par le séchage, les paramètres du modèle sont déterminés. Les prédictions du modèle sont confrontées aux résultats expérimentaux et une application numérique (séchage d'un poteau cylindrique encastré) permet de rendre compte de la pertinence de la modélisation anisotrope pour un calcul de structure.

### *III.2.2. Caractérisation expérimentale mécanique et poromécanique de mortiers soumis à différentes conditions hydriques*

- Etudiant : Ismail Yurtdas, Boursier CROUS,
- Laboratoire de Mécanique de Lille, Equipe Comportement des Géomatériaux Cohérents
- Encadrement : Frédéric Skoczylas (Directeur de thèse) et Nicolas Burlion
- Thèse USTL – Ecole Centrale de Lille, soutenue le 2 octobre 2003, mention très honorable [Mme Baroghel-Bouny, Mr. Burlion, Pijaudier-Cabot (Président), Torrenti (Rapporteur), Ollivier (Rapporteur), Shao, Skoczylas]

#### Résumé :

La connaissance et la portée des effets de la dessiccation sur le comportement mécanique des matériaux à matrice cimentaire est d'un grand intérêt du fait que toute structure subit, pendant sa vie, un séchage qui conduit dans de très nombreux cas à une microfissuration, de laquelle dépend sa durabilité. L'objectif de ce travail expérimental est de comprendre ces effets de dessiccation sur le comportement mécanique. Dans ce but, deux mortiers, l'un de rapport E/C=0,5 qui est de bonne qualité et l'autre de rapport E/C=0,8 que l'on peut qualifier de matériau très ordinaire, ont été mis en œuvre. Tous les essais ont été réalisés à la suite d'une maturation de six mois dans l'eau à température ambiante afin d'étudier uniquement les effets liés à la dessiccation. L'étude expérimentale a été menée suivant deux axes : un premier axe concerne des essais caractérisant le comportement différé et les propriétés de transport ; un deuxième porte sur des essais caractérisant le comportement mécanique multiaxial à court terme.

Le retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids met en évidence trois phases caractéristiques pour les deux mortiers, les déformations mesurées sur le mortier ordinaire étant plus importantes. La mesure de la perméabilité sur le mortier de bonne qualité montre que la perméabilité des éprouvettes séchées et soumises ensuite à un fluage, augmente alors que celle des éprouvettes en fluage de dessiccation et ensuite séchées reste, malgré une déformation différée très importante, sensiblement la même que la perméabilité des éprouvettes avant chargement.

L'influence de la dessiccation sur la résistance à la compression uniaxiale et déviatorique dépend de la nature du liant : lorsque la pâte de ciment est de bonne qualité (E/C=0,5), les résistances augmentent continûment au cours de la dessiccation sous l'effet des

gradients hydriques et des tensions capillaires. Lorsque la pâte est de faible qualité, telle que celle du mortier de  $E/C=0,8$ , l'effet compétitif entre l'augmentation des microfissures créées et celle des gradients hydriques et des pressions capillaires bascule en faveur de la microfissuration, qui devient alors le paramètre régissant le processus de rupture. Par ailleurs, la dessiccation fait passer le comportement initialement élasto-plastique à un comportement élasto-plastique endommageable, comme elle conduit à une translation des surfaces seuils élastique et de rupture vers des contraintes plus élevées de même que la diminution du rapport  $E/C$ . Parallèlement, les propriétés élastiques et le module de compressibilité se détériorent au cours du séchage. Enfin, le fait d'avoir constaté que le début de la diminution du module de Young et le passage de la deuxième à la troisième phases du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids coïncident, nous conduit d'une part à interpréter cette troisième phase comme étant due à la microfissuration induite contrebalançant le retrait, et d'autre part, à nous interroger si la diminution du module de Young ne peut également expliquer une part de fluage de dessiccation causée par la microfissuration induite.

*III.2.3. Contribution à l'étude du comportement mécanique des structures en béton avec prise en compte des effets de la dessiccation*

- Etudiant : François-Xavier Hubert (Professeur Agrégé (temps plein) à l'IUFM de Villeneuve d'Ascq)
- Laboratoire de Mécanique de Lille, Equipe Comportement des Géomatériaux Cohérents
- Encadrement : Jian-Fu Shao (Directeur de thèse) et Nicolas Burlion
- Thèse USTL, en cours depuis octobre 1999, soutenance prévue pour décembre 2004.

Résumé :

La durabilité des ouvrages en béton armé est un des enjeux majeurs pour les structures du génie civil. Les exigences des concepteurs en terme de stabilité dans le temps des caractéristiques mécaniques ou physico-chimiques des structures se sont accrues. C'est le cas des conteneurs de stockage de déchets radioactifs, des ouvrages d'art, des ouvrages fonctionnels. Cette durabilité est liée aux conditions de mise en œuvre et d'utilisation. Elle dépend également de l'agressivité du milieu environnant, qui varie dans le temps. La présence d'agents agressifs conduit, à terme, à l'apparition de fissures, le plus souvent accompagnées

de la corrosion des armatures métalliques. La difficulté consiste à prévoir avec suffisamment de précision l'impact de ces agressions en les modélisant afin de proposer des formulations et des techniques de mise en œuvre les prévenant. Selon F.H. Wittmann, la durabilité des structures peut être nettement améliorée si l'on prend en compte correctement le phénomène de dessiccation du béton. Ses effets sont multiples: fissuration due aux gradients hydriques qui facilitera la pénétration d'agents agressifs et diminuera la rigidité des structures, création de gradients d'hydratation du ciment, détérioration potentielle des réparations superficielles des ouvrages.

Nous étudions ici les effets du séchage sur le comportement mécanique du béton en terme de modélisation. Une étude du choix du modèle de séchage utilisé est faite. Le séchage engendre des gradients hydriques qui créent des microfissures. D'ailleurs, des essais ont montré une perte de raideur d'éprouvettes soumises au seul séchage. Ces divers résultats nous amènent à postuler l'existence et à définir un endommagement hydrique proportionnel à la diminution de teneur en eau locale. Nous introduisons alors une variable, scalaire dans cette étude, pour décrire cet endommagement hydrique supposé isotrope dans un premier temps. Une formulation générale du modèle est présentée dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles. Une loi d'évolution de l'endommagement hydrique est proposée. Cet endommagement hydrique est découplé de l'endommagement mécanique dont l'évolution est décrite par une fonction seuil qui s'exprime en terme de restitution d'énergie. Nous proposons dans cette étude une modélisation simplifiée de ce phénomène, facile à implanter, permettant aux ingénieurs de prédire l'endommagement en tant qu'indicateur de durabilité et de modéliser le vieillissement du béton. Trois applications sont proposées. Pour le cas du séchage unidimensionnel (cylindres de béton), nous comparons la simulation dans le temps de l'évolution de la raideur adimensionnée à des résultats expérimentaux de compression uniaxiale. Pour le cas du séchage bidimensionnel (prismes), les mesures de perte en masse et de retrait de dessiccation nous permettent de prédire les valeurs des contraintes hydriques sur une section en prenant en compte l'endommagement hydrique. Une simulation numérique tridimensionnelle, faite dans le code aux éléments finis Code\_Aster, montre la simplicité d'implantation du modèle et les avantages de la prise en compte de l'endommagement hydrique. Par ailleurs, l'endommagement hydrique peut être utilisé pour analyser le fluage de dessiccation des matériaux cimentaires : une proposition de modèle est faite dans ce sens et des premiers calculs sont effectués.

### III.2.4. Modélisation de l'endommagement induit par la dessiccation du béton par une approche multi-échelle couplée à la théorie des milieux partiellement saturés

- Etudiant : Da Chen, Boursier sur ressources contractuelles,
- Laboratoire de Mécanique de Lille, Equipe Comportement des Géomatériaux Cohérents
- Encadrement : Jian-Fu Shao (Directeur de thèse) et Nicolas Burlion
- Thèse USTL, en cours depuis septembre 2002.

#### Résumé :

L'apport d'une description micromécanique de l'endommagement dans la modélisation des effets du séchage sur le comportement mécanique des bétons est un développement intéressant. La modélisation macroscopique des milieux partiellement saturés est apte à reproduire l'endommagement structurel induit par la dessiccation inhomogène des structures, mais reste incapable d'appréhender les effets d'inclusions rigides décrits, par exemple, par Bisschop et van Mier [BISSCHOP *et al.* 02]. Or ces effets locaux vont avoir un rôle prépondérant pour l'évolution des propriétés mécaniques d'un béton soumis au séchage, et plus encore pour les propriétés de transport. C'est ainsi qu'au cours du travail de thèse de Frédéric Bourgeois, il est apparu qu'une amélioration des modèles THM était nécessaire afin de mieux décrire la cinétique du séchage : par exemple, la prise en compte de l'effet de la fissuration sur la perméabilité et la diffusion semble nécessaire.

L'objectif de ce travail est donc de construire, dans le cadre de la poroélasticité non linéaire des milieux partiellement saturés, une modélisation élasto-plastique endommageable avec prise en compte de l'endommagement au moyen d'analyses micromécaniques. Cette approche macroscopique, enrichie par des considérations micromécaniques pour la modélisation hydromécanique, va permettre la prise en compte de la fissuration d'origine hydrique à l'échelle de son amorçage et sa propagation. De même, une expérimentation portant sur l'impact de la fissuration sur les cinétiques de dessiccation est prévue afin d'améliorer la modélisation du séchage. En utilisant cette approche, deux modèles sont à développer : un modèle simple avec un endommagement isotrope pour décrire une distribution isotrope des microfissures, et un modèle avancé prenant en compte l'anisotropie induite par des microfissures orientées.

D'autres utilisations des modèles développés sont entreprises comme la description de la dégradation du matériau par attaque physico-chimique (lixiviation par exemple) par une

approche multi-échelle. L'implantation numérique de ces modèles se fait dans le code aux éléments finis MPP-SAT, développé par J.-F. Shao au LML.

## **IV) Collaborations scientifiques**

Outre les collaborations développées au sein du LML à travers des travaux de DEA et de thèses, un certain nombre d'actions de recherche ont été réalisées à travers des collaborations nationales. Notons que ces collaborations sont souvent sources d'idées et de travaux très intéressants, qu'il convient d'adapter à sa propre thématique de recherche. Ces collaborations sont par ailleurs très enrichissantes tant d'un point de vue humain que professionnel.

### **IV.1. Collaborations Universitaires**

#### *IV.1.1. Au sein du réseau de laboratoires GEO :*

Dans le cadre de ma thèse, j'ai participé au groupe de travail « Comportement des ouvrages en dynamique rapide », dans lequel intervenait principalement la DGA (centre de Grammat), le LMS de l'Ecole Polytechnique (Gérard Gary), le LPMM de l'ISGMP de Metz (J.R. Klepaczko), l'URGC Structures de l'INSA de Lyon (J.F. Georgin et J.M. Reynouard), le LEES de Bourges (H. Le Nard et P. Bailly) et le LMT Cachan (F. Gatuingt, G. Pijaudier-Cabot et N. Burlion). A cette occasion, une collaboration expérimentale a été mise en place avec le LMS pour la réalisation d'essais de compression confinée de béton aux barres de Hopkinson.

#### *IV.1.2. Microtomographie par rayons X sur mortiers :*

Les matériaux à matrice cimentaire, de type mortiers et bétons, ont des comportements mécanique et hydromécanique fortement liés à leur microstructure et l'évolution de celle-ci. L'analyse de cette microstructure se fait en général par des méthodes présentant l'inconvénient d'interagir avec elle : par exemple, il est nécessaire d'injecter du mercure à une pression de 200 MPa afin de mesurer la porosité d'un béton par porosimétrie dite « mercure ». Les mortiers et bétons sont en réalité des matériaux hétérogènes. Une bonne connaissance de la microgéométrie 3D est alors indispensable. A cet égard la microtomographie offre des

possibilités immenses. La microtomographie trouve des applications dans tous les domaines où l'on souhaite étudier précisément la microstructure d'un échantillon sans la perturber.

L'outil utilisé ici est donc la microtomographie par rayons X, associée à des essais de dégradation accélérée : accessible à l'ESRF (European Synchrotron Radiation Facility), la microtomographie par rayons X permet de caractériser la microstructure de matériaux hétérogènes sans aucune intervention sur sa microstructure (voir Figure IV.1.1.a). Le principe d'analyse est similaire au scanner médical, avec des rayonnements X plus intenses : il consiste à acquérir l'image numérique de l'absorption des rayons X par le matériau. Cette acquisition bidimensionnelle est faite pour différents angles (900 images sur 180°, Figure IV.1.1.a) et l'image tridimensionnelle est obtenue par reconstruction numérique à partir de toutes ces radiographies [BARUCHEL et al. 00, CLOETENS et al. 96, BERNARD et al. 99].

Les données numériques obtenues servent à reconstruire des images 2D (Figure IV.1.1.b) et 3D des microstructures (Figure IV.1.2), qui seront analysées afin de déterminer les paramètres 3D caractéristiques de la microstructure.

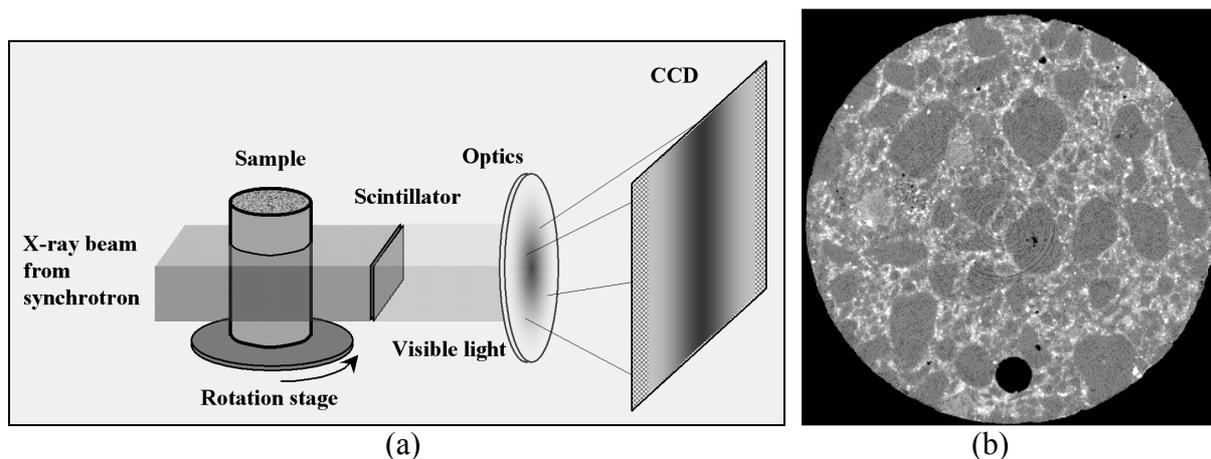


Figure IV.1.1 : a - Principe général de l'analyse microtomographique ; b - Premier résultat sur mortier [CHEN 02] : section 2D reconstruite numériquement

Les expérimentations menées en collaboration avec Dominique Bernard de l'ICMCB (Institut de Chimie de la Matière Condensée de Bordeaux) et Peter Cloetens de l'ESRF (European Synchrotron Radiation Facility, Grenoble), sur matériaux à matrice cimentaire ont été faites avec des résolutions de 7,5  $\mu\text{m}$  sur mortier, et 1  $\mu\text{m}$  sur ciment. Ceci nous permet d'avoir des échantillons dont la taille caractéristique est de l'ordre de 8 mm (avec la résolution de 7,5  $\mu\text{m}$ ). Des mortiers de sable fin ont donc été étudiés.

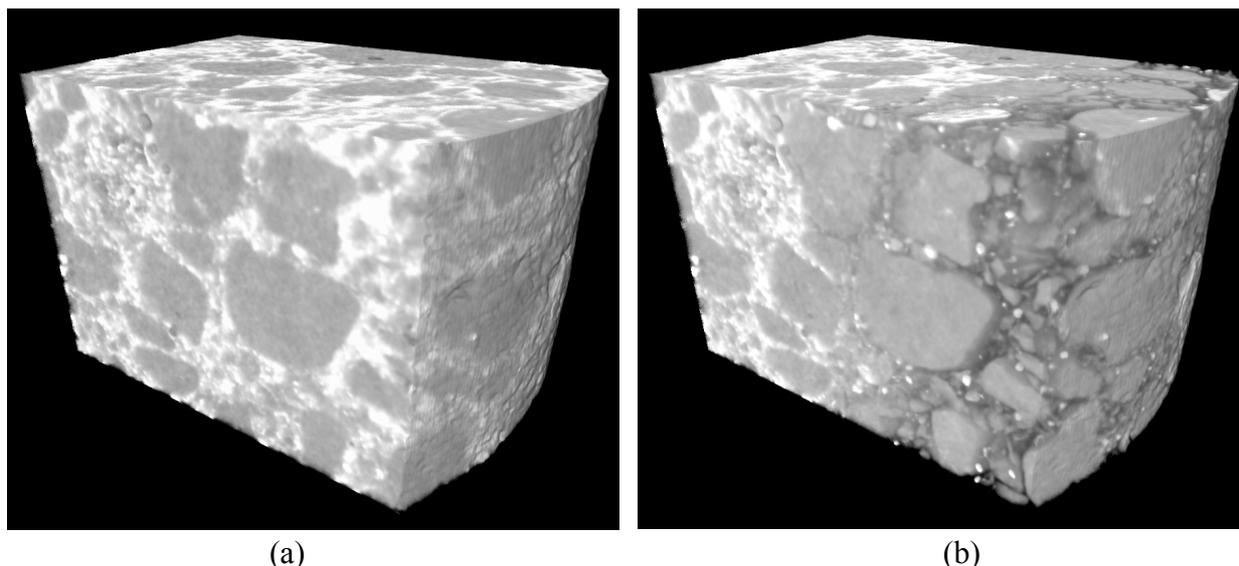


Figure IV.1.2 : reconstruction 3D de la microstructure du mortier avant (a) et après 24 h de lixiviation (b) ; les granulats apparaissent en gris clair (taille moyenne de 1 mm), le ciment sain en blanc et le ciment dégradé en gris sombre.

Notons que la lixiviation des bétons résulte principalement de l'attaque d'un fluide (eau pure ou eau à pH très inférieur à celui du fluide interstitiel) conduisant à l'hydrolyse des hydrates de la pâte de ciment. Cette hydrolyse, qui se développe depuis la surface par diffusion des espèces agressives dans le matériau et des produits de dégradation hors du matériau, induit une augmentation importante de la porosité de la pâte de ciment, une augmentation des propriétés de transport et une dégradation importante des propriétés mécaniques. Les analyses menées ont porté sur le point suivant : l'évaluation et la prédiction de la lixiviation de mortiers soumis à des dégradations chimiques accélérées de type lixiviation sous nitrate d'ammonium (Figure IV.1.2). Les essais menés ont montré la faisabilité et les performances de la méthode pour l'étude de l'évolution de la microstructure des bétons sans intervention sur celle-ci, et l'étude de la durabilité des bétons.

#### **IV.2. Participation à des groupes de travail**

Dans le cadre de mes activités sur la durabilité des bétons, j'ai été rapporteur du groupe de travail « Vieillissement et Durabilité des Matériaux » de l'OFTA (Observatoire Français des Techniques Avancées), regroupant divers professionnels (EDF, Renault, Andra, Essilor, CEA, etc...) et universitaires : l'objectif de ce groupe de travail (2000-2003), dont le coordinateur scientifique était Gilles Pijaudier-Cabot, était de faire un état de l'art sur les études scientifiques menées par les milieux universitaire et professionnel sur la durabilité des

matériaux et des structures, d'identifier les synergies possibles et de proposer des recommandations quant aux moyens à mettre en œuvre pour une étude pertinente de durabilité et de vieillissement (17 comptes-rendus de réunion et un ouvrage de synthèse « Vieillissement et durabilité des matériaux, ARAGO 28 » édité par l'OFTA).

## **V) Collaborations industrielles**

Mes différentes activités de recherche m'amènent à gérer ou à participer à des coopérations industrielles, qui ont 2 avantages principaux à mes yeux :

\* faire progresser nos connaissances tout en ayant à l'esprit les besoins réels des futurs utilisateurs soit en terme de caractérisations expérimentales, soit en matière de modélisation. Ce caractère « transfert de compétence » permet de mieux cibler les voies de recherche dans une optique d'utilisation des données issues des expérimentations ou des calculs numériques. La discussion avec des responsables industriels permet également de comprendre le processus de recherche et de développement dans le secteur privé, dont le fonctionnement est relativement différent de celui de la recherche académique et universitaire. Les « temps caractéristiques » sont également très différents et le fait de travailler sur des projets à court ou moyen terme donne à notre activité de recherche une dynamique intéressante.

\* permettre à l'Equipe de disposer de financements permettant d'investir pour les projets engagés ou sur des thématiques plus fondamentales, dont les débouchés industriels sont à long ou très long terme.

### **V.1. Gestion d'un contrat avec EDF et le Ministère de la Recherche portant sur la réalisation d'un benchmark numérique sur les modélisations du béton.**

Dans le cadre de mes activités sur la modélisation du béton, nous avons participé à un benchmark numérique sur les modélisations 3D de béton. Ceci m'a conduit à gérer un contrat avec EDF (DER/MMN), suivi d'une demande acceptée de subvention auprès du Ministère de la Recherche. La mise en œuvre numérique d'un modèle élasto-plastique endommageable de comportement du béton a été proposée (en collaboration avec Frédéric Bourgeois, Jian-Fu Shao et Gilles Duveau). Issu de celui développé par Frédéric Bourgeois au cours de sa thèse et basé sur les concepts d'endommagement isotrope et de plasticité, ce modèle a été développé au Laboratoire de Mécanique de Lille et mis en œuvre dans le code de calcul MPPSAT pour

les différents cas tests du benchmark proposé par EDF. Une critique des résultats de calculs numériques montre l'importance de la modélisation de l'adoucissement en traction pour le matériau béton [BOURGEOIS *et al.* 03].

## **V.2. Etude de faisabilité « Couplage chimico-mécanique dans les ciments et les roches » - Total**

Dans le cadre de mes activités expérimentales, j'ai mené à bien (avec Jian-Fu Shao et Malek Sibaï du LML) une étude de faisabilité, dénommée « Couplage chimico-mécanique dans les ciments et les roches » [contrat LML / Total, 2002-2003] portant sur l'étude expérimentale de la lixiviation sous contraintes multiaxiales de ciment et de calcaire par des fluides acides à température ambiante. L'objectif principal de cette étude était de démontrer la faisabilité d'un essai mécanique multiaxial avec circulation d'un fluide agressif dans l'échantillon, ce qui semble représentatif d'un réservoir d'hydrocarbure dans lequel serait réinjecté un gaz acide (type CO<sub>2</sub> ou H<sub>2</sub>S). Toutes les procédures ont été mises au point en étroite collaboration avec Total.

L'étude expérimentale s'est donc articulée autour de deux thèmes : l'effet de la dissolution du calcium par le nitrate d'ammonium dans le ciment et le calcaire (l'utilisation du nitrate d'ammonium fut choisi afin d'accélérer la lixiviation), et l'effet de l'injection du dioxyde de carbone sur ces matériaux. La première partie permet d'identifier les couplages existants entre comportement mécanique multiaxial et dégradation du matériau par lixiviation du calcium, pour le ciment et le calcaire considérés, en particulier le fluage chimique. La deuxième partie, plus proche du problème industriel, montre comment l'injection de CO<sub>2</sub> influence (positivement ou négativement) le comportement mécanique multiaxial d'un ciment et d'un calcaire.

Au cours de cette étude, un partenariat avec l'équipe *Geomac* de l'Université de Liège (Prof. Shroeder, Belgique) a été mis en place pour la mise en œuvre d'une circulation de CO<sub>2</sub> supercritique au sein de l'échantillon de ciment et sous contrainte.

## **V.3. « Couplage chimico-mécanique dans les ciments sous température » - Total**

La phase de faisabilité (paragraphe précédent) a débouché sur une étude plus complète de la lixiviation de ciment, utilisé dans les puits pétroliers, sous l'effet de solutions acides (3 fluides d'attaque déterminés par le service Géochimie de Total) et sous température (100°C

puis 90°C) [contrat de recherche LML/Total, 2003-2005, participants : N. Burlion, M. Sibaï, J.F. Shao].

L'objet de cette étude originale est d'analyser l'influence de dégradations chimiques sur le comportement mécanique multiaxial de ciments, en tenant compte de la température. Cette étude prospective de caractérisation expérimentale du comportement THMC (Thermo-hydro-mécanique couplé à la chimie) s'intègre dans le cadre de l'étude de l'injection de gaz (type CO<sub>2</sub> et H<sub>2</sub>S) dans les réservoirs pétroliers, ainsi que les problèmes posés au niveau du « casing » pour l'étanchéité des bouchons en ciment. Cette étude, qui fait le lien entre la recherche fondamentale et l'application industrielle, est découpée en trois pôles principaux : le premier étant la synthèse bibliographique qui doit « fixer les idées » sur les modes de dégradations chimiques courants sur les ciments et leurs couplages avec leurs comportements thermomécaniques ; la deuxième partie est une phase expérimentale qui vise à identifier finement l'influence de deux modes de dégradations chimiques (lixiviation et effets du CO<sub>2</sub>) en conditions typiques d'un réservoir (contraintes et températures imposées), sur le comportement mécanique multiaxial résiduel et à long terme (voir Figure V.1) ; enfin la troisième partie est consacrée, après élaboration d'un modèle de comportement couplé, à une simulation numérique reprenant les conditions aux limites des tests expérimentaux réalisés, afin de valider le modèle proposé.

Après l'étude de faisabilité, le protocole expérimental a été déterminé en collaboration avec Total (Figure V.1). Après maturation des échantillons pendant 1 mois dans l'eau distillée à 90°C, la caractérisation expérimentale de l'état sain du ciment est faite au moyen d'essais mécaniques en température, réalisés en cellule autonome autocompensée (Figure V.2), et de caractérisations microstructurelles. Une caractérisation du fluage mécanique en température est également réalisée pour des confinements de 3 et 10 MPa. Ensuite, 2 gammes d'essais sont réalisés : il s'agit d'essais couplés et d'essais découplés :

- les essais couplés consistent à faire circuler un fluide agressif (soit chargé en nitrate d'ammonium ou en CO<sub>2</sub>) dans l'échantillon sous sollicitations mécaniques et sous température, afin de connaître l'évolution des déformations de l'échantillon sous sollicitations couplées.
- Les essais découplés consistent en la caractérisation expérimentale des échantillons complètement dégradés préalablement, et ce aux moyens d'essais triaxiaux et de fluage sous température.

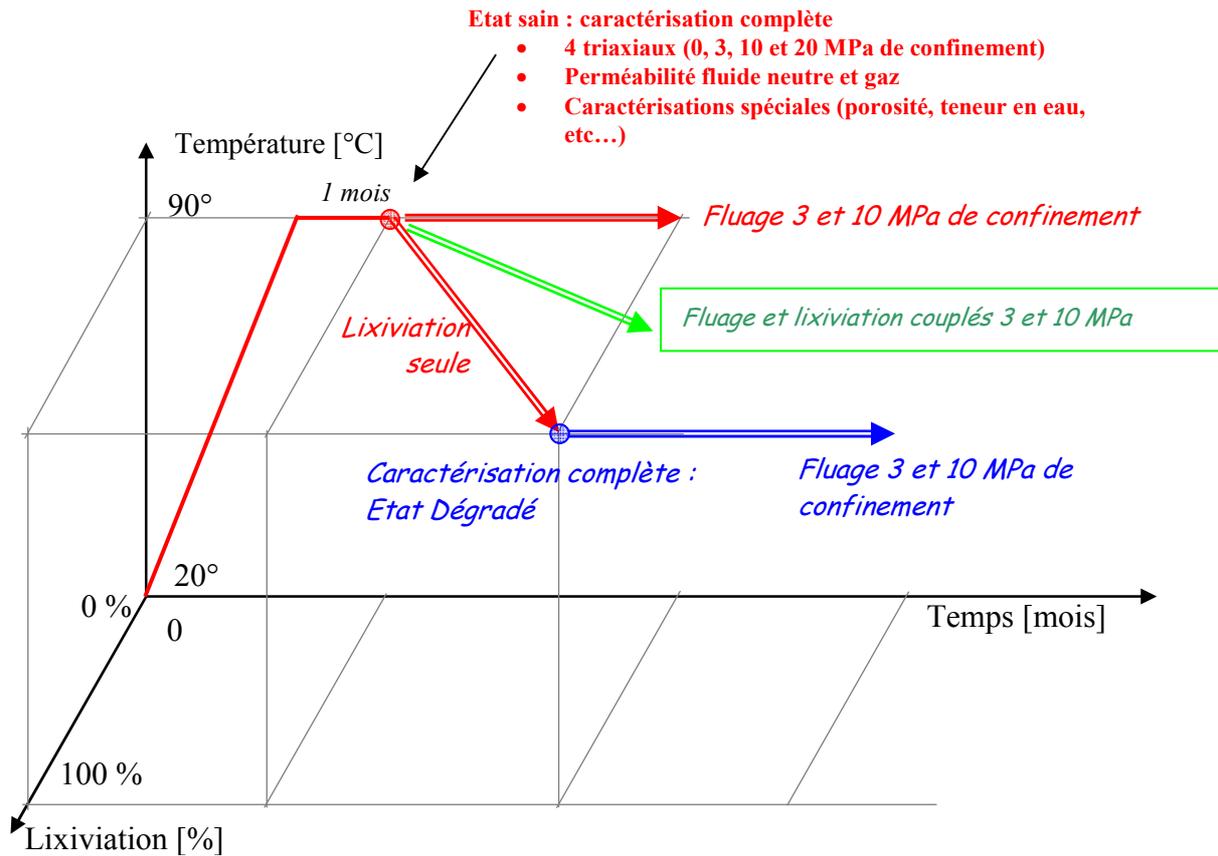


Figure V.1 : Diagramme de principe de l'ensemble des essais prévus pour l'évaluation de la dégradation de ciment sous température et sous attaque chimique

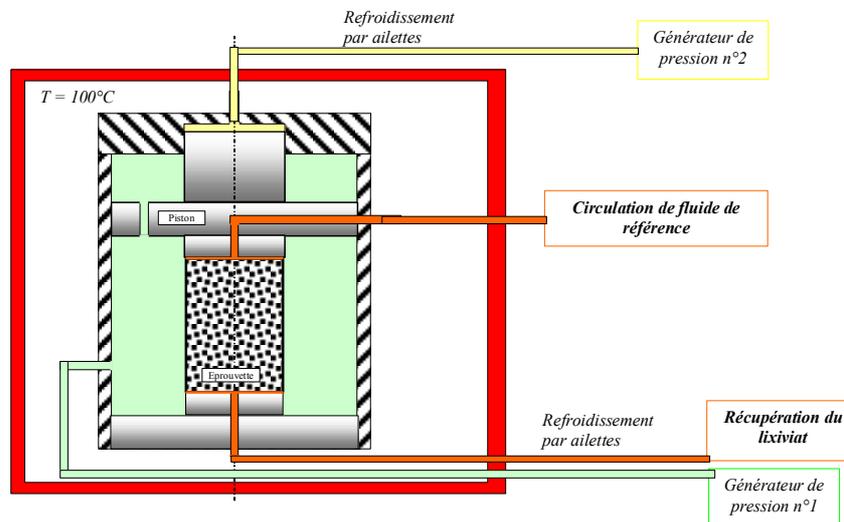


Figure V.2 : Principe des essais couplés (fluage mécanique + circulation de fluide agressif) en cellule autonome autocompensée sous température

Comme précédemment souligné, ces essais multiaxiaux couplés à la chimie et la température se font en collaboration avec l'équipe *Geomac* de l'Université de Liège (Prof. Schroeder, Belgique). Une fois les essais réalisés, la caractérisation microstructurale des échantillons est faite par le Laboratoire d'Etude et de Recherche sur les Matériaux (A.

Ammouche, N. Rafai, LERM, Arles) et une expertise sur le suivi et l'analyse des résultats est faite par la société Oxand (B. Gérard, Y. Billard, Fontainbleau).

#### **V.4. « Etude expérimentale et modélisation de la dégradation des roches carbonatées par l'injection de fluides acides » - Total**

Dans le cadre général du projet de séquestration des fluides toxiques, nous sommes amenés à étudier la dégradation des propriétés mécaniques et hydrauliques des matériaux cimentaires et des roches carbonatées. La présente étude, qui complète l'étude sur le ciment, concerne des roches carbonatées, qui pourraient constituer les substrats géologiques des réservoirs de séquestration. L'objet principal de l'étude est d'une part de caractériser le taux et la cinétique de dégradation par lixiviation des roches carbonatées par l'injection de fluides agressifs, et d'autre part de proposer une modélisation numérique de cette dégradation. Au cours de l'étude de faisabilité (voir paragraphe V.2), seulement un petit nombre d'essais ont été effectués. Les résultats obtenus ne sont pas suffisants pour une caractérisation complète du processus de dégradation. Par ailleurs, la solution de nitrate d'ammonium était le seul fluide étudié et tous les essais ont été menés à la température ambiante. Les conditions d'essais sont donc assez éloignées des conditions réelles d'un réservoir. Par conséquent, il a été proposé de poursuivre les études menées dans la phase de faisabilité. C'est ainsi qu'il est prévu d'étudier notamment les influences de la nature des fluides d'attaque et de la température [contrat de recherche LML/Total, 2004-2006, participants : N. Burlion, M. Sibai, J.F. Shao].

# **La dessiccation des bétons et ses effets sur les comportements mécaniques - Synthèse**

Dans cette partie, est synthétisé l'ensemble de mes travaux menés sur le séchage des bétons et ses effets sur le comportement mécanique, réalisés au sein de l'équipe « Mécanique des Géomatériaux Cohérents » du Laboratoire de Mécanique de Lille. Cette partie du mémoire correspond à mon activité de recherche principale.

## **I. Introduction**

Le vieillissement d'un matériau correspond à l'évolution dans le temps de ses caractéristiques initiales ; la durabilité des structures en béton correspond à la capacité du matériau ou de la structure à maintenir les fonctions pour lesquelles elles ont été conçues. C'est ce dernier aspect qui est souvent primordial pour assurer un niveau de sécurité acceptable dans des structures sensibles telles que les enceintes de confinement des centrales nucléaires.

La durabilité d'un matériau à matrice cimentaire est fonction de sa capacité à résister aux dégradations mécanique, hydrique, physique et chimique qu'il subit. L'évaluation de cette durabilité nécessite la connaissance du comportement du béton à long terme. La durabilité des structures en béton est directement liée à l'évolution de sa microstructure, lorsqu'il est soumis à des sollicitations mécaniques couplées à des attaques physico-chimiques. La caractérisation et la prise en compte dans les modèles de cette microstructure, et de son évolution au cours du temps, reste encore un enjeu majeur pour l'élaboration d'outils numériques de calcul de structures réellement prédictifs. Par exemple, ces outils sont décisifs dans le contexte du stockage et de l'entreposage de déchets radioactifs, ou encore pour le suivi du comportement des enceintes de confinement de centrales nucléaires.

L'analyse de la durabilité des structures en béton est un problème complexe et vaste. Sa complexité réside principalement dans la nature spatiale et temporelle des problèmes à résoudre. Les problèmes de durabilité mettent en jeu des comportements différés qu'il est souvent difficile d'analyser expérimentalement à l'échelle d'une thèse. L'utilisation d'essais accélérés reste également problématique car la durabilité des structures en béton fait toujours

intervenir des phénomènes couplés : l'accélération d'un de ces phénomènes (par exemple, l'augmentation de la température pour accélérer un séchage) aura toujours une influence plus ou moins grande sur les autres phénomènes mis en jeu (par exemple, en augmentant la température, la nature des produits issus de l'hydratation du ciment est différente que celle à température ambiante). De ce fait, l'outil de modélisation numérique devient nécessaire voire incontournable si on connaît bien les paramètres prédominants et leurs évolutions. Sa validité et son caractère prédictif sont alors les critères primordiaux à considérer. Cela indique que les modélisations, proposées dans la littérature pour la résolution des problèmes de durabilité, sont souvent complexes car elles doivent rendre compte de l'étendue de la « Physique » mise en jeu. En découle alors une conséquence (souvent difficile) qui est l'identification des paramètres de ces modèles, qui devient elle-même extrêmement complexe.

Il est alors nécessaire de « simplifier » les problèmes pour pouvoir les étudier expérimentalement et les modéliser numériquement. Il conviendra, au final, de prendre en compte de manière couplée l'ensemble des mécanismes prépondérants affectant la durabilité, reliés à une problématique industrielle donnée. Une analyse des mécanismes et de leur corrélation temporelle peut également conduire à des résolutions séquentielles des problèmes. Par exemple, dans le cas des entreposages de déchets au moyen de structure en béton, la microfissuration induite par le séchage pourra être modélisée de manière simplifiée, puis le problème de la lixiviation pourra être considéré dans un second temps sur un matériau pré-fissuré.

Le retrait total des mortiers ou des bétons est la somme de plusieurs retraits [ACKER 88, AÏTCIN *et al.* 98] : le retrait endogène (somme de la contraction Le Châtelier et du retrait d'auto-dessiccation), le retrait thermique et le retrait de dessiccation. Un retrait supplémentaire appelé retrait de carbonatation est à prendre en considération lorsque les éprouvettes sont conservées pour de très longues périodes dans un environnement contenant un fort taux de CO<sub>2</sub> [VERBECK 58, PIHLAJAVAARA 82, NEVILLE 00]. L'objet de cette partie est de présenter l'analyse faite, au *Laboratoire de Mécanique de Lille*, des conséquences en terme mécanique ou de propriétés de transport d'un seul phénomène, à savoir le séchage (ou la dessiccation) du béton et le retrait de dessiccation. Le paramètre majeur, bien connu depuis de nombreuses années (voir en général [BAZANT and WITTMANN 82, ACKER 88, WITTMANN 93, BAZANT and CAROL 93, BAROGHEL-BOUNY and AÏTCIN 00, ULM *et al.* 01]) est la fissuration induite par la dessiccation. Cette fissuration (ou microfissuration) a longtemps été considérée comme un effet de structure lié aux gradients hydriques qui apparaissent au cours d'un

séchage d'une éprouvette ou d'une structure en béton. Le retrait de dessiccation induit est inhomogène dans l'éprouvette et conduit à la mise en traction des surfaces, et donc de la fissuration par dépassement de la résistance en traction. Nous verrons que cette fissuration peut également résulter d'effets plus locaux tels que la présence d'inclusions rigides que sont les granulats, ou encore les différences de comportement différé entre les différents composés du ciment (le ciment anhydre est plus rigide que les CSH, il n'est d'ailleurs pas soumis au retrait de dessiccation du fait qu'il ne contient pas d'eau). Ces 2 mécanismes conduisent à une fissuration plus ou moins importante lorsque le béton sèche ; les questions qui se posent sont alors :

+ Quelles sont les influences en terme mécanique de cette fissuration induite ? Comment évoluent les propriétés mécaniques de base (propriétés élastiques, résistances, endommagement mécanique, plasticité...) d'un béton ?

+ Quel est l'impact de cette microfissuration sur les propriétés de transport ?

+ Comment modéliser l'ensemble des constatations faites expérimentalement sur les couplages existants entre séchage et propriétés mécaniques et de transport d'un béton ?

Par ailleurs, une donnée essentielle est à considérer : lors du séchage et de la génération des gradients d'humidité dans une éprouvette, du fait de la faible perméabilité du matériau, celle-ci va devenir une structure car les champs d'humidité ou de contrainte ne seront pas homogènes dans l'éprouvette. Une analyse de structure s'impose donc tant d'un point de vue expérimental que de modélisation numérique : par exemple, les données issues d'un essai de compression simple en cours de séchage devront être interprétées, tant que faire se peut, comme le résultat d'un essai sur structure, et les calculs numériques devront mettre en jeu une structure *-i.e.* un maillage par exemple, et non pas un seul point matériel.

Notons que les phénomènes physico-chimiques liés au séchage sont dorénavant bien connus et maîtrisés tant d'un point de vue mécanisme et cinétique que de modélisation. Le béton est un matériau dont les pores ont des diamètres faibles et une grande surface spécifique. De ce fait, les interactions entre la matrice solide et l'eau interstitielle présente dans ces pores sont importantes. Plusieurs phénomènes se produisent : adsorption des molécules d'eau sur les parois solides qui, par répulsion entre elles, génèrent des pressions de disjonction dont l'effet est de maintenir à distance les parois des pores [BAZANT 72], tension de surface à l'interface solide-liquide qui crée des micro-contraintes de traction intermoléculaires [WITTMANN 93], dépression capillaire avec apparition de ménisques capillaires. Cette dernière induit une tension dans la phase liquide qui, au cours du séchage

augmente, et conduit, par équilibre liquide - solide à une contrainte de compression dans la phase solide. Cette contrainte implique alors un retrait de dessiccation. Les conséquences de ces phénomènes au niveau macroscopique sont importantes.

Au niveau macroscopique, le séchage du béton est lui aussi un phénomène complexe. Il fait intervenir différents types de transfert de l'eau et ceci sous deux états différents : liquide et gazeux. Trois types de transferts hydriques coexistent : transport darcéen d'eau liquide, transport darcéen de vapeur d'eau, et transport diffusif de vapeur d'eau. Dans sa thèse, V. Baroghel-Bouny a décrit très finement les différents mécanismes mis en jeu au cours du séchage [BAROGHEL-BOUNY 95]. De plus, en s'appuyant sur les résultats expérimentaux de V. Baroghel-Bouny, qui ont permis d'identifier l'isotherme de sorption-désorption d'éprouvettes cylindriques, M. Mainguy a analysé l'influence des trois types de transferts sur la cinétique de perte en masse d'un béton [MAINGUY 99]. Il a montré, pour la vapeur d'eau, que les mouvements convectifs de type darcéen sont négligeables devant les mouvements diffusifs et que le transport diffusif de la vapeur d'eau reste faible. Une description des transferts sous forme liquide avec évaporation aux bords de la structure et l'utilisation d'une équation de diffusion non linéaire (type Fick) exprimée en fonction de la teneur en eau suffisent pour décrire convenablement les cinétiques de perte en masse au cours du temps [MAINGUY *et al.* 01].

Pour ce qui est des phénomènes régissant le retrait de dessiccation, divers mécanismes permettent de l'expliquer physiquement : la variation des pressions disjonctives, la variation de l'énergie de surface ou la dépression capillaire. L'étude menée récemment par F. Benboudjéma montre que pour les humidités relatives supérieures à 50 %, les mécanismes principaux sont la variation des pressions disjonctives et la dépression capillaire [BENBOUDJEMA 02]. Dans la suite, *nous considérerons que le mécanisme fondamental est la **succion capillaire***, car celui-ci semble expliquer beaucoup des phénomènes qui accompagnent le séchage du béton, en particulier l'augmentation de résistance en compression, comme nous le verrons dans la suite. La difficulté est alors que la microstructure du matériau évolue également au cours de la dessiccation, et suivant un processus encore mal connu. Celle-ci se microfissure et cette microfissuration est très dépendante de la nature de la pâte de ciment (voir ci-dessous) ou encore du diamètre ou de la nature des granulats employés [BISSCHOP *et al.* 01, PERRATON and AÏTCIN 01, BISSCHOP *et al.* 02, BISSCHOP *et al.* 04, LURA and BISSCHOP 04]. Le retrait de dessiccation est provoqué par un départ de l'eau libre du béton lorsqu'il est mis au contact d'un milieu dont l'humidité relative est inférieure à celle du matériau. Du fait de sa faible perméabilité, un retrait de dessiccation

différentiel est provoqué par le gradient hydrique existant entre l'intérieur et la surface de l'éprouvette. Le cœur de l'éprouvette est alors moins déformé que la partie extérieure, ceci conduit alors à sa mise en traction, et sa fissuration quand la résistance à la traction est dépassée. De plus, cette contraction se fera autour des granulats qui jouent alors le rôle d'inclusions rigides noyées dans une matrice viscoélastique rétractante. Une fissuration, diffuse dans la structure, résultera de ce phénomène qui conduit à l'initiation d'états locaux de traction. La relation entre le comportement mécanique d'un matériau cimentaire et sa microstructure est directe : le problème du séchage est que cette microstructure est en évolution constante du fait de la dessiccation, et qu'elle subit une « précontrainte » du fait de la succion capillaire. Le résultat en terme d'évolution du comportement mécanique est variable (voir ci-dessous) et devient complexe à modéliser.

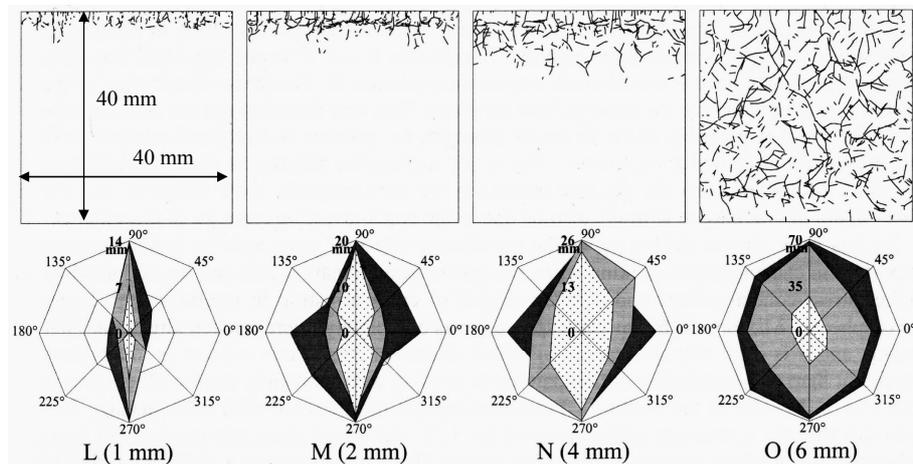


Figure I.1. Effet de la taille des inclusions sur le faciès de fissuration sous séchage et orientation de la microfissuration induite par 10 % (blanc), 20 % (gris) et 30 % (noir) de séchage (d'après [BISSCHOP *et al.* 01])

Sur la Figure I.1 [BISSCHOP *et al.* 01], sont présentés les faciès de fissuration d'une matrice cimentaire dans laquelle des inclusions sphériques de tailles différentes ont été incorporées, pour une même perte en eau *-i.e.* un même état de séchage. Ces inclusions rigides (billes de verre) ont une taille variant de 1 à 6 mm. Le matériau ainsi formulé a été moulé dans des prismes classiques ( $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ ), dont seule la face supérieure est soumise au séchage. On constate alors que, pour les petits diamètres, seule la part structurelle de la fissuration induite par le séchage est activée. Par contre, dès que le diamètre est égal à 6 mm, la fissuration est diffuse dans l'ensemble de l'éprouvette. Parallèlement, dans la partie basse de la Figure I.1 sont présentées les orientations et les longueurs cumulées des microfissures, pour chaque cas. On s'aperçoit alors que plus la taille du granulat est grande, plus la fissuration est importante et orientée dans toutes les directions ; dans le cas de petits

granulats, cette fissuration s'oriente dans la direction du gradient hydrique et reste superficielle (au moins celle mesurée et accessible par la technique d'imprégnation utilisée, pour plus de détails voir [BISSCHOP *et al.* 02]). Cet effet de fissuration diffuse aura donc une influence sur les propriétés mécaniques du matériau.

Un des objectifs du travail expérimental proposé ici est de donner un éclaircissement quant à la relation séchage - comportement mécanique (effet sur la résistance, sur les coefficients élastiques, rôle des granulats, effet de la qualité de la pâte de ciment, déformations volumiques), en ayant toujours à l'esprit que l'éprouvette est une structure au cours du séchage : des précautions sont à prendre lors de la réalisation et le dépouillement des essais inhomogènes en terme d'humidité interne de l'échantillon. Les grandeurs mesurées doivent souvent être prises comme des valeurs structurelles. Des effets compétitifs entre microfissuration et raidissement par succion sont alors mis en évidence : les moteurs du processus de rupture diffèrent selon les cas et peuvent expliquer pourquoi les résultats de la littérature sont si dispersés en ce qui concerne l'effet du séchage sur le module élastique ou sur la résistance en compression. La question qui se pose alors est la suivante : quels modèles seront capables de rendre compte de cette compétition ?

Notons que nous ne traiterons ici principalement que d'un seul paramètre à savoir la fissuration induite par le séchage en terme de dégradation du matériau. Mais c'est ce paramètre qui joue un rôle primordial dans la durabilité des structures en béton et dont les couplages sont problématiques avec d'autres phénomènes physico-chimiques, car des interactions existeront également en termes mécanique, cinétique, physique ou chimique.

Dans une première partie, j'exposerai les résultats obtenus en terme d'évolution du comportement mécanique de bétons et de mortiers en fonction du séchage et je les commenterai en mettant en évidence les couplages existant entre le retrait de dessiccation, le comportement mécanique et quelques paramètres fondamentaux d'un matériau à matrice cimentaire (nature de la pâte et granulats). Malgré de nombreuses études faites sur l'évaluation des déformations dues aux retraits du béton, il existe peu de résultats expérimentaux présentant l'influence du retrait de dessiccation du béton sur son comportement mécanique. Or, la teneur en eau du béton et son état mécanique sont deux paramètres cruciaux de la plupart des mécanismes de dégradation. Ce couplage entraîne, de plus, une difficulté supplémentaire dans l'élaboration d'une modélisation prédictive et des expérimentations nécessaires pour l'identification des paramètres pertinents. L'objet de la deuxième partie de ce mémoire est de tenter d'y apporter une réponse satisfaisante.

## **Partie 1 : Analyse expérimentale**

Nous avons entrepris, au Laboratoire, une vaste campagne expérimentale dans le but d'évaluer l'effet du séchage sur le comportement mécanique multiaxial des bétons et mortiers. L'étude montre l'importance de la prise en compte du couplage « comportement (poro)mécanique - retrait de dessiccation ». En effet, le comportement d'un matériau à matrice cimentaire est influencé par la variation uniforme ou non uniforme de son humidité interne [PIHLAJAVAARA 74, BAZANT and RAFTSHOL 82, WITTMANN 82, POPOVICS 86, ACKER 88, BARTLETT and MACGREGOR 94]. Les déformations induites par le gradient hydrique (de l'intérieur du matériau vers le milieu environnant) sont empêchées par contractions différentielles, et provoquent une fissuration du matériau par excès de traction. Par ailleurs, la matrice cimentaire voulant se rétracter est contrainte par les granulats qui empêchent cette déformation. Cet autre retrait empêché induit une fissuration diffuse dans la pâte de ciment [HEARN 99, BISSCHOP and VAN MIER 01]. Nous verrons que cette fissuration, dépendante de la taille du granulat, aura donc une influence sur les propriétés élastiques et le processus d'endommagement du matériau, donc sur son comportement à la rupture. D'autre part, la dessiccation, qu'elle soit uniforme ou non, s'accompagne d'une augmentation de la pression capillaire qui joue également un rôle important dans l'évolution du comportement mécanique du matériau au cours de son séchage.

L'idée principale des analyses expérimentales a été de réaliser une campagne d'essais complémentaires sur 3 matériaux différents (un béton et 2 mortiers) : des essais classiques, faits en fonction du temps de séchage, sont réalisés dans des conditions environnementales similaires, afin de permettre des comparaisons quant à l'influence du retrait de dessiccation et du séchage sur le comportement élasto-plastique endommageable des matériaux à matrice cimentaire.

### **I. Effet de la dessiccation sur le comportement mécanique uniaxial des bétons et mortiers**

#### *I.1. Compression uniaxiale*

##### *I.1.1 Essais sur béton*

Les éprouvettes de béton ont été conçues pour obtenir un retrait de dessiccation important dans un intervalle de temps court. Pour obtenir une porosité importante et faciliter les transferts hydriques, le béton a été formulé avec un rapport eau sur ciment E/C supérieur à

0,6. La taille du plus gros granulat a été limitée à 8 mm pour éviter les effets de bord et maximiser le retrait. Le ciment utilisé est du CEM II/B 32,5. La formulation, détaillée en Annexe 3 de ce document. Toutes les éprouvettes sont fabriquées le même jour. Après 28 jours de cure dans une eau à 20°C permettant d'obtenir une hydratation du ciment presque complète pour ce type de béton, les éprouvettes ont été conservées à une humidité relative égale à 60% ± 5%, et une température égale à 21°C ± 1°C (Figure I.1.1).

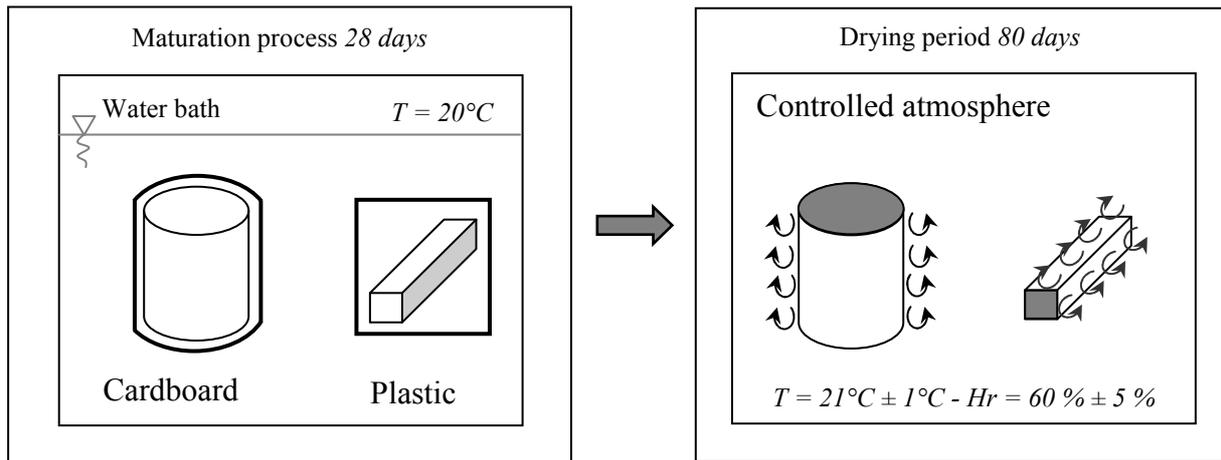


Figure I.1.1 : Conditions de conservation des échantillons

La campagne expérimentale sur béton s'est déroulée de la façon suivante :

- mesure des retraits endogène et de dessiccation sur prismes 40x40x160 mm<sup>3</sup>,
- mesure de la perte en eau sur éprouvettes 40x40x160 mm<sup>3</sup>, et cylindres  $\phi$ 110x220 mm<sup>3</sup>,
- essais de compression uniaxiale avec cycle de charge - décharge sur cylindres  $\phi$ 110x220 mm<sup>3</sup>, en fonction du temps de séchage. Ces essais de compression uniaxiale sont réalisés avec une presse hydraulique asservie et les déformations longitudinales des éprouvettes de béton sont mesurées par rapprochement des plateaux de la machine, afin d'obtenir le comportement post-pic du matériau (voir Figure I.1.2).

Les mesures de retrait ont été réalisées classiquement : pour les prismes, la connaissance des retraits linéaires est obtenue par mesure du rapprochement des faces extrêmes de l'éprouvette. La Figure I.1.3.a présente l'évolution du retrait de dessiccation de 3 éprouvettes prismatiques en fonction de la perte en masse, pendant 70 jours. On distingue deux phases classiques dans cette évolution. La première partie de la courbe correspond à un séchage rapide de la peau de l'éprouvette. Ce séchage s'accompagne d'une fissuration

superficielle qui “retarde” l’apparition d’un retrait global [GRANGER 94]. Dans une deuxième phase, il y a proportionnalité entre la perte en masse et le retrait de dessiccation, ce qui montre l’effet induit du séchage et de la dépression capillaire sur le béton. Si les mesures avaient été poursuivies au delà de 70 jours, une troisième phase serait apparu où le retrait de dessiccation se serait stoppé alors que la perte en masse évoluerait encore. Nous verrons dans la suite comment cette troisième phase peut être expliquée.

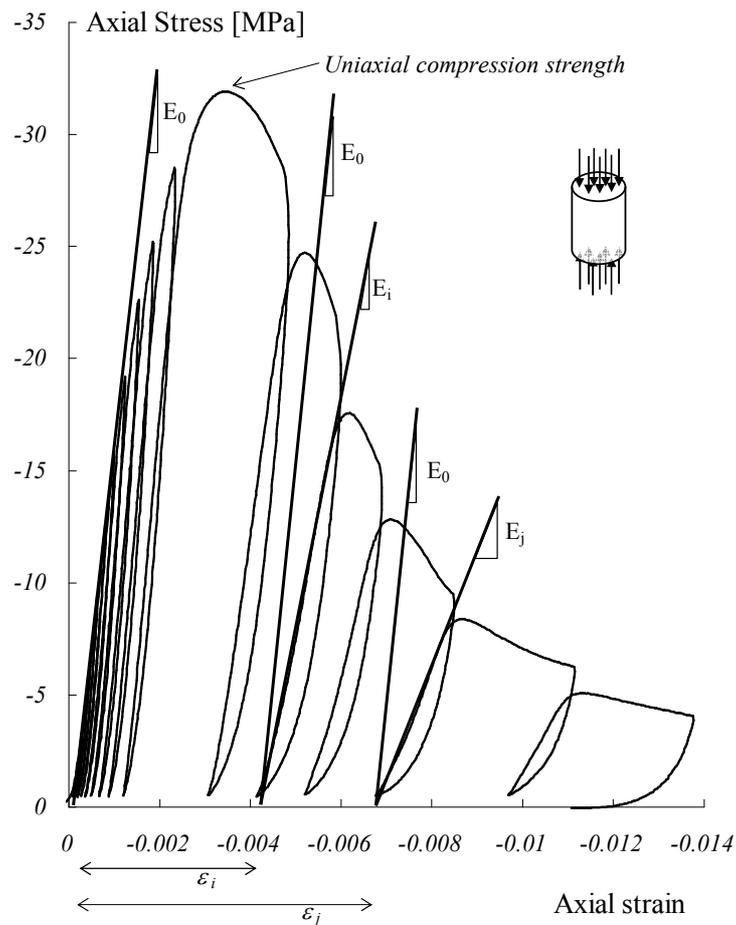


Figure I.1.2: Courbe contrainte de compression axiale – déformation axiale sur le béton

La Figure I.1.3.b présente l’évolution de la masse relative de 6 éprouvettes cylindriques en fonction du temps. La masse relative est définie comme le rapport de la masse actuelle par rapport à la masse initiale de l’éprouvette. Les évolutions correspondent à ce que l’on trouve classiquement dans la littérature. Par contre, il est remarquable de souligner que ces différentes éprouvettes ont été testées mécaniquement jusqu’à rupture, à différentes dates (7, 21, 41, 56, 66 et 69 jours) après la sortie de l’eau. Après essai jusqu’à rupture, l’éprouvette est soigneusement conservée afin de poursuivre les mesures de perte de masse. L’influence du chargement et de l’endommagement mécanique sur la cinétique de séchage est relativement

faible. Il apparaît donc que le retrait de dessiccation est plus influencé par une microfissuration diffuse, liée au processus de séchage, que par une macrofissuration provoquée mécaniquement. La modélisation de cette microfissuration diffuse par une variable d'endommagement isotrope dont l'évolution dépend du chargement mécanique et du gradient hydrique dans l'éprouvette semble judicieuse [HUBERT *et al.* 2003].

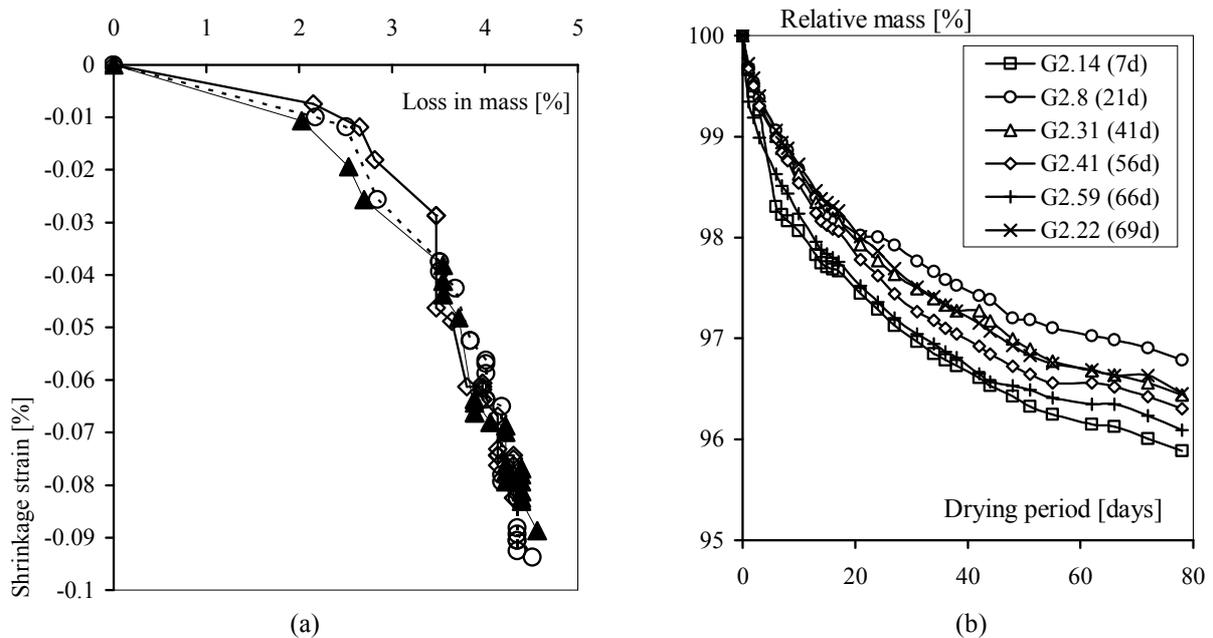


Figure I.1.3. : (a) Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse pour 3 prismes ; (b) variation de masse en fonction du temps de séchage pour des cylindres testés en compression à différents instants

La Figure I.1.4 présente l'évolution de l'endommagement mécanique en fonction de la déformation totale normalisée, pour des éprouvettes ayant des temps de séchage différents (2, 24, 44 et 69 jours). Cette déformation normalisée est définie comme la déformation atteinte avant déchargement, normalisée par rapport à la déformation au pic de contrainte de l'éprouvette considérée. Notons que cette normalisation est critiquable, mais qu'elle permet une comparaison des éprouvettes entre elles qui ont des propriétés naturellement variables, même si elles proviennent de la même gâchée. Il est alors possible de comparer les différentes éprouvettes en terme de « cinétique » d'endommagement mécanique, en fonction de l'endommagement hydrique induit par la dessiccation du béton. On remarque alors que plus le séchage est important, plus l'endommagement mécanique se développera précocement. Les microfissures induites par le séchage sont donc des catalyseurs de la création et de la croissance des microfissures d'origine mécanique. Ce couplage est à prendre en compte dans

la modélisation du comportement du béton, qui passe d'un comportement élasto-plastique faiblement endommageable à fortement endommageable au cours du séchage.

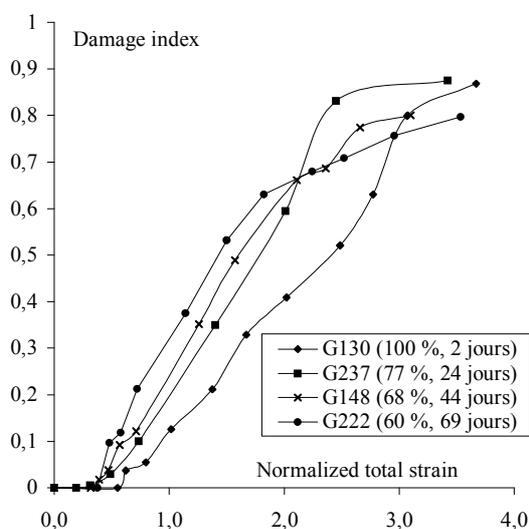


Figure I.1.4: Evolution de l'endommagement en fonction de la déformation totale normalisée, pour différents temps de séchage

L'évolution de la résistance en compression uniaxiale est présentée Figure I.1.5 en fonction du temps de séchage (I.1.5.a) et de la perte en masse (I.1.5.b) : une augmentation de résistance est constatée et imputable à l'effet du séchage. Certes le temps de maturation est court (28 jours dans l'eau), mais il est possible de considérer qu'une grande partie de la maturation est achevée. De plus, si la maturation avait une influence sur la montée en résistance, celle-ci serait bien plus faible que les 28 % observés. Une série d'éprouvettes « témoin », laissée dans l'eau parallèlement au séchage, aurait toutefois permis de mieux caractériser l'effet de la maturation et de la dessiccation. Nous avons appliqué cette méthode à la campagne expérimentale réalisée sur mortiers (voir ci-dessous).

L'augmentation de la résistance des éprouvettes séchées par rapport à celle des éprouvettes saturées en eau est aussi constatée par d'autres auteurs [PIHLAJAVAARA 74, OKAJIMA *et al.* 80, TERRIEN 80, POPOVICS 86, BARTLETT and MACGREGOR 94]. Toutefois, cette évolution de résistance est différente de celle obtenue par Pihlajaavara et Okajima *et al.*, ces auteurs ayant mené leurs essais dans des conditions de cure différentes, à savoir que leurs mortiers testés avaient des humidités relatives constantes. Par contre, Bartlett and MacGregor et Popovics ont obtenu des résultats similaires à ceux présentés ici. L'augmentation de 20 % de résistance des éprouvettes en dessiccation par rapport à la résistance des éprouvettes saturées en eau est également obtenue par [GILKEY 37].

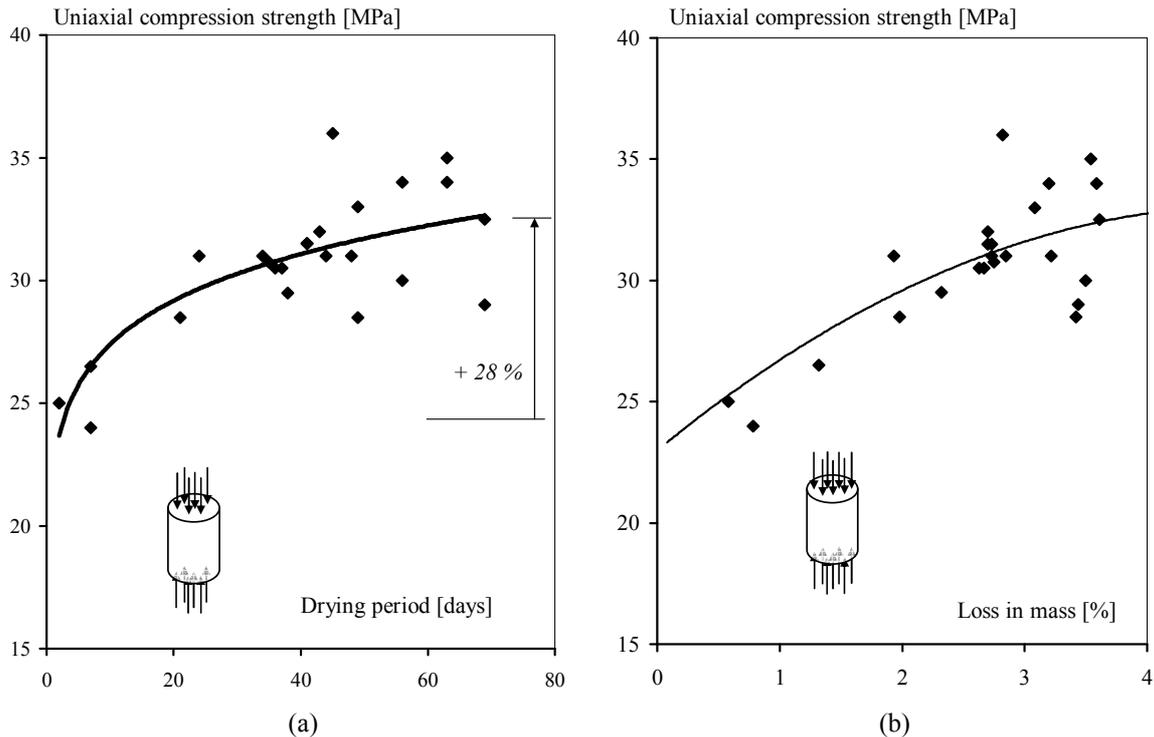


Figure I.1.5: Evolution de la résistance en compression en fonction du temps de séchage (a) et de la perte en masse (b)

La variation de résistance des matériaux à matrice cimentaire peut être attribuée à deux phénomènes concomitants : le premier est l'effet de la succion capillaire. Celle-ci provoque une mise en compression du squelette solide, ce qui conduit à une « précontrainte » du matériau qui devient plus résistant. Ce phénomène est aussi constaté pour les roches [JUMIKIS and ALFREDS 83]. Il y aura donc augmentation de la résistance à la compression, même sans gradient hydrique. Le second phénomène est lié aux gradients hydriques qui se créent dans l'éprouvette au cours de la dessiccation : les bords de l'éprouvette se contractent sur le cœur de celle-ci, ce qui provoque une microfissuration, mais également un confinement du cœur de l'éprouvette [ACKER 88, POPOVICS 86, BARTLETT and MACGREGOR 94]. Cette contrainte de confinement induit donc une augmentation de la capacité portante du mortier dans la direction perpendiculaire : l'éprouvette est « auto-frettée ». Néanmoins, compte tenu de la faible perméabilité de ce type de matériau, le fait de comprimer des éprouvettes saturées en eau provoque une mise en pression du fluide interstitiel. Localement, et par effet de couplage, il est possible que cette surpression interstitielle ait un effet moteur sur la propagation et l'ouverture des microfissures dues à la charge axiale. Il conviendrait de faire, si possible, des essais à saturation et fissuration contrôlées, sans que la désaturation n'induisse une microfissuration supplémentaire.

Notons que pour cet essai de compression uniaxiale, qui est le plus employé en mécanique des bétons, les résultats de la littérature sont parfois publiés indépendamment des conditions hydriques de conservation. La validité de ces résultats peut alors être remise en cause. Il est important de choisir des conditions de cure et de conservation qui soient « stables » afin de pouvoir caractériser précisément le comportement mécanique d'un béton ou d'un mortier. Classiquement, une cure humide de 28 jours (un temps plus court est bien entendu envisageable si on désire connaître les variations du comportement mécanique pendant cette période), puis une conservation à température ambiante égale à  $20^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$  et une humidité relative de  $60\% \pm 5\%$  sont des conditions couramment utilisées dans les laboratoires de recherche. Idéalement, il faut conserver les éprouvettes dans l'eau ou sous hygrométrie supérieure à 90 % jusqu'à la réalisation de l'essai. Malheureusement, pour des raisons expérimentales (collage des jauges, préparation des surfaces, etc...), cette condition est rarement observée dans la littérature. Compte tenu de la dépendance du comportement mécanique du béton à ses conditions de maturation et de conservation, il conviendrait, pour chaque essai de caractérisation mécanique, de préciser, au minimum, les points suivants (proposés par le comité technique TC14-CPC de la RILEM) :

- le type et les dimensions de l'éprouvette,
- la composition du béton,
- le mode d'obtention des éprouvettes,
- les conditions de cure,
- les conditions de conservation,
- le nombre d'essais identiques réalisés ou la marge expérimentale obtenue sur les résultats.

Cette démarche participe à la qualité et la traçabilité des résultats publiés.

Les Figures I.1.6a et b illustrent l'évolution de la raideur initiale relative des éprouvettes en fonction du temps de séchage (I.1.6.a) et de la perte en poids (I.1.6.b). La raideur initiale relative est définie comme la raideur initiale de l'éprouvette considérée ( $E_0$  à  $j$  jours de séchage), divisée par la raideur maximale mesurée au cours de la campagne d'essai ( $E_0$  maximale). En l'occurrence, la raideur maximale mesurée correspondait à un séchage de 7 jours et une perte en poids de 1,3 % de l'éprouvette. Par abus de langage cette raideur est souvent appelé module d'élasticité, même si le champ d'humidité n'est pas homogène. Peu d'effet de l'auto-fretage et du raidissement est alors constaté, et le module d'élasticité décroît rapidement montrant que la microfissuration, induite par le séchage structurel et à la présence

des granulats de grand diamètre, est importante. Notons que chaque point expérimental, présenté Figures I.1.5 et I.1.6, correspond à la moyenne des résultats obtenus sur 2 éprouvettes testées le même jour.

La Figure I.1.6 montre donc qu'un endommagement hydrique se développe au cours du séchage, réduisant ainsi les propriétés élastiques du béton, mais ceci est vrai également sur le mortier étudié par la suite. Cet endommagement hydrique résulte de l'effet de structure, c'est à dire de la contraction différentielle entre le cœur et la surface de l'éprouvette, mais également de la fissuration diffuse créée par la présence des granulats. Il est bien connu que la fissuration due au séchage, qui se développe d'abord en peau, mais qui progresse également vers l'intérieur, va avoir une grande importance dans la durabilité d'une structure en béton.

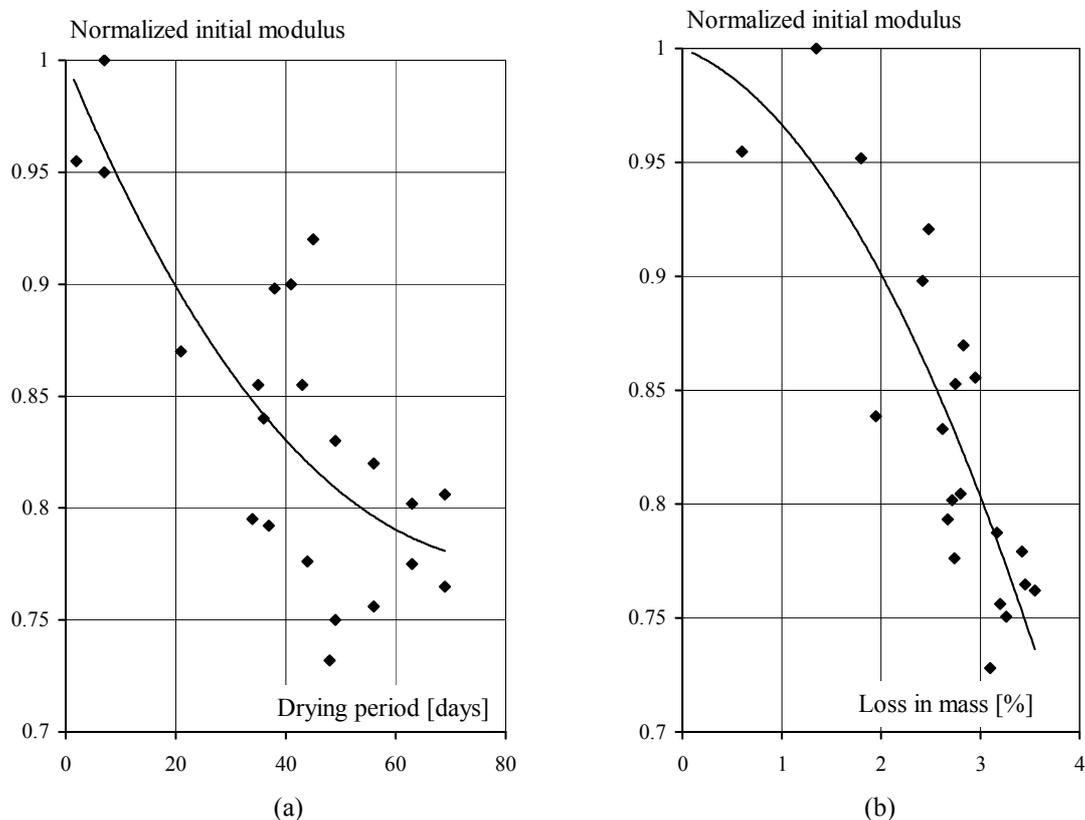


Figure I.1.6 : Evolution du module initial normalisé (par rapport au module initial maximal) en fonction du temps de séchage (a) et de la perte en masse (b)

### *1.1.2 Essais sur mortiers*

Le mortier étudié est un mortier normal fait à base de CEM II/B. La composition exacte est fournie en Annexe 4 : l'utilisation de ce mortier se justifie par le fait que les expérimentations peuvent être refaites dans de nombreux laboratoires, et qu'il existe déjà de nombreuses données sur ce matériau. La quantité nécessaire de mortier pour l'étude et

l'obtention des éprouvettes a été coulée en une seule fois, puis conservée durant 6 mois, dans une cuve thermostatée à 20°C afin de prévenir les effets des retraits thermique et endogène, et de laisser la maturation du mortier se faire complètement. Ensuite les éprouvettes sont sorties de la cuve et séparées en trois séries différentes :

- une série d'éprouvettes protégées de la dessiccation par deux couches d'aluminium autocollant,
- une série d'éprouvettes laissées en dessiccation en atmosphère contrôlée ( $T= 21^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$ ,  $H_r= 45\% \pm 5\%$ )
- une série d'éprouvettes séchées dans un four à 60°C jusqu'à poids constant puis protégées de la reprise d'eau par deux couches d'aluminium autocollant.

L'ensemble des conditions expérimentales de cette étude sur mortier est détaillé en Annexes 4 et 5.

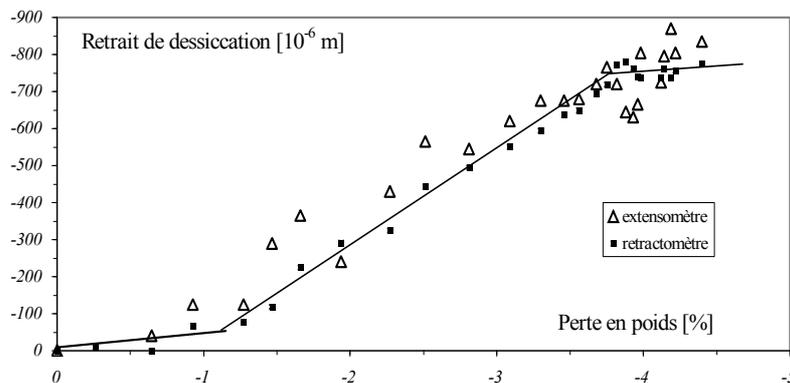


Figure I.1.7 : Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids du mortier

Un exemple de mesure du retrait de dessiccation d'une éprouvette prismatique de mortier est donné en Figure I.1.7, en terme d'évolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids : les mesures présentées sont faites avec un rétractomètre (rapprochement des extrémités) et avec un extensomètre (mesure en surface). Notons que le résultat de la mesure de surface est plus dispersé et traduit la sensibilité de cette mesure aux faibles variations de température et d'hygrométrie.

Les résultats des deux mesures sont par ailleurs très similaires qualitativement et quantitativement. Le résultat est classique (les mêmes résultats sont obtenus sur le béton) et la présence de trois phases caractéristiques est constatée [GRANGER 94, TORRENTI *et al.* 97, KHELIDJ 98, BENBOUDJEMA 02] : la première, qui correspond à une perte de poids avec une faible mesure de retrait, est due à l'évaporation rapide de l'eau à la surface de l'éprouvette couplée à une microfissuration surfacique induite, qui s'oppose à la contraction du prisme,

appelée également zone dormante [BENBOUDJEMA 02] ; dans la deuxième phase, le retrait de dessiccation est proportionnel à la perte en poids : la contraction du squelette solide est provoquée principalement par la dépression capillaire. Enfin, la dernière phase présente une évolution de la perte en poids avec un faible retrait. Cette dernière phase peut s'expliquer soit par le fait que la contraction de la matrice cimentaire devient infime par épuisement de l'eau évaporable, soit par un comportement non linéaire du retrait de dessiccation de la matrice cimentaire en fonction de la perte en poids [BENBOUDJEMA 02, BENBOUDJEMA *et al.* 04], ou à une relaxation des autocontraintes de dessiccation [KHELIDJ 98]. Ce phénomène peut également être dû à l'apparition de microfissures supplémentaires, générées par la dessiccation et la présence des granulats qui induisent une microfissuration. Les microfissures ainsi formées s'opposent au retrait par dilatance et facilitent la dessiccation, donc la perte en poids. Nous verrons dans la suite la raison pour laquelle il est possible de privilégier cette hypothèse (voir chapitre IV de cette partie). Notons que ces trois phases se retrouvent également dans le cas de la dessiccation des argiles [COLINA and ROUX 00], où la dernière phase est interprétée par les auteurs comme étant due à un niveau suffisant d'écrouissage de la matrice permettant au matériau de résister au surplus de contrainte générée par l'augmentation de pression capillaire due au séchage.

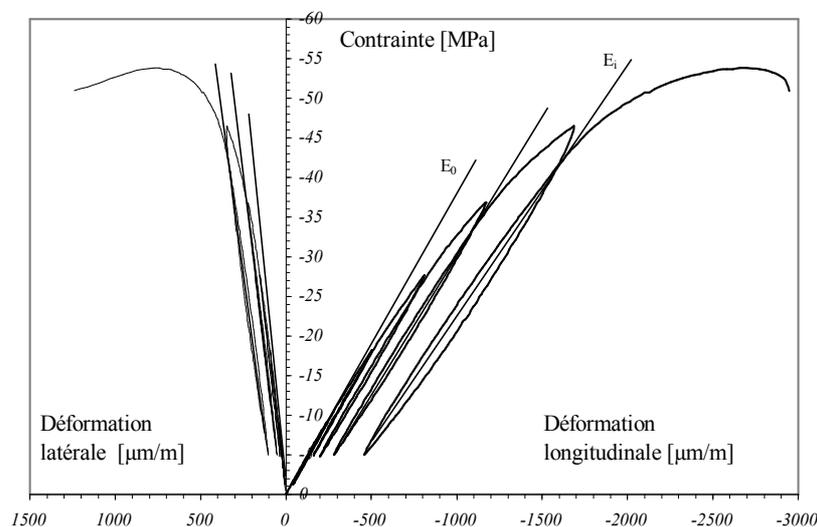


Figure I.1.8 : Courbe contrainte axiale – déformations axiale et radiale sur mortier normal saturé en eau

Un exemple de résultat obtenu pour les essais de compression uniaxiale sur ce mortier est présenté en Figure I.1.8, où sont données les évolutions de la contrainte de compression en fonction de la déformation axiale et de la déformation latérale. Il est ainsi possible de

déterminer le module d'élasticité initial et le coefficient de Poisson initial du mortier. Par ailleurs, pour les mortiers (cylindres  $\phi 37$  mm), une rotule spéciale a été conçue, de même diamètre, placée entre le plateau supérieur de la machine et l'éprouvette afin de prévenir les imperfections dues au défaut de parallélisme des deux surfaces de l'éprouvette lors des essais de compression (Annexes 4 et 5, [YURTDAS 03]). Cette rotule spéciale conditionne la possibilité de comparer des résultats mécaniques entre eux : en effet, afin de pouvoir affecter au séchage les variations constatées sur les comportements, il faut être sûr que l'ensemble des « parasites expérimentaux » sont minimisés, surtout pour une campagne expérimentale s'étalant sur un an. Notons que les boucles d'hystérésis sont dues à la viscosité du matériau et aux frottements entre les lèvres des microfissures. L'ouverture de ces boucles diminue avec le séchage car la quantité d'eau et les mouvements possibles de l'eau dans la structure poreuse de la pâte de ciment diminuent. Les résultats obtenus en terme d'endommagement mécanique sont très similaires à ceux présentés précédemment pour le béton.

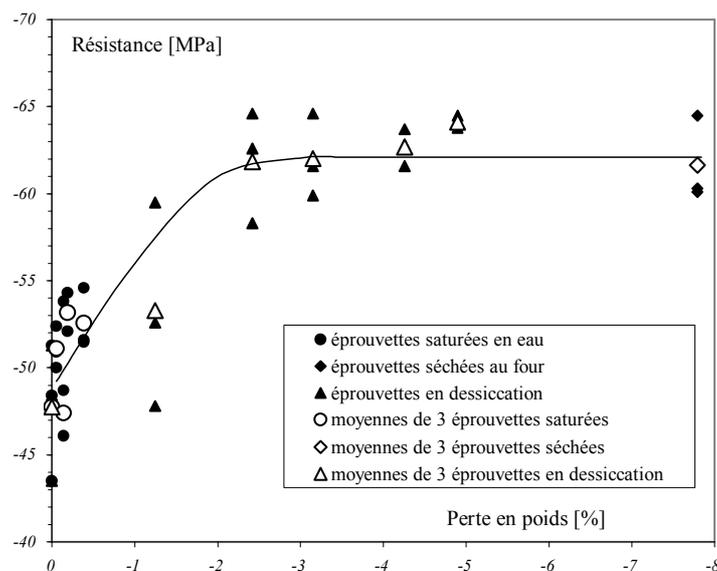


Figure I.1.9 : Evolution de la résistance à la rupture du mortier normal en fonction de la perte en poids

L'analyse des compressions uniaxiales peut alors être faite en fonction du temps de séchage des mortiers. Pour chaque date considérée, c'est à dire pour chaque durée de dessiccation, 3 essais de compression simple sont réalisés le même jour. Parallèlement, des essais de compression sont effectués sur des éprouvettes « témoins » protégées du départ d'eau, donc restant à l'état saturé. Ceci a été fait à différents temps (compris entre 30 à 225 jours après avoir sorti les éprouvettes de l'eau) pour s'assurer que des effets parasites dus à la maturation (augmentation de la résistance et du module d'Young au cours de l'hydratation) ne faussent pas les résultats. Enfin, trois essais de compression ont été réalisés sur les éprouvettes

séchées au four à 60°C jusqu'à poids constant, pour simuler un départ total de l'eau libre du mortier. Notons que les dispersions obtenues sur ces derniers essais sont très faibles.

Sur la Figure I.1.9 est tracée l'évolution de la résistance maximale en fonction de la perte en poids. Les résultats des essais de compression uniaxiale en fonction du séchage montrent clairement l'effet de la dessiccation sur la résistance maximale : elle augmente (d'environ 20 %) en partant de la valeur obtenue pour les éprouvettes saturées en eau pour rejoindre celle atteinte par les éprouvettes séchées au four. La résistance à la rupture ne varie plus au bout d'environ 30 jours de séchage, ce qui correspond à une perte de masse d'environ 2,5 %. De même que pour le béton, l'augmentation de résistance des matériaux à matrice cimentaire peut être attribuée à deux phénomènes concomitants : la succion capillaire et l'auto-frettage.

Les Figures I.1.10 et I.1.11 montrent respectivement l'évolution des modules de Young et des coefficients de Poisson initiaux en fonction de la perte en poids des éprouvettes au cours du séchage. Le module de Young initial et le coefficient de Poisson initial des éprouvettes soumises à la dessiccation sont bornés par une limite supérieure (celle des éprouvettes humides) et une limite inférieure (celle des éprouvettes à l'état sec). A l'intérieur de ces bornes, le module de Young des éprouvettes mises en dessiccation reste quasiment constant, et diminue ensuite pour tendre vers la valeur atteinte par les éprouvettes séchées au four. D'autre part, le coefficient de Poisson initial des éprouvettes de mortier reste constant dans un premier temps et diminue par la suite, de manière analogue au module de Young.

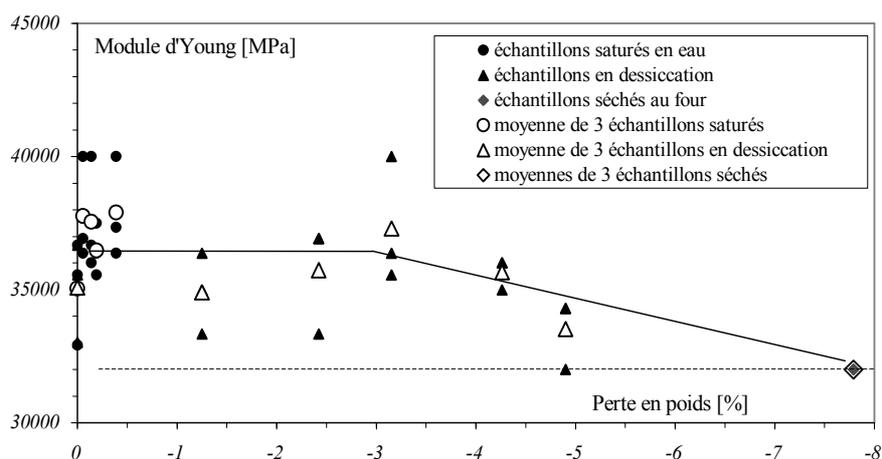


Figure I.1.10 : Evolution du module d'élasticité initial en fonction de la perte en poids du mortier normal

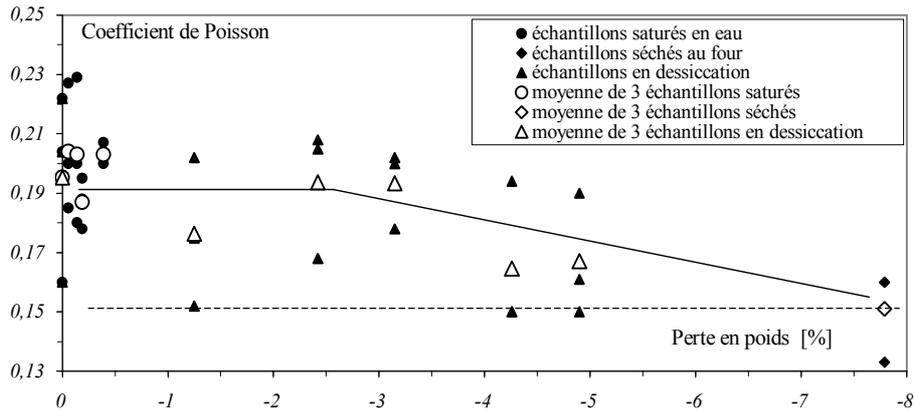


Figure I.1.11 : Evolution du coefficient de Poisson initial en fonction de la perte en poids du mortier normal

Les décroissances des paramètres élastiques du matériau ont lieu au bout d'environ 55 jours correspondant à environ 3 % de perte en poids. Notons que cette valeur correspond à la non-linéarité observée sur la Figure I.1.7, où il n'y a plus de proportionnalité entre retrait de dessiccation et perte en poids. Les évolutions du module de Young et du coefficient de Poisson constatées sont provoquées par un séchage non uniforme et par l'effet des inclusions (qui reste faible pour le mortier). Les gradients hydriques dans l'éprouvette conduisent à deux effets distincts : le premier est la microfissuration structurelle induite par la dessiccation ; le deuxième correspond à un effet de structure déjà évoqué : la compression biaxiale du fait du retrait différentiel entre les bords et le cœur de l'éprouvette. On peut donc interpréter la constance du module d'Young, en cours de dessiccation, comme étant un effet du confinement d'auto-frettage qui croît au cours de la désaturation. La mesure effectuée est alors celle d'une raideur élastique apparente. Le module d'élasticité du matériau doit diminuer sous l'effet de la microfissuration, sans que cette diminution soit perceptible sur les mesures effectuées. Après un départ d'eau suffisant et, donc, une microfissuration importante, la raideur apparente diminue pour rejoindre la valeur du module d'élasticité des éprouvettes séchées au four.

Enfin, les résultats obtenus montrent que, du fait de la microfissuration due au séchage, l'influence de la microfissuration d'origine mécanique s'observe pour une contrainte appliquée plus faible [YURTDAS 03]. D'autre part, le coefficient de Poisson en fonction de la contrainte appliquée évolue : après la « contrainte initiale » correspondant à la contrainte à partir de laquelle le coefficient de Poisson croît continûment, pour les éprouvettes saturées l'augmentation est très rapide [YURTDAS *et al.* 04]. Ceci est dû, principalement, à l'effet de la surpression latérale induite par la mise en pression du fluide interstitiel. Pour les éprouvettes séchées au four, cette évolution, après le seuil en contrainte, est plus lente résultant de la

microfissuration d'origine mécanique. Pour les éprouvettes en dessiccation, les évolutions du coefficient de Poisson passent progressivement, au cours du séchage, de celle des éprouvettes saturées vers l'évolution des éprouvettes séchées au four, en minimisant l'effet de la surpression latérale par diminution de la teneur en eau. Enfin, il est possible qu'il y ait également un effet poromécanique, c'est-à-dire un effet de couplage entre le fluide interstitiel, le comportement du matériau sec, les propriétés élastiques et leurs évolutions.

### *1.1.3 Rôle de la pâte de ciment*

Afin d'étudier le rôle de la pâte de ciment sur les phénomènes liés à la dessiccation, nous avons réalisé une série d'essais sur un mortier normal modifié : nous avons augmenté le rapport Eau sur Ciment à 0,8 afin de réduire les caractéristiques mécaniques, d'augmenter les propriétés de transport et la porosité initiale. Dans la suite, le mortier05 est le mortier normal (E/C = 0,5), tandis que le mortier08 est le mortier modifié (E/C = 0,8).

La Figure I.1.12 montre l'évolution de la perte en poids relative des éprouvettes du mortier05 (6 éprouvettes) et du mortier08 (5 éprouvettes) en fonction du temps passé en ambiance contrôlée. La perte en poids relative (RWL) est définie par la relation suivante :

$$RWL = 100 \cdot \left( \frac{W(t) - W_0}{W_{dry} - W_0} \right) \quad (1.1)$$

où  $W_0$  est la masse initiale,  $W(t)$  est la masse à un instant  $t$  donné et  $W_{dry}$  est la masse mesurée après séchage dans le four à 60 °C jusqu'à poids constant. Toutes ces grandeurs étant obtenues après 6 mois de maturation dans l'eau.

On constate que pour un rapport E/C donné, la perte en poids relative évolue pratiquement de la même manière pour toutes les éprouvettes. On peut ainsi considérer que le processus de séchage est le même pour chaque éprouvette d'un même mortier. L'augmentation du rapport E/C est à l'origine d'une cinétique de séchage plus élevée et l'atteinte d'une valeur asymptotique semble plus rapide : le matériau devient plus perméable, du fait de l'augmentation de la porosité initiale (passage de 18 à 25 %, Annexe 4). Précisons que la porosité des hydrates étant peu affecté par le rapport E/C, l'augmentation de cette porosité est due principalement à l'accroissement de la porosité capillaire. Cependant, bien que la quantité d'eau évaporable du mortier08 soit plus élevée que celle du mortier05, les pertes en poids relatives des deux mortiers sont pratiquement du même ordre de grandeur pour les mêmes conditions de conservation, de l'ordre de 65 % (Figure I.1.12). Ceci est dû au fait que le paramètre différenciant les deux mortiers est uniquement la quantité d'eau de

gâchage. La variation de la quantité ou de la nature d'un des composants conduira très probablement à observer une évolution différente de celle de la Figure I.1.12. Par ailleurs, même si l'estimation des propriétés de transport des matériaux cimentaires pour l'évaluation de leur durabilité est généralement effectuée par une mesure de perméabilité ou de diffusion, la mesure de la perte en poids en fonction du temps de séchage peut également fournir un élément de réponse.

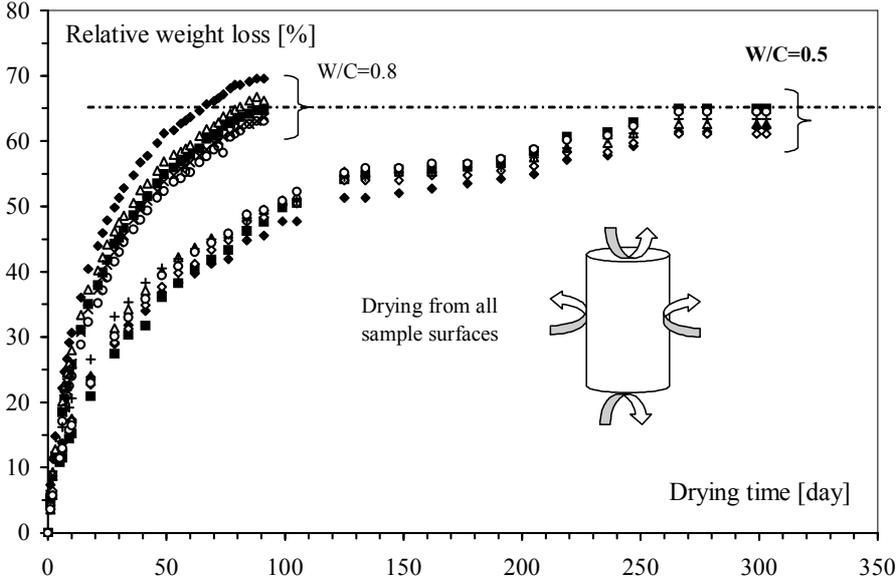


Figure I.1.12 : Relative weight loss according to the drying time.

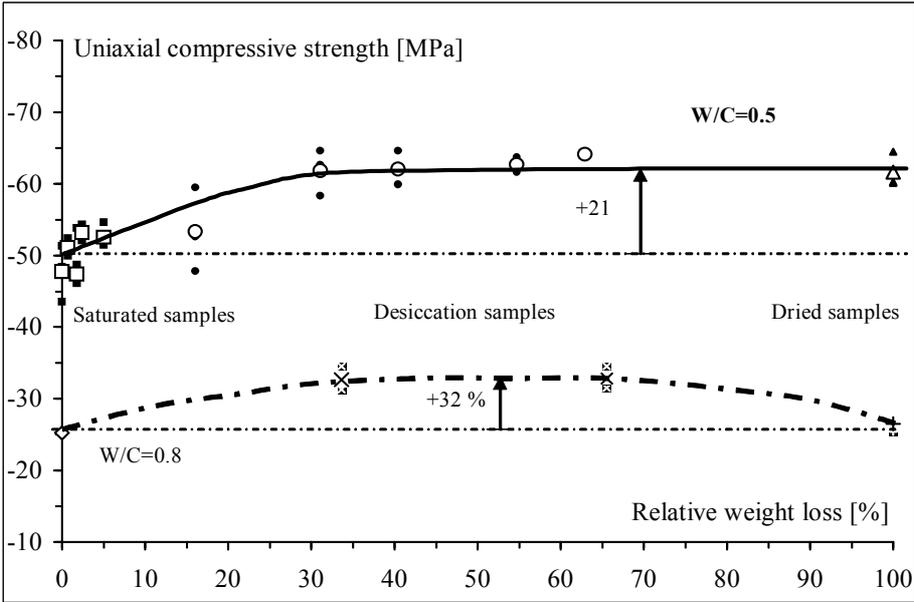


Figure I.1.13 : Résistance en compression uniaxiale des 2 mortiers en fonction de leur perte en poids relative

La Figure I.1.13 montre l'évolution de la résistance uniaxiale à la compression des deux mortiers en fonction de la perte en poids relative. On constate que la résistance à la compression uniaxiale du mortier05 augmente de 21 % environ en partant de la valeur des éprouvettes saturées en eau pour atteindre celle des éprouvettes séchées. L'augmentation maximale de la résistance est obtenue après environ 30 % de perte en poids relative correspondant à environ 30 jours de séchage. L'évolution de la résistance uniaxiale du mortier08 est différente : elle augmente d'abord de 32 % et diminue ensuite d'autant. Ce retour à la valeur initiale de la résistance uniaxiale est sans doute une coïncidence. L'augmentation de la résistance du mortier08 atteint une stabilisation dès l'obtention du premier point des éprouvettes en dessiccation dans l'ambiance contrôlée correspondant à environ 33 % de perte en poids relative soit 15 jours de dessiccation. Par contre, le séchage des éprouvettes du mortier08 au four conduit à la diminution de la résistance uniaxiale.

L'évolution des résistances uniaxiales en fonction de la dessiccation que nous obtenons diffère sensiblement de celles obtenues par Pihlajavaara [PIHLAJAVAARA 74] ou Torrenti [TORRENTI 87]. Cependant, l'augmentation de la résistance uniaxiale dès la mise en dessiccation est aussi constatée par d'autres auteurs aussi bien pour le cas d'une humidité relative interne uniforme [OKAJIMA *et al.* 80, DANTEC et TERME 96] que non uniforme [BROOKS and NEVILLE 77, POPOVICS 86, BARTLETT and MACGREGOR 94, YURTDAS *et al.* 04, BURLION *et al.* 04] ; la valeur de l'humidité relative imposée variant selon les auteurs. Parmi ces auteurs, Brooks et Neville avaient constaté, sur des bétons de  $E/C=0,5$  que la dessiccation, bien qu'augmentant la résistance dans un premier temps, la faisait chuter ensuite, sans atteindre une valeur égale à celle des éprouvettes avant la dessiccation. Nous n'observons pas de diminution sur le mortier05 ( $E/C=0,5$ ). Ceci est sans doute dû au fait que la microfissuration induite par la présence des granulats est plus marquée pour les bétons et se fait sentir sur les mesures. Cependant, nous mesurons une décroissance de la résistance pour le mortier08.

L'augmentation de la résistance uniaxiale des éprouvettes laissées dans l'air ambiant contrôlé peut être alors attribuée à deux phénomènes concomitants : l'effet de la dépression capillaire, qui peut être considérée comme une charge isotrope, et l'« auto-fretage », celui-ci étant de plus en plus important dans les premiers instants de dessiccation, disparaît après un séchage et une microfissuration suffisants de la zone externe de l'éprouvette. Ensuite, le cœur ayant une teneur en eau plus élevée que la zone externe se contracte alors plus que sa surface [BENBOUDJEMA 02, YURTDAS 03], mais ceci ne produit aucun effet supplémentaire sur l'évolution de la résistance uniaxiale. En ce qui concerne les éprouvettes séchées au four, même si la répartition de leur humidité peut être considérée comme uniforme en fin de

séchage, cet effet d'auto-fretage existe encore du fait des forts gradients hydriques à l'origine d'un fort confinement du cœur par la zone externe [YURTDAS 03]. De plus, l'équilibre hygrométrique pour ces éprouvettes séchées dans le four se déplace dans les pores des CSH constituant la phase commune de toute composition cimentaire. Toutefois, la dépression capillaire semble être le moteur essentiel de l'augmentation de la résistance uniaxiale provoquée par la précontrainte de l'éprouvette. En effet, la résistance uniaxiale des éprouvettes en dessiccation à une humidité relative de  $45 \pm 5$  % du mortier05 atteint la même valeur que celle mesurée pour les éprouvettes séchées (Figure I.1.13). La microfissuration engendrée par la contraction de la zone externe sur le cœur et par la différence de rigidité des constituants de mortier05 n'a pas d'influence mesurable sur la résistance. Noter que cette microfissuration est probablement plus importante sur la surface latérale que sur les surfaces extrêmes du fait que la quantité d'eau évaporée par la surface latérale est plus importante : l'eau a moins de chemin à parcourir pour atteindre la surface de l'éprouvette. Par contre, la microfissuration induite par dessiccation a une influence très importante sur l'évolution de la résistance uniaxiale du mortier08 : on constate dans un premier temps une augmentation de la résistance uniaxiale, où l'influence de la dépression capillaire et des gradients hydriques, qui engendrent le confinement du cœur par la zone externe, l'emporte sur la microfissuration d'origine hydrique créée en parallèle. Le séchage rapide dans le four conduit à une microfissuration très importante et la résistance uniaxiale décroît pour rejoindre sa valeur initiale à l'état saturé. La microfissuration du mortier08 semble ainsi plus importante que celle du mortier05, et est certainement due à une plus faible résistance à la traction de la matrice cimentaire. Cet effet de la microfissuration devient le pilote prépondérant de l'évolution de la résistance du mortier08 en fin du processus de séchage, du fait de la nature fragile de la matrice.

De plus, la compression des éprouvettes saturées en eau met en surpression le fluide interstitiel compte tenu de la faible perméabilité des mortiers. Localement, et par effet de couplage, cette surpression interstitielle a un effet moteur sur la propagation et l'ouverture des microfissures dues à la charge axiale. L'eau, dont la présence a aussi pour conséquence de diminuer les forces de cohésion [MILLS 60, NEVILLE 00], joue également un rôle de lubrifiant. Ainsi, l'évolution de la résistance des deux mortiers dépend de l'état de saturation au moment de l'essai.

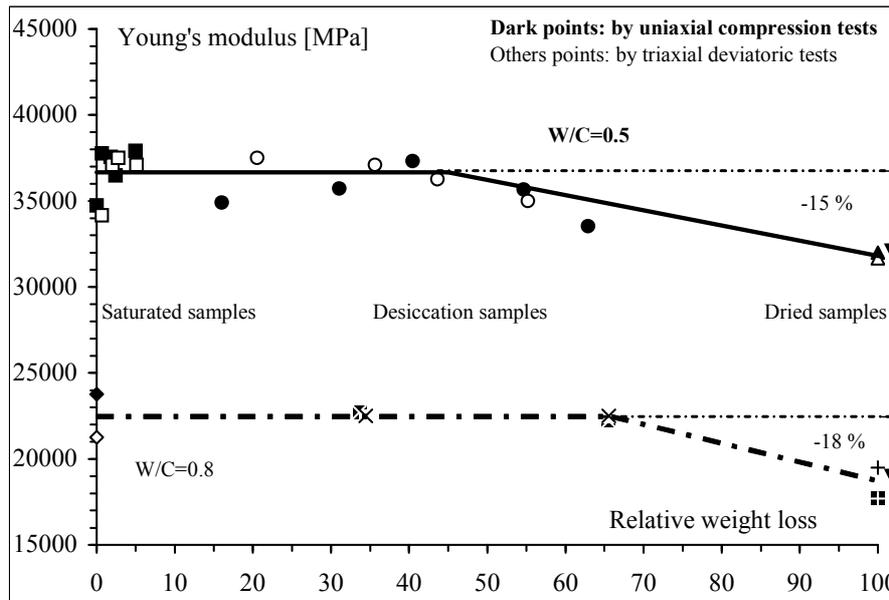


Figure I.1.14 : Valeurs moyennes des modules de Young mesurés par essais uniaxiaux et triaxiaux sur les 2 mortiers en fonction de leur perte en poids relative.

Sur la Figure I.1.14, sont présentées les évolutions des modules de Young (encore une fois par abus de langage) du mortier05 et du mortier08 en fonction de leur perte en poids relative. En Annexe 5, est présentée l'évolution du coefficient de Poisson en fonction de la perte en poids du mortier05, qui présente une tendance similaire aux évolutions des modules. Notons que la mesure du coefficient de Poisson effectuée sur le mortier08 n'a pas montré de variation significative entre les différents états de saturation. Dans les 2 cas, les coefficients élastiques des éprouvettes soumises à la dessiccation sont bornés par une limite supérieure (valeur des éprouvettes saturées) et une limite inférieure (valeur des éprouvettes à l'état sec). A l'intérieur de ces bornes, ces coefficients élastiques restent d'abord constants, puis diminuent pour tendre vers les valeurs atteintes par les éprouvettes séchées au four. La dessiccation complète conduit à une diminution du module de Young de 15 % pour le mortier05 et 18 % pour le mortier08, et de 25 % du coefficient de Poisson pour le mortier05. La décroissance de ces paramètres élastiques débute à environ 45 % de la perte en poids relative pour le mortier05 et 66 % pour le mortier08.

Le module d'élasticité et le coefficient de Poisson diminuent sous l'effet de la microfissuration induite par le séchage. Comme précisé précédemment, le séchage est à l'origine de la dépression capillaire et des gradients hydriques. La phase pendant laquelle les coefficients élastiques restent constants peut être considérée comme une phase où l'effet rigidifiant du séchage empêche leurs diminutions par l'effet de la microfissuration. Puis, à la suite d'une perte en poids impliquant une microfissuration plus importante, les coefficients élastiques diminuent. Rappelons que les coefficients élastiques et la résistance obtenus sur des

éprouvettes en dessiccation sont *apparents*, du fait des champs d'humidité et de contrainte non uniformes. L'éprouvette d'essai doit donc être considérée comme une structure. Par ailleurs, la Figure I.1.14 montre que la décroissance du module de Young est plus importante pour le mortier08 (18 % contre 15 %). Comme le squelette granulaire, le ciment ainsi que la géométrie sont les mêmes pour les deux matériaux, la chute plus importante du module provient d'une microfissuration plus importante causée par une qualité faible de la pâte de ciment. Par ailleurs, sur les deux mortiers, il est constaté que la phase de diminution du module de Young coïncide plus ou moins avec la troisième phase de la courbe de retrait de dessiccation – perte en poids pendant laquelle le retrait de dessiccation varie peu ou pas avec la perte en poids (voir paragraphe IV de cette partie).

#### *I.1.4 Rôle des granulats*

D'après les micrographies réalisées par Bisschop et van Mier (voir Figure I.1, [BISSCHOP *et al.* 01, BISSCHOP and VAN MIER 02, BISSCHOP *et al.* 04, LURA and BISSCHOP 04]), le rôle des granulats est très important dans le séchage et la microfissuration induite. Par ailleurs, il apparaît très complexe dans sa prise en compte car il dépend de la raideur propre de ceux-ci par rapport au potentiel de rétractation de la matrice, de l'adhérence avec le ciment, et certainement d'autres paramètres.

Afin de montrer, en première approche, l'effet des granulats sur le comportement mécanique des matériaux à matrice cimentaire soumis au séchage, sont présentées dans la suite les comparaisons, entre le mortier05 et le béton, des évolutions de résistance et de module d'élasticité en fonction de leurs pertes en poids. Pour comparer les deux séries d'essais (éprouvettes et matériaux différents), les résistances ont été normalisées par rapport à la résistance moyenne des éprouvettes à l'état saturé ; d'autre part, les raideurs initiales relatives des éprouvettes par rapport à la raideur initiale moyenne maximale sont utilisées. Dans la suite, pour plus de clarté, les évolutions concernant le mortier sont des évolutions moyennes.

La Figure I.1.15 illustre l'évolution de la résistance normalisée en fonction de la perte en poids du mortier et du béton, donc au cours du séchage. Les évolutions sont qualitativement et quantitativement semblables, et ce malgré les différences de taille des éprouvettes et de matériau. Notons toutefois que les propriétés de transport et les porosités des deux matériaux sont proches. Ceci montre l'effet sur l'augmentation de résistance de la dépression capillaire sur le comportement mécanique des matériaux à matrice cimentaire (si

on considère ce mécanisme comme prépondérant par rapport à l'augmentation de l'énergie de surface ou des pressions de disjonction), intrinsèque au matériau, provoquée par le départ d'eau et qu'il est possible de modéliser à partir de la théorie des milieux poreux partiellement saturés [COUSSY 95, SHAO *et al.* 97, CHATEAU and DORMIEUX 98, BURLION *et al.* 00, CARMELIET *et al.* 00, BOURGEOIS *et al.* 02]. L'effet bénéfique de l'auto-frettage sur la résistance reste difficile à évaluer expérimentalement, mais pourrait éventuellement l'être par calculs numériques inverses.

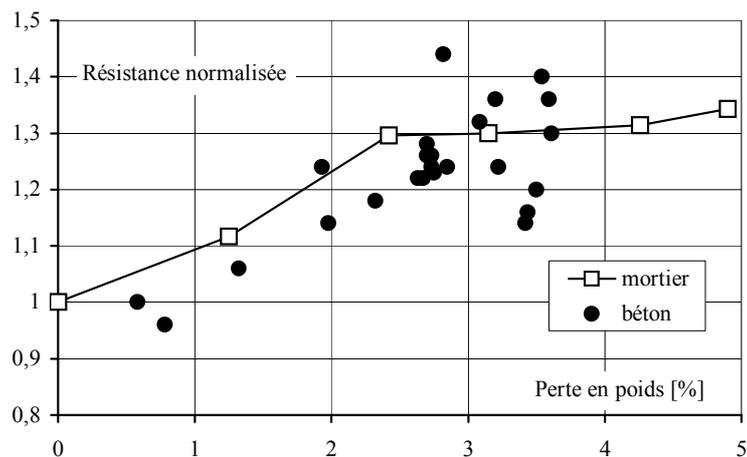


Figure I.1.15 : Evolution de résistance normalisée d'un béton et d'un mortier en fonction de leur perte en poids

La Figure I.1.16 présente la comparaison des résultats obtenus sur le mortier et le béton en terme de raideur initiale relative en fonction de la perte en poids. L'évolution pour le béton est plus abrupte que celle pour le mortier, conduisant à un endommagement d'origine hydrique plus important. Noter que le point correspondant à 7,8 % de perte en poids pour le mortier correspond à un séchage au four à 60°C. Le fait que l'amplitude de diminution du module d'élasticité soit plus grande sur un béton provient du fait que les gros granulats jouent un rôle plus important dans le processus de microfissuration diffuse du matériau par séchage [BISSCHOP *et al.* 01, BISSCHOP *et al.* 02]. A l'inverse du mortier, peu d'auto-frettage est constaté sur les éprouvettes de béton, les propriétés élastiques diminuant très rapidement en fonction de la perte en poids. Cet effet serait sans doute plus important pour un béton ayant une résistance en traction plus importante que celui étudié. Notons qu'une modélisation basée sur une homogénéisation du matériau béton est incapable de rendre compte précisément de ce phénomène de fissuration, du fait du rôle des granulats. L'utilisation d'une variable d'endommagement hydrique [HUBERT *et al.* 03] permet de mettre en œuvre des calculs numériques simples prenant en compte cet endommagement induit par le séchage. Des

modélisations numériques décrivant séparément la pâte de ciment et les granulats sont également envisageables.

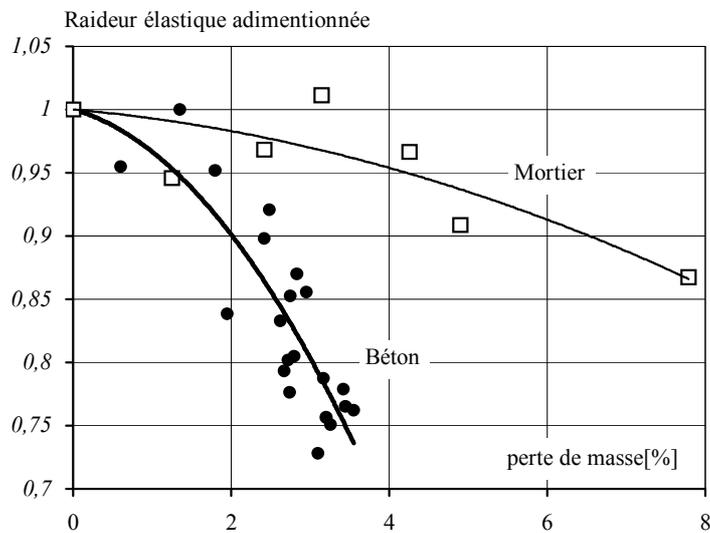


Figure I.1.16 : Evolution de la raideur initiale relative d'un béton et d'un mortier en fonction de leur perte en poids

## 1.2. Traction uniaxiale

Il apparaît difficile de conclure sur l'évolution de la résistance à la traction directe ou à la traction par flexion en fonction de la dessiccation. On peut consulter par exemple les résultats obtenus par [WALKER and BLOEM 57, BROOKS and NEVILLE 77, TERRIEN 80, TOUTLEMONDE 94] en traction directe, par [BUTCHER 58, MILLS 60, PIHLAJAVAARA 74, OKAJIMA *et al.* 80] en traction par flexion, et les comparer entre eux. De même que les résistances, l'évolution du module d'élasticité varie également en fonction de la dessiccation et de la composition du matériau. Toutefois, une décroissance allant jusqu'à 32 % du module de Young est mesurée sur un béton après un séchage à 105°C [TOUTLEMONDE 94]. L'effet de la microfissuration induite par le séchage provoque une baisse de la résistance en traction de 12 %, ce qui semble logique du fait de l'importance de la microfissuration initiale sur le processus de rupture d'une éprouvette en traction. Cet effet de microfissuration est, de plus, augmenté par l'effet « d'auto-confinement » que subit l'éprouvette au cours du séchage. En effet, Visser et van Mier ont étudié le seuil de rupture en traction confinée [VISSER and VAN MIER 94] et ont montré que, si l'intensité de la pression de confinement augmente, la contrainte axiale maximale de traction nécessaire pour rompre l'éprouvette diminue. Ce phénomène d'auto-confinement conduit donc à une diminution de la résistance en traction uniaxiale directe d'éprouvettes séchant progressivement.

Des essais complémentaires sont donc nécessaires afin de conclure sur le moteur du processus de rupture en traction, qui semble intuitivement rester la microfissuration.

## **II. Effet de la dessiccation sur le comportement multiaxial des mortiers et bétons**

Dans de nombreuses situations, le matériau béton est sollicité de façon multiaxiale, en particulier à l'aide d'efforts de compression et de forts confinements. C'est le cas des stockages de déchets radioactifs à grande profondeur ou encore dans la situation de fortes précontraintes multidirectionnelles, comme il est possible d'en rencontrer dans les enceintes de bâtiment réacteur. Il est donc important de connaître comment influe la pression de confinement sur les différents phénomènes rencontrés dans le cas uniaxial : quel rôle joue alors la succion capillaire ? Quelle est l'influence de la microfissuration d'origine hydrique sur le comportement mécanique multiaxial ?

De plus, il est apparu que le séchage est un phénomène physique guidé par les gradients d'humidité existants. Or ces gradients d'humidité résultent d'un effet structurel : un mur va sécher plus rapidement suivant sa plus petite dimension : il existe donc, par nature une anisotropie dans le séchage d'une structure (sauf cas particulier). Il est donc nécessaire de connaître si cette anisotropie de dessiccation se répercute sur le comportement mécanique du matériau.

### *II.1. Comportement mécanique triaxial*

Des échantillons de mortier, conservés dans les mêmes conditions que précédemment, ont été sollicités de manière triaxiale en compression : les essais sont des essais triaxiaux classiques à pression de confinement fixée, choisie ici égale à 15 MPa pour que le rôle de la microfissuration soit encore perceptible. L'objectif est ici de comprendre si la microfissuration d'origine hydrique est un facteur déterminant dans l'évolution du comportement en compression triaxiale de mortiers. Les détails des procédures expérimentales sont donnés en Annexe 5 de ce document.

La Figure II.1.1 illustre l'évolution des résistances triaxiales déviatoriques des deux mortiers pour un confinement de 15 MPa, en fonction de la perte en poids relative. Suite à l'application d'un confinement, les valeurs des résistances déviatoriques sont plus importantes que celles des résistances uniaxiales pour un même état de saturation. La dessiccation

augmente progressivement la résistance déviatorique du mortier05 jusqu'à 29 %. Elle augmente également la résistance déviatorique du mortier08. Cependant, cette augmentation n'est pas progressive : de 50 % pour les éprouvettes en dessiccation et tombe à 44 % pour les éprouvettes séchées.

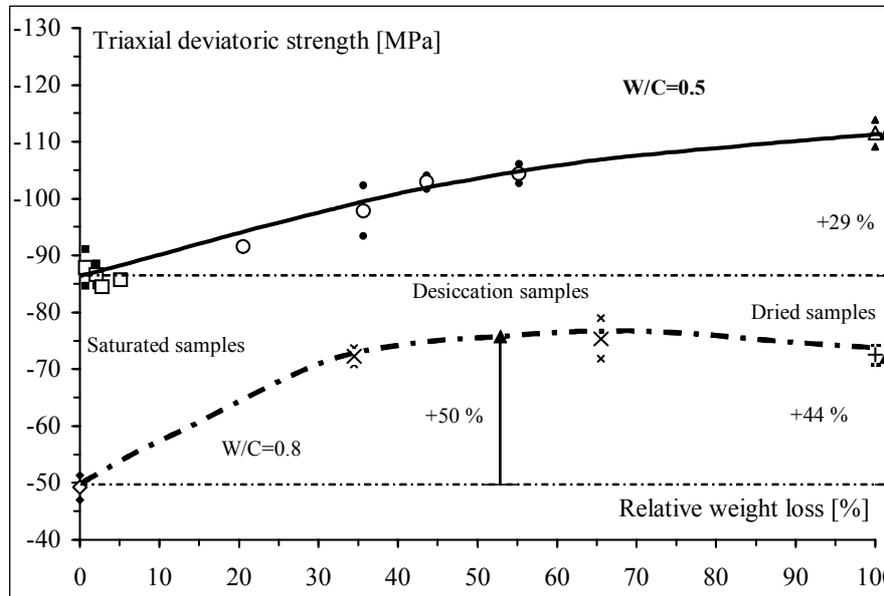


Figure II.1.1 : Résistance déviatorique en fonction de la perte en poids relative des 2 mortiers ( $P_c = 15 \text{ MPa}$ )

Les phénomènes mis en jeu dans le cas de compression uniaxiale sont également attribuables au cas triaxial. Ainsi, comme en compression uniaxiale, il existe « une compétition » entre la rigidification du matériau due aux dépressions capillaires et aux gradients hydriques, et la microfissuration induite par ces mêmes gradients hydriques et par la différence de rigidité des constituants du matériau. Ces deux effets s'opposent. Pour le mortier05, l'effet de rigidification est et reste prépondérant devant celui de la microfissuration. Pour le mortier08, même si le confinement retarde l'effet de la microfissuration induite, cet effet est visible sur les mesures. Cette compétition au niveau des phénomènes peut expliquer, au moins en partie, les disparités rencontrées dans la littérature, où différentes évolutions de la résistance sont rencontrées. En fonction du type de ciment utilisé et de rapport E/C, il est probable que ces deux effets aient eu des influences différentes. Dans notre cas, seule la qualité de la pâte de ciment durcie varie. Il apparaît que plus la qualité de la pâte sera faible, plus l'influence de la microfissuration d'origine hydrique sera importante ; plus la qualité de la pâte sera élevée, plus l'effet de rigidification sera le pilote du processus de rupture du matériau.

La comparaison des Figures II.1.1 et I.1.13 montre que l'évolution, en fonction du rapport E/C, de la résistance uniaxiale et triaxiale lors du séchage est fortement dépendante de la pression de confinement. On constate par exemple que contrairement au cas uniaxial, les éprouvettes en dessiccation du mortier05 n'atteignent pas la résistance triaxiale des éprouvettes séchées au four, car l'eau libre, restant dans l'éprouvette au cours de la dessiccation a un rôle plus important dans le cas triaxial. Pour obtenir une augmentation de résistance égale à celle des éprouvettes séchées, il faudrait provoquer un départ d'eau plus important. L'évolution de la résistance déviatorique du mortier08 est similaire à celle de la résistance uniaxiale en fonction de la perte en poids relative. Toutefois, la décroissance de la résistance est moins importante du fait du confinement appliqué.

Par ailleurs, on observe dans le cas du mortier05 que l'augmentation de la résistance déviatorique (29 %) est plus importante que celle de compression uniaxiale (21 %). Bien que l'évolution de la résistance uniaxiale et triaxiale déviatorique du mortier08 diffère de celle du mortier05, la résistance déviatorique connaît une augmentation plus importante (50 et 44 %) que la résistance uniaxiale (32%). Les phénomènes à l'origine de l'augmentation plus importante de la résistance déviatorique résident dans les rôles joués par l'état de saturation ou l'effet de surpression interstitielle et l'effet de succion isotrope. D'une part, pour un niveau de saturation donnée, l'effet de surpression interstitielle est d'autant plus important que le confinement augmente [AKROYD 61]. Ceci conduit à une initiation et propagation plus rapide de la microfissuration, donc à une rupture plus prompte des éprouvettes en compression triaxiale. D'autre part, l'application d'un confinement ralentit et désactive partiellement les effets de la microfissuration induite par le séchage. De plus, la succion générée (supposée isotrope) par ce séchage dans le matériau conduit à une « précontrainte triaxiale », ayant un rôle bénéfique dans le cas d'une sollicitation mécanique de compression triaxiale ; les processus d'endommagement et de rupture du matériau seront aussi retardés par cette succion. Ces phénomènes expliquent sans doute aussi l'amplification des résistances avec l'augmentation du rapport E/C. Précisons qu'une telle amplification en compression uniaxiale est également rapportée par Pihlajavaara [PIHLAJAARA 74]. A l'état saturé, la compression uniaxiale et déviatorique conduiront à une mise en pression du fluide interstitiel qui provoquera une microfissuration d'origine mécanique plus rapide du fait de la nature plus fragile de la matrice. Notons cependant que cette amplification est influencée par la microfissuration induite en fin de séchage, et est complètement gouvernée par cette microfissuration lorsque le confinement est absent.

## II.2. Comportement mécanique sous pression hydrostatique

### II.2.1 Etude sur mortiers

Les déformations volumiques moyennes obtenues en fin de la phase hydrostatique des essais triaxiaux (présentés dans le paragraphe précédent) sont portées sur la Figure II.2.1 en fonction de la perte en poids relative. Pour une même pression hydrostatique (15 MPa), la déformation volumique augmente d'environ 15 % pour le mortier05, et de 26 % pour le mortier08 en partant des valeurs obtenues pour les éprouvettes protégées de la dessiccation pour atteindre celles des éprouvettes séchées jusqu'à poids constant.

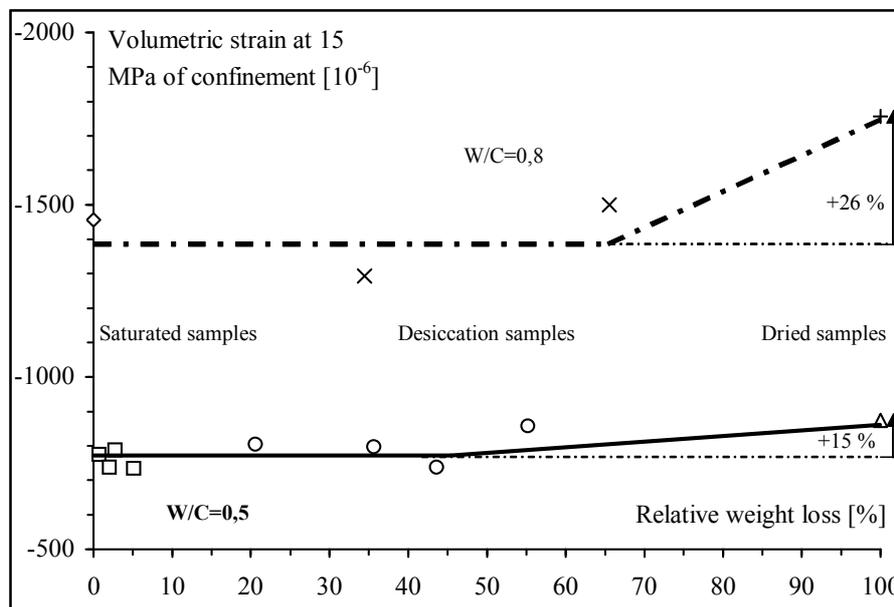


Figure II.2.1 : Déformations volumiques (valeurs moyennes de 2 essais) en fonction de la perte en poids relative

Cette augmentation peut être attribuée, d'une part, à l'effet de contrainte effective *-i.e.* la transition d'un comportement non drainé à un comportement drainé- et, d'autre part, à la refermeture des microfissures d'origine hydrique qui conduisent à une plus grande compressibilité du matériau. On note que, de manière analogue au module de Young, ou au coefficient de Poisson, la déformation volumique présente un palier pour de faibles pertes en poids, puis une augmentation progressive à partir de 45 % et de 65 % de perte en poids relative, respectivement pour le mortier05 et pour le mortier08. Ceci confirme le rôle prépondérant de la microfissuration d'origine hydrique à partir d'un seuil de perte en poids sur le comportement mécanique multiaxial. Par ailleurs, la dessiccation cause une augmentation plus importante des déformations volumiques pour le mortier08. Ceci peut s'expliquer par une compaction plus importante de la porosité.

### II.2.2 Etude sur béton : mise en évidence de l'anisotropie mécanique

Du fait de l'anisotropie induite par la dessiccation structurale, il est probable que la fissuration va être générée de manière anisotrope. Afin de vérifier si cette fissuration anisotrope a des répercussions sur le comportement mécanique d'un béton, un essai original a été mis en œuvre. L'idée de cet essai a été de confectionner des prismes classiques ( $4 \times 4 \times 16 \text{ cm}^3$ ) avec le même béton que celui utilisé pour les essais de compression uniaxiale (voir paragraphe I.1.1), dont le processus de maturation est identique et qui ont été conservés en dessiccation pendant 1 an ( $H_r = 60 \%$ ). Une fois cette dessiccation atteinte, un cube de 4 cm de côté a été obtenu par sciage de la partie centrale (Figure II.2.2). Du fait d'un gradient hydrique plus important dans la direction perpendiculaire au prisme par rapport à la direction longitudinale, il est possible d'avoir une influence en terme de microfissuration induite par ces gradients de dessiccation différents. Afin de vérifier cette hypothèse, le choix s'est porté sur un essai de compression hydrostatique jusqu'à 60 MPa : la réponse du matériau détermine alors le degré d'anisotropie induit par la dessiccation structurale. Notons qu'une anisotropie initiale est due au processus de fabrication des échantillons : en particulier, le sens de coulage à une importance non négligeable. Sous l'effet de la pesanteur, la compaction du squelette granulaire se fait de manière privilégiée. De plus, au cours de la mise en place du matériau dans son moule, la remontée des bulles d'air entraînées au cours du coulage [VAN MIER 84, TORRENTI 87], peut être limitée par la présence des granulats, qui bloquent cet air occlus. Des défauts initiaux et orientés vont donc être présents « sous » les granulats. Ces défauts initiaux vont alors influencer l'amorçage et la propagation des microfissures d'origine mécanique, qui s'orientent parallèlement au sens de sollicitation.

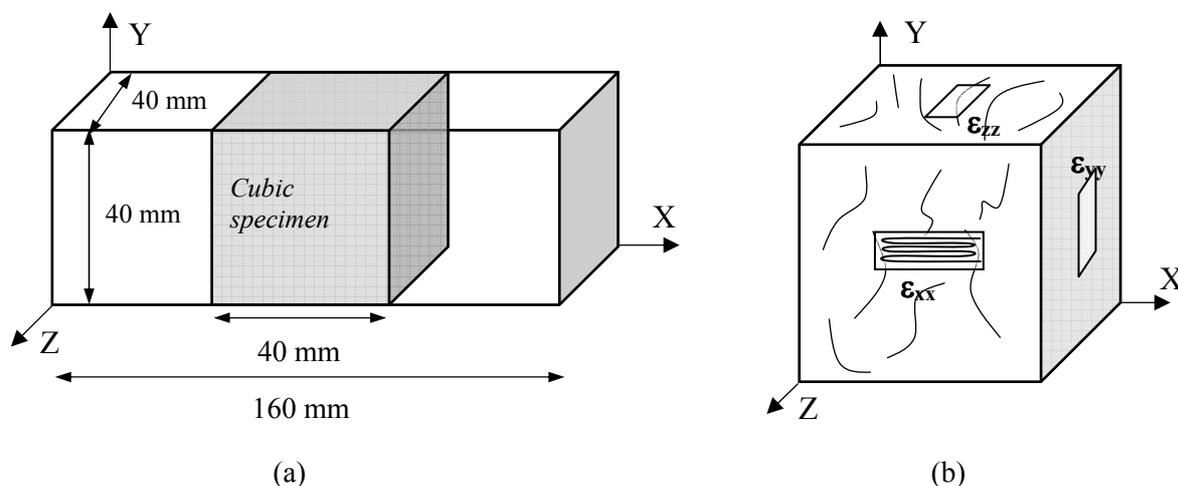


Figure II.2.2 : (a) Obtention du cube depuis le prisme  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$  ; (b) instrumentation du cube au moyen de 6 jauges d'extensométrie placées sur chacune des faces.

L'effet de l'anisotropie initiale sur le comportement en traction uniaxiale se caractérise par une baisse de la résistance au pic lorsque le sens de traction est parallèle au sens de coulage, par rapport à celle mesurée dans le sens perpendiculaire [HUGHES and ASH 70]. Des résultats similaires ont été obtenus en compression uniaxiale [HUGHES and ASH 70, VAN MIER 84, TORRENTI 87]. D'autres sources d'anisotropie initiale peuvent être identifiées : les effets de la chaleur d'hydratation des ciments (conduisant à des dilatations différentielles), ou encore la ségrégation des granulats.

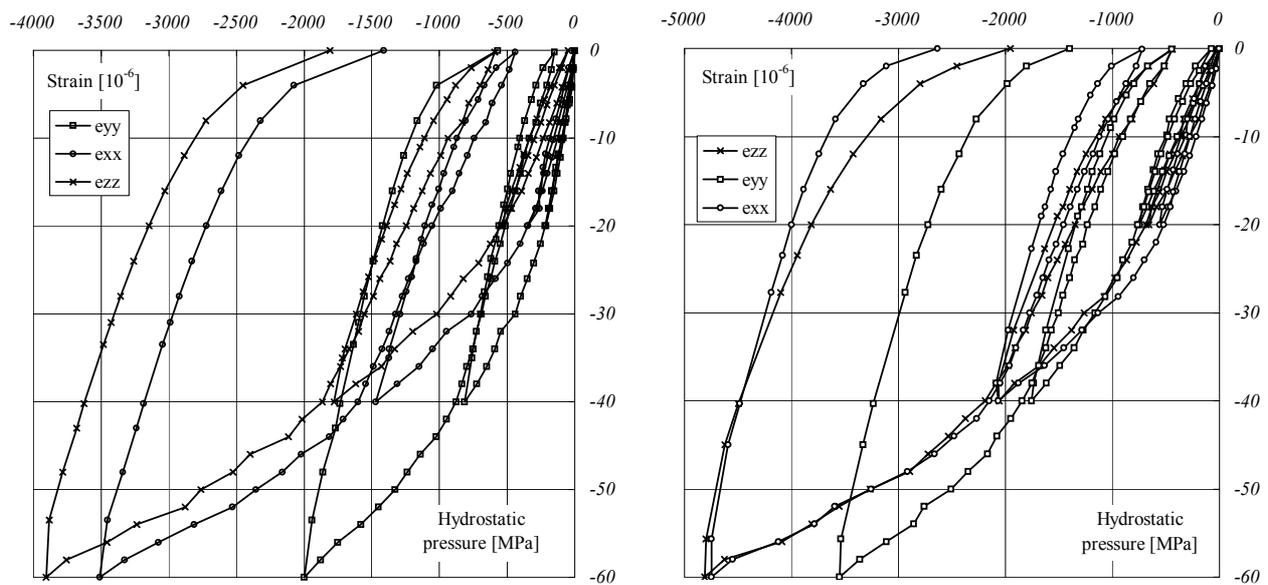


Figure II.2.3 : Courbes Pression hydrostatique en fonction des déformations mesurées dans chaque direction (moyennes faites sur les 2 jauges collées sur des faces opposées, voir Figure II.2.2)

Sur la Figure II.2.3, sont présentées les courbes pression hydrostatique en fonction des déformations mesurées sur trois faces perpendiculaires, et ce pour 2 cubes en béton (40 mm de côté), soumis à une pression hydrostatique. Ces cubes ont été obtenus par sciage, puis rectification des faces pour éliminer la laitance de peau en vue du collage des jauges d'extensométrie. On constate alors que le comportement du béton est élasto-plastique, et qu'il existe une anisotropie initiale induite par le séchage, les propriétés élastiques au début du chargement étant différentes. De plus, cette anisotropie initiale aura une influence sur le comportement non linéaire, en particulier sur les déformations irréversibles qui évoluent différemment suivant qu'elles sont mesurées sur les faces séchées ou sur la face préservée du séchage. Notons que les différences observées sont très importantes et ne peuvent pas être imputées à l'anisotropie initiale. La modélisation de cette anisotropie induite peut se faire au moyen d'un modèle d'endommagement anisotrope (voir paragraphe I.6, partie 2, et [BOURGEOIS 02]), afin de décrire l'évolution des propriétés élastiques, couplé à un modèle

permettant de décrire l'évolution anisotrope des déformations anisotropes (plasticité ou évolution des déformations irréversibles liées à l'endommagement).

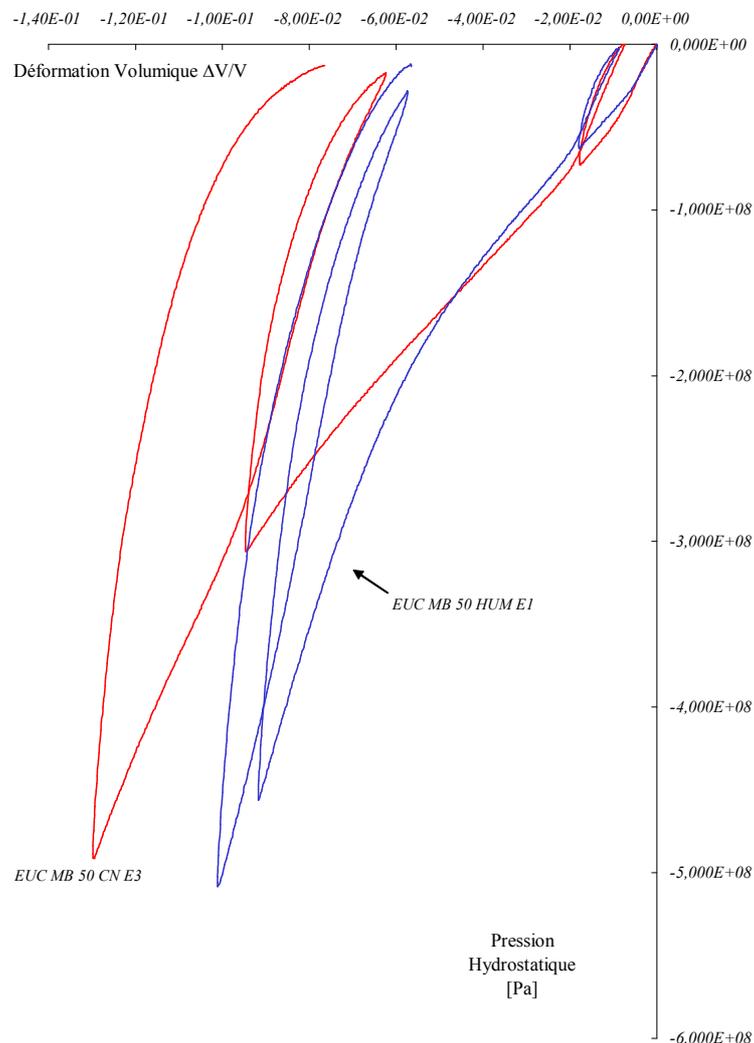


Figure II.2.4 : Effet de la dessiccation sur le comportement en compaction

### II.2.3 Effets de l'eau sur la compaction des mortiers

A titre d'illustration du rôle de l'eau dans la structure poreuse d'un béton, il est possible de effectuer un essai de compaction sur 2 mortiers : l'un conservé sans échange hydrique avec l'extérieur et l'autre dans des conditions normales de conservation. Cet essai purement mécanique confine le béton par l'intermédiaire de son gonflement lors d'une sollicitation axiale (effet Poisson) : c'est un essai quasi-oedométrique [BURLION 97, BURLION *et al.* 01]. Ce confinement est assuré par une enveloppe métallique autour de l'éprouvette. Le piston applique un effort de compression axiale sur l'éprouvette, qui est confinée par la cellule métallique de plus grande rigidité, dimensionnée pour rester élastique. L'éprouvette devant

être confinée immédiatement dès qu'un effort axial est appliqué, il faut interposer entre l'éprouvette de béton et la cellule métallique un produit d'interface qui « rattrape » les défauts géométriques de l'éprouvette.

Sur la Figure II.2.4 est présentée l'évolution de la pression hydrostatique calculée en fonction de la déformation volumique sur deux mortiers GEO MB 50, l'un conservé normalement (EUC MB 50 CN E3), l'autre saturé en eau (EUC MB 50 HUM E1). Ici, on voit nettement l'influence de la teneur en eau sur la compaction : la porosité compactable du mortier saturé est plus faible que pour le mortier conservé normalement. L'eau présente dans les pores va donc naturellement reprendre une partie des contraintes induites par le chargement. Si le matériau n'était pas confiné, ces surpressions auraient un rôle dans le processus de rupture (par exemple en compression uniaxiale).

### **III. Effet de la dessiccation sur les propriétés de transport : anisotropie induite**

L'utilisation du béton pour le stockage de déchets radioactifs ou pour des enceintes de confinement de centrale nucléaire nécessite donc une parfaite connaissance de son vieillissement, et de l'influence de ce vieillissement sur les propriétés de perméation de ces stockages. Beaucoup d'études ont porté sur l'influence de la microfissuration du béton sur sa perméabilité à l'eau [WANG *et al.* 97, ALDEA *et al.* 99]. De plus, la porosité du béton augmente largement lorsqu'on dépasse 75 % de la charge de ruine, et devient plus perméable au fluide [SAMAH and HOVER 92].

En particulier, une des caractéristiques essentielles demandée au béton est son imperméabilité au gaz, afin de contenir d'éventuels polluants dans l'enceinte de confinement ou dans le silo de stockage. La perméabilité au gaz des bétons est donc un facteur essentiel dans l'estimation de la durabilité de ces structures. Or, le séchage du matériau induit une microfissuration de la pâte de ciment, et ce sur l'ensemble du matériau, bien qu'elle ne soit visible qu'en surface [COLLINA and ACKER 00, SADOUKI and WITTMANN 00]. Cette microfissuration induite va conduire à une augmentation de perméabilité du matériau, qui est généralement supposée isotrope, surtout si le séchage a été créé artificiellement par traitement thermique [HEARN 99]. Par ailleurs, les structures en béton ont en général une direction privilégiée pour le séchage : comme nous l'avons déjà vu, un mur sèche préférentiellement suivant sa plus petite dimension du fait d'un gradient hydrique plus fort dans cette direction. Il apparaît donc nécessaire de savoir si l'hypothèse d'isotropie de l'augmentation de

perméabilité induite par la microfissuration de séchage est valable. L'objectif de ce travail est donc d'étudier la perméabilité au gaz d'un béton soumis au séchage naturel dans deux directions : la direction parallèle au gradient maximal de séchage et la direction perpendiculaire à celle-ci.

Le béton étudié ici est le même que celui qui a servi aux essais mécaniques présentés précédemment et les conditions de maturation et de conservation également. Comme nous l'avons vu dans les paragraphes précédents, une microfissuration est induite par le séchage du béton. A l'issue de 10 mois de séchage, des éprouvettes permettant les mesures de perméabilité au gaz, suivant deux directions perpendiculaires, sont confectionnées à partir de celles ayant servi aux mesures de retrait de dessiccation.

Dans le but de mettre en évidence l'anisotropie de perméabilité induite par la dessiccation, des éprouvettes cylindriques de 30 mm de diamètre ont été carottées à partir des éprouvettes prismatiques normalisées (40x40x160 mm<sup>3</sup>). Ces carottages se sont fait de la manière suivante : un carottage dans le sens longitudinal du prisme, et un carottage dans le sens transversal. La Figure III.1 montre une photographie du principe d'obtention des éprouvettes. Elles sont ensuite adaptées pour un montage dont le diamètre des échantillons est de 66 mm, pour utiliser le montage expérimental du Laboratoire. La Figure III.2 présente l'échantillon de 30 mm, enrobé d'une jaquette métallique de diamètre extérieur de 66 mm. Afin de prévenir tout risque de fuite à l'interface, l'échantillon est collé à l'intérieur de la jaquette à l'aide d'une résine silicone. Les échantillons prismatiques ont été conservés, avant carottage, pendant 10 mois ou 2 ans dans les mêmes conditions que précédemment.

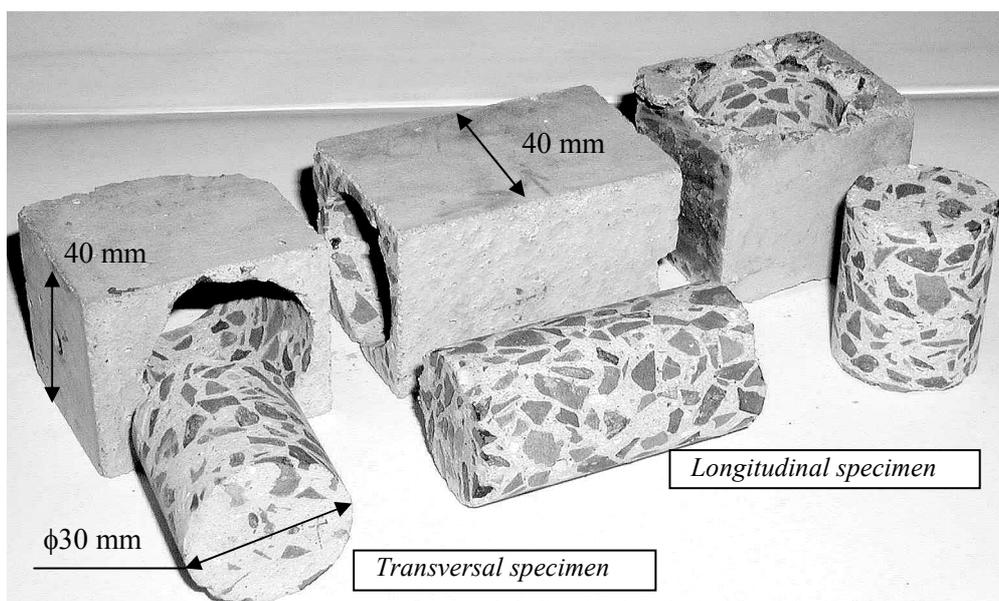


Figure III.1 : Photographie des éprouvettes après carottage (Prisme S4)



Figure III.2 : Photographie de l'éprouvette de mesure

Le principe de mesure de la perméabilité est décrit en Annexe 3 de ce document et consiste en la mesure du temps d'équilibrage d'une pression à travers un échantillon, lorsqu'une légère surpression est appliquée d'un côté. Les principaux résultats sont les suivants : les perméabilités ont été mesurées sur 6 prismes différents réalisés le même jour à partir d'une même gâchée, 3 ayant subi un séchage de 10 mois et 3 un séchage de 2 ans. Deux perméabilités différentes ont été mesurées à partir d'un prisme initial (dont on obtient une éprouvette dans le sens longitudinal et une ou deux éprouvettes dans le sens transversal) : l'une dans le sens longitudinal ( $K_L$ ) et l'autre dans le sens transversal ( $K_T$ ) correspondant au gradient de séchage le plus fort.

<i>Echantillons</i>	$K_L$ (m <sup>2</sup> )	$K_T$ (m <sup>2</sup> )	$K_T / K_L$
Prisme S1	$5.0 \cdot 10^{-16}$	$5.0 \cdot 10^{-16}$	1.00
Prisme S2	$3.9 \cdot 10^{-16}$	$6.8 \cdot 10^{-16}$	1.74
Prisme S3	$2.9 \cdot 10^{-16}$	$3.4 \cdot 10^{-16}$	1.17
<i>Moyenne</i>	$3.9 \cdot 10^{-16}$	$5.0 \cdot 10^{-16}$	<i>1.31</i>

Tableau III.1 : Résultats des perméabilités mesurées après 10 mois de séchage

Examinons d'abord les résultats obtenus après 10 mois de séchage. Dans l'ensemble, hormis pour l'échantillon S2, les résultats sont relativement homogènes (Tableau III.1) et on constate un léger accroissement de la perméabilité dans le sens des gradients hydriques, ce qui correspond au sens privilégié d'ouverture des fissures. Toutefois cette tendance est faible. Les microfissures créées doivent être peu connectées et/ou peu ouvertes, ce qui n'induit pas une augmentation significative de la perméabilité. L'ouverture et la connectivité des microfissures sont des paramètres cruciaux pour l'évaluation des propriétés de transport. Comme le montrent les résultats des essais mécaniques, ces microfissures existent et ont un effet sensible après 10 mois de séchage, mais elles sont encore trop peu connectées pour avoir un rôle sur la

perméation. En clair, la corrélation entre comportement mécanique et perméabilité n'est pas automatique.

Des essais complémentaires ont été réalisés après 2 ans de séchage, suivant le même protocole (Tableau III.2). Les résultats obtenus sont complètement inversés par rapport à la tendance initiale : la perméabilité longitudinale est maintenant très grande devant la perméabilité transversale (au moins 1 ordre de grandeur).

<i>Echantillons</i>	$K_L$ (m <sup>2</sup> )	$K_T$ (m <sup>2</sup> )		$K_T / K_L$
		$K_{T1}$ (m <sup>2</sup> )	$K_{T2}$ (m <sup>2</sup> )	
S4	$1.0 \cdot 10^{-14}$	$0.20 \cdot 10^{-14}$	$0.14 \cdot 10^{-14}$	0.17
S5	$2.6 \cdot 10^{-14}$	$0.10 \cdot 10^{-14}$	$0.16 \cdot 10^{-14}$	0.05
S6	$2.5 \cdot 10^{-14}$	$0.19 \cdot 10^{-14}$	$0.14 \cdot 10^{-14}$	0.066
<i>Moyenne</i>	$2.03 \cdot 10^{-14}$	$0.16 \cdot 10^{-14}$	$0.15 \cdot 10^{-14}$	$0.076 (\approx 1/13)$

Table 2 : Perméabilités après 2 ans de séchage

En comparant les résultats obtenus en fonction du séchage, on constate :

- Une augmentation significative de la perméabilité en passant de 10 mois à 2 ans de séchage (passage de  $10^{-16}$  à  $10^{-14}$  m<sup>2</sup>). La croissance des microfissures et de leur connectivité explique indubitablement ce changement.
- Une anisotropie induite est constatée : celle-ci conduit à avoir des un rapport de perméabilités  $K_L/K_T$  variant de 5 à 20.

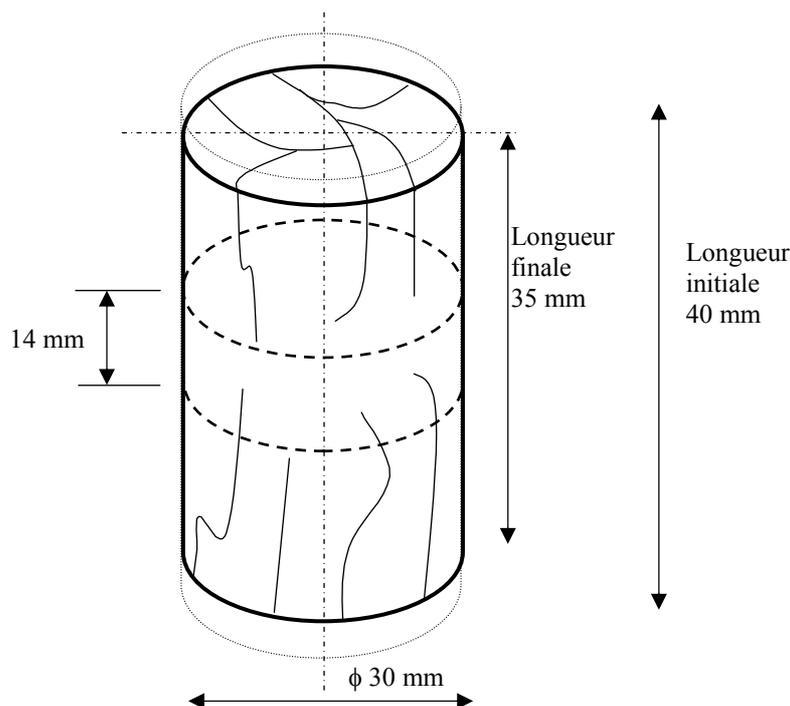


Figure III.3 : Echantillon pour perméabilité transversale

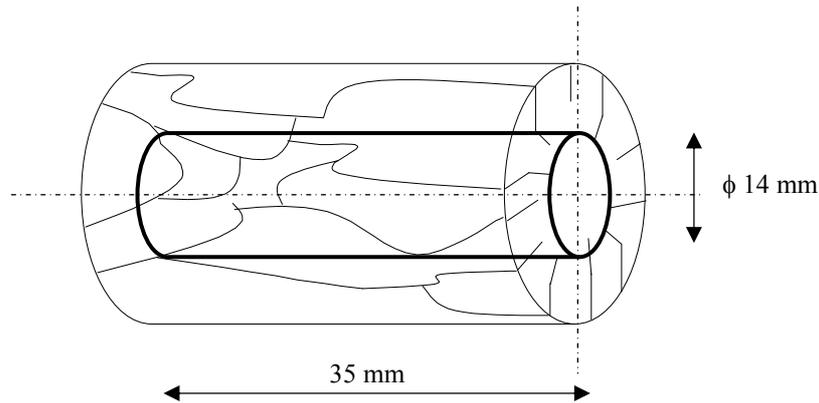


Figure III.4 : Echantillon pour perméabilité longitudinale

Afin de justifier le fait que la perméabilité longitudinale soit plus grande que la perméabilité transversale, des essais complémentaires ont été réalisés sur les éprouvettes issues du prisme S6 (résultats dans le Tableau III.3). L'idée principale de ces essais a été de déterminer la profondeur du réseau de microfissures et sa connectivité. Comme le montre la Figure III.3, une partie centrale de 14 mm fut sciée à partir de l'échantillon ayant servi à la mesure de la perméabilité transversale. Comme le montre la Figure III.4, un re-carottage de l'échantillon ayant servi pour la perméabilité longitudinale a permis d'obtenir un cylindre de 14 mm de diamètre. Les mesures de perméabilités obtenues sur ces échantillons et ceux initiaux sont reportées dans le Tableau III.3.

<b><i>Echantillon S6</i></b>	$K_L$ (m <sup>2</sup> )	$K_{T2}$ (m <sup>2</sup> )
S6L (entier)	$2.50 \cdot 10^{-14}$	
S6L (re-carotté)	$1.60 \cdot 10^{-14}$	
S6L (re-carotté et confiné)	$0.40 \cdot 10^{-14}$	
S6T2 (entier)		$0.14 \cdot 10^{-14}$
S6T2 (partie centrale)		$0.44 \cdot 10^{-14}$

Tableau III.3 : Perméabilités mesurées par tests complémentaires

On constate que les perméabilités des échantillons longitudinaux sont comparables, ce qui montre que la connectivité du réseau de fissure se prolonge au cœur des échantillons. Afin de vérifier cela, nous avons alors confiné l'enveloppe métallique d'une valeur de 55 MPa, équivalent à 12 MPa sur l'échantillon, pour voir si une diminution de la perméabilité est constatée ; ce fut le cas, ce qui indique l'existence d'un réseau de microfissures et implique sa fermeture au cours du confinement. En deuxième lieu, il est possible de remarquer que la perméabilité de la partie centrale de l'échantillon transversal est plus grande que pour l'échantillon complet. Ceci est certainement dû à la carbonatation des bords de l'échantillon,

ce qui les rend moins perméables. Ceci confirme également le caractère anisotrope de la perméabilité induite par le séchage. De plus, la progression de la fissuration est effective au cours du séchage, à la fois en terme d'ouverture et de connectivité. D'un point de vue modélisation, il apparaît que le modèle série s'appliquerait aux perméabilités transversales, tandis qu'un modèle parallèle serait utilisé pour les perméabilités longitudinales afin de décrire cette anisotropie de perméabilité. La prise en compte de l'augmentation de la perméabilité est nécessaire pour avoir une modélisation prédictive. D'un point de vue sécurité, il est intéressant de noter que la perméabilité transversale (cas d'un mur soumis au séchage) reste dictée, en grande partie, par la perméabilité de la zone centrale, qui sera la partie qui subira le séchage à très long terme.

#### **IV. Remarques**

##### **\* Remarque 1 :**

Comme nous l'avons vu, l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus sur mortiers et bétons en cours de dessiccation sont à analyser avec précautions : en effet, hormis l'état saturé et l'état sec, la plupart des essais réalisés au cours du séchage sont des essais inhomogènes. Il faut donc les interpréter avec minutie et, lors d'une comparaison avec un calcul numérique, il convient de faire une analyse de type structure.

Notons toutefois que bon nombre d'essais réalisés et publiés le sont sans précaution particulière vis-à-vis de l'état hydrique des échantillons. Dans la majeure partie des cas, les coefficients élastiques ainsi que les résistances sont ainsi mesurés avec des champs d'humidité non homogène. Cela implique un raidissement si l'essai est fait rapidement après mise en dessiccation, ou un endommagement s'il est fait après de longues attentes. Il convient donc de suivre un processus de conservation d'éprouvettes très précis afin que ce facteur ne vienne pas influencer sur les résultats d'essais.

##### **\* Remarque 2 :**

Le séchage et le retrait de dessiccation d'un béton induit une microfissuration du fait d'un effet structurel (lié aux gradients hydriques régnant dans l'éprouvette) et d'un effet local du fait de la présence des granulats (inclusions rigides) empêchant la pâte de ciment de se rétracter. La mesure du retrait de dessiccation est inévitablement influencée par cette

microfissuration : à partir des essais de retrait et des essais mécaniques multiaxiaux, il est possible de montrer comment les granulats et la qualité de la pâte de ciment jouent un rôle primordial dans la microfissuration d'origine hydrique et sur la mesure de la valeur asymptotique du retrait de dessiccation.

Il apparaît ainsi que la mesure des déformations de retrait de dessiccation est influencée par cette fissuration. La question qui se pose alors est : quelle valeur à prendre dans un calcul prédictif, en particulier pour ce qui est de la valeur asymptotique souvent l'objet de recommandations dans des règlements de calcul ? Par exemple, dans le cas des centrales nucléaires en béton précontraint, la mise en tension des câbles peut intervenir 2 ans après le coulage du béton. Le séchage du béton sera alors important, le retrait de dessiccation également : quelle valeur prendre en compte dans les calculs de prédimensionnement ?

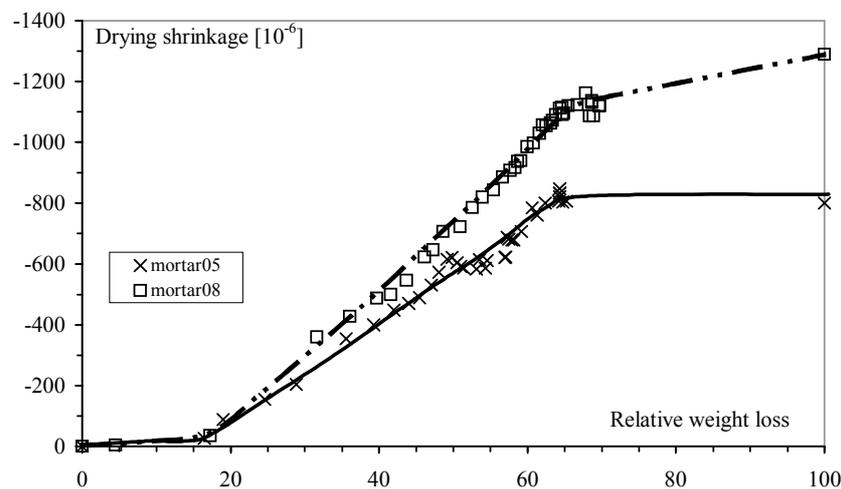


Figure IV.1 : Evolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids relative de 2 mortiers ayant un rapport E/C de 0,5 et 0,8

Sur la Figure IV.1, sont proposées les évolutions du retrait de dessiccation des 2 mortiers en fonction de leur perte en poids relative. Les trois phases caractéristiques sont retrouvées. Les pentes des deux évolutions du retrait de dessiccation en fonction de la perte en eau relative sont différentes : elle est plus importante pour le mortier08. Ceci peut s'expliquer par une susceptibilité plus grande à la contraction de la matrice du mortier08 par rapport à celle du mortier05. En effet, du fait de la porosité capillaire plus grande, la compression matricielle, sous l'effet de la dépression capillaire due au séchage, sera plus forte, ce qui conduira à un retrait plus grand pour un même taux d'eau évaporable. Alors que la phase initiale s'explique par une fissuration précoce qui contrecarre la mesure du retrait, la troisième phase peut également s'expliquer par une fissuration importante de la matrice cimentaire qui conduirait à minimiser l'évolution du retrait de dessiccation. Le dernier point (correspondant à

la plus forte perte de masse) de la Figure IV.1 correspond aux valeurs de retrait des éprouvettes séchées au four (dilatation thermique déduite).

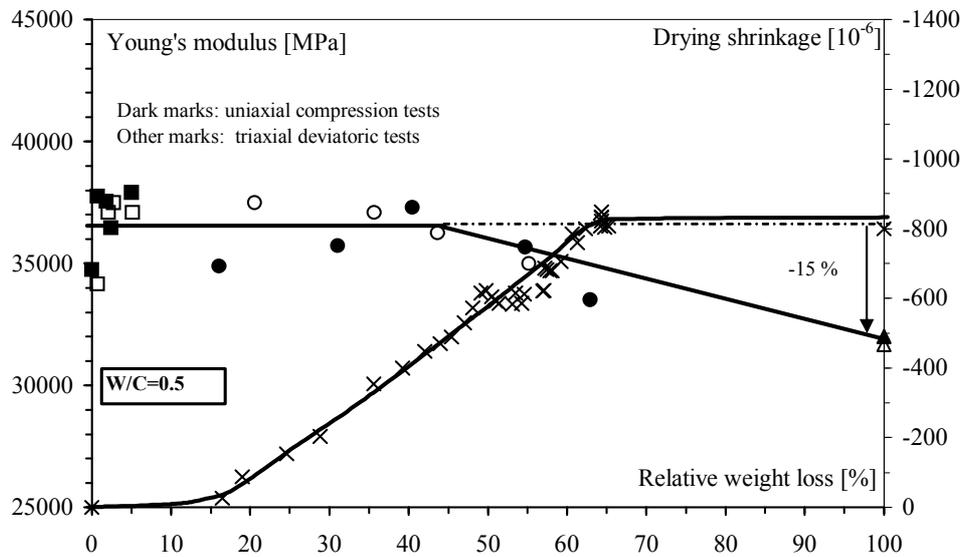


Figure IV.2 : Evolution du module d'élasticité (à gauche) et du retrait de dessiccation (à droite) en fonction de la perte en poids relative pour le mortier de  $E/C = 0,5$

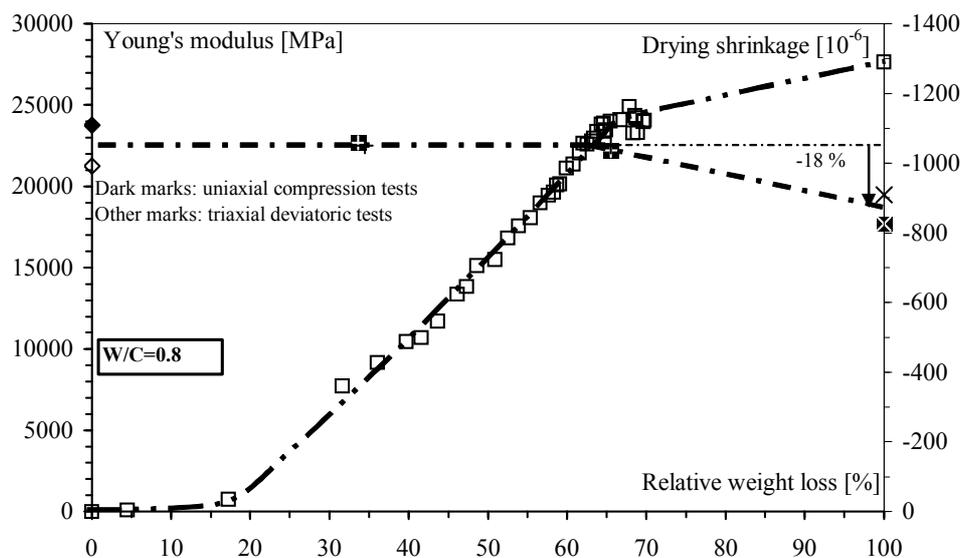


Figure IV.3 : Evolution du module d'élasticité (à gauche) et du retrait de dessiccation (à droite) en fonction de la perte en poids relative pour le mortier de  $E/C = 0,8$

Les évolutions des modules de Young et des retraits de dessiccation des deux mortiers sont mises en relation sur les Figures IV.2 et IV.3, afin de mieux visualiser le rôle de la microfissuration induite par le séchage sur la mesure du retrait de dessiccation. Sur la Figure IV.2 sont présentées l'évolution du module d'élasticité et du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids du mortier05 : on constate que la troisième phase de l'évolution

du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids correspond à la phase de décroissance du module d'élasticité. Il en est de même pour le mortier08 (Figures IV.3). Si l'on considère que la variation du module de Young constitue un bon indicateur de l'état de microfissuration du matériau, alors, à l'inverse de ce que rapporte Granger qui considère que cette troisième phase correspond à une phase de refermeture de fissures [GRANGER 94], on peut supposer que la diminution du module de Young traduit une augmentation de densité de microfissuration, celle-ci venant contrebalancer la progression du retrait de dessiccation. Notons d'une part qu'il existe effectivement une refermeture des fissures en surface (visible à l'œil nu), due probablement à l'inversion des contraintes : en fin de séchage, le cœur de l'échantillon est soumis au retrait et entraîne les bords, pour lesquels le retrait et la fissuration sont achevés (voir Figure IV.4.b). D'autre part, il est probable que des effets supplémentaires s'ajoutent à celui-ci comme, par exemple, un comportement mécanique non linéaire de la matrice cimentaire sous l'état de contrainte d'origine hydrique [MEFTAH 00] ou à une évolution non linéaire de relation entre retrait de dessiccation et perte en poids [BENDBOUJEMA 02].

Ces constatations pourraient expliquer également au moins une partie du fluage de dessiccation comme étant due à la diminution des caractéristiques élastiques du matériau cimentaire [SHAAN 83]. Cette question demande des investigations expérimentales ultérieures pour vérifier cette hypothèse.

Il est alors possible de distinguer 4 phases caractéristiques dans l'évolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en poids, et leur associer des mécanismes prépondérants (Figure IV.4.a) : la première phase correspond à l'état saturé pour lequel rien ne se passe si les phénomènes d'auto-dessiccation peuvent être négligés ; du fait qu'il n'existent aucun gradient hydrique dans l'éprouvette, l'effet de structure n'intervient pas et les granulats ne jouent aucun rôle : le retrait de dessiccation est nul (Figure IV.4.a haut). Dans une deuxième phase pour laquelle la perte en poids reste faible (RWL inférieur à environ 15 %), de très forts gradients se développent créant un fort effet structurel, et un état de contrainte de type traction en surface et compression au centre se développe [BAZANT and RAFTSHOL 82] : celui-ci induit une microfissuration surfacique qui contrebalance l'effet de retrait de dessiccation [GRANGER 94]. On constate alors que la perte en poids des échantillons évolue sans mesurer de retrait. Par ailleurs, le retrait étant encore faible, la matrice se déforme élastiquement autour des granulats, sans induire de fissuration importante.

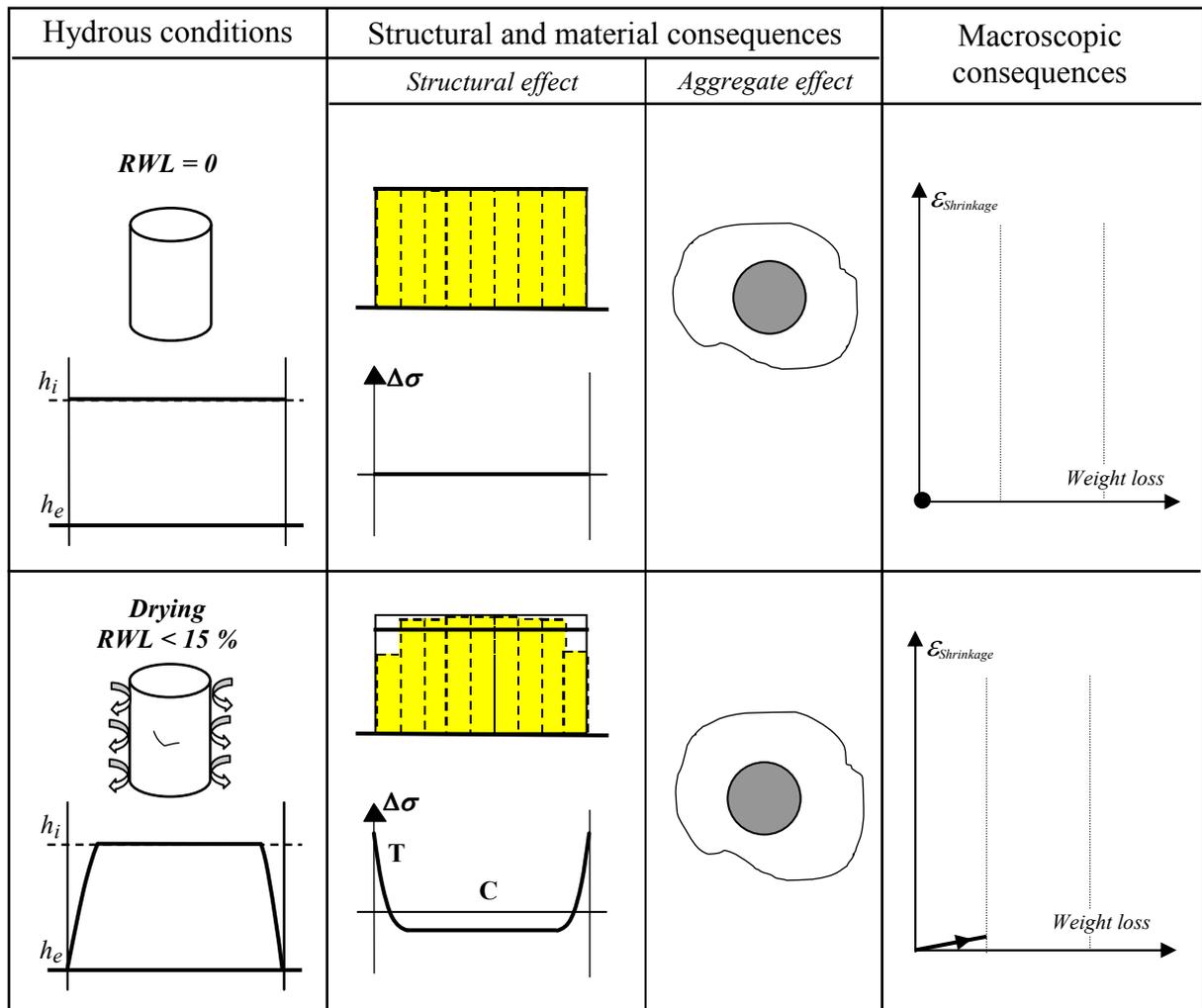


Figure IV.4.a : Séchage, retrait et fissuration – premiers stades

Dans une troisième phase pour laquelle la perte en poids relative est comprise entre 15 et 65 % environ, les profils d'humidité évoluent dans le matériau et les gradients hydriques diminuent. Le retrait de dessiccation évolue alors linéairement en fonction de la perte en poids [GRANGER 94]. Parallèlement, une légère microfissuration est induite à la fois par l'effet structural qui progresse vers l'intérieur et l'effet des inclusions rigides. La dernière phase est active lorsque la perte en poids est suffisante, la fissuration due aux granulats devient alors très importante. Notons d'autre part que l'état de contrainte induit par les gradients hydriques s'inverse alors impliquant de la traction au centre de l'éprouvette [BENBOUDJEMA 02], du fait que le centre de l'éprouvette veut se rétracter alors que les bords n'évoluent plus. Il est alors constaté que le module d'élasticité du matériau décroît fortement traduisant l'effet mécanique de cette fissuration.

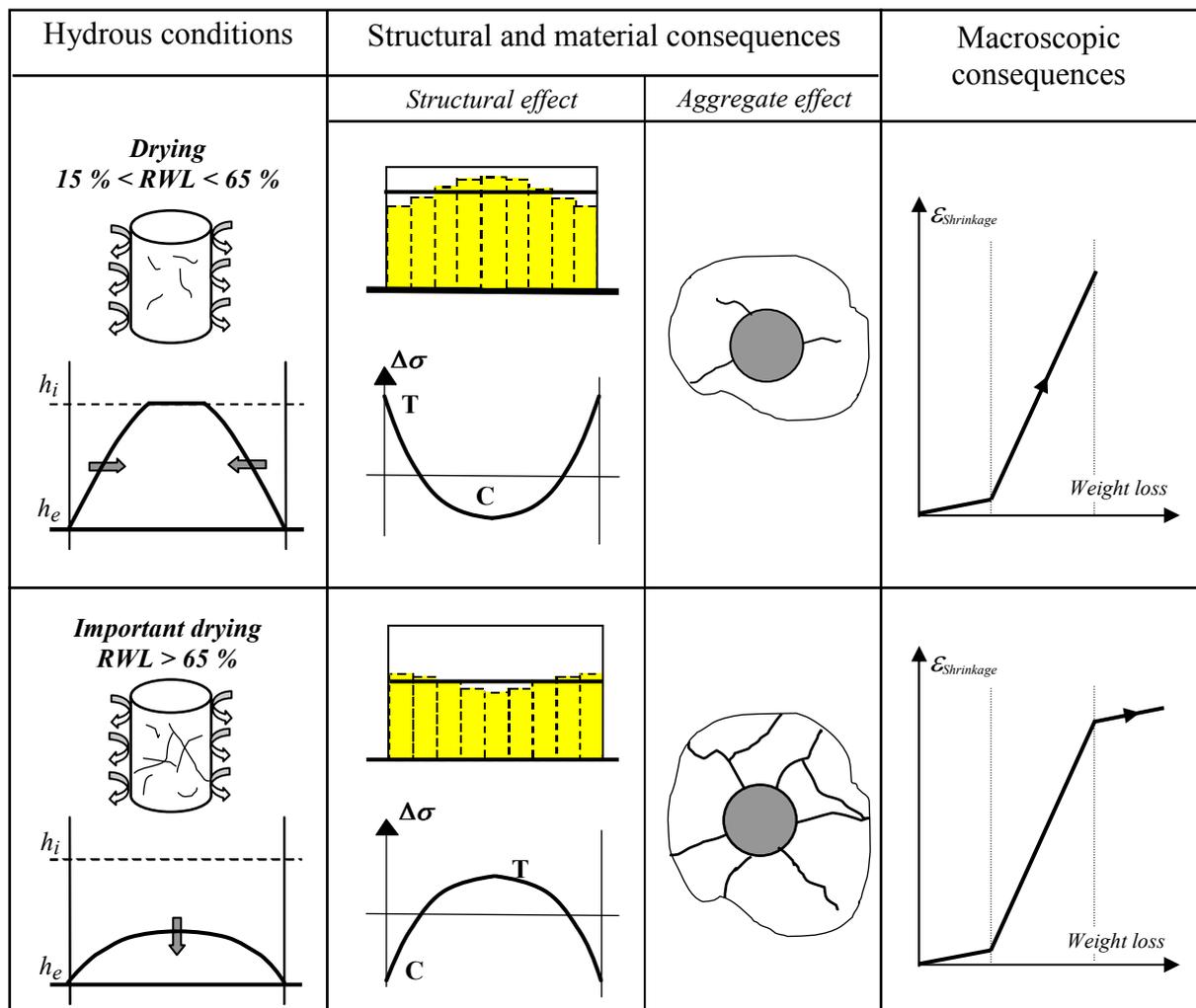


Figure IV.4.b : Séchage, retrait et fissuration – Stades avancés

\* Remarque 3 :

La caractérisation de l'évolution microstructurale d'un matériau cimentaire au cours du séchage est primordiale pour bien comprendre l'interaction existante entre fissuration d'origine hydrique et comportement mécanique macroscopique. Malgré les progrès réalisés dernièrement dans cette caractérisation [BISSCHOP *et al.* 02, JANKOVIC and VAN MIER 03], il reste nécessaire de caractériser le matériau sans aucune interaction (imprégnation, fractures, séchage, etc...) : pour cela, la technique de la microtomographie par rayons X peut offrir des perspectives intéressantes (voir partie « Perspectives et Projets de recherche »). En effet, avec cette technique, il est possible de reconstruire l'évolution de la microstructure d'un matériau cimentaire au cours d'une altération de type séchage. Toutefois, il est nécessaire d'attendre encore un peu pour que les résolutions soient meilleures (aujourd'hui de l'ordre du

micromètre) afin de pouvoir distinguer finement la fissuration. En augmentant artificiellement la fissuration au moyen d'un essai de retrait empêché analysé dans la ligne de lumière (projet présenté dans le Chapitre « Activité de recherches », partie VI), il va être possible de retirer un certain nombre d'informations locales sur le processus de fissuration induit par le séchage et de nourrir une modélisation micromécanique.

## V. Conclusions

La campagne expérimentale proposée dans cette étude met en évidence l'influence du séchage et du retrait de dessiccation sur le comportement mécanique uniaxial et multiaxial de 2 mortiers et d'un béton. Il a été montré que

- la dessiccation provoque une augmentation de la contrainte à la rupture en compression uniaxiale et triaxiale ( $P_c = 15$  MPa),
- parallèlement, les propriétés élastiques du matériau s'endommagent : le module d'élasticité diminue avec la perte en eau. Le coefficient de Poisson du mortier de  $E/C = 0,5$  diminue de 25 % au cours du séchage,
- une anisotropie mécanique est constatée provenant du caractère structurel du séchage,
- une anisotropie des propriétés de transport a également été mise en évidence, en partie due à la progression du front de fissuration induit par le séchage vers le cœur du matériau.
- les mesures usuelles du retrait de dessiccation

Notons que les notions de résistance, module d'élasticité ou coefficient de Poisson doivent être prises avec précautions car, hormis pour les cas limites (sec et saturé), le champ d'humidité (séchage) et le champ de contrainte (contraction différentielle) ne sont pas uniformes dans l'éprouvette : elle est donc à analyser comme une structure.

Ces différents phénomènes proviennent de la pression capillaire générée par le séchage, ainsi que de la microfissuration induite par la contraction différentielle entre le cœur et les bords des éprouvettes et par la présence des granulats. Il existe alors une compétition entre l'effet bénéfique de la succion et l'effet dégradant de la microfissuration. En fonction du type de pâte de ciment, c'est l'un ou l'autre de ces effets qui sera un des pilotes (en plus de l'endommagement mécanique et la plasticité) du processus de rupture du matériau. L'existence d'un endommagement hydrique, fonction de l'humidité et de la taille du granulat, a été mise en évidence, provoquant un endommagement du matériau avant sollicitation

mécanique. Enfin, l'évolution de l'endommagement mécanique est influencée par la dessiccation : plus le matériau sèche, plus il existe de microfissuration d'origine hydrique et plus l'initiation et la propagation de fissures d'origine mécanique sont facilitées.

D'un point de vue vérification réglementaire, l'effet de succion va dans le sens de la sécurité, mais la prise en compte de la fissuration induite dans l'évaluation de la durabilité de structures en béton semble nécessaire, mais reste difficile car la généralisation de ces résultats à d'autres types de béton s'impose.

## Partie 2 : Modélisations proposées

Comme nous l'avons vu dans la partie précédente, la dessiccation des bétons joue un rôle non négligeable sur l'évolution des propriétés mécaniques et de transport de ces matériaux. Dans le cas de problèmes de durabilité, il convient donc d'en donner une modélisation prédictive réaliste et utilisable. La difficulté réside alors dans l'antinomie de ces 2 termes : l'aspect « réaliste » de la modélisation conduit, dans le cas de sollicitations physico-chimiques couplées à la mécanique, à une formulation de modèle complexe ; d'autre part, l'aspect « utilisable » de la modélisation implique que les calculs numériques réalisés soient « expertisables » par un ingénieur confirmé, sans que celui-ci ne soit spécialiste du modèle proposé. Le modèle doit se nourrir de paramètres facilement identifiables, ce qui n'est pas toujours le cas de modélisations trop complexes qui conduisent à des campagnes expérimentales trop vaste : le « juste milieu » entre ces 2 aspects est extrêmement difficile à trouver. Il est, je pense, nécessaire de travailler suivant ces 2 démarches pour pouvoir progressivement soit simplifier le modèle complexe, soit enrichir le modèle performant en terme de calculs numériques (coût faible, robustesse, simplicité). Cette simplification ou cet enrichissement doit se faire de manière réaliste vis-à-vis du problème de durabilité concerné : par exemple, dans le cas de stockage de déchets dans des structures en béton, une analyse des processus de dégradation peut conduire à la construction de modèles « outils » dédiés à chaque type de dégradation : un modèle pour la dessiccation, l'autre pour la lixiviation. La stratégie de formulation de ces modèles est complexe et risquée, surtout dans le cas où le retour d'expérience est quasi-nul. A titre d'exemple, on pourra se rapporter aux études effectuées par l'ANDRA pour la conception et la modélisation du stockage de déchets radioactifs en grande profondeur sur une période de temps pouvant atteindre 1 million d'années : ce « cas d'école » des problèmes de durabilité montre la complexité dans l'établissement de modélisation réellement prédictive et réellement fiable.

Dans le cas qui nous intéresse ici, les principaux phénomènes à reproduire concernant les effets de la dessiccation sur le comportement mécanique d'un béton :

- l'endommagement induit par le séchage : cet endommagement est à la fois structurel (effet de gradients de déformations) et local (effet d'inclusions rigides, qui est aussi un effet de structure à l'échelle micro),
- la succion capillaire, considérée comme le moteur du retrait de dessiccation, et qui conduit à augmenter, sous certaines conditions, les résistances en compression des matériaux cimentaires,

- le cas triaxial, plus général que le cas uniaxial, est rencontré dans un grand nombre de situations,
- les effets couplés entre succion, endommagement plasticité et propriétés de transport ; les couplages existants avec d'autres phénomènes physico-chimiques (transport, diffusion, lixiviation, carbonatation, etc...)

Les objectifs de modélisation sont donc doubles : réaliser des calculs démonstratifs et prospectifs au moyen d'un modèle le plus complet possible ; proposer des calculs « ingénieur », en utilisant une modélisation plus simple mais reposant sur des bases démontrées, qui prennent en compte les mécanismes dominants et qui ont fait leur preuve sur beaucoup de calculs d'ouvrages. Pour ce faire, dans un premier chapitre, sera présentée une modélisation poro-élasto-plastique endommageable formulée dans le cadre des milieux partiellement saturés ; dans un deuxième chapitre, une modélisation phénoménologique simple sera proposée.

### **I. Milieux partiellement saturés : poro-élasto-plasticité et endommagement**

L'avantage principal de travailler dans le cadre de la poroélasticité non linéaire [BIOT 41, COUSSY 95], est que la prise en compte des échanges hydriques et de l'effet de succion sont directes. Pour la mécanique des bétons, l'utilisation de ce type de modèles est récente [LASSABATERE 94, BARY 95, ULM 98, MAINGUY 99, CARMELIET and VAN DEN ABEELE 00, BURLION *et al.* 00, BOURGEOIS 02, MESCHKE and GRASBERGER 03] mais procure des avantages non négligeables. Un lien direct entre ce type de modèle et les problèmes de séchage des bétons existe : ici l'utilisation d'une modélisation poro-élasto-plastique endommageable va permettre de reproduire le comportement mécanique des bétons, mais également tous les processus hydriques auxquels ils peuvent être soumis. Soulignons d'ores et déjà que ce modèle est implanté dans le code aux Eléments Finis MPPSAT du Laboratoire de Mécanique de Lille, développé par J.-F. Shao. Ce code est capable de traiter des problèmes thermo-hydro-mécanique complètement couplés. Ici, nous ne considérerons que des transformations isothermes.

Par ailleurs, les modélisations sont construites en ayant constamment à l'esprit les résultats obtenus expérimentalement : à plusieurs occasions, nous proposerons une approche pragmatique plutôt qu'une formulation théorique, afin de prendre en compte les particularités des comportements observés. D'un point de vue mécanique, cette approche peut sembler

moins rigoureuse, mais les résultats obtenus permettent d'être confiant quant à la pertinence de cette démarche.

Après avoir présenté la formulation générale du modèle, la prise en compte des déformations plastiques est présentée : celle-ci a la particularité de mettre en jeu 2 surfaces de charges, l'une contrôlée par les contraintes mécaniques, et l'autre par la succion capillaire due à la désaturation. L'avantage de ce dernier mécanisme est de pouvoir générer des déformations irréversibles par succion, et d'écrouir le matériau qui devient plus résistant après désaturation. De plus, dans les bétons il convient de coupler la plasticité avec un modèle d'endommagement afin de représenter l'effet de la microfissuration induite par le chargement mécanique, en particulier lorsque celui-ci est soumis à de la traction, caractérisée par une variation des propriétés élastiques du matériau. La modélisation de l'endommagement se fait de manière classique pour les bétons en utilisant une variable scalaire d'endommagement et le couplage plasticité – endommagement est explicité. Notons qu'ici, pour modéliser l'endommagement induit par le séchage, seule la part structurelle de la microfissuration est modélisée. De plus, afin de pouvoir générer cet endommagement sans chargement mécanique, nous supposons que le seuil d'endommagement est piloté par les déformations positives élastiques et plastiques (et non élastiques comme cela est fait classiquement). Cette dernière hypothèse, très forte et provenant de la physique des phénomènes, est faite pour pouvoir amorcer l'état d'endommagement de la structure au cours de la simulation de la désaturation. Un exemple de résultat numérique est ensuite détaillé pour montrer les performances de cette modélisation. Enfin, la prise en compte de l'anisotropie induite par le séchage est brièvement exposée et des premiers résultats de calculs sont exposés.

### *1.1. Formulation générale du modèle*

Le modèle est formulé dans le cadre de la thermodynamique des systèmes ouverts. Le milieu poreux est supposé être saturé par une phase liquide (indice  $w$ ) et un mélange gazeux (indice  $g$ ). Le mélange gazeux est constitué d'air sec et de vapeur d'eau. La déformation du milieu poreux est celle du squelette et il existe des échanges de masses fluides avec l'extérieur dus aux actions extérieures. Les variables d'état sont le tenseur des déformations du squelette  $\varepsilon_{ij}$ , les variations de la fraction volumique de l'espace poreux occupée par l'eau ( $\phi_w - \phi_{w0}$ ) et par le gaz ( $\phi_g - \phi_{g0}$ ), le tenseur d'endommagement  $\mathbf{D}$ , les variables d'état internes gouvernant l'écrouissage plastique  $\chi_k$ , et la température  $T$ .

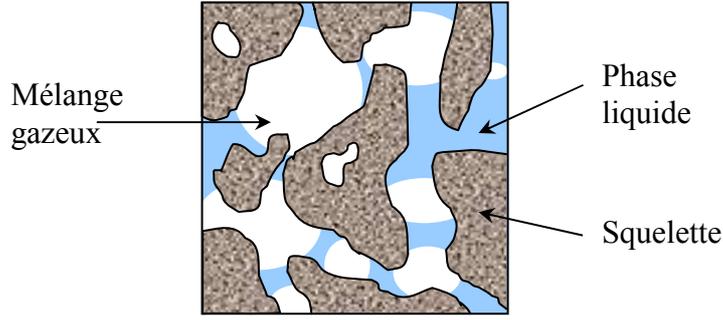


Figure I.1 : Schéma d'un milieu poreux non saturé.

Nous nous plaçons dans l'hypothèse des petites transformations. On suppose que les déformations, et leurs incréments, sont partitionnées de manière classique en une partie élastique (exposant  $e$ ) et une partie plastique (exposant  $p$ ) :

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p, \quad d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p \quad [1.1]$$

Le comportement poroélastique du béton est décrit en utilisant le modèle de poroélasticité non linéaire proposé par O. Coussy [COUSSY 95, COUSSY *et al.* 98], en retravaillant la théorie de M. Biot [BIOT 41]. La forme incrémentale des équations constitutives est la suivante :

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl}^0 d\varepsilon_{kl}^e - b \left[ S_w dp_w + (1 - S_w) dp_g \right] \delta_{ij} \quad [1.2]$$

$$dp_g = dp_{va} + dp_{da} = \frac{p_g}{\phi_g} \left[ -b d\varepsilon_v^e + \left( \frac{dm}{\rho} \right)_w^e \right] + \frac{p_{va}}{\phi_g} \left( \frac{dm}{\rho} \right)_{va}^e + \frac{p_{da}}{\phi_g} \left( \frac{dm}{\rho} \right)_{da}^e \quad [1.3]$$

$$dp_c = dp_g - dp_w = -M_c \left[ -b S_w d\varepsilon_v^e + \left( \frac{dm}{\rho} \right)_w^e \right] \quad [1.4]$$

où  $\sigma_{ij}$  sont les composantes du tenseur des contraintes,  $\mathbf{C}^0$  est le tenseur d'élasticité du matériau non endommagé,  $\varepsilon_v^e$  est la déformation volumique. Le paramètre  $b$  est le coefficient de Biot du matériau isotrope et  $S_w$  le degré de saturation ; on rappelle que  $\phi_g$  est la porosité occupée par le mélange gazeux. La variable scalaire  $\left( \frac{dm}{\rho} \right)_k^e$  représente la variation élastique de masse due à la  $k^{ième}$  phase fluide par unité de volume,  $p_k$  la pression de la  $k^{ième}$  phase fluide ( $w$  pour l'eau,  $da$  pour l'air sec et  $va$  pour la vapeur). Dans l'équation (1.4), la variable  $p_c$  est la pression capillaire.  $M_c$  est le module de Biot relié à la pression capillaire, elle-même fonction du degré de saturation ; il est défini par :

$$M_c = -\frac{1}{\phi_0 + \varepsilon_v} \left( \frac{dp_c}{dS_w} \right), \quad \text{avec } p_c = p_g - p_w \quad [1.5]$$

où  $\phi_0$  est la porosité totale initiale.

## *1.2. Caractérisation des déformations plastiques*

Les déformations plastiques sont prises en compte de manière pragmatique en se basant sur les résultats expérimentaux. Dans les milieux partiellement saturés, de nombreux résultats expérimentaux ont montré que les déformations plastiques pouvaient évoluer à la fois par chargement mécanique et par changement de la pression capillaire dans ce milieu. De ce fait, les contraintes et la pression capillaire peuvent être considérées comme des charges indépendantes [ALONSO *et al.* 90, LASSABATERE 94]. En ce qui concerne les bétons, cette hypothèse est tout à fait réaliste, du fait que la dessiccation génère un retrait dont une part est irréversible. De plus, il est possible de faire dépendre la surface de charge mécanique du degré de saturation du matériau, afin de modéliser l'écrouissage induit par la désaturation ; la surface de charge, pilotée par la succion, va alors induire une déformation volumique isotrope de contraction au cours d'un séchage, ou de dilatance dans le cas d'une imbibition. Ce dernier mécanisme plastique est très intéressant pour décrire le retrait de dessiccation des bétons : en effet, une part de ce retrait est élastique et est due à la génération de dépression capillaire dans le milieu poreux, mais une autre part de ce retrait n'est pas réversible. Le mécanisme de plasticité contrôlé par la succion permet donc de décrire cela.

Deux surfaces de charges sont donc utilisées dans la modélisation.

### *1.2.1 Plasticité due aux contraintes mécaniques*

Le mécanisme plastique d'origine mécanique est décrit à l'aide d'une fonction de charge. Deux domaines de comportement sont considérés. Suivant que la pression moyenne effective est positive ou négative, l'une ou l'autre sera utilisée. Cette modélisation a été choisie pour répondre à plusieurs impératifs : 1) pouvoir reproduire simultanément le comportement plastique des bétons en compression et en traction, de manière simple et robuste ; 2) en traction, le comportement des bétons est très nettement dominé par l'endommagement, la plasticité ne jouant qu'un rôle mineur. Dans le cas où, en l'absence d'endommagement, des contraintes de traction apparaîtraient (ce cas de figure étant rendu possible par le couplage poromécanique), il convient d'éviter leurs accroissements.

La fonction de charge plastique choisie pour ce modèle est de type Drucker-Prager [DRÜCKER and PRAGER 52] :

- Si la contrainte moyenne effective est négative (compression) alors la fonction de charge s'écrit [GEORGIN 98, HEINFLING 98] :

$$f_{\sigma_c} \equiv q + \alpha^p p' - \alpha_t C_{sat}^p = 0, \quad p' \leq 0 \quad [1.6]$$

- Si la contrainte moyenne effective est positive (traction) alors la fonction de charge s'écrit :

$$f_{\sigma_t} \equiv q + \alpha_t (p' - C_{sat}^p) = 0, \quad p' \geq 0 \quad [1.7]$$

où  $q$  est la contrainte déviatorique généralisée :

$$q = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} \text{ avec } \mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma}' - \frac{1}{3} \text{tr} \boldsymbol{\sigma}' \boldsymbol{\delta} \text{ et } \boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} + \beta [S_w p_w + (1 - S_w) p_g] \mathbf{I} \quad [1.8]$$

$\boldsymbol{\sigma}'$  est la contrainte effective de Bishop étendue dans le domaine plastique,  $p'$  est la contrainte moyenne effective plastique [BISHOP and BLIGHT 63] :

$$p' = \frac{1}{3} \text{tr} \boldsymbol{\sigma} + \beta [S_w p_w + (1 - S_w) p_g] \quad [1.9]$$

$S_w$  est le degré de saturation en liquide,  $p_w$  est la pression de liquide,  $p_g$  est la pression de gaz,  $\beta$  est le coefficient de la contrainte effective plastique, définissant la contribution des pressions de gaz et liquide sur la contrainte effective plastique ;  $\alpha^p$  est la fonction d'écrouissage plastique en compression,  $\alpha_t$  est le paramètre d'écrouissage plastique en traction. Le comportement plastique choisi en traction est élasto-plastique parfait donc  $\alpha_t$  est une constante.  $C_{sat}^p$  représente la cohésion du matériau à l'état saturé en traction hydrostatique. Sur la Figure I.2 est illustrée la fonction de charge mécanique dans le plan ( $p$ ,  $q$ ), dans le cas saturé. L'écrouissage est supposé positif et isotrope. De plus, il ne concerne que la compression. La loi d'écrouissage est une fonction croissante, à valeur scalaire dépendante d'une (ou de plusieurs) variable(s) interne(s) plastique(s).

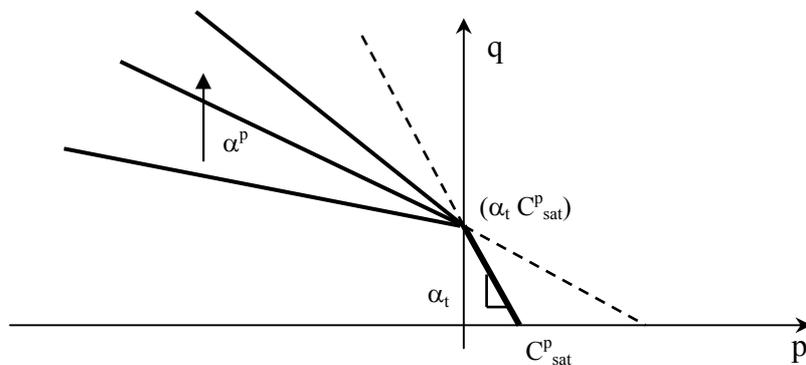


Figure I.2 : Vue des deux surfaces de charge mécaniques dans le plan ( $p$ ,  $q$ )

Pour ce modèle, nous avons décidé un couplage complet entre les deux mécanismes plastiques. Nous avons donc besoin d'une variable d'écrouissage qui dépend des déformations plastiques produites à la fois par la variation de contrainte et par la variation de la pression capillaire. Notre choix s'est donc porté sur une déformation totale plastique généralisée [BOURGEOIS 02], où  $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p$  est l'incrément de déformation plastique produit à la fois par la contrainte mécanique et la succion capillaire :

$$\bar{\varepsilon}^p = \int \sqrt{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p : \Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p} \quad [1.10]$$

Sur la base de données expérimentales sur le béton, la fonction d'écrouissage est exprimée de la façon suivante [BOURGEOIS 02] :

$$\alpha^p = \alpha_r^p - (\alpha_r^p - \alpha_0^p) e^{-b_l \bar{\varepsilon}^p} \quad [1.11]$$

où  $\alpha_0^p$  est la valeur initiale de la fonction d'écrouissage et correspond donc au seuil d'élasticité initial.  $\alpha_r^p$  est la valeur de cette fonction qui correspond à la rupture.  $b_l$  est un paramètre du matériau qui contrôle l'évolution de l'écrouissage. La Figure I.2 illustre l'évolution de la surface de charge due à l'écrouissage plastique.

Les observations expérimentales lors d'essais triaxiaux sur les géomatériaux cohérents montrent que ceux-ci présentent, après une phase de contraction, une transition vers la dilatance. Cette dilatance est généralement attribuée à la création et à la croissance de microfissures. Pourtant, nous choisissons de décrire ce phénomène à l'aide de la plasticité car le modèle d'endommagement ne permet pas d'en rendre compte. Le critère de plasticité choisi ne permet de décrire que la contraction, si on adopte une règle de normalité. Une loi non associée doit donc être utilisée pour décrire cette transition. L'expression suivante pour le potentiel décrivant le mécanisme plastique contrôlé par la contrainte est proposée sous la forme :

$$g_\sigma = q + \chi p' \quad [1.12]$$

où  $\chi$  est le coefficient de dilatation plastique. Il est pris constant dans notre cas par souci de simplicité. Rappelons qu'en traction, le comportement est plastique parfait et on choisit de le décrire au moyen de la plasticité associée. Le potentiel correspondant est alors :

$$g_\sigma \equiv f_\sigma \quad [1.13]$$

Le modèle plastique est relativement simple, l'objectif principal et initial étant de reproduire la dissymétrie de comportement du béton en traction/compression et la dilatance plastique. En traction uniaxiale, le rôle de la plasticité est mineur car on désire reproduire un comportement de type fragile (qui sera pris en compte dans le modèle d'endommagement). Le

fait de décrire le comportement au moyen de deux droites donne de la souplesse dans l'utilisation du modèle. En effet, il est possible de modifier le comportement en traction sans influencer sur le comportement en compression. Les spécificités du comportement du béton modélisé sont alors mieux prises en compte.

Le choix de deux droites pour le critère conduit nécessairement à un point anguleux et donc au choix de la tangente en ce point. Si la contrainte moyenne effective est nulle, alors la surface de compression  $f_{\alpha}$  est choisie comme surface de charge par défaut. Notons qu'en traction, l'utilisation de la contrainte effective conduit à une augmentation de la résistance au pic quand le degré de saturation diminue. L'endommagement permettra de s'affranchir de cet effet secondaire indésirable, puisque le mécanisme d'endommagement sera le pilote de la rupture en traction. Enfin, notons qu'une surface « cap » peut être utilisée pour la génération de déformations plastiques dans le cas de sollicitation de compression triaxiale à forte pression moyenne [BOURGEOIS *et al.* 02].

### 1.2.2 Plasticité due à la succion

La prise en compte des déformations plastiques au cours du drainage se fait au moyen d'une surface de charge particulière. Le seuil plastique contrôlé par la succion capillaire conduit donc à une variation de volume isotrope due à une variation de succion, et ce, à contrainte mécanique constante. On notera d'une part que le mécanisme plastique lié à l'imbibition est négligé dans le cas du séchage des bétons (pour plus de détails, voir [BOURGEOIS 02]), et d'autre part, que les deux mécanismes plastiques sont couplés, la variable d'écrouissage est donc fonction des déformations plastiques mécaniques et capillaires. La surface seuil peut être représentée comme un plan perpendiculaire à l'axe de succion, dans l'espace  $(p, q, p_c)$  (voir Figure I.3).

La fonction de charge dans le plan  $(p, p_c)$  est définie par [ALONSO *et al.* 90] :

$$f_s = p_c - s^d(\varepsilon_v^p) = 0 \quad [1.14]$$

$p_c$  désigne la pression capillaire et  $s^d$  la fonction d'écrouissage relative au séchage. Le mécanisme plastique est associé :

$$g_s \equiv f_s \quad [1.15]$$

La loi d'écrouissage plastique correspondante est choisie comme une fonction de la déformation volumique plastique totale :

$$s^d = s_0^d e^{h \cdot \varepsilon_v^p} \quad [1.16]$$

où  $s_0^d$  désigne la valeur initiale du seuil de plasticité, valeur au-delà de laquelle, en séchage, une déformation volumique plastique contractante va se développer,  $h$  est un paramètre du modèle qui contrôle le taux d'écrouissage et  $\varepsilon_v^p$  est la déformation volumique plastique totale.

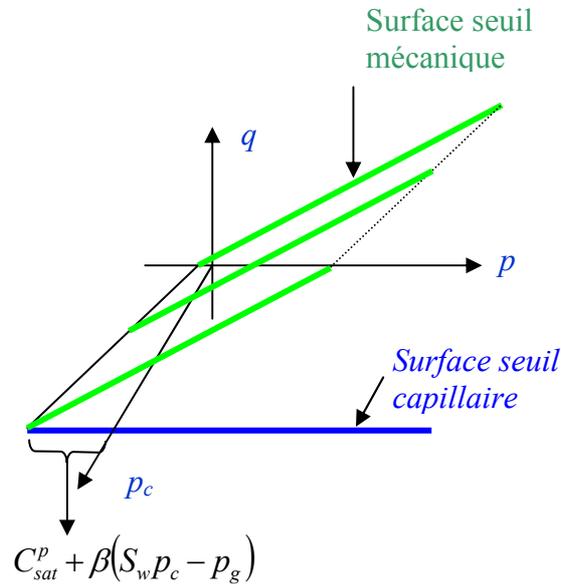


Figure I.3 : Visualisation dans l'espace  $(p, q, p_c)$  des 2 surfaces plastiques

L'évolution des déformations plastiques contrôlées par la succion est alors exprimée par :

$$d\varepsilon_{ij}^{ps} = -\Delta\lambda_s \frac{1}{3} \frac{\partial f_s}{\partial p_c} \delta_{ij} \quad [1.17]$$

En définitive, l'incrément de déformation plastique total est obtenu par superposition de celui dû à la contrainte et celui dû à la succion :

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\varepsilon_{ij}^{p\sigma} + d\varepsilon_{ij}^{ps} = \Delta\lambda_\sigma \frac{\partial g_\sigma}{\partial \sigma'_{ij}} - \Delta\lambda_s \frac{1}{3} \frac{\partial f_s}{\partial p_c} \delta_{ij} \quad [1.18]$$

les 2 multiplicateurs plastiques étant déterminés en utilisant les 2 conditions de consistance correspondantes.

### 1.3 Couplage plasticité endommagement

L'influence de la plasticité sur l'endommagement est prise en compte par l'introduction des déformations plastiques dans la déformation équivalente intervenant dans le critère d'endommagement et les lois d'évolution de celui-ci (voir paragraphe suivant). Par

contre, l'effet de l'endommagement sur la plasticité n'est pour l'instant pas reproduit par le modèle.

Pour prendre en compte l'influence de l'endommagement isotrope, nous utiliserons une contrainte effective d'endommagement. Cette contrainte effective va nous permettre d'utiliser, sans les modifier et en ayant une interprétation physique des phénomènes, les fonctions de charge plastique décrites précédemment. La contrainte effective d'endommagement retenue est celle proposée par Lemaître [LEMAITRE et CHABOCHE 88] :

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{\boldsymbol{\sigma}'}{1-d} \quad [1.19]$$

où  $d$  est la variable d'endommagement scalaire. Il est alors possible de définir une contrainte effective prenant en compte l'effet capillaire et l'endommagement en définissant une contrainte effective de Bishop modifiée [Annexe1]:

$$\hat{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{\boldsymbol{\sigma} + \beta [p_g - S_w p_c] \mathbf{I}}{1-d} \quad [1.20]$$

Le concept de contrainte effective peut être remis en cause car sa réalité physique est discutable, mais présente un caractère intéressant dans l'implantation numérique du modèle.

#### 1.4. Evolution de l'endommagement : cas isotrope

L'endommagement affecte les propriétés élastiques du matériau poreux : de ce fait nous faisons l'hypothèse que seul le module d'élasticité décroît au cours de la dégradation du matériau. Nous avons vu dans la partie précédente que le coefficient de Poisson est également affecté par le séchage, mais l'évolution de celui-ci est moins nette que pour le module d'élasticité. De ce fait, l'équation constitutive initiale (1.2) est modifiée et devient :

$$d\sigma_{ij} = (1-d).C_{ijkl}^0 d\varepsilon_{kl}^e - d(d).C_{ijkl}^0 \varepsilon_{kl}^e - b[S_w dp_w + (1-S_w)dp_g] \delta_{ij} \quad [1.21]$$

L'évolution de l'endommagement est basée sur le modèle proposé par J. Mazars [MAZARS 84]. Toutefois, afin de prendre en compte l'effet de la plasticité sur l'endommagement et permettre ainsi de décrire l'endommagement structurel induit par le séchage, nous avons modifié la déformation équivalente, en considérant qu'elle est fonction des déformations positives élastiques et plastiques [Annexe1]:

$$f_d = \tilde{\varepsilon} - k(d) \leq 0, \quad \tilde{\varepsilon} = \tilde{\varepsilon}^e + \tilde{\varepsilon}^p = \sqrt{\sum_i (\varepsilon_i^{e+})^2} + \sqrt{\sum_i (\varepsilon_i^{p+})^2} \quad [1.22]$$

où  $\tilde{\varepsilon}$  est la déformation équivalente,  $k(d)$  est le seuil d'endommagement,  $\varepsilon_i^{e+}$  et  $\varepsilon_i^{p+}$  sont respectivement les contraintes principales positives élastiques et plastiques. Encore une fois,

le choix de cette décomposition s'est fait de manière pragmatique : le fait de prendre en compte une somme de déformations équivalentes (élastique et plastique), plutôt que la déformation totale équivalente, permet de modéliser les cas à déformation totale nulle que l'on rencontre dans les structures à retrait empêché par exemple. Il est bien connu que ce cas est très endommageant pour le matériau.

Comme dans le modèle initial proposé dans le cas isotrope par J. Mazars [MAZARS 84], il est utilisé en partitionnant classiquement l'effet de l'endommagement en traction ou en compression :

$$d = \alpha_t d_t + (1 - \alpha_t) d_c \quad [1.23]$$

Ce modèle conduit à une évolution de l'endommagement quand les contraintes principales positives dépassent un seuil : comme nous l'avons vu dans la partie expérimentale, ceci est tout à fait justifié et cadre bien avec le problème de la fissuration induite par le séchage, en particulier dans le cas de l'effet de structure, où des contraintes de traction sont générées par déformations différentielles. Le détail de la détermination de l'ensemble des paramètres de ce modèle est fourni dans [BOURGEOIS 02].

#### *I.5. Illustration des capacités du modèle : cas d'un cylindre 16x32 au cours du séchage*

En utilisant le modèle proposé, nous avons simulé les tests réalisés sur les cylindres 16x32 au cours de leur séchage (pour connaître l'ensemble des conditions de conservation, voir Partie 1, paragraphe I.1 ; l'ensemble des paramètres utilisés pour cette simulation sont donnés en Annexe 1).

La Figure I.4 présente la comparaison entre la simulation et l'expérience dans le cas saturé : c'est cet état hydrique qui permet de caler l'ensemble des paramètres du modèle mécanique, la cinétique de perte en masse servant à déterminer les paramètres de désaturation. La comparaison modèle – expérience est très satisfaisante tant dans l'évolution des déformations plastiques que dans l'évolution des paramètres élastiques.

Sur la Figure I.5, sont comparées les simulations numériques faites avec le modèle pour différents degrés de saturation : la dissymétrie du comportement traction – compression est bien reproduite et on constate que le fait de désaturer l'échantillon conduit à augmenter sa résistance en compression (environ 30 %).

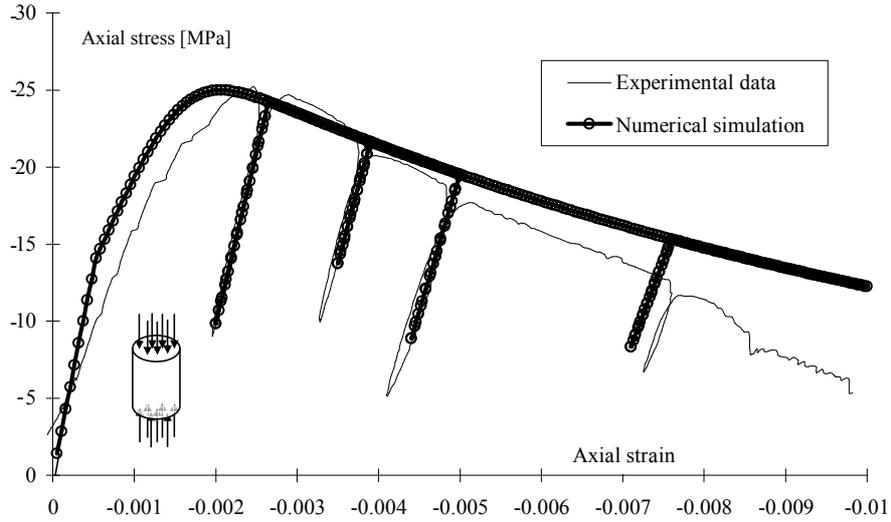


Figure I.4 : Comparaison modèle – expérience sur béton dans le cas saturé

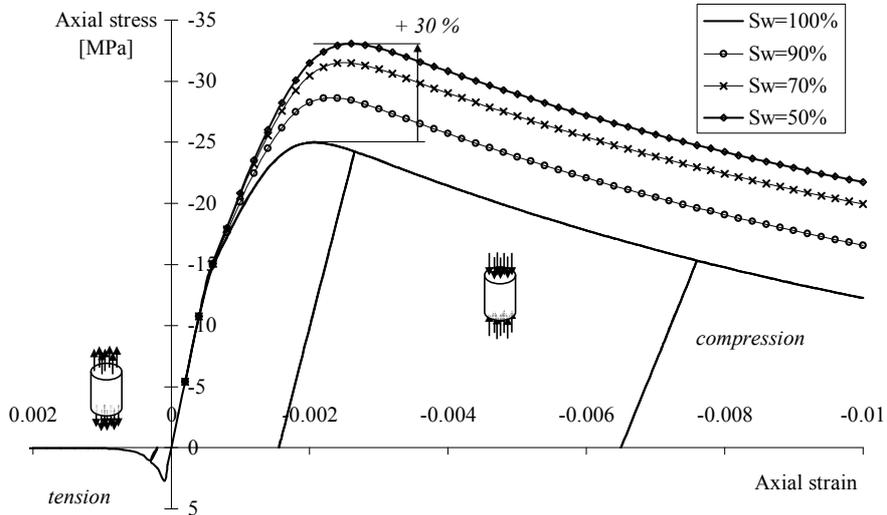


Figure I.5 : Simulations numériques en traction et en compression avec effet du degré de saturation

Afin de reproduire l'effet de la désaturation sur le comportement mécanique du béton, la courbe de rétention, qui relie la pression capillaire au degré de saturation, doit être déterminée : la détermination expérimentale de cette relation étant très délicate [BAROGHEL-BOUNY 95], nous nous sommes basés sur des résultats issus de la littérature pour simuler cette courbe [LASSABATERE 94] :

$$S_w = \left[ 1 + (a p_c)^b \right]^c, \quad a = 2.35 \times 10^{-8}, \quad b = 1.83, \quad c = -0.58 \quad [1.24]$$

Notons que l'ensemble des équations régissant les processus de diffusion et de perméation sont données en Annexe 1. Les équations de transport, type Darcy et Fick, complètent donc la

modélisation. Pour les équation de perméation, la perméabilité relative varie avec le degré de saturation suivant les relations proposées par [MAINGUY *et al.* 01], pour un béton classique :

$$k_l^r = \sqrt{S_w} \left[ 1 - (1 - S_w^{1/a})^a \right]^2, \quad k_g^r = \sqrt{1 - S_w} \left[ 1 - S_w^{1/a} \right]^{2a}, \quad a = 0.17 \quad [1.25]$$

Notons que, pour les lois de Darcy et Fick, les coefficients de perméabilité intrinsèque et de diffusion sont pris constant en première approche, ce qui n'est pas très acceptable car, par exemple, le séchage est un phénomène fortement non linéaire (plusieurs ordres de grandeur de variation pour le coefficient de diffusion hydrique). Il conviendra d'améliorer la modélisation en faisant varier ces coefficients de perméabilité intrinsèque et de diffusion, ainsi que la prise en compte de l'endommagement sur les propriétés de transport. Ce défaut de modélisation peut expliquer les difficultés rencontrées dans la description de la perte en masse en fonction du temps au cours du séchage (voir Annexe 1). Dès lors, un problème aux conditions limites est résolu pour simuler les essais de séchage sur « éprouvette-structure ». Le degré de saturation dans l'éprouvette n'est alors pas constant dans la structure, du fait que le séchage n'intervient que par les surfaces latérales (humidité relative imposée de 60 %).

La Figure I.6 présente la comparaison entre la prédiction de l'évolution de la résistance (valeur au pic de contrainte) de l'« éprouvette-structure » en fonction du temps de séchage et les résultats expérimentaux : encore une fois, une bonne concordance est observée et montre les capacités du modèle à prévoir un des effets du séchage sur les bétons ; ceci est en accord également avec les résultats expérimentaux de la littérature (par exemple [BROOKS and NEVILLE 77, OKAJIMA *et al.* 80, POPOVIC 86, BARTLETT and MACGREGOR 93, LANGE 94, DANTEC et TERME 96, AL-KHAIAT and FATTUHI 01, YAMAN *et al.* 02, YURTDAS 04]).

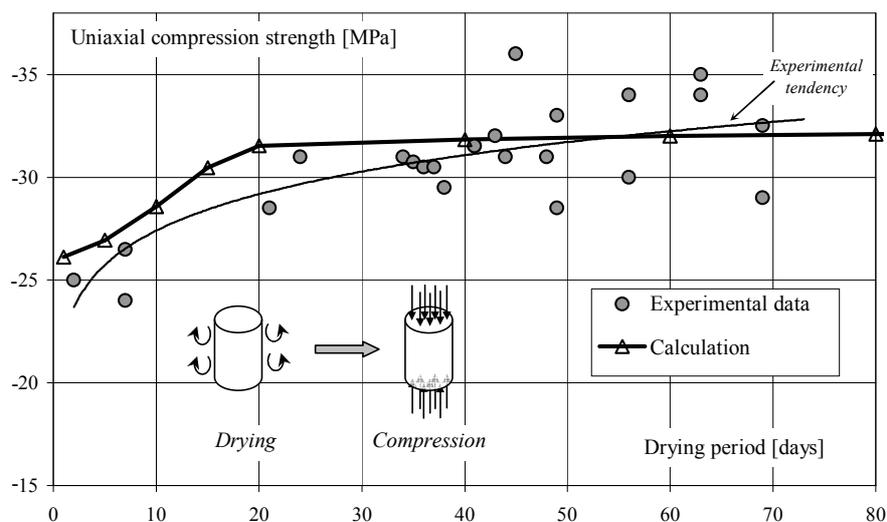


Figure I.6: Evolution de la résistance en compression en fonction du temps de séchage : comparaison essais – calculs.

Pour ce qui est de l'évolution de l'endommagement et de sa relation avec le degré de saturation, les simulations homogènes proposées Figure I.7 montrent que plus le séchage est important, plus la cinétique de l'endommagement mécanique est élevée au cours d'un essai de compression. Ces constatations sont bien en accord avec celles faites expérimentalement, au moins d'un point de vue qualitatif (voir Partie 1, paragraphe 1.2, Figure I.1.4). La relation qui existe en les microfissures d'origine hydriques et l'amorçage et la croissance de celles dues au chargement mécanique est reproduite par le modèle.

En Annexe 1 de ce document, l'exemple numérique du séchage d'un mur sur une seule de ses faces montre les possibilités du modèle pour le calcul de structures soumises au séchage.

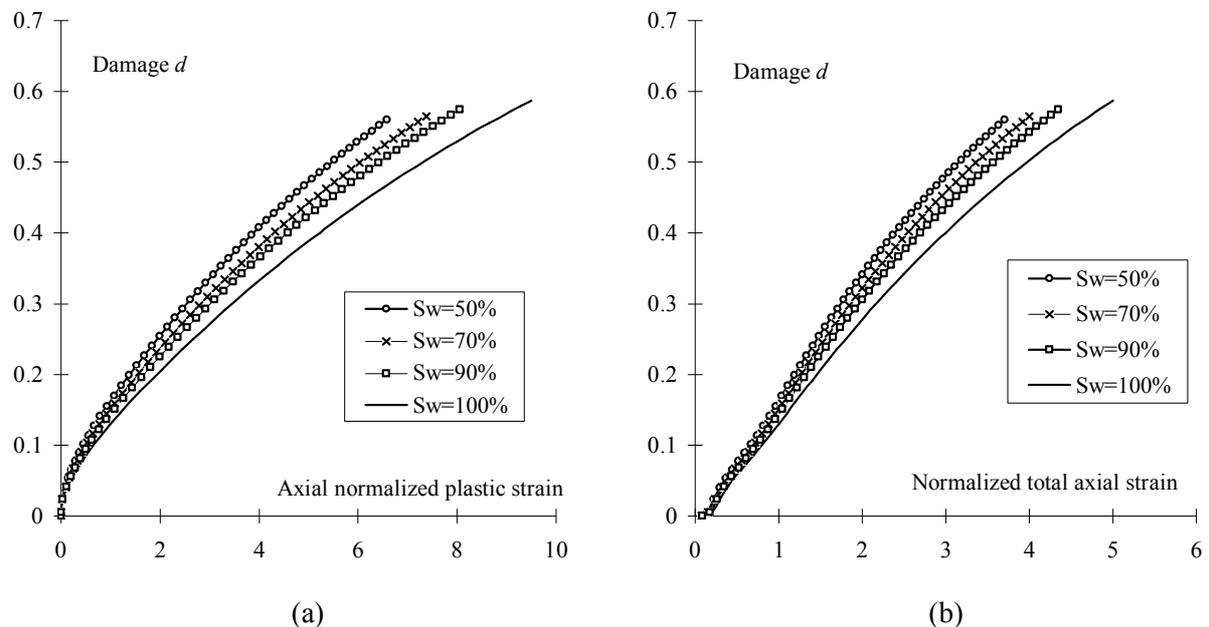


Figure I.7 : Evolution de l'endommagement mécanique calculé en fonction de la déformation plastique normalisée (a) et de la déformation totale normalisée (b) en compression uniaxiale pour différents degrés de saturation

En résumé, le modèle proposé est apte à décrire le comportement mécanique d'un béton, et ses évolutions au cours du séchage, au moins pour le cas isotrope. Notons que des améliorations sont encore à faire comme, par exemple, le couplage entre endommagement et propriétés de transport. Par ailleurs, d'un point de vue pratique, ce modèle peut être facilement couplé avec un modèle de maturation du béton (par exemple celui proposé par [ULM and COUSSY 96]), car ici n'est considéré qu'un matériau ayant atteint sa complète maturité, ce qui n'est pas le cas en général.

### I.6. Prise en compte de l'anisotropie induite

La fissuration induite par le séchage dans le béton est anisotrope, du fait que les gradients d'humidité sont en général eux-mêmes anisotropes. A partir de considérations micromécaniques (basées sur les travaux de [PENSEE et KONDO 01]), une loi de comportement faisant intervenir un tenseur d'endommagement d'ordre 2 est développée, dans le cadre de la poro-élasto-plasticité des milieux partiellement saturés.

Les équations du modèle ne seront pas développées ici (le lecteur intéressé pourra se reporter à [BOURGEOIS *et al.* 01, BOURGEOIS 02]), mais un exemple de calcul va être présenté : considérons un poteau cylindrique soumis au séchage sur sa surface latérale. La géométrie et les conditions aux limites sont présentées Figure I.8. Etant donné la symétrie du problème, on ne modélise qu'un quart du poteau en condition axisymétrique. Sur la surface latérale, on applique une humidité relative de 65% tandis que sur les autres faces, le flux d'eau est nul.

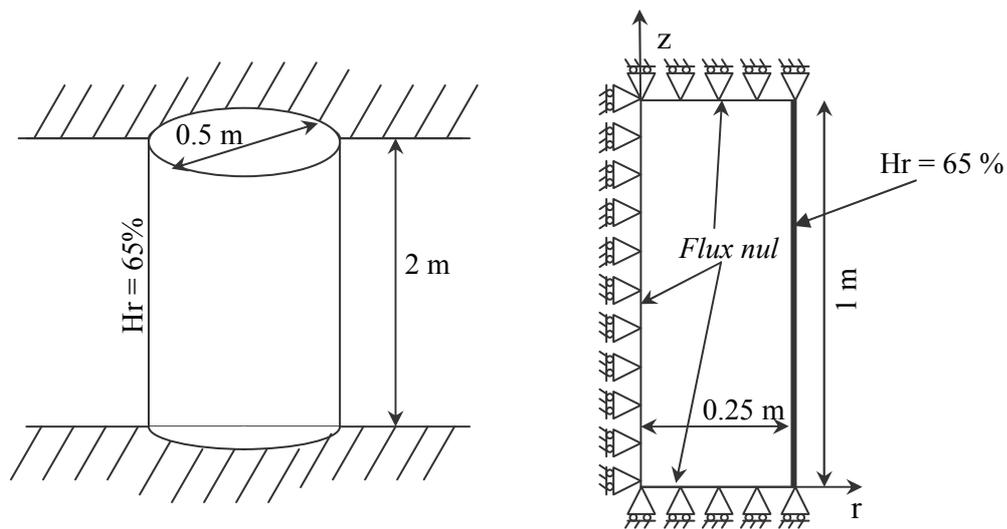


Figure I.8 : Géométrie du problème et conditions aux limites.

La Figure I.9 montre l'évolution du degré de saturation dans le poteau en fonction du rayon à la mi-hauteur du poteau. On constate que le poteau va être soumis à un retrait de dessiccation, non homogène dans le poteau ; par ailleurs, les surfaces extrêmes étant encastées, cela va générer des tractions dans la direction axiale du poteau.

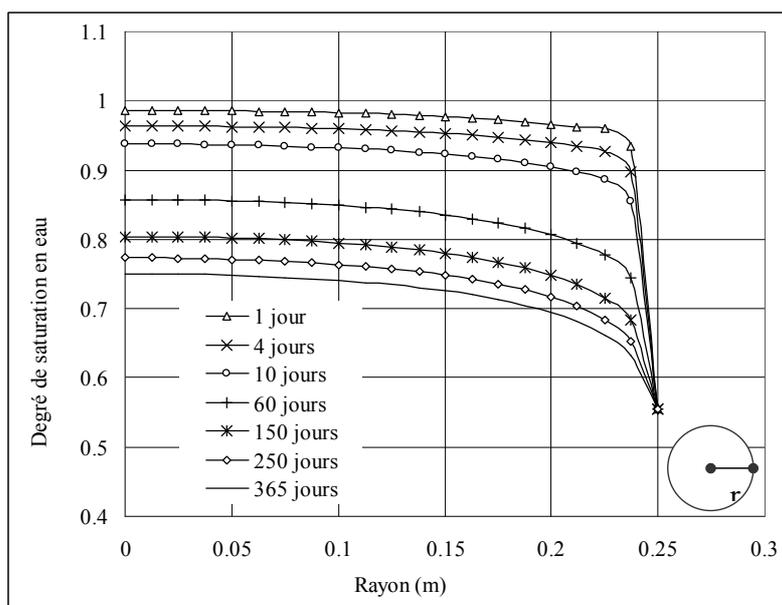


Figure I.9 : Evolution du degré de saturation dans le poteau cylindrique le long du rayon à la mi-hauteur du poteau.

Les Figures I.10, I.11 et I.12 montrent l'évolution des composantes du tenseur d'endommagement en fonction du temps de séchage, suivant le rayon à la mi-hauteur du poteau. On remarque que l'endommagement axial ( $D_{zz}$ ) est plus important que l'endommagement radial ( $D_{rr}$ ), qui est presque négligeable. Ce dernier est nul sauf en un point. Ce saut de valeur est dû au fait que le modèle est local. Un modèle non local aurait prédit une variation beaucoup moins brutale et plus faible. Ainsi, manifestement le modèle prédit un endommagement anisotrope et les microfissures sont essentiellement horizontales. Cette description est conforme à la physique. L'endommagement axial ( $D_{zz}$ ) apparaît à la périphérie du poteau et pénètre ensuite à l'intérieur. On note aussi que la vitesse avec laquelle il évolue diminue avec le temps. Enfin, la troisième composante ( $D_{\theta\theta}$ ) du tenseur d'endommagement permet de voir que le modèle prédit donc également des fissures verticales à la périphérie du poteau et qu'elles pénètrent peu à l'intérieur du poteau : ces microfissures résultent de la contraction différentielle entre la peau du poteau, qui veut se contracter par retrait de dessiccation sur le cœur du poteau, non encore soumis à la dessiccation. On peut noter que l'effet des granulats (inclusions rigides) ne peut pas être représenté par le modèle.

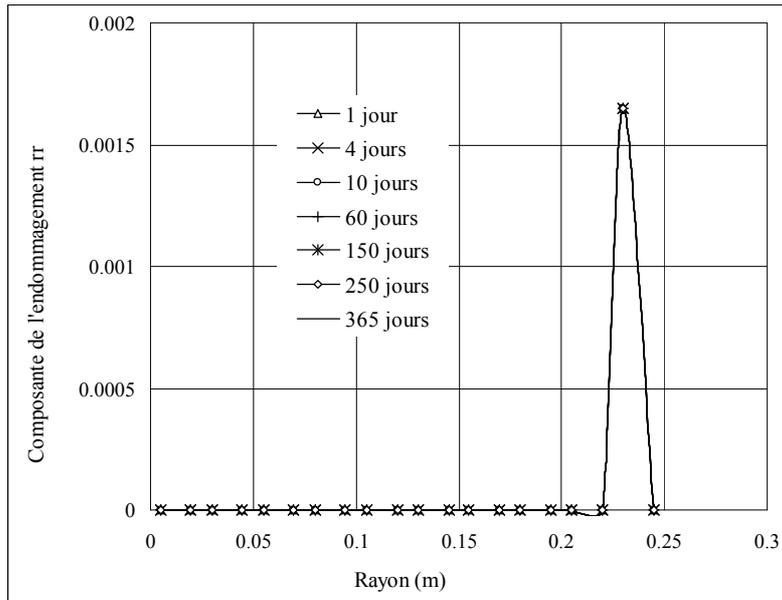


Figure I.10 : Evolution de la composante  $D_{rr}$  du tenseur d'endommagement en fonction du temps.

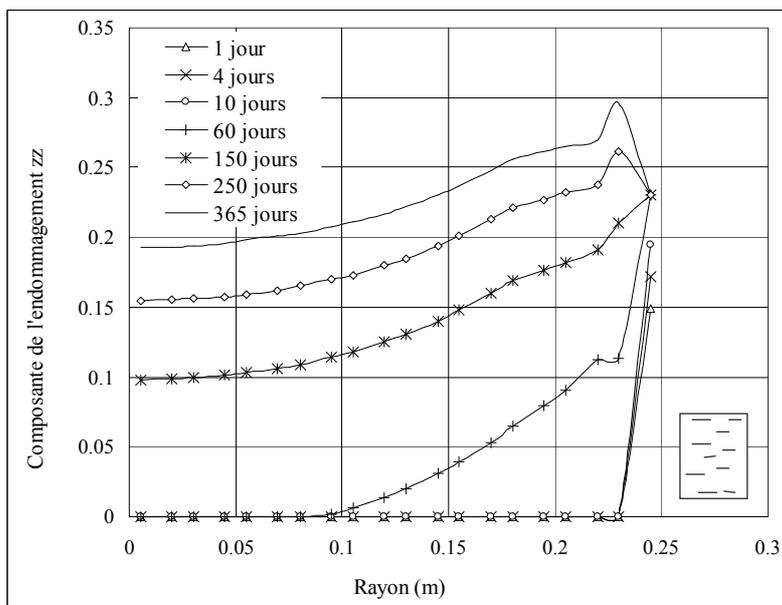


Figure I.11 : Evolution de la composante  $D_{zz}$  du tenseur d'endommagement en fonction du temps.

Notons que, dans le cas de l'utilisation d'un tenseur d'endommagement, la définition d'une contrainte effective n'est pas évidente. Dans cette première modélisation, on a adopté un découplage entre plasticité et endommagement. La poursuite du travail sur ce type de modèle est nécessaire car tous les phénomènes de séchage conduisent à une anisotropie mécanique et des propriétés de transport, ce qui est donc important pour la durabilité d'une structure. Par ailleurs, l'identification des paramètres du modèle avec anisotropie reste encore difficile et il conviendra de définir clairement une stratégie d'identification des paramètres les plus influents pour le modèle.

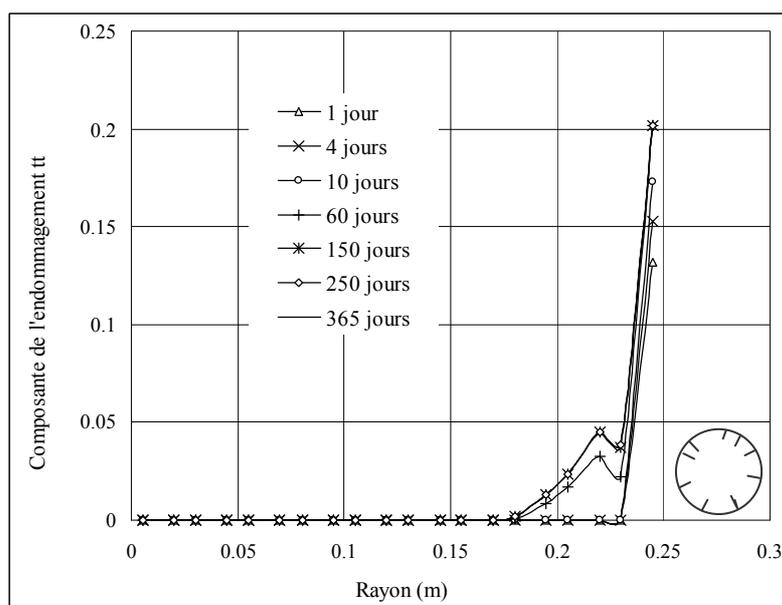


Figure I.12 : Evolution de la composante  $D_{00}$  du tenseur d'endommagement en fonction du temps.

### I.7 Remarques

Les modélisations proposées permettent de prendre en compte un grand nombre des phénomènes liés à la dessiccation des bétons. Malheureusement, le nombre de paramètres est important et de nombreux essais expérimentaux sont nécessaires pour les identifier. Du fait de la variabilité importante des bétons, fonction de leurs compositions principalement, la campagne expérimentale à entreprendre pour chaque utilisation de ce type de modèle reste encore trop importante. Il conviendra, à l'avenir, de nourrir ces modèles à partir d'informations plus locales, basées sur une description très fine de la microstructure, en utilisant des concepts issus de la micromécanique, afin de minimiser les paramètres d'entrée, même si ceux-ci sont encore difficiles à obtenir (analyse MEB, microtomographie par rayons X, etc...).

De plus, les algorithmes complètement couplés, tels que ceux utilisés ici, sont coûteux et ne permettent encore que des calculs 2D ou 2D axisymétriques pour des temps raisonnables. L'augmentation des puissances de calculs des ordinateurs permettra la réalisation de calculs 3D de structures.

L'effet local dû à la présence des granulats dans une pâte de ciment rétractante n'est pas du tout pris en compte par les modèles proposés : un couplage est possible et aisé à réaliser avec le modèle proposé dans la suite (voir 2<sup>ème</sup> chapitre de cette partie), en reliant un endommagement hydrique à la diminution de l'humidité relative à l'intérieur du béton. Par

ailleurs, l'évolution des propriétés de transport au cours de l'endommagement est à faire pour mieux appréhender la cinétique de dessiccation, ce qui est important pour avoir une estimation fiable des évolutions des contraintes à l'intérieur du matériau.

On soulignera aussi que la question de la localisation des déformations et de son traitement numérique n'a pas été étudiée : en effet, l'aspect adoucissant de la courbe contrainte déformation, dû à l'endommagement, va conduire à des problèmes numériques lorsque le pic de chargement sera atteint. Pour ce faire, l'utilisation d'un modèle d'endommagement non local paraît le plus simple à utiliser et à implanter dans le code Eléments Finis MPPSAT [PIJAUDIER-CABOT and BAZANT 86]. Des travaux dans ce sens sont en cours au laboratoire.

## **II. Modélisation phénoménologique : définition d'un endommagement hydrique**

Comme nous l'avons vu précédemment, le modèle basé sur la mécanique des milieux partiellement saturés est relativement complexe, tant dans sa formulation que dans l'identification de ses paramètres. Dans la suite nous présentons un modèle plus simple permettant de prendre en compte la fissuration due au séchage. Bien entendu, les capacités de ce modèle seront réduites, mais il peut servir dans des calculs globaux et tridimensionnels de structure, car moins gourmands en temps de calcul.

La robustesse de la modélisation est recherchée : de ce fait, l'utilisation de concepts très classiques et reconnus tels que l'évolution des déformations plastiques au moyen d'un critère de Drucker-Prager ou encore l'utilisation d'une variable d'endommagement scalaire pour les variations de module d'élasticité [MAZARS 84]. Le modèle ainsi élaboré se veut à destination des calculs « ingénieur », en mettant en œuvre une globalisation des effets induits du séchage en terme de microfissuration, par l'intermédiaire de l'utilisation d'une variable scalaire représentant l'endommagement hydrique du béton au cours du séchage.

### *II.1. Modélisation du séchage*

Une description des transferts sous forme liquide avec évaporation aux bords de la structure et l'utilisation d'une équation de diffusion non linéaire exprimée en fonction de la teneur en eau suffisent pour décrire convenablement les cinétiques de perte en masse au cours du temps [COUSSY *et al.* 00, MAINGUY *et al.* 01]. Pour cette raison, il est possible de ne pas distinguer les différents types de transferts hydriques (transport darcéen en phase liquide et en

phase vapeur, transport diffusif en phase vapeur) et de les prendre en compte globalement sous la forme d'un coefficient de diffusion hydrique exprimé en  $m^2/s$ , et nous utilisons la modélisation classique proposée par [BAZANT and KIM 91]. Les expressions traduisant la conservation de la masse d'eau et le flux d'humidité relative sont les suivantes :

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \text{div}(C \cdot \text{grad}h) \quad [2.1]$$

où  $t$  est le temps,  $h$  l'humidité relative à l'intérieur des pores,  $w$  est la teneur en eau,  $C$  le coefficient de diffusion hydrique qui dépend de  $h$ . L'identification de l'évolution de ce paramètre nécessite la mise en œuvre d'essais de séchage sur des éprouvettes en béton. Les résultats montrent que  $C$  diminue lorsque l'humidité relative  $h$  diminue au sein du matériau [BAROGHEL-BOUNY 95]. Si l'hydratation du ciment est achevée, les seules migrations d'eau sont dues au déséquilibre hydrique entre l'extérieur et l'intérieur du matériau. L'équation de diffusion non linéaire en fonction de  $h$  est alors donnée par

$$\frac{\partial h}{\partial t} = \frac{1}{g'(h)} \text{div}(C(h) \text{grad}h) \quad [2.2]$$

où  $g'(h)$  est la pente de l'isotherme de sorption-désorption. Cette équation, pour être résolue, nécessite la connaissance d'une part de l'isotherme de sorption désorption du matériau étudié, et d'autre part des valeurs du coefficient de diffusion hydrique, fonction de  $h$ , et enfin les conditions aux limites du problème. La caractérisation de l'isotherme de sorption désorption est longue et très délicate car les possibilités d'erreurs dans les mesures sont importantes [BAROGHEL-BOUNY 95]. Les résultats obtenus pour l'isotherme de désorption conditionnent intégralement les résultats numériques de la modélisation des échanges hydriques entre l'éprouvette et l'environnement extérieur. Ceci constitue en fait la base d'amorçage de notre modèle, du fait de la difficulté expérimentale de détermination de l'isotherme : celle-ci peut être « reconstruite » à partir des courbes de pertes en masse des éprouvettes, donc par méthode inverse.

Dans le cas considéré ici, la valeur de  $C(h)$  sera supposée constante, et correspondra à la phase du séchage où les transferts liquides continueront à se produire, sachant que dans nos climats seul 50% de l'eau évaporable au sein d'une structure est susceptible de le faire [ACKER 88]. Cette plage de variation des teneurs en eau constitue une limite du modèle car c'est la présence d'eau liquide qui permet de faire l'hypothèse d'une relation de proportionnalité entre l'endommagement hydrique et la perte en masse. L'équation de diffusion devient donc linéaire. Notons que ce modèle de diffusion hydrique a été largement utilisé en calcul numérique de structure en béton et a montré ses capacités prédictives dans le cadre de

modélisation du retrait de dessiccation [GRANGER 94, GRANGER et al. 97, TORRENTI et al. 97, MEFTAH et al. 00], du fluage de dessiccation [GRANGER 94, WITASSE et al. 00, BENBOUDJEMA et al. 01] ou encore des effets structurels induit par le retrait de dessiccation, comme par exemple le curling de plancher en béton [AMBROISE et al. 02].

## *II.2. Existence d'un endommagement hydrique*

Le séchage du béton n'est pas uniforme au sein des structures au cours du temps. Alors que les couches en contact avec l'extérieur sont à la même humidité relative que celle de l'environnement extérieur, le cœur de la structure reste saturé en eau. Il y a donc existence de gradients hydriques. Sur le plan de la microstructure, des dépressions capillaires, des variations de pression de disjonction et de tension superficielle se créent et induisent des contraintes de traction. Dans les parties où le gradient hydrique est fort, et notamment près de la peau du béton, il y a fissuration dès que les contraintes de traction hydriques dépassent la contrainte limite de résistance à la traction du béton. De plus, des microfissures proviennent du fait que le module d'Young des granulats est plus élevé que celui de la matrice cimentaire se rétractant, ce qui provoque des déformation différentielles et des dépassements du seuil de traction.

Bazant et Raftschol ont montré que pour éviter toute fissuration de séchage, il faudrait baisser l'humidité relative environnante suffisamment lentement et graduellement pour qu'il n'y ait pas de différence d'humidité relative supérieure à 2% dans le matériau et, en outre, utiliser des éprouvettes trop minces (de l'ordre du millimètre d'épaisseur) [BAZANT and RAFTSCHOL 82]. En cas d'exposition brutale à une humidité relative extérieure, seules des structures d'une épaisseur de l'ordre de 0,1 mm pourraient être exemptes de fissuration.

Dans les cas courants, une microfissuration discontinue est observée [BAZANT and RAFTSCHOL 82, SADOUKI and WITTMANN 00, COLINA and ACKER 00]. Cette fissuration apparaît d'abord au niveau de la peau puis leur largeur et leur profondeur augmente. Le front de séchage pénètre progressivement vers le cœur de la structure, et il se forme un système de fissures parallèles dont la largeur et l'espacement sont proportionnels à la distance de pénétration du séchage [BAZANT and RAFTSCHOL 82]. Il y a donc fissuration au sein du matériau. Par ailleurs, les résultats d'essais mécaniques présentés dans la partie précédente montrent clairement qu'il existe un endommagement dû uniquement au séchage, conduisant à une diminution des propriétés élastiques des matériaux cimentaires [YURTDAS *et al.* 2004, BURLION *et al.* 2004].

Nous supposons dans la suite que pour une section donnée la présence de fissures entraîne une perte de surface résistante. Il est possible de faire un parallèle avec l'endommagement mécanique dont une définition est la diminution de surface résistante à la charge [LEMAITRE et CABOCHE 88]. Cela nous amène à formuler l'existence d'un endommagement hydrique. La comparaison entre ces deux types d'endommagement s'arrête là car la taille et la répartition des fissures sont différentes. De plus, nous supposons la fissuration induite par le séchage diffuse dans le matériau et localement proportionnelle à la diminution de teneur en eau. L'endommagement est par ailleurs supposé isotrope. Pour ce premier modèle, nous prenons en compte l'endommagement hydrique de façon simplifiée, sous la forme d'une fonction vieillissement similaire à celles déjà proposées par [CARDE 96, GERARD 96, PIJAUDIER-CABOT *et al.* 98] pour décrire l'endommagement induit par la lixiviation du béton ou par [NECHNECH 00] pour décrire l'endommagement induit par les effets de la température.

### II.3. Formulation générale du modèle

Nous nous plaçons dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles, plus précisément celui de l'élasticité endommageable isotrope unidimensionnelle. A ce titre, nous supposons que le coefficient de Poisson reste constant. La variable d'endommagement hydrique est supposée isotrope. Le potentiel d'énergie libre décrit la réversibilité des processus (récupération de l'énergie au moment de la décharge de la structure) :

$$\Psi = \Psi(T, \varepsilon_e, d_m, d_h) \quad [2.3]$$

Les variables d'endommagement  $d_h$  et  $d_m$  (respectivement endommagement hydrique et endommagement mécanique) sont des variables internes, non directement observables. Le module d'élasticité est défini de la façon suivante

$$E = (1 - d_m)(1 - d_h)E_0 \quad \text{avec} \quad E_0 \text{ le module d'élasticité initial} \quad [2.4]$$

Notons que cette prise en compte « multiplicative » des endommagements peut s'expliquer de manière intuitive : la probabilité d'avoir une microfissure dans le matériau, ayant un effet sur le module d'élasticité, augmente à la fois à cause du chargement mécanique ou du chargement hydrique. Les variables forces relatives aux variables internes sont appelées  $Y$  et  $Z$ .  $Y$  est le taux de restitution d'énergie dû à l'endommagement mécanique, et  $Z$  est le taux de restitution d'énergie dû à l'endommagement hydrique :

$$Y = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial d_m} = -\frac{1}{2}(1 - d_h)\varepsilon^e : E_0 : \varepsilon^e \quad \text{donc} \quad Y \leq 0 \quad [2.5]$$

$$Z = \rho \frac{\partial \Psi}{\partial d_h} = -\frac{1}{2}(1-d_m)\varepsilon^e : E_0 : \varepsilon^e \quad \text{donc} \quad Z \leq 0 \quad [2.6]$$

Le taux de dissipation d'énergie étant, suivant le second principe de la thermodynamique positif ou nul, et en utilisant l'hypothèse du découplage entre endommagement mécanique et endommagement hydrique, on déduit que

$$\begin{cases} -Y\dot{d}_m \geq 0 \\ \text{et donc} \\ -Z\dot{d}_h \geq 0 \end{cases} \quad \begin{cases} \dot{d}_m \geq 0 \\ \dot{d}_h \geq 0 \end{cases} \quad \begin{matrix} [2.7] \\ [2.8] \end{matrix}$$

La relation [2.7] indique que l'endommagement mécanique ne peut pas décroître. Il ne peut y avoir de cicatrization des fissures après déchargement. La non refermeture des microfissures, donc la non restitution du module après déchargement peut s'expliquer par friction des lèvres des fissures entre elles [RAGUENEAU et al. 00]. Dans le cas où la structure n'est pas chargée, et est seulement soumise au séchage, la relation [2.8] impose que l'endommagement hydrique ne peut que croître ou rester constant. L'hypothèse de découplage entre les deux types d'endommagement permet de les mettre en évidence. Ce point peut être discuté puisque les fissures d'origine mécanique augmentent la porosité, ce qui a pour effet de modifier les interactions liquide-solide et donc la répartition des fissures liées au séchage. De plus, un couplage existe entre la fissuration d'origine mécanique et celle d'origine hydrique : il est possible de montrer expérimentalement que les microfissures induites par le séchage auront un effet « accélérateur » sur la propagation des fissures d'origine mécanique [BOURGEOIS et al. 02, BURLION et al. 04].

#### *II.4. Evolution de l'endommagement mécanique*

Pour décrire l'évolution de l'endommagement mécanique, plusieurs fonctions seuils sont envisageables. Celle proposée par J. Mazars [MAZARS 84], fonction des déformations principales de traction atteintes, ou celle de L. Bodé [BODE 94], exprimée en taux de restitution d'énergie peuvent être utilisées.

#### *II.5. Evolution de l'endommagement hydrique*

Pour décrire l'évolution de l'endommagement hydrique, nous nous plaçons dans le même cadre de formulation que celui de [MAZARS 84]. Nous introduisons ici, de manière pragmatique et hors du cadre de la thermodynamique pour lequel il faudrait faire intervenir le taux de restitution d'énergie  $Z$ , une fonction seuil du type :

$$F_h(w, d_h) = f(w - K^h(d_h)) \quad \text{avec} \quad K^h(d_h) \text{ variable d'histoire} \quad [2.9]$$

Cette relation traduit le lien entre l'endommagement hydrique  $d_h$  et l'évolution de la teneur en eau dans le matériau. Nous définissons l'évolution de  $d_h$  par

$$\dot{d}_h = \mathfrak{R}(w) \cdot \dot{w} \quad [2.10]$$

L'hypothèse que nous avons choisie est celle d'une proportionnalité entre  $\dot{d}_h$  et  $\dot{w}$ , qui traduit physiquement l'impact des diminutions de teneur en eau sur la raideur du matériau [HUBERT et al. 03] :

$$\dot{d}_h = -a\dot{w} \quad [2.11]$$

avec  $a$  constante qui dépend des caractéristiques du matériau (nature de la pâte de ciment, granulats, etc...). Cette constante est à identifier sur une série d'essais de compression faits au cours du séchage du matériau (voir Annexe 2). Notons que les temps de séchage seront beaucoup plus longs pour une structure massive que pour une structure mince car ils sont proportionnels au carré de l'épaisseur des pièces. L'endommagement hydrique se fera donc d'autant plus intensément et rapidement que la structure est de dimensions réduites.

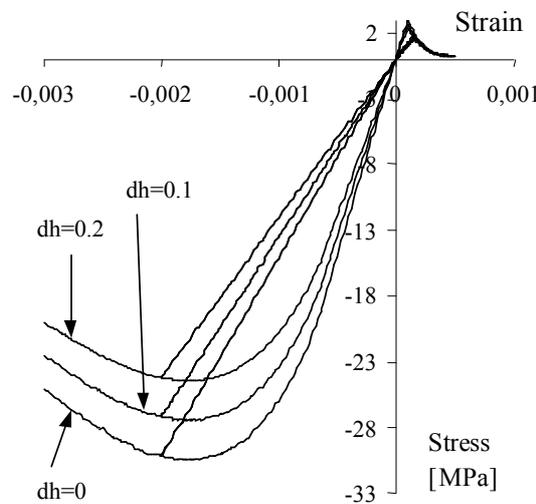


Figure II.1 : Effet de l'endommagement hydrique sur le comportement modélisé du béton

En intégrant la relation [2.11] par rapport au temps, et en supposant qu'il n'y a pas d'endommagement hydrique lorsque le matériau est initialement saturé, nous obtenons ainsi l'expression de l'endommagement hydrique en fonction de la teneur en eau :

$$d_h = -a(w_{\min} - w_0) \quad [2.12]$$

où  $w_{\min}$  est la teneur en eau minimale atteinte au cours du séchage et  $w_0$  la teneur en eau initiale, c'est-à-dire à degré de saturation égal à 100%.

Sur la Figure II.1, est présentée les résultats du modèle élastique avec endommagements mécanique et hydrique, en terme de relation contrainte - déformation : on constate que l'augmentation de l'endommagement hydrique  $d_h$  conduit à une diminution du module d'élasticité simulé, et à une diminution de la résistance en compression. Cette dernière constatation est donc une limite sécuritaire du modèle, car ne représente pas l'effet de succion lié à la dessiccation du matériau.

L'évolution des déformations plastiques en compression est décrite classiquement au moyen d'une partition des déformations, d'un critère de Drucker-Prager et la définition d'une contrainte effective fonction de l'endommagement mécanique et de l'endommagement hydrique [HUBERT et al. 03]. Notons qu'ici le couplage existant entre endommagement hydrique et plasticité, au travers de la contrainte effective, est certainement mal modélisé : en effet, les expériences montrent que le béton est plus plastique à l'état saturé et devient plus fragile au cours de la dessiccation [BURLION *et al.* 04]. De ce fait, l'utilisation d'une contrainte effective est peu satisfaisante car, au cours de la dessiccation et donc de la croissance de l'endommagement hydrique, cette contrainte effective va conduire à atteindre le critère de plasticité plus « rapidement », donc a priori générer des déformations plastiques plus importantes que dans le cas saturé, ce qui est contraire aux données expérimentales.

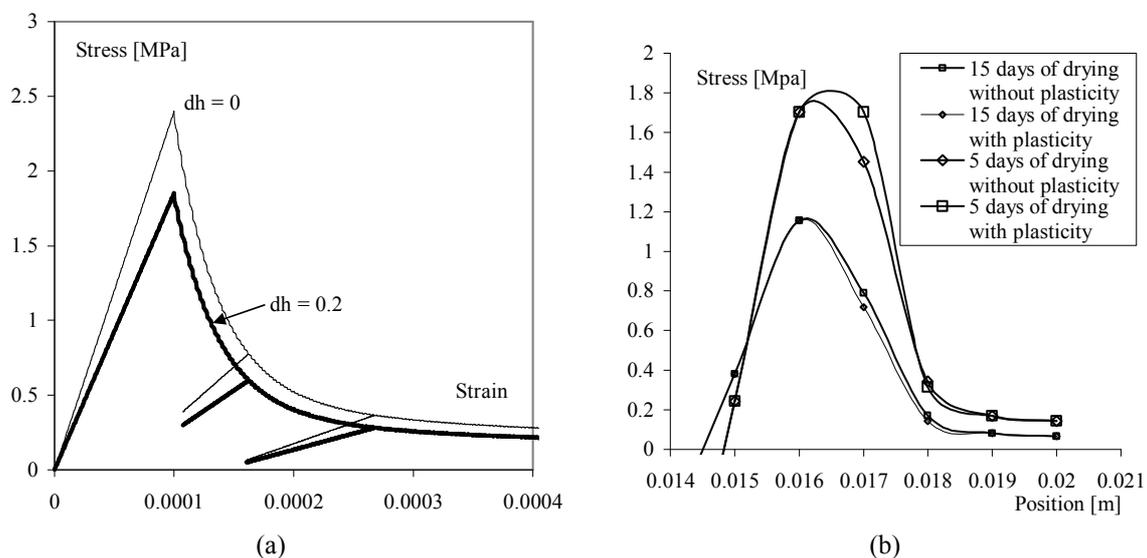


Figure II.2 : Effet de l'endommagement hydrique – (a) sur le comportement en traction – (b) cas d'un prisme séchant avec prise en compte de la plasticité (ou non) en traction

Sur la Figure II.2.a, la relation contrainte déformation avec prise en compte de la plasticité et de l'endommagement hydrique est proposée en traction : à l'image de la compression, le module est réduit ainsi que la contrainte au pic de chargement. A l'inverse de la compression et en l'absence de résultats expérimentaux, cette réduction de résistance

semble logique. Il apparaît toutefois, comme le montre la Figure II.2.b, que la prise en compte de la plasticité en traction soit peu utile, dans le cas par exemple d'un prisme 4x4x16 soumis au séchage. Par contre, la prise en compte de la phase adoucissante en traction reste importante pour la justesse des résultats, en particulier dans le cas de calculs de structure [BOURGEOIS *et al.* 03].

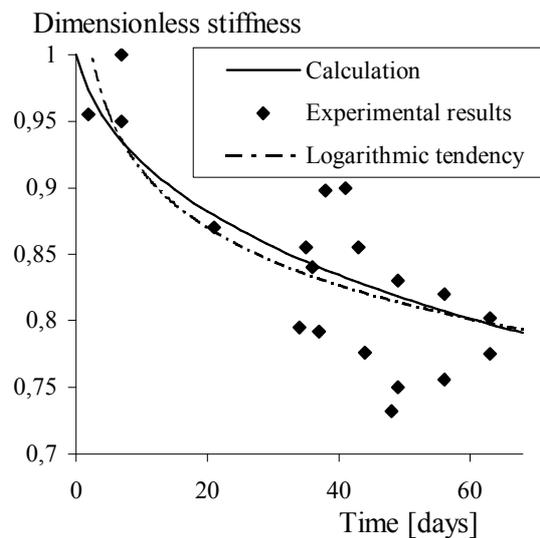


Figure II.3 Comportement élasto-plastique endommageable avec prise en compte de l'endommagement hydrique : comparaison modèle – expérience.

Après identification et calage du paramètre  $a$ , l'utilisation d'un endommagement hydrique permet de rendre compte de la perte de raideur mesurée expérimentalement sur béton en fonction du temps de séchage (Figure II.3) : pour réaliser ce calcul, il est nécessaire de modéliser les éprouvettes (16x32 en l'occurrence) comme des structures.

A titre d'illustration, nous présentons un premier calcul tridimensionnel d'un mur séchant encastré dans une fondation non rétractante (Figure II.4) Ce calcul, réalisé avec le code Eléments Finis *Code\_Aster* d'EDF, permet de rendre compte des déformations induites par le retrait de dessiccation au cours du temps : sur la Figure II.5 est présenté le maillage déformé après séchage. En ayant modélisé la diminution des paramètres élastiques du matériau, comme le montre la Figure II.6.a, il est possible de calculer l'état de contrainte suivant l'épaisseur du mur (Figure II.6.b) : notons que le calcul présenté ici est purement élastique avec la seule prise en compte de l'endommagement hydrique, et ce afin d'accentuer son influence.

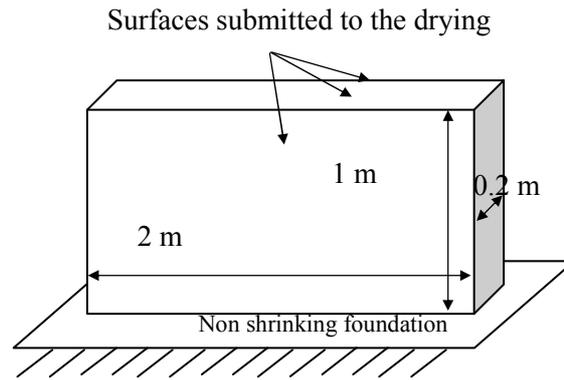


Figure II.4 Géométrie du mur séchant et de sa fondation fixe

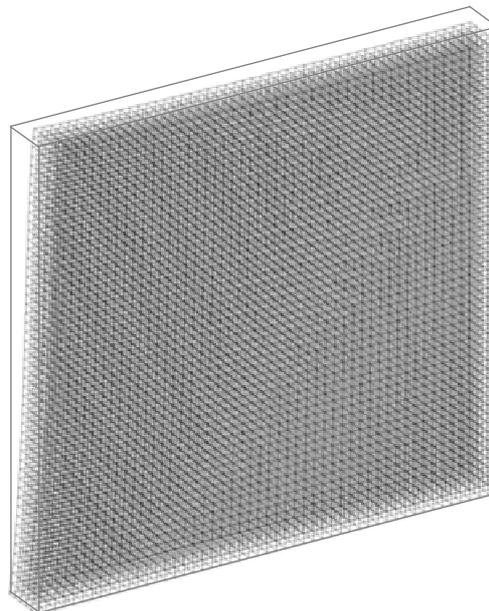


Figure II.5 Maillage déformé du mur après 1 an de séchage (amplification x 100)

On constate alors que la prise en compte de la microfissuration induite par le séchage, au moyen d'une variable scalaire d'endommagement, conduit à minimiser les contraintes de traction en peau, et par équilibre celle de compression à cœur. Cet effet aura une influence sur l'amorçage de l'endommagement d'origine mécanique et sa propagation, dont le moteur est ici le gradient de déformations existant entre la surface et le cœur du mur ; cet effet de minimisation des contraintes peut également avoir un rôle sur la compression du cœur du mur et donc accélérer le processus de microfissuration dont le front se propage vers l'intérieur du voile de béton.

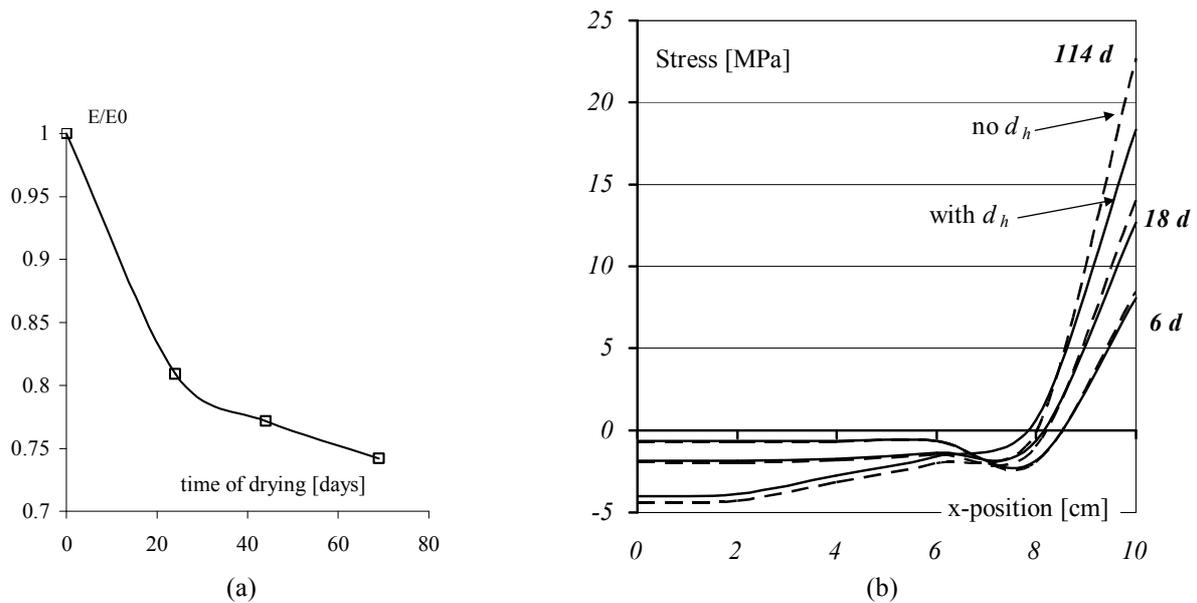


Figure II.6 : (a) Variation du module d'élasticité avec le temps de séchage – (b) variation des contraintes dans le mur en fonction du temps avec la prise en compte (ou non) de l'endommagement hydrique

Un des principaux avantages du modèle, outre sa simplicité, est sa possibilité de couplage avec l'évolution des propriétés de transports : en effet, si on connaît la relation entre l'endommagement (caractérisé par exemple par une densité de microfissuration) du matériau et l'évolution, par exemple, de la perméabilité, il est possible de relier l'endommagement hydrique et l'évolution des propriétés de transport (cette relation n'est toutefois pas directe et il convient de travailler également sur l'ouverture des microfissures). Il semble que cette thématique soit l'objet de recherches actuelles [DORMIEUX et KONDO 04, JASON *et al.* 04]. Par ailleurs, l'utilisation d'une équation globale de diffusion hydrique n'est valable que pour des humidités relatives supérieures à 50 %, ce qui constitue une limitation du modèle. De manière analogue au modèle précédent, la localisation des déformations pourrait être traitée au moyen d'un endommagement non local portant uniquement sur la variable d'endommagement mécanique, l'endommagement hydrique étant naturellement non local du fait de sa relation directe avec la teneur en eau.

Par contre, ce modèle est parfois trop simple et ne permet pas de représenter par exemple l'effet de succion. Par ailleurs, la globalisation des effets locaux et structurels dans la génération des microfissures d'origine hydrique peut être un peu « sévère » dans certains cas. Le gain en terme d'estimation des contraintes peut paraître faible, mais il devient important au regard, par exemple, des déformations générées en fluage de dessiccation. Une extension de ce modèle consiste à faire l'hypothèse qu'une partie de l'effet Pickett [PICKETT 42] serait dû à une microfissuration progressive du matériau, du fait de l'endommagement hydrique : cet

endommagement conduit d'une part à « assouplir » le matériau et, d'autre part, à accroître la contrainte locale sur le matériau sain.

### **III. Conclusions sur les modélisations proposées**

Les résultats en terme de modélisation phénoménologique sont encourageants et novateurs : deux classes de modèle sont proposées pour modéliser le séchage des bétons et ses effets sur leurs comportements mécaniques.

D'une part, un modèle poroplastique couplé à l'endommagement isotrope et anisotrope a été implanté dans un code THM aux éléments finis. Les résultats obtenus, bien que partiel, sont satisfaisants et montrent les capacités de ce modèle à décrire l'évolution d'une structure soumise au séchage. Des progrès sont encore nécessaires afin de mieux reproduire la cinétique de perte en eau, en couplant endommagement et propriétés de transport, ou encore pour mieux modéliser la microfissuration diffuse induite par la présence des granulats. L'enrichissement de cette classe de modèle au moyen de considérations micromécaniques permettra sans doute de palier ces insuffisances.

D'autre part, une modélisation élastoplastique endommageable, avec prise en compte du séchage de manière plus classique et plus simple, a été couplée à un modèle d'endommagement hydrique permettant de prendre en compte le caractère diffus de la fissuration induite par le séchage. De premiers calculs tridimensionnels ont montré les capacités de ce modèle.

## Références Bibliographiques

- Acker P., « *Comportement mécanique du béton : apport de l'approche physico-chimique* », Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, Rapport de Recherche LPC n°152, 1988.
- Aïtcin P.C., Neville A., Acker P., « Les différents types de retrait du béton », *Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées* **215** (1998), 41-51.
- Akroyd Z.N., 'Concrete under triaxial stress', *Magazine of Concrete Research* **13** (1961), 111-118.
- Aldea C.-M., Shah S.P., Karr A., 'Permeability of cracked concrete', *Materials and Structures* **32**, (1999), 370-376.
- Al-Khaiat H., Fattuhi N., 'Long-term strength development of concrete in arid conditions.', *Cem. Concr. Comp.* **23** (2001), 363-373.
- Alonso E., Gens A., Josa A., 'A constitutive model for partially saturated soils.', *Géotechnique* **40** (3), (1990), 405-430.
- Ambroise J., Geogin J.-F., Péra J., Reynouard J.-M., 'Curling of cement-based screeds', *Concrete science and Engineering* **4**, (2002), 114-120.
- Baroghel-Bouny, V., *Caractérisation microstructurale et hydrique des pâtes de ciment et des bétons ordinaires et à très hautes performances*, Phd Thesis of Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1995.
- Baroghel-Bouny V., Aïtcin P.-C., *Shrinkage of Concrete*, RILEM Publications PRO 17, Paris, France, 2000.
- Baruchel J., Buffière J.Y., Maire E., Merle P., Peix G., *X-ray tomography in material science*, Hermès Sciences Pub., Paris (2000).
- Bartlett F.M., MacGregor J.G., 'Effect of moisture condition on concrete core strengths', *ACI Mater. J.* **91** (1993), 227-236.
- Bary B., *Étude du couplage hydraulique-mécanique dans le béton endommagé*, Thèse de Doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, (1996).
- Bazant, Z.P., 'Nonlinear water diffusion in nonsaturated concrete', *Materials and Structures* **5** (1972) 3-20.
- Bazant Z.P., Wittmann F.H., *Creep and Shrinkage in Concrete Structures*, J. Wiley and Sons, 1982.
- Bazant Z.P., Raftshol W.J., 'Effect of cracking in drying and shrinkage specimens', *Cement and Concrete Research* **12** (1982), 209-226.
- Bazant Z.P., Kim J.K., 'Consequences of diffusion theory for shrinkage of concrete', *Materials and Structures* **24** (1991), 323-326.
- Bazant Z. P., Chern J.C., 'Concrete creep at variable humidity: constitutive law and mechanism', *Materials and Structures* **18** (1985), 1-20.
- Bazant Z.P., Carol I., *Creep and shrinkage of concrete*, E&FN SPON, London, 1993.
- Benboudjéma, F., Heinfling G., Meftah F., Sellier A., Torrenti J.M., 'On the prediction of delayed strains for concrete subjected to drying and loading simultaneously', in: F.-J. Ulm, Z.P. Bazant & F.H. Wittmann (eds), *Creep, Shrinkage and Durability mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials*, Proc. of CONCREEP6@MIT, Elsevier, 2001, p.245-250.
- Benboudjéma F., *Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales – Application aux enceintes de confinement des bâtiments réacteurs des centrales nucléaires*, Thèse de doctorat de l'Université de Marne-la-Vallée, 2002.
- Benboudjéma F., Meftah F., Torrenti J.-M., Sellier A., Heinfling G., 'On the prediction of delayed strains for concrete subjected to drying and loading simultaneously', *Cement and Concrete Research* (2004), in press.
- Bernard D., Vignolles G.L., Heintz J.-M., 'Synchrotron X-ray micro-tomography: a tool for porous materials evolution modelling', in: Baruchel, J., Buffière, J.Y., Maire, E., Merle, P. and Peix G. (Eds.), *X-ray tomography in materials science*, Hermès Science, Paris, 1999, pp. 177-192.
- Bishop A.W., Blight G.E., 'Some aspects of effective stress in saturated and partly saturated soils', *Géotechnique* **13** (3), (1963), 177-197.
- Bisschop J., Pel L., van Mier J.G.M., 'Effect of aggregate size and paste volume on drying shrinkage microcracking in cement-based composites', *Creep, Shrinkage & Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials*, Proc. of CONCREEP6@MIT, eds by F. Ulm, Z.P. Bazant and F.H. Wittmann, Elsevier, New-York, 2001, p.75-80.
- Bisschop J., van Mier J.G.M., 'How to study drying shrinkage microcracking in cement-based materials using optical and scanning electron microscopy ?', *Cement and Concrete Research* **32** (2002), 279-287.

- Bisschop J., Shiotani T., van Mier J.G.M., 'Evolution of drying shrinkage microcracking in concrete', *Cement and Concrete Research* (2004), in press.
- Biot M.A., 'General theory of three-dimensional consolidation', *Journal of Applied Physics* **12** (1941), 155-165.
- Bodé L., *Stratégies numériques pour la prévision de la ruine des structures du génie civil*, Thèse de Doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, France, 1994.
- Bourgeois F., Burlion N., Shao J.-F., 'Elastoplasticity and anisotropic damage due to drying shrinkage in concrete', *Creep, Shrinkage & Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials*, Proc. of CONCREEP6@MIT, eds. by F.-J. Ulm, Z.P. Bazant and F.H. Wittmann, Elsevier, New-York, 171-177, 2001.
- Bourgeois F., *Elaboration des modèles rhéologiques des argilites et bétons partiellement saturés avec prise en compte de la microfissuration*, Thèse doctorat de l'Université Lille1, 2002.
- Bourgeois F., Burlion N., Shao J.-F., 'Modelling of elastoplastic damage in concrete due to desiccation shrinkage', *Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* **26** (2002), 759-774.
- Bourgeois F., Burlion N., Shao J.-F., 'Modelling of elastoplastic damage in unsaturated concrete', *Numerical models in Geomechanics* (NUMOG VIII), eds. by S. Pietruszczak & G.N. Pande, Balkema, Lisse, 2002, p.323-328.
- Bourgeois F., Burlion N., Duveau D., Shao J.-F., 'Mise en œuvre d'une modélisation élasto-plastique endommageable du béton - Calculs numériques dans le cadre d'un benchmark EDF', *Rev. Française de Génie Civil* **7** (5) (2003), 583-594.
- Brooks J.J., Neville A.M., 'A comparison of creep, elasticity, and strength of concrete in tension and in compression', *Mag. Concr. Res.* **29** (1977), 131-141
- Burlion N., *Compaction des bétons : éléments de modélisation et caractérisation expérimentale*, Thèse de doctorat de l'ENS de Cachan, 1997.
- Burlion N., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., Daudeville L., 'Compaction and tensile damage in concrete: constitutive modelling and application to dynamics', *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **183** (3-4), (2000), 291-308.
- Burlion N., Pijaudier-Cabot G., Dahan N., 'Experimental analysis of compaction of concrete and mortar', *Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* **25** (2001), 1467-1486.
- Burlion N., Bourgeois F., Shao J.F., 'Coupling damage-drying shrinkage : experimental study and modelling', *Shrinkage of Concrete*, Proc. of Int. RILEM Workshop Shrinkage 2000, ed. by V. Baroghel-Bouny and P.-C. Aïtcin, RILEM Publications PRO 17, Paris, France, 2000, p.315-339.
- Burlion N., Bourgeois F. and Shao J.-F., 'Effect of desiccation on mechanical behaviour of concrete', *Cement and Concrete Composites*, (2004), in press.
- Butcher W.S., 'The effect of air drying before test: 28-day strength of concrete', *Constructional Review*, Sydney, (1958), p. 31-32.
- Carde C., *Caractérisation et modélisation de l'altération des propriétés mécaniques due à la lixiviation des matériaux cimentaires*, Thèse de Doctorat de l'INSA de Toulouse, 1996.
- Carde C., François R., Torrenti J.-M., 'Leaching both calcium hydroxyde and C-S-H from cement paste: modeling the mechanical behaviour', *Cement and Concrete Research* **26** (1996) 1257-1268.
- Carmeliet J., Van Den Abeele K., 'Poromechanical modelling of shrinkage and damage processes in unsaturated porous media', *Shrinkage of Concrete*, Proc. of Int. RILEM Workshop Shrinkage 2000, ed. by V. Baroghel-Bouny and P.-C. Aïtcin, RILEM Publications PRO 17, Paris, France, 2000, p.287-298.
- Château X., Dormieux L., 'A micromechanical approach to the behaviour of a non-saturated porous medium', *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences - Series IIB - Mechanics-Physics-Astronomy* **326** (9), (1998) 533-538.
- Chen D., *Analyse numérique d'image 3D obtenus par microtomographie sur pâte de ciment et mortier*, Mémoire de DEA, DEA de Génie Civil de l'USTL, 2002.
- Cloetens P., Barrett R., Baruchel J., Guigay J., Schlenker M., 'Phase Objects in Synchrotron Radiation Hard-X-ray Imaging', *J. Phys. D : Appl. Phys.* **29** (1996) 133-146.
- Colina H., Acker P., 'Drying cracks: Kinematics and scale laws', *Materials and Structures* **33** (2000), 101-107.
- Colina H., Roux S., 'Experimental model of cracking induced by drying shrinkage', *European Physical Journal E* **1** (2000), 189-194.
- Coussy O., *Mechanics of porous continua*, J. Wiley and Sons, New-York, 1995.

- Coussy O., Eymard R., Lassabatère T., 'Constitutive modelling of unsaturated drying deformable materials', *ASCE J. Engrg. Mech.* **124** (1998), 658-667.
- Coussy O., Baroghel-Bouny V., Dangla P., Mainguy M., « Evaluation de la perméabilité à l'eau liquide des bétons à partir de leur perte en masse durant le séchage », *Transferts dans les bétons et durabilité des ouvrages*, Paris, 2000.
- Dantec P., Terme G., « Séchage et comportement différé du béton : influence de la cinétique de dessiccation sur le comportement des bétons », LCPC rapport n° 1.41.02.5, Paris, 1996.
- Dormieux L., Kondo D., 'Approche micromécanique du couplage perméabilité-endommagement', *C.R. Mécanique* **332** (2004), 135-140.
- Dormieux L., Lemarchand E., Kondo D., Fairbairn E., 'Elements of poro-micromechanics applied to concrete.', *Materials and Structures* **37** (265), (2004).
- Drücker D.C., Prager W., 'Soil mechanics and plastic analysis or limit design', *Quarterly of Appl. Math.* **10** (1952), 157-175.
- Gérard B., *Vieillessement des structures de confinement en béton: modélisation des couplages chimico-mécaniques*, Thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, France, 1996.
- Georgin J.F., *Contribution à la modélisation du béton sous sollicitation de dynamique rapide – La prise en compte des effets de vitesse par la viscoplasticité.*, Thèse de doctorat de l'INSA de Lyon, 1998.
- Gilkey H.J., 'The moist curing of concrete', *Engineering news-record* **119** (1937), 630-633.
- Granger L., *Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires : analyse et modélisation*, Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1994.
- Granger L., Torrenti J.M., Acker P., « Thoughts about drying shrinkage: Experimental results and quantification of structural drying creep », *Materials and Structures* **30** (1997), 588-598.
- Hearn N., 'Effect of shrinkage and load-induced cracking on water permeability of concrete', *ACI Materials Journal* **96**(2), (1999), 234-241.
- Heinfling G., *Contribution à la modélisation numérique du comportement du béton et des structures en béton armé sous sollicitations thermo-mécaniques à haute température*, Thèse de doctorat de l'INSA de Lyon, 1998.
- Hubert F.-X., Burlion N., Shao J.-F., 'Drying of concrete: modelling of a hydric damage', *Materials and Structures* **36** (255), (2003), 12-21.
- Hubert F.X., Burlion N., Shao J.F., 'Numerical simulation of hydric damage in concrete : application to a structural element', *Computational Modelling of Concrete Structures (EURO-C 2003)*, eds. by N. Bicanic, R. de Borst, H.A. Mang & G. Meschke, Balkema, Lisse, 2003, p. 411-421.
- Hughes B.P., Ash J.E., 'Anisotropy and failure criteria for concrete', *Mater. Struct.* **3** (1970), 371-374.
- Jankovic D., van Mier J.G.M., 'Drying of porous media : numerical and experimental approach', *Computational Modelling of Concrete Structures, EURO-C 2003*, eds. by N. Bicanic, R. de Borst, H.A. Mang & G. Meschke, Balkema, Lisse, 2003, p. 453-461.
- Jason L., Pijaudier-Cabot G., Huerta A., Crouch R., Ghavamian S., 'An elastic plastic damage formulation for the behaviour of concrete', *FRAMCOS-5, Fracture Mechanics of Concrete Structures*, ed. By V.C. Li, C.K.Y. Leung, K.J. Willam, S.L. Billington, IA-Framcos Eds., 2004, p. 615-622.
- Jumikis S., Alfreds R., *Rocks Mechanics*, 2<sup>nd</sup> edition, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld, 1983.
- Khelidj A., Loukili A., Bastian G., « Etude expérimentale du couplage hydro-chimique dans les bétons en cours de maturation : influence sur les retraits », *Materials and Structures* **31** (1998), 588-594.
- Lange D.A., 'Strength development of pavement concretes', *ASCE J. Mater. Civil Engrg.* **6** (1994), 78-87.
- Lassabatère T., *Couplages hydromécaniques en milieux poreux non saturé avec changement de phase : Application au retrait de dessiccation*, Thèse de Doctorat de l'ENPC, 1994.
- Lemaître J., Chaboche J.L., *Mécanique des matériaux solides*, Dunod, Paris, 1988.
- Li V.C., Leung C.K., Willam K.J., Billington S.L. (Eds.), *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, IA-Framcos ed., USA, 2004.
- Lura P., Bisschop J., 'On the origin of eigenstresses in lightweight aggregate concrete', *Cement and Concrete Composites* **26** (2004), 445-452.
- Mainguy, M., 'Modèles de diffusion non-linéaires en milieu poreux: applications à la dissolution et au séchage des matériaux cimentaires', Phd Thesis of Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris (1999).
- Mainguy, M., Coussy, O., Baroghel-Bouny, V., 'Role of air pressure in drying of weakly permeable materials', *ASCE J. Engrg. Mech.* **127** (6) (2001) 582-592.

- Mazars J., *Application de la mécanique de l'endommagement au comportement non linéaire et à la rupture du béton de structure*, thèse de doctorat de l'Université Pierre et Marie Curie, Paris, 1984.
- Meftah F., Torrenti J.M., Nechnech W., Bendoudjema F., de Sa C., 'An elasto-plastic damage approach for the modelling of concrete submitted to the mechanical induced effects of drying', *Shrinkage of Concrete*, Proc. of Int. RILEM Workshop Shrinkage 2000, ed. by V. Baroghel-Bouny and P.-C. Aïtcin, RILEM Publications PRO 17, Paris, France, p.341-354, 2000.
- Meschke G., Grasberger S., 'Numerical modelling of coupled hygro-mechanical degradation of cementitious materials', *ASCE J. Engng. Mech.* **129** (2002), 383-392.
- Mills R.H., 'Strength-maturity relationship for concrete which is allowed to dry', *RILEM Int. Symp. on Concrete and Reinforced Concrete in Hot Country*, Haïfa, 1960.
- Nechnech W., « Un modèle thermoplastique couplé à l'endommagement pour le béton sous chargements cycliques à hautes températures », *Proc. du Forum des associations du Génie Civil et Urbain*, 2000, p.423-430.
- Neville A.M., *Propriétés des bétons*, Eyrolles, Paris, France, 2000.
- Okajima T., Ishikawa T., Ichise K., 'Moisture effect on the mechanical properties of cement mortar', *Transactions of the Japan Concrete Institute* **2** (1980), 125-132.
- Pensée V., Kondo D., 'Une analyse micromécanique 3-D de l'endommagement par mésofissuration', *C.R. Acad. Sci. Paris, Série Iib* **329** (2001), 271-276.
- Perraton D., Aïtcin P.-C., 'Perméabilité du béton de peau – Le choix du granulat peut-il s'avérer un élément plus déterminant que le rapport E/C ?', *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts-et-Chaussées* **232** (2001), 59-72.
- Pickett G., 'The effect of change in moisture-content on creep of concrete under sustained load', *ACI Journal* **38**, (1942), 333-355.
- Pihlajavaara S.E., 'A review of some of the main results of a research on the ageing phenomena of concrete, effect of moisture conditions on strength, shrinkage and creep of mature concrete', *Cement and Concrete Research* **4** (1974), 761-771.
- Pihlajavaara S.E., 'Estimation of drying of concrete at different relative humidities and temperatures of ambient air with special discussion about fundamental features of drying and shrinkage', *Creep and Shrinkage in Concrete Structures*, ed. by Z.P. Bažant & F.H. Wittmann, J. Wiley and Sons, 1982, p.87-108.
- Pijaudier-Cabot G., Bažant Z.P., 'Nonlocal Damage Theory.', *ASCE J. Engrg. Mech.* **113** (1987), 1512-1533.
- Pijaudier-Cabot G., Burlion N., 'Damage and Localisation in Elastic Materials with Voids', *Int. J. of Mechanics of Cohesive-Frictional Materials* **1** (2), (1996), 129-144.
- Pijaudier-Cabot G., Gérard B., Burlion N., Molez L., 'Localisation of damage in quasi-brittle materials and influence of chemically activated damage', *Material Instabilities in Solids*, ed. by R. de Borst and E. van der Giessen, John Wiley & Sons Ltd., 1998, p.441-456.
- Popovics S., 'Effect of curing method and final moisture condition on compressive strength of concrete', *ACI J.* **83** (1986), 650-657.
- Ragueneau F., La Borderie C., Mazars J., 'Damage model for concrete like materials coupling cracking and friction, contribution towards structural damping: first uniaxial applications', *International Journal of Cohesive Frictional Materials* **5** (2000), 607-625.
- Sadouki H., Wittmann F.H., 'Shrinkage and internal damage induced by drying and endogeneous drying', *Proceedings of the Int. RILEM Workshop on Shrinkage of Concrete*, ed. by V. Baroghel-Bouny and P.-C. Aïtcin, Shrinkage 2000, Paris, October 16-17, (2000).
- Samaha H.R., Hover K.C., 'Influence of microcracking on the mass transport properties of concrete', *ACI Materials Journal* **89**(4), (1992), 416-424.
- Shaan R., *Contribution à la modélisation du comportement du matériau béton*, Mémoire de DEA de Mécanique des Solides de l'Université des Sciences et Technologies de Lille, 1983.
- Shao J.F., 'A Numerical Solution for a Thermo-hydro-mechanical Coupling Problem with Heat Convection', *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* **34** (1997), 163-166.
- Shao J.F., 'Poroelastic behaviour of brittle rock materials with anisotropic damage', *Mechanics of Materials* **30** (1998) 41-53.
- Terrien M., « Emission acoustique et comportement mécanique post-critique d'un béton sollicité en traction. », *Bulletin de Liaison des Laboratoires des Ponts-et-Chaussées* **105** (1980), 65-72.
- Torrenti J.-M., *Comportement multiaxial du béton : aspects expérimentaux et modélisation*, Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1987.

- Torrenti J.-M., Granger L., Diruy M., Genin P., « Modélisation du retrait du béton en ambiance variable », *Revue Française de Génie Civil* **1** (1997) 687-698.
- Torrenti J.-M., Didry O., Ollivier J.-P., Plas F., *La dégradation des bétons, couplage fissuration – dégradation chimique*, Hermès, Paris, 1999.
- Toutlemonde F., *Résistance au choc des structures en béton*, Thèse de doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, 1994.
- Ulm F.-J., *Couplages thermomécaniques dans les bétons : un premier bilan*, Habilitation à Diriger des Recherches, ENS Cachan / Université Marne-la-Vallée, 1998.
- Ulm F.-J., Coussy O., 'Strength growth as chemo-plastic hardening in early age concrete', *ASCE J. Engrg. Mech.* **122** (1996), 1123–1132.
- Ulm F.-J., Bažant Z.P., Wittmann F.H., *Creep, Shrinkage and Durability mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials*, Elsevier, 2001.
- van Mier J.G.M., *Strain softening of concrete under multiaxial loading conditions*, Doctoral Dissertation, Eindhoven University of Technology, The Netherlands, 1984.
- Verbeck G.J., 'Carbonation of hydrated portland cement', *ASTM. Sp.Tech.ubl.* **205** (1958), 17-36.
- Visser J.H.M., van Mier J.G.M., 'Deformation controlled hydraulic fracture experiments on concrete', *Dam Fracture and Damage*, ed. by Bourdarot E., Mazars J. and Saouma V., Balkema, Rotterdam, 1994, p.133-141.
- Witasse R., Georgin J.-F., Reynouard J.-M., Dauffer D., « Un modèle numérique pour l'étude du comportement hydro-mécanique du béton : Application sur structure en béton armé soumise au fluage de dessiccation », *Revue Française de Génie Civil* **4** (2000), 829-850.
- Wang K., Jansen D., Shah S.P., Karr A., 'Permeability study of cracked concrete', *Cement and Concrete Research* **27**(3), (1997), 381-393.
- Walker S., Bloem D.L., 'Effects of curing and moisture distribution on measured strength of concrete', *Proc. Highw. Res. Bd* **63** (1957), 334-346.
- Wittmann, F.H., 'Creep and shrinkage mechanisms', *Creep and shrinkage in concrete structures*, ed. by Z.P. Bažant and F.H. Wittmann, J.Wiley and Sons, (1982), 129-161.
- Yaman I.O., Hearn N., Aktan H.M., 'Active and non-active porosity in concrete; Part I : Experimental evidence', *Mater. Struct.* **35** (2002), 102-109.
- Yurtdas I., *Caractérisation expérimentale mécanique et poromécanique de mortiers soumis à différentes conditions hydriques*, Thèse de doctorat de l'Université Lille 1 et de l'Ecole Centrale de Lille, 2003.
- Yurtdas I., Burlion N., Skoczylas F., 'Experimental characterisation of the drying effect on uniaxial mechanical behaviour of mortar', *Materials and Structures* **37** (267), (2004), 170-176.
- Yurtdas I., Burlion N., Skoczylas F., 'Triaxial mechanical behaviour of mortar: effects of drying', *Cement and Concrete Research* **34**, (2004), 1131-1143.

## Perspectives et Projet de recherche

*Nota : les références bibliographiques de cette partie sont incluses dans la liste des pages précédentes.*

### I) Perspectives scientifiques

#### I.1. Perspectives expérimentales

Une des premières perspectives au travail expérimental proposé dans ce document est une caractérisation des effets du séchage sur le comportement en *traction directe* (ou *indirecte*) des bétons et mortiers. En effet, ce comportement (module d'élasticité, résistance, phase adoucissante) conditionne complètement la fissuration induite par la dessiccation. Il serait donc très intéressant d'y avoir accès sans effets parasites (pas d'effets de structure en particulier) pour identifier finement le rôle de la pâte de ciment et des granulats.

En ce qui concerne ces granulats, Bisschop et Lura ont montré que la fissuration induite par le séchage dépendait de la forme de ceux-ci [LURA and BISSCHOP 04], mais également de la nature minéralogique de ceux-ci [PERRATON and AÏTCIN 01] : en effet des granulats concassés vont avoir une adhérence plus importante avec la pâte de ciment que des granulats roulés, ce qui conduira à diffuser la microfissuration, à l'image de ce qui se passe pour le béton armé à une échelle supérieure. Il convient donc de caractériser comment ces granulats, du fait de leur diversité, vont influencer sur le comportement mécanique des bétons au cours de leur séchage. Une idée est alors de comparer l'évolution du comportement mécanique de mortiers ou de bétons confectionnés avec des granulats très différents : billes de polystyrène, billes de verre, bille d'acier, en faisant varier les états de surface et en conservant les autres paramètres identiques (nature de la pâte, quantité de pâte, géométrie des éprouvettes).

Par ailleurs, un facteur important semble être le diamètre de ces granulats [BISSCHOP *et al.* 01, BISSCHOP *et al.* 02, BISSCHOP *et al.* 04]. Une campagne expérimentale sur des bétons de billes de verres, identiques à ceux confectionnés par Bisschop et van Mier permettra de mettre en relation comportement mécanique, fissuration (identifiée par ces auteurs) et diamètres de granulats.

L'influence de la pâte de ciment est également à investiguer : faire des essais de compression sur des mortiers, dont le rapport E/C est différent de ceux étudiés ici, sont nécessaires. Notons que, pour des E/C inférieur à 0,42, l'effet de l'auto-dessiccation (et du

retrait induit) devient un paramètre prépondérant. Il conviendra donc de prendre quelques précautions pour étendre cette étude aux bétons à faible dosage en eau.

Un paramètre fondamental pour la modélisation du séchage est la variation de la perméabilité intrinsèque du matériau en fonction de la fissuration due au séchage. Un travail expérimental est donc nécessaire pour essayer de mieux caractériser ceci, mais ce problème est complexe, car de nombreux effets parasites existent. Afin d'approcher cette donnée, il serait souhaitable de réaliser des mesures de l'isotherme de sorption – désorption à fissuration contrôlée (mécaniquement ou par la température), afin de, au moyen d'un modèle micromécanique couplant endommagement et perméabilité par exemple, simuler numériquement ces isothermes. Ensuite une analyse inverse permettrait de déduire l'évolution de la perméabilité.

Nous avons vu que la mesure du retrait de dessiccation était influencée par la fissuration induite : il conviendrait de caractériser le « vrai » retrait de dessiccation, intrinsèque à la pâte de ciment, afin de mieux prendre en compte ce paramètre dans les modélisations. La difficulté reste d'empêcher la fissuration, qu'elle soit locale ou structurelle.

Par conséquent, il serait nécessaire de continuer la caractérisation du fluage de dessiccation (effet Pickett) pour donner une explication plus reconnue à ce phénomène. Nous avons vu que le retrait de dessiccation s'accompagnait, en fin de séchage, d'une fissuration importante qui « masque » une partie de la valeur asymptotique de ce retrait. Dans le cas du fluage de dessiccation, qui n'est pas égal à la somme du fluage propre et du retrait de dessiccation, il est probable que le retrait de dessiccation sous contrainte mécanique soit plus important, car cette contrainte mécanique limite la fissuration. Le « stress induced shrinkage », proposé par Bažant [BAZANT and CHERN 85], semble aller dans ce sens : il conviendra de préciser ceci.

Le couplage de la dessiccation avec la maturation des matériaux à matrice cimentaire est nécessaire pour des applications courantes : peut-on alors appliquer le principe de superposition des effets bénéfiques de la maturation et des effets négatifs du séchage ? La réponse est certainement non, et il convient d'analyser ce problème.

A l'intention des modélisateurs, il est souhaitable de continuer la formation d'une base de données expérimentale transversale sur un mortier normal, en examinant par exemple l'influence de température, qui, à l'image du retrait de dessiccation, car une fissuration du matériau. De plus, un essai de structure est une nécessité pour valider les modèles proposés dans la littérature. Les difficultés de réalisation de cet essai sont grandes, mais les résultats seraient vraiment intéressants.

Il apparaît encore beaucoup de travaux expérimentaux à réaliser et ceux-ci doivent se faire en relation intime avec les modélisations nécessaires pour une analyse de durabilité d'un ouvrage en béton.

### **1.2 Perspectives liées à la modélisation théorique**

Le béton est un matériau trop complexe ! Le travail expérimental sur un « matériau modèle » permettrait de simplification des phénomènes physiques mis en jeu au cours du séchage et des essais mécaniques. En plus de mieux comprendre les mécanismes, ce travail va permettre de justifier, si nécessaire, un certain nombre d'hypothèses faites dans les modélisations proposées ici. En particulier, une différenciation de la part structurelle et la part locale de la fissuration induite par le séchage permettra de mieux caractériser l'évolution de l'endommagement hydrique et les paramètres influents.

Une évolution directe des modélisations proposées serait de coupler le modèle écrit dans le cadre des milieux partiellement saturés au modèle d'endommagement hydrique : il serait alors possible de tirer avantages de la poro-élastoplasticité avec endommagement mécanique, et de la prise en compte de l'endommagement hydrique qui représenterait la partie locale de la microfissuration. Il sera intéressant également de réfléchir, suivant le cas considéré, à la stratégie de modélisation : en effet, doit-on réaliser un modèle le plus complet possible, capable de représenter un maximum de phénomènes, mais nécessitant un grand nombre d'essais couplés ? au contraire, doit-on s'orienter vers la simulation numérique à base de « modèles outils », spécialisés dans une description particulière ? Je crois que cette réponse n'est pas tranchée, mais que pour l'étude de la durabilité à très long terme des structures en béton, c'est la deuxième voie qui s'imposera, afin de limiter les coûts de calcul et la détermination des paramètres de modélisation.

Comme nous l'avons vu dans la partie modélisation, un travail est nécessaire pour la prise en compte réaliste de l'évolution de la perméabilité intrinsèque au cours du séchage. Du fait du manque de données expérimentales, il est encore difficile de modéliser cette évolution, sauf à le faire par analyse inverse. Par ailleurs, un couplage avec l'endommagement n'est pas immédiat que ce soit dans le cas isotrope ou le cas anisotrope, il conviendra donc de travailler sur ce couplage, peut être en utilisant des concepts issus de la micromécanique.

La micromécanique présente de gros avantages en terme de représentation des phénomènes physiques à l'échelle pertinente. Pour les problèmes de séchage et de lixiviation, il paraît important d'enrichir les modèles macroscopiques à partir de modèles

micromécaniques, par exemple pour représenter les effets des granulats au cours du séchage ou de la dissolution lors d'une lixiviation.

Par ailleurs, un travail est nécessaire pour mieux prendre en compte l'anisotropie induite par le séchage. Dans ce mémoire, uniquement l'endommagement anisotrope induit est modélisé, mais il conviendra de modéliser également la plasticité anisotrope. De manière plus pratique, l'interfaçage de la modélisation THM avec un modèle de maturation est fortement conseillé pour les problèmes de durabilité à court terme.

Enfin, dans ce qui suit, je vous propose un projet de recherche, rédigé avec l'aide d'Eric Lemarchand, de Dominique Bernard et de Xavier Thibault et dont je suis le coordinateur. Ce projet a été déposé en juin 2004 auprès du *Ministère délégué à la Recherche et aux Nouvelles Technologies*. Il a été évalué positivement et a reçu le soutien financier de l'ACI « *Jeunes Chercheuses et Jeunes Chercheurs* » 2004. Ce projet a été construit autour des thématiques que j'ai développées au cours de ces dernières années (séchage, fissuration, lixiviation, microtomographie), en y insérant une composante micromécanique qui me semble nécessaire pour accroître la robustesse des modélisations phénoménologiques dans le cas des problèmes de durabilité.

## **II) Projet de recherche**

En dépit d'une très bonne tenue aux chargements mécaniques auxquels elles sont soumises au cours de leur histoire, les structures en béton subissent des agressions d'origines physico-chimiques qui altèrent le comportement et les propriétés de transport du matériau constituant. La dissolution sous l'effet d'une eau agressive et la microfissuration induite par le séchage du béton (systématique au début de la vie d'un ouvrage) sont parmi les sollicitations les plus endommageantes [BAZANT and WITTMANN 82, ACKER 88, BAZANT and CAROL 93, TORRENTI *et al.* 99, BAROGHEL-BOUNY and AÏTCIN 00, ULM *et al.* 01, LI *et al.* 04]. En particulier, ces mécanismes entraînent une dégradation des propriétés mécaniques du matériau ainsi qu'une augmentation des propriétés de transport. De plus, leur couplage induit, à l'échelle de la microstructure, des modifications dans la cinétique des phénomènes physico-chimiques. Pour des raisons évidentes de sécurité, ces dégradations, si elles ne peuvent être évitées, doivent être tout du moins contrôlées.

A l'heure actuelle, les procédés expérimentaux et les modélisations proposés pour analyser ces phénomènes souffrent encore de nombreuses limitations :

- les expérimentations visant à caractériser la dégradation et son évolution au cours du temps (porosimétrie mercure, microscopies optique et électronique) sont amenées, par nature, à interagir avec le matériau ;

- la modélisation de l'endommagement induit par le séchage et/ou la dissolution reste encore phénoménologique et ne prend pas en compte les spécificités de la microstructure du béton (granulats, porosité occluse, influence de la qualité de la pâte de ciment sur le couplage dégradation/comportement, etc.).

La détermination de l'évolution morphologique de l'espace poreux, sans modification du milieu observé, apparaît donc incontournable pour mieux appréhender localement la modélisation des effets couplés du séchage et de la dissolution en prenant en compte les spécificités de la microstructure du béton. En particulier, l'objectif visé est une meilleure connaissance des mécanismes mis en jeu lors de la dégradation d'un béton et leurs interactions avec le comportement mécanique, afin de mieux intégrer la physique locale (fissuration sous l'effet du séchage, création de nouvelle porosité sous l'effet de la dissolution, ouverture et propagation de la microfissuration d'origine mécanique, couplages).

Pour pallier les insuffisances des observations usuelles, nous exploiterons la technique de la microtomographie synchrotron par rayons X basée sur la reconstruction tridimensionnelle d'un élément de volume (microgéométrie du matériau) à partir d'images radiographiques planes (Collaboration avec D. Bernard de l'ICMCB Bordeaux, P. Cloetens et X. Thibault de l'ESRF Grenoble). Sur la base d'une description améliorée de la microgéométrie 3D, on pourra alors s'attacher à l'estimation des propriétés effectives (transport/comportement) afin de mieux comprendre et mieux prédire le comportement d'un béton en service (collaboration avec E. Lemarchand, LML). La modélisation proposée se basera sur une approche micromécanique de l'endommagement appliquée aux milieux poreux [CHÂTEAU et DORMIEUX 98] dans la perspective d'obtenir des simulations numériques efficaces et robustes des problèmes couplant séchage/dissolution du béton et sollicitations mécaniques.

Cet outil trouvera toute son originalité et sa pertinence dans les moyens envisagés pour optimiser les différentes étapes de la description de l'ensemble des phénomènes physico-chimiques altérant la composante purement mécanique du comportement de ces structures, c'est-à-dire :

- la mise en place d'une méthode expérimentale originale visant à caractériser directement la dégradation induite par le séchage et la dissolution des matériaux cimentaires

- la caractérisation de l'évolution microstructurale et son influence sur le comportement au moyen d'essais mécaniques couplés, analysés grâce à la microtomographie synchrotron
- l'exploitation des données expérimentales obtenues pour alimenter une modélisation micromécanique originale développée sur la base des techniques de changement d'échelles appliquées aux géomatériaux [DORMIEUX *et al.* 04].

En résumé, le projet proposé se fixe pour objectif le développement d'un « outil global » de caractérisation expérimentale de microstructure, de modélisation micromécanique et de calcul numérique de structures en béton soumises à des sollicitations couplées. La méthodologie envisagée repose sur deux aspects détaillés ci-après : le premier aspect est expérimental et s'articule autour de l'analyse de microstructure de mortiers dégradés au moyen de la microtomographie par rayons X. Le deuxième consiste en des développements théoriques et numériques originaux se basant sur des modèles micromécaniques.

### **II.1. Essais sur matériaux cimentaires et analyse microtomographique**

Les données numériques obtenues par microtomographie servent à reconstruire des images 2D et 3D des microstructures et seront analysées afin de déterminer les paramètres 3D caractéristiques de la microstructure du matériau et de son évolution, utilisés pour la modélisation micromécanique (voir Partie « Activité de recherche », Paragraphe IV.1.2). Des résultats préliminaires ont été obtenus sur l'analyse et la visualisation de mortier, et ont montré la capacité de la méthode à caractériser la microstructure complexe d'un matériau cimentaire. Les paramètres microstructuraux déduits de ces analyses d'image guideront ensuite la modélisation théorique (changement d'échelle) et numérique des propriétés physiques effectives (mécanique, physique...) du matériau cimentaire.

Les essais de séchage et de lixiviation seront basés sur le principe suivant : après acquisition de l'image 3D du matériau sain par microtomographie, l'éprouvette sera soumise à une dégradation accélérée (séchage au four et/ou lixiviation par le nitrate d'ammonium) et régulièrement au cours du temps, une acquisition microtomographique sera réalisée : il sera alors possible de connaître directement l'influence de la dégradation accélérée sur la microstructure du matériau. Par ailleurs, pour chaque phase expérimentale présentée ci-dessous, des essais mécaniques macroscopiques seront réalisés au Laboratoire de Mécanique de Lille sur le même matériau soumis au même protocole de dégradation. Ces essais pourront

valider le modèle dont les paramètres auront été identifiés sur la base des analyses microtomographiques.

### *II.1.1 Essais de dissolution accélérée d'un mortier*

Les méthodes expérimentales classiques dans l'étude des effets de la lixiviation [CARDE *et al.* 96, TORRENTI *et al.* 99] conduisent souvent à découpler les processus de dissolution du matériau des autres sollicitations : par exemple, dans l'étude de l'influence de la lixiviation sur le comportement mécanique, on procède par séquence en lixiviant totalement le matériau dans un premier temps puis en le sollicitant mécaniquement. De même, il reste très difficile d'obtenir l'évolution de la porosité en fonction de la lixiviation, car de nombreuses interférences existent entre la méthode de mesure et le processus de lixiviation. L'un des premiers enjeux du projet consiste précisément à obtenir des données quantitatives sur les effets de la lixiviation de mortiers, en minimisant les interactions entre la méthode de mesure et la dégradation. La lixiviation accélérée se fera au moyen d'une solution au nitrate d'ammonium (6 moles par litres) classiquement utilisée pour les problèmes de dissolution de ciments. Les évolutions physiques au cours du temps d'une même éprouvette seront analysées par microtomographie. Ainsi, la densité de la pâte de ciment, la cinétique de dégradation et la position du front de dégradation dans l'éprouvette seront continûment déterminées sans intervenir sur l'éprouvette.

### *II.1.2 Essais de retrait empêché - microfissuration induite par le séchage*

Le séchage induit un retrait de la matrice cimentaire et une microfissuration : on développera donc des essais de retrait « empêché » (génération des contraintes de traction dans le matériau), analysés par microtomographie : un montage expérimental transparent aux rayons X sera mis au point pour analyser la création de microfissures au cours du séchage. Le séchage sera artificiellement accéléré par un chauffage modéré au four (Température maximale 60°C), la perte en poids du matériau sera suivie et des acquisitions microtomographiques seront faites régulièrement au cours du temps. De manière complémentaire, des essais de retrait libre seront analysés par microtomographie et les déformations suivies par métrologie optique sans contact.

Ces informations aboutiront à une meilleure compréhension ainsi qu'à une modélisation micromécanique pertinente du retrait de dessiccation et de son influence sur le

comportement mécanique des bétons, en particulier en terme d'amorçage et de propagation des microfissures, de rôle des granulats, des défauts microstructurels, ou de la porosité.

### *II.1.3 Essais couplés*

Une étude sera menée sur la lixiviation d'échantillons préalablement séchés: ce « pré-séchage » va induire une microfissuration susceptible d'influencer le processus de lixiviation. Un échantillon sain sera ainsi analysé par microtomographie, séché, puis ré-analysé, puis lixivié et de nouveau analysé par microtomographie. Ce processus de dégradation complexe donnera des informations complémentaires quant aux couplages existants entre la microfissuration induite par le séchage (souvent précurseur des problèmes de durabilité) et la dissolution de la matrice cimentaire.

## **II.2. Modélisation micro-macro et calculs numériques**

Mettant à profit les travaux expérimentaux développés dans la première partie de ce projet, une deuxième étape dans la perspective de simuler le comportement d'une structure par un outil numérique robuste consiste à mettre en place un cadre d'analyse théorique basée sur un raisonnement micromécanique. Il s'agit de construire les équations gouvernant le comportement observé des matériaux à partir de relations traduisant le plus fidèlement possible le comportement local à l'échelle où les phénomènes physico-chimiques sont observés au moyen de la microtomographie. Une opération de moyenne sur un volume élémentaire représentatif pertinent conduit alors à l'écriture du comportement observé, ou encore macroscopique par opposition au comportement microscopique. Par rapport à l'approche thermodynamique macroscopique habituelle, cette démarche vise à identifier la structure des lois macroscopiques.

### *II.2.1 Modélisation des effets de la lixiviation*

La dégradation "chimique" des géomatériaux fait l'objet d'un premier volet de recherche. La dissolution de la matrice solide d'un géomatériau entraîne un changement de son espace poreux, qui a pour effet de modifier son comportement macroscopique. Aussi, sans perturber l'état de chargement macroscopique, cet échange de masse entre la matrice solide et son environnement induit un taux de déformation macroscopique. Ce couplage chimico-mécanique a déjà été abordé dans le cadre de modélisations purement

macroscopiques en introduisant des variables d'état internes, et des relations phénoménologiques reliant les propriétés macroscopiques du matériau considéré (élasticité, plasticité, etc...) à la variation de la masse du squelette. Le volet scientifique envisagé ici s'attache à apporter une réponse macroscopique capable d'intégrer la physique qui se joue à la petite échelle. L'idée consiste à mettre en place une démarche micromécanique, basée sur l'introduction d'une loi de dissolution à l'échelle du pore, permettant d'évaluer les effets des hétérogénéités de contraintes locales sur le phénomène de dissolution (ou cristallisation), ou inversement, l'effet de l'endommagement « chimique » sur le taux de déformation macroscopique, les évolutions élastique et plastique, ou encore la microfissuration.

### *II.2.2 Modélisation des effets du séchage*

Le deuxième volet scientifique envisagé s'articule autour de la problématique du séchage. Dans le contexte des méthodes de changement d'échelle, il s'agit de mettre en place de nouvelles modélisations impliquant le couplage hydromécanique dans les milieux partiellement saturés [COUSSY 95, SHAO 98]. Ces modèles constitueront une extension des travaux micromécaniques effectués au LML sur l'endommagement par multifissuration sous chargement extérieur (effort ou déplacement imposé) des milieux purement secs ou saturés. La problématique des milieux poreux non saturés a déjà fait l'objet de travaux récents prometteurs, développés dans le cadre d'une approche micromécanique pour une matrice solide élastique à microstructure non évolutive. Une des principales originalités de ce volet du projet réside dans l'extension de cette approche au comportement non linéaire et/ou anélastique de la matrice solide poreuse, en intégrant l'évolution morphologique de cette dernière, et l'interaction de ce comportement avec les fluides contenus dans la porosité.

### **II.3 Bilan**

Le projet proposé permettra de développer une expertise globale sur l'analyse microtomographique par rayons X de matériau fragile à microstructure complexe, et sur la modélisation multi-échelle pouvant en découler. Soutenue par le Ministère, cette étude pluridisciplinaire devrait trouver une résonance tant nationale qu'internationale pour la communauté scientifique spécialisée dans la durabilité des matériaux à matrice cimentaire. Elle devrait, en particulier, lever un certain nombre d'interrogations inhérentes à la sûreté dans le contexte des stockages des déchets radioactifs.

## Publications

---

---

### Thèse de doctorat :

---

---

*Compaction des bétons : éléments de modélisation et caractérisation expérimentale*

Thèse de doctorat de l'ENS de Cachan, *Mention très honorable avec félicitations du jury*

Soutenue le 18 novembre 1997, Directeur de thèse : Gilles Pijaudier-Cabot

---

---

### Revue à Comité de Lecture :

---

---

1. *Damage and Localisation in Elastic Materials with Voids*, Pijaudier-Cabot G. and Burlion N., *Int. J. of Mechanics of Cohesive-Frictional Materials* **1** (2), (1996), 129-144.
  2. *Identification and measurement of pastes rheological properties - Effects of water dissociation*, Poitou A., Racineux G. and Burlion N., *Int. J. of Water Science and Technology* **36** (11), (1997), 19-26.
  3. *Compaction and tensile damage in concrete: constitutive modelling and application to dynamics*, Burlion N., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G. and Daudeville L., *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* **183** (3-4), (2000), 291-308.
  4. *Experimental analysis of compaction of concrete and mortar*, Burlion N., Pijaudier-Cabot G. and Dahan N., *Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* **25**, (2001), 1467-1486.
  5. *Modelling of elastoplastic damage in concrete due to desiccation shrinkage*, Bourgeois F., Burlion N. and Shao J.-F., *Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* **26**, (2002), 759-774.
  6. *Drying of concrete: modelling of a hydric damage*, Hubert F.-X., Burlion N. and Shao J.-F., *Materials and Structures* **36** (255), (2003), 12-21.
  7. *Induced anisotropic permeability due to drying of concrete*, Burlion N., Skoczylas F. and Dubois T., *Cement and Concrete Research* **33** (5), (2003), 679-687.
  8. *Comportement mécanique et séchage de matériaux à matrice cimentaire : comparaison mortier - béton*, Burlion N., Yurtdas I., Skoczylas F., *Rev. Française de Génie Civil* **7** (2) (2003), 145-165.
  9. *Mise en œuvre d'une modélisation élasto-plastique endommageable du béton - Calculs numériques dans le cadre d'un benchmark EDF*, Bourgeois F., Burlion N., Duveau D., Shao J.F., *Rev. Française de Génie Civil* **7** (5) (2003), 583-594.
  10. *Experimental characterisation of the drying effect on uniaxial mechanical behaviour of mortar*, Yurtdas I., Burlion N. and Skoczylas F., *Materials and Structures* **37** (267), (2004), 170-176.
  11. *Triaxial mechanical behaviour of mortar: effects of drying*, Yurtdas I., Burlion N. and Skoczylas F., *Cement and Concrete Research* **34**, (2004), 1131-1143.
  12. *Effect of desiccation on mechanical behaviour of concrete*, Burlion N., Bourgeois F. and Shao J.-F., *Cement and Concrete Composites* **27**, (2005), 367-379.
  13. *X-ray microtomography: application to microstructure analysis of a cementitious material during leaching process*, Burlion N., Bernard D. and Chen D., *Cement and Concrete Research*, 2004, accepté pour publication
- 
- 

### Ouvrages de référence à Comité de Lecture :

---

---

14. « *Essais multiaxiaux sur matériaux à matrice cimentaire : cas des confinements supérieurs à 200 MPa* », Burlion N., Pijaudier-Cabot G., Dahan N. et Bouet T., *Ouvrages, Géomatériaux et Interactions*, Ed. par G. Pijaudier-Cabot, Ch. Petit et J.M. Reynouard, Hermes, Paris, 211-226, (1997)
15. "Localisation of damage in quasi-brittle materials and influence of chemically activated damage", Pijaudier-Cabot G., Gérard B., Burlion N. and Molez L., *Material Instabilities in Solids*, Ed. by R. de Borst and E. van der Giessen, John Wiley & Sons Ltd., Chichester, England, 441-456, (1998)

16. "Continuum damage applied to concrete modelling", Pijaudier-Cabot G., Fichant S. and Burlion N., *Computational Fracture Mechanics in Concrete Technology (Advances in Fracture Mechanics Volume 3)*, Ed. by A. Carpinteri and F. Aliabadi, WIT Press, Southampton England, (ISBN: 1-85312-507-5), (1999)
17. « Sur l'intérêt de l'étude des mécanismes de vieillissement », Verdu J., Burlion N., Bréchet Y., Mouton Y. et Pijaudier-Cabot G., *Vieillessement et durabilité des matériaux, ARAGO 28*, Ed. par l'Observatoire Français des Techniques Avancées, Editions Tec&Doc, Paris, 193-218, (2003).
18. « Technique d'essais et caractérisation expérimentale (Chapitre 1) », Burlion N., *Comportement mécanique du béton*, Ed. par G. Pijaudier-Cabot et J.-M. Reynouard, *Traité Mécanique et Ingénierie des Matériaux (MIM)*, Eds Hermès, Paris, 68 pages, à paraître (2005).

---



---

*Conférences internationales avec actes publiés :*

---



---

19. *Pessimism modelling of alkali-aggregate reaction with heterogeneities description*, Burlion N., Sellier A. and Bournazel J.-P., *ICASP 7, Applications of Statistics and Probability*, Ed. by M. Lemaire, J.L. Favre and A. Mebarki, Balkema, Rotterdam, 271-276, 1995
20. *Porous Elastic Media : Modelling of Damage and Localisation*, Pijaudier-Cabot G. and Burlion N., *ECCOMAS 96, Numerical Methods in Engineering*, Ed. by J.A. Desideri, P. Le Tallec, E. Onate, J. Periaux and E. Stein, J. Wiley & Sons, Chichester, 21-27, 1996.
21. *Failure of Porous Material : Damage and interaction with chemical aspects*, Pijaudier-Cabot G., Burlion N. and Gérard B., *International RILEM Workshop on Materials to Structures*, Ed. by Y. Malier and J.P. Bournazel, RILEM Publications PRO 4, 239-259, 1996.
22. *Plasticity and Damage in Materials with voids : Compaction of Concrete*, Burlion N. and Pijaudier-Cabot G., *COMPLAS 5, Computational Plasticity*, eds. D.R.J. Owen, E. Onate and E. Hinton, CIMNE, 1481-1486, 1997.
23. *Localisation of Damage in Quasi-brittle Materials and Influence of Chemically Activated Damage.*, Pijaudier-Cabot G., Gérard B., Burlion N. and Molez L., *IUTAM Symposium on Instabilities in Solid Mechanics*, eds. R. de Borst and E. van der Giessen, Delft, The Netherlands, 1997
24. *Computational modelling of split Hopkinson test performed on confined concrete*, Gatuingt F., Burlion N., Daudeville L. and Pijaudier-Cabot G., *EURO-C 1998, Computational Modelling of Concrete Structures*, eds. R. de Borst, H.A. Mang and G. Meschke, Balkema, Rotterdam, 695-702, 1998
25. *Modelling of materials with voids: a mixed damage and plasticity approach for compaction and tension problems*, Burlion N., Pijaudier-Cabot G., Gatuingt F. and Daudeville L., *EURO-C 1998, Computational Modelling of Concrete Structures*, eds. R. de Borst, H.A. Mang and G. Meschke, Balkema, Rotterdam, 209-218, 1998
26. *Computational modelling of concrete under high rate dynamic loading*, Gatuingt F., Daudeville L., Burlion N. and Pijaudier-Cabot G., *WCCM-4, Computational Mechanics - New Trends and Applications*, Argentina, 1998
27. *Concrete under high compaction : a new experimental method*, Burlion N., Pijaudier-Cabot G., Gatuingt F. and Dahan N., *FRAMCOS-3, Int. Conf. on Fracture Mechanics of Concrete Structures*, eds H. Mihashi and K. Rokugo, Aedificatio Pubs., 605-614, 1998
28. *Contribution of concrete compaction model to an impact problem*, Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., Burlion N., Daudeville L. and Bouet T., *FRAMCOS-3, Int. Conf. on Fracture Mechanics of Concrete Structures*, eds H. Mihashi and K. Rokugo, Aedificatio Pubs., 615-624, 1998
29. *Coupling damage - drying shrinkage: experimental study and modelling*, Burlion N., Bourgeois F. and Shao J.-F., *Shrinkage 2000, International RILEM Workshop on Shrinkage of Concrete*, eds. V. Baroghel-Bouny and P.-C. Aitcin, RILEM Publications PRO 17, Paris, 315-339, 2000.
30. *Gas permeability tests on concrete damaged by drying shrinkage and its anisotropy effect*, Burlion N. and Skoczylas F., *Fracture Mechanics on Concrete and Concrete Structures (FRAMCOS-4)*, Eds by R. de Borst, J. Mazars, G. Pijaudier-Cabot and J.G.M. van Mier, Balkema, Rotterdam, 333-340, 2001.
31. *Consequences of desiccation on mechanical damage of concrete*, Hubert F.X., Burlion N. and

- Shao J.F., *Fracture Mechanics on Concrete and Concrete Structures (FRAMCOS-4)*, Eds by R. de Borst, J. Mazars, G. Pijaudier-Cabot and J.G.M. van Mier, Balkema, Rotterdam, 223-230, 2001.
32. *Mechanical anisotropy induced by drying shrinkage : modelling and experiments*, Burlion N., Bourgeois F. and Shao J.-F., *Fracture Mechanics on Concrete and Concrete Structures (FRAMCOS-4)*, Eds by R. de Borst, J. Mazars, G. Pijaudier-Cabot and J.G.M. van Mier, Balkema, Rotterdam, 511-518, 2001.
  33. *Modelling of elastoplastic damage in unsaturated hard rocks and concrete*, Bourgeois F., Burlion N. and Shao J.-F., *Rock Mechanics in the National Interest (DC Rocks 2001)*, eds by M. Elsworth & al., Balkema, Rotterdam, 1517-1522, 2001.
  34. *Elastoplasticity and anisotropic damage due to drying shrinkage in concrete*, Bourgeois F., Burlion N. and Shao J.-F., *CONCREEP-6, Creep, Shrinkage & Durability Mechanics of Concrete and other Quasi- Brittle Materials*, eds. by F.-J. Ulm, Z.P. Bazant and F.H. Wittmann, Elsevier, New-York, 171-177, 2001.
  35. *Modelling of elastoplastic damage in unsaturated concrete*, Bourgeois F., Burlion N. and Shao J.-F., *Numerical models in Geomechanics (NUMOG VIII)*, eds. by S. Pietrusczak & G.N. Pande, Balkema, Lisse, 323-328, 2002.
  36. *Experimental investigation of the mechanical effects of drying on mortar*, Yurtdas I., Skoczylas F. and Burlion N., *Performance of Construction Materials in the New Millenium (ICPCM 2003)*, eds. by A. El-Dieb, S.L. Lissel & M. Reda Taha, Elmaarefa Printing House, Cairo, 312-320, 2003.
  37. *Numerical simulation of hydric damage in concrete : application to a structural element*, Hubert F.X., Burlion N. and Shao J.F., *Computational Modelling of Concrete Structures (EURO-C 2003)*, eds. by N. Bicanic, R. de Borst, H.A. Mang & G. Meschke, Balkema, Lisse, 411-421, 2003.
  38. *Assesment of drying effects on triaxial mechanical behaviour of a mature mortar*, Yurtdas I., Burlion N. and Skoczylas F., *Role of Concrete in Sustainable Developpment*, eds. by R.K. Dhir, M.D. Newlands & K.A. Paine, Thomas Telford Publishing, London, 69-78, 2003.
  39. *A 3D study of mortar degradation by x-ray computed microtomography*, Bernard D., Chen D. and Burlion N., *Materials Characterisation 2003, First International Conference on Computational Methods in Materials Characterisation*, November 5-7, Sante Fe, USA, WIT Press, 2003.
  40. *Mechanical influences of drying: an experimental analysis on a mortar*, Yurtdas I., Burlion N. and Skoczylas F., *FRAMCOS-5, Fracture Mechanics of Concrete Structures*, ed. By V.C. Li, C.K.Y. Leung, K.J. Willam, S.L. Billigton, IA-Framcos Eds., 615-622, 2004.

---



---

*Conférences nationales avec actes :*

---



---

41. *Essais multiaxiaux sur matériaux à matrice cimentaire : cas des confinements supérieurs à 200 MPa*, Burlion N., Pijaudier-Cabot G., Dahan N. et Bouet T., *Colloque GEO 96*, Aussois, France, 1996
42. *Endommagement et effet du gradient : un modèle issu d'une théorie des milieux poreux.*, Pijaudier-Cabot G. et Burlion N., *Colloque GEO 96*, Aussois, France, 1996
43. *Comportement des ouvrages en dynamique rapide : la campagne expérimentale*, Burlion N. et Gary G., *Colloque GEO 96*, Aussois, France, 1996
44. *Couplage Plasticité et Endommagement pour la Modélisation de la Compaction des Bétons*, Burlion N., *XV<sup>ème</sup> Journées de l'AUGC, Prix René Houpert*, Strasbourg, 1997.
45. *Caractérisation et modélisation de géomatériaux poreux sous compressions triaxiales*, Burlion N., Pijaudier-Cabot G. et Dahan N., *Congrès Français de Mécanique, Rencontres AUM*, Poitiers, 1997.
46. *Comportement des ouvrages en dynamique rapide : la campagne expérimentale et la modélisation*, Gatuingt F., Gary G., Burlion N. et Daudeville L., *Colloque GEO 97*, Aussois, France, 1997
47. *Caractérisation de la compaction de béton peu poreux à partir d'essais sur mortiers*, Gatuingt F., Burlion N., Pijaudier-Cabot G. et Josserand L., *Colloque GEO 97*, Aussois, France, 1997

48. *Compaction des bétons : de la caractérisation à la modélisation*, Burlion N., *Colloque GEO 97*, Conférence invitée, Aussois, France, 1997
49. *Modélisation simplifiée de l'endommagement hydrique dû à la dessiccation du béton*, Hubert F.-X., Burlion N. et Shao J.F., *XIX<sup>ème</sup> Journées de l'AUGC, COSS'2001*, Lille, 136-141, 2001.
50. *Endommagement et séchage du béton : apport de la mécanique des milieux partiellement saturés*, Bourgeois F., Burlion N. et Shao J.-F., *XV<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Rencontres AUM*, Nancy, 2001.
51. *Un modèle élastoplastique pour roches et béton non saturés*, Bourgeois F., Burlion N. et Shao J.-F., *XV<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Rencontres AUM*, Nancy, 2001.
52. *Dessiccation de mortier et comportement mécanique uniaxial*, Yurtdas I., Burlion N. et Skoczylas F., *RDGC 2002, Rencontres du Réseau Doctoral en Génie Civil*, Aussois, France, 2002.
53. *Endommagement hydrique des matériaux cimentaires*, Yurtdas I., Burlion N. et Skoczylas F., *XVI<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, Rencontres AUM*, Nice, 2003.
54. *Analyse de la lixiviation de mortier au moyen de la microtomographie par rayon X*, Bernard D., Burlion N., Chen D. et Yurtdas I., *RDGC 2004, Rencontres du Réseau Doctoral en Génie Civil, Aussois, France, 2004*.

---



---

*Conférences sans actes :*

---



---

55. *Modelling failure with localisation limiters*, Pijaudier-Cabot G. and Burlion N., *Workshop on Damage and Free Boundaries*, Moissac, France, 1996
56. *Méthode de caractérisation expérimentale à haut confinement de matériaux métalliques et de géomatériaux poreux.*, Burlion N., Dahan N. et Pijaudier-Cabot G., *HP 97, Premier Forum des Hautes Pressions*, CNRS, La Londe les Maures, France, 1997.
57. *Elastic Materials with voids : Damage and Regularisation Properties*, Pijaudier-Cabot G., Burlion N., Daudeville L. and Gatuingt F., *McNU' 97 - Joint ASME/ASCE/SES Summer Meeting*, Evanston (USA), 1997.
58. *Concrete compaction model applied to an impact problem*, Gatuingt F., Burlion N., Daudeville L. and Bouet T., *SUSI 98*, Grèce, 1998.
59. *Modelling of elastoplastic damage in unsaturated hard rocks and concrete*, Shao J.F., Bourgeois F. and Burlion N., *ALERT WORKSHOP 2001*, Aussois, France, octobre 2001.

---



---

*Rapports et Mémoires :*

---



---

60. *Vers une modélisation du pessimum de la réaction alcalis-granulat à partir des hétérogénéités*, Burlion N., Mémoire de DEA, DEA MAISE, ENS Cachan, 1994
61. *Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique, Rapport d'avancement n°1*, Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., Convention d'études n°129313, LMT / TDA, Avril 1995
62. *Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique, Rapport d'avancement n°2*, Burlion N., Daudeville L., Pijaudier-Cabot G., Ragueneau F., Convention d'études n°129313, LMT / TDA, Décembre 1995
63. *Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique, Rapport de fin de lot n°2*, Burlion N., Daudeville L., Pijaudier-Cabot G., Convention d'études n°129313, LMT / TDA, Septembre 1996
64. *Essais de traction avec étreinte*, Clément J.-L. et Burlion N., Rapport préliminaire LMT/EDF SEPTEN, Novembre 1996
65. *Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique, Rapport d'avancement n°3*, Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., Convention d'études n°129313, LMT / TDA, Mai 1997

66. *Ouvrages en béton sollicités par des impacts et des explosions - Modélisation du comportement mécanique, Rapport d'avancement n°4*, Burlion N., Daudeville L., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G., Convention d'études n°129313, LMT / TDA, Octobre 1997
67. *Comportement expérimental en compaction statique et dynamique du micro-béton MB50*, Burlion N., Gary G. et Gatuingt F., Rapport final du projet « Comportement des Ouvrages en Dynamique Rapide », Réseau GEO, Mars 1999
68. *Rapport du benchmark sur les modélisations de béton, Projet MECA (phase 1), EDF/MMN*, Bourgeois F., Burlion N., Duveau G., Shao J.-F., Septembre 2000
69. *Vieillessement et Durabilité des Matériaux*, Pijaudier-Cabot G. et Burlion N., Compte-rendu de la 1<sup>ère</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 22 pages, 20 février 2001.
70. *Vieillessement des polymères et Corrosion des verres de stockage nucléaire*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 2<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 13 pages, 17 avril 2001.
71. *Vieillessement des métaux et alliages et Vieillessement des matériaux cimentaires sous agressions chimiques*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 3<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 25 pages, 7 juin 2001.
72. *Fiabilité à long terme des céramiques et Méthodologie de suivi du vieillissement des ouvrages de génie civil*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 4<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 17 pages, 3 juillet 2001.
73. *Approche probabiliste dans les réacteurs nucléaires et Synthèse des premières présentations*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 5<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 30 pages, 18 septembre 2001.
74. *Retournement temporel ultrasonore et Approche méthodologique de l'évaluation des risques pour la santé*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 6<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 13 pages, 12 novembre 2001.
75. *Biodissolution de fibres de verre et Modèles de vieillissement à variables internes*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 7<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 23 pages, 19 décembre 2001.
76. *Tribologie et Conception durable d'aubes de turbine*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 8<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 21 pages, 5 février 2002.
77. *Vieillessement photochimique des polymères de l'industrie automobile*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 9<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 19 pages, 18 mars 2002.
78. *Radiodégradation des matériaux et Durabilité des verres ophtalmiques*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 10<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 33 pages, 23 avril 2002.
79. *Thermooxydation de polymères et Fiabilité industrielle*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 11<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 18 pages, 11 juin 2002.
80. *Durabilité des centrales nucléaires et Synthèse des travaux du groupe*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 12<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 22 pages, 17 septembre 2002.
81. *Durabilité des interfaces cimentaires*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 13<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 18 pages, 5 novembre 2002.
82. *L'équation d'Arrhenius en question*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 14<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 16 pages, 10 décembre 2002.

83. *Rôle des interfaces dans la durabilité de composites à matrice céramique*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 15<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 17 pages, 15 janvier 2003.
84. *Couplage chimio-mécanique dans les ciments et les roches - Etude de faisabilité sur la lixiviation du ciment par nitrate sous contraintes : Résultats expérimentaux et analyse MEB*, M. Sibai, N. Burlion, S. Xie, J.F. Shao, Rapport n°1, Convention LML / TotalFinaElf : DGEP/TDO/CA/RD n°13179, Janvier 2003
85. *Ouvrage ARAGO et Journée de synthèse*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 16<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 9 pages, 5 février 2003.
86. *Effet d'échelle et matériaux cimentaires lixiviés*, Burlion N. et Pijaudier-Cabot G., Compte-rendu de la 17<sup>ème</sup> réunion du groupe 'Vieillessement et Durabilité des Matériaux', Observatoire Français des Techniques Avancées, 10 pages, 12 mars 2003.
87. *Couplage chimio-mécanique dans les ciments et les roches - Etude de faisabilité sur la lixiviation du ciment par nitrate sous contraintes : Résultats expérimentaux et analyse MEB*, M. Sibai, N. Burlion, S. Xie, J.F. Shao, Rapport n°2, Convention LML / TotalFinaElf : DGEP/TDO/CA/RD n°13179, Avril 2003
88. *Couplage chimio-mécanique dans les ciments et les roches - Etude de faisabilité sur la lixiviation du ciment par nitrate sous contraintes : Résultats expérimentaux et analyse MEB*, M. Sibai, N. Burlion, S. Xie, J.F. Shao, Rapport final, Convention LML / TotalFinaElf : DGEP/TDO/CA/RD n°13179, Novembre 2003

## Responsabilités collectives

Ici, sont données succinctement les différentes responsabilités collectives auxquelles j'ai pu participer aussi bien en tant que PRAG à l'IUFM de Villeneuve d'Ascq, que Maître de Conférences à Polytech'Lille.

### Point de vue Recherche :

- Responsable de la thématique « Comportement des bétons » au sein de l'équipe *Mécanique des Géomatériaux Cohérents* (co-dirigée par J.F. Shao et D. Kondo) du LML
- Reviewer pour la revue internationale *ASCE Journal of Engineering Mechanics*
- Membre du comité d'organisation du prochain congrès international CONCREEP7@NANTES (11-13 septembre 2005)
- Membre du comité local d'organisation des 19<sup>ème</sup> Rencontres Universitaires de Génie Civil (AUGC) : COSS'2001
- Membre élu de la Commission de Spécialistes (60<sup>ème</sup> section) de l'Université Lille 1 (2001, 2004)
- Membre nommé de la Commission de Spécialistes (60<sup>ème</sup> section) de l'ENS de Cachan (2001, 2004).
- Membre nommé de la Commission de Spécialistes (60<sup>ème</sup> section) de l'Université de Marne-la-Vallée (2001).
- Membre élu du Conseil de Laboratoire du LML (2003)

### Point de vue Enseignement :

- Responsable de Pôle Génie Civil de Polytech'Lille (gestion d'un budget de 25-30 k€ / an + 1 technicien temps plein) (depuis 2003)
- Mise en place pédagogique et administrative d'une nouvelle formation à Polytech'Lille : la préparation à l'Agrégation de Génie Civil option « Structures et Ouvrages » (1998).
- Responsable pédagogique de la préparation à l'Agrégation de Génie Civil (1999 - 2002).
- Responsable pédagogique des préparations aux CA-PLP2 Génie Civil et CAPET Génie Civil (1998-2000) de l'IUFM de Villeneuve d'Ascq.
- Membre du jury et responsable pédagogique adjoint « Sciences Industrielles » de l'épreuve TIPE des Concours Communs Polytechniques (concours Grandes Ecoles) (depuis 1998)
- Membre du jury du CAPET externe de Génie Civil, option Structures et Ouvrages (depuis 2002)
- Co-rédacteur du sujet de l'épreuve *Sciences et Techniques Industrielles* (6 heures) du CAPET externe de Génie Civil, option Structures et Ouvrages (2003 et 2004)
- Participation à la rédaction du nouveau règlement intérieur de Polytech'Lille (2003)
- Responsable, pour le Département GTGC de Polytech'Lille, de la partie « Génie Civil » de la première année (M1) du Master Sciences (mention : Mécanique – Génie Civil – Génie Mécanique) de l'USTL

## Activités d'enseignement

### I. Formations initiales universitaires

#### I.1. Monitorat à l'ENS de Cachan [Sept. 94 – Sept. 97] :

Ayant été recruté durant ma thèse sur une bourse d'Allocataire Moniteur Normalien au département Génie Civil de l'ENS de Cachan, j'ai effectué différents travaux dirigés de mécanique des structures et travaux pratiques de matériaux et de béton armé en 1<sup>ère</sup> et 2<sup>ème</sup> année du département Génie Civil de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan. Par ailleurs, j'ai participé à la préparation de la Leçon de laboratoire de l'Agrégation de Génie Civil, en 3<sup>ème</sup> année.

Années	Niveau	Type	Matières	Remarques
1994-1997	1 <sup>ère</sup> année ENS Cachan	TD	Mécanique des structures	Env. 20h/an
	1 <sup>ère</sup> année ENS Cachan	TP	Mise en œuvre Matériaux du Génie Civil	Env. 20h/an
	2 <sup>ème</sup> année ENS Cachan	TD	TD de Dynamique des Structures	Env. 20h/an
	3 <sup>ème</sup> année ENS Cachan	Laboratoire	Leçon de Laboratoire	Préparation à l'Agrégation de Génie Civil Env. 20h/an

#### I.2. Professeur Agrégé à l'IUFM de Villeneuve d'Ascq [Sept. 97 – Sept. 99] :

Lors de mon passage à l'IUFM de Villeneuve d'Ascq, j'ai pris en charge la préparation à l'épreuve « Etude d'un système ou d'un processus industriel » du CAPET Génie Civil et du PLP2 Génie Civil (options « Construction Réalisation Ouvrages » et « Economie de la Construction »). Cette préparation porte sur les cours d'*Organisation et Préparation de Chantier* et de *Technologie des constructions*. Par ailleurs, je préparais les étudiants aux épreuves orales de *Laboratoire* et de *Construction*. Dans le cadre de mon service statutaire, j'enseignais également en Licence et en Maîtrise Génie Civil de l'Université d'Artois à Béthune.

Années	Niveau	Type	Matières	Remarques
1997-1999	Préparation Capet	Cours, TD	Organisation et préparation de Chantier	Env. 100 h/an Préparation à la 2 <sup>nde</sup> ép. écrite du Capet GC op. SO
	Préparation Capet	TP	Laboratoire	Préparation aux épreuves orales du Capet GC op. SO
	2 <sup>ème</sup> année d'IUFM	Cours	Conception et Réalisation des Ponts	Env. 20h/an
	2 <sup>ème</sup> année d'IUFM	Suivi Stagiaire	Stage pratique en Lycée	

	Licence GC	Cours, TD	Résistance des Matériaux	24 h/an
	Licence GC	Cours, TD	Mécanique des Milieux Continus	24 h/an
	Maîtrise GC	Cours, TD	Béton Précontraint	24 h/an

Parallèlement, j'ai été enseignant vacataire en première année de l'EUDIL pour les cours et TD de *Résistance des Matériaux*, ainsi qu'en Maîtrise de Génie Civil de l'USTL pour les cours et les TD de *Mécanique des Structures Hyperstatiques (Méthode des déplacements)* et *Dynamique des Structures*.

### I.3. Maître de Conférences à Polytech'Lille [depuis Sept. 99] :

En arrivant au département Géotechnique - Génie Civil de l'EUDIL (ancien nom de Polytech'Lille) en tant que Maître de Conférences, le directeur du département m'a chargé des enseignements suivants : Cours et TD de *Résistance des Matériaux* en 1<sup>ère</sup> année en tronc commun avec le département Construction Mécanique ; TD de *Résistance des Matériaux* en 1<sup>ère</sup> année. Par ailleurs, la création d'un nouveau cours et de TD de *Procédés de Construction* en 2<sup>ème</sup> année m'a été confié. En parallèle, j'ai géré le projet industriel « Organisation de Chantier et Etude de Prix » donné aux étudiants de 2<sup>ème</sup> année de l'EUDIL. Enfin, j'ai assuré le cours de *Mécanique des Structures* (1<sup>ère</sup> épreuve écrite) en Préparation à l'Agrégation de Génie Civil, ainsi que le cours d'*Organisation de Chantier* (3<sup>ème</sup> épreuve écrite). Ce dernier cours était commun avec la préparation aux Capet et Plp2 Génie Civil faites par l'IUFM de Villeneuve d'Ascq. Ensuite, j'ai mis en place de nouveaux cours en 2<sup>ème</sup> année de Polytech'Lille : « *Ponts* » (1998), et en 3<sup>ème</sup> année de Polytech'Lille : « *Durabilité des ouvrages de génie civil* » (2002).

En 1998, j'ai participé au montage pédagogique (avec François Buyle-Bodin et Isam Shahrour) d'une nouvelle formation à Polytech'Lille : la préparation à l'Agrégation de Génie Civil option « Structures et Ouvrages ». C'est naturellement qu'en 1999, j'ai pris la responsabilité pédagogique de cette préparation à l'Agrégation de Génie Civil. Il a fallu trouver les intervenants et s'occuper de l'organisation des cours, souvent en créant des synergies avec d'autres formations (Préparation au Capet, Maîtrise GC de l'USTL, Cours de Polytech'Lille) pour limiter les coûts.

Années	Niveau	Type	Matières	Remarques
1999-2001	2 <sup>ème</sup> année Polytech'Lille	Suivi de Projet	Organisation de Chantier et Etude de Prix	Projet long réalisé par les étudiants
1999-2001	Préparation à l'Agrégation	Cours, TD	Mécanique des structures Organisation de Chantier	Env. 40h/an Préparation aux ep. écrites de l'Agrégation de GC et du Capet GC
1999-2001	Préparation à l'Agrégation	Leçons	Mécanique, Technologie, Laboratoire	Env. 40h/an Préparation aux ep. orales de l'Agrégation de GC
Depuis sept. 1999	1 <sup>ère</sup> année Polytech'Lille	Cours, TD	Mécanique des structures	Env. 80 h/an

	2 <sup>ème</sup> année Polytech'Lille	Cours, TD	Procédés de construction	24 h. /an Création du cours
	2 <sup>ème</sup> année Polytech'Lille	Suivi Stagiaire	Stage pratique en responsabilité en Entreprise	Env. 20h/an
Depuis sept. 2001	2 <sup>ème</sup> année Polytech'Lille	Cours, TD	Ponts	24 h. /an Création du cours
Depuis sept. 2002	3 <sup>ème</sup> année Polytech'Lille	Cours	Durabilité des Ouvrages de Génie Civil	20 h. /an Création du cours
Depuis sept. 2003	1 <sup>ème</sup> année Polytech'Lille	Tutorat	Projets avec de petits groupes d'étudiants	

Parallèlement, je suis enseignant vacataire d'*Organisation de chantier* en 3<sup>ème</sup> année de l'Ecole Centrale de Lille (année de spécialisation GC), et je suis membre du Jury du Capet Externe Génie Civil Option « Structures et Ouvrages » depuis la session 2002. J'ai été co-rédacteur de la première épreuve écrite de ce Capet pour les sessions 2003 et 2004.

## II. Formations continues pour adultes [Sept. 95 – Sept. 97]

Durant 2 années, j'ai été enseignant vacataire pour le GRETA de Brétigny-sur-Orge en 2<sup>ème</sup> année de Techniciens Supérieurs en Bâtiment. J'y enseignais le cours de *Préparation et Organisation de Chantier*, qui préparait aux épreuves A5 et A6 du BTS Bâtiment. L'expérience de la formation d'adulte fut très instructive du fait de la pédagogie particulière à développer, basée sur l'exploitation de problèmes très concrets et leur extrapolation vers des concepts plus généraux, et qui est assez différente des pédagogies usuelles des formations universitaires. J'ai également participé à l'encadrement des étudiants au cours de l'épreuve A6, projet long à plein temps de 4 semaines.

Années	Niveau	Type	Matières	Remarques
1995-1997	BTS 2 <sup>ème</sup> année	TD, Cours, Projet	Organisation de Chantier	Formation pour adultes

Annexe 1

*Modelling of elastoplastic damage in concrete due to desiccation shrinkage*

Bourgeois F., Burlion N. and Shao J.-F.

*Int. J. for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* **26**, (2002), 759-774.

Annexe 2

*Drying of concrete: modelling of a hydric damage*

Hubert F.-X., Burlion N. and Shao J.-F.

*Materials and Structures* **36** (255), (2003), 12-21.

Annexe 3

*Induced anisotropic permeability due to drying of concrete*

Burlion N., Skoczylas F. and Dubois T.

*Cement and Concrete Research* **33** (5), (2003), 679-687.

Annexe 4

*Experimental characterisation of the drying effect on uniaxial mechanical behaviour of mortar*

Yurtdas I., Burlion N. and Skoczylas F.

*Materials and Structures* **37** (267), (2004), 170-176.

Annexe 5

*Triaxial mechanical behaviour of mortar : effects of drying*

Yurtdas I., Burlion N. and Skoczylas F.

*Cement and Concrete Research* **34** (2004), 1131-1143.