



HAL
open science

Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression.

Nanthilde Reviron

► To cite this version:

Nanthilde Reviron. Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression.. Matériaux. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2009. Français. NNT : 2009DENSA006 . tel-00457486

HAL Id: tel-00457486

<https://theses.hal.science/tel-00457486>

Submitted on 17 Feb 2010

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

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



ENSC-2009/146



**THESE DE DOCTORAT
DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN**

Présentée par

Nanthilde REVIRON

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

Domaine :

MECANIQUE – GENIE MECANIQUE – GENIE CIVIL

Sujet de la thèse :

Etude du fluage des bétons en traction. Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression.

Soutenue à Cachan le 09 mars 2009 devant le jury composé de :

M. Farid BENBOUDJEMA	Maître de conférences	Co-encadrant de thèse
M. Bernard ESPION	Professeur	Président du jury
M. Ahmed LOUKILI	Professeur	Rapporteur
M. Alain MILLARD	Ingénieur chercheur	Directeur de thèse
M. Georges NAHAS	Ingénieur chercheur	Examineur
M. Alain SELLIER	Professeur	Rapporteur
M. Jean-Louis TAILHAN	Ingénieur chercheur	Examineur
M. Jean-Michel TORRENTI	Directeur de recherche	Examineur

LMT-Cachan

ENS Cachan / CNRS / UPMC / PRES UniverSud Paris
61, avenue du Président Wilson, F-94235 CACHAN CEDEX, France

REMERCIEMENTS

J'adresse ici mes remerciements à Georges Nahas ¹, Alain Millard ², Jean-Louis Tailhan ³ et Jean-Michel Torrenti ³, pour avoir suivi et encadré mes recherches durant ces 3 années.

Je remercie tout particulièrement Farid Benboudjema ⁴ pour ses conseils et qui, malgré ses nombreux engagements n'a jamais compté son temps pour m'encadrer.

Je suis très sensible à l'honneur que me fait Bernard Espion ⁵ en acceptant la présidence de mon jury.

Mes très sincères remerciements vont à Alain Sellier ⁶ et Ahmed Loukili ⁷ d'avoir accepté de rapporter mes travaux.

Je remercie Claude Boulay ³, Fabrice Le Maou ³, Mickael Thiery ³ pour avoir partagé avec moi leurs connaissances.

Je suis très reconnaissante à l'équipe technique du LCPC (Sandrine, Franck, Jean-Daniel, Jérôme et Maurice) et plus particulièrement à Patricia Fakhri pour leur aide, leur patience, leur disponibilité et leur gentillesse.

De même je voudrais remercier Boubou, Jean-Pierre et Xavier du LMT, ainsi que Jean-Pierre Martineau et Gérard Bernier du Département Génie Civil pour leurs astuces et leur concours.

Je remercie Claudine Chabaud ⁴ et Monique Goutorbe ¹ pour leur aide dans les démarches administratives.

Toute ma camaraderie va à mes « collègues de la 211 », en particulier à Lavinia. J'ai également une pensée affectueuse envers mes amis du LCPC : Dat, Laetitia et Chen.

¹ Institut de Radioprotection et de Sécurité Nucléaire

² Commissariat à l'Energie Atomique

³ Laboratoire Central des Ponts et Chaussées

⁴ Laboratoire de Mécanique et Technologie

⁵ Université Libre de Bruxelles

⁶ LMDC Toulouse

⁷ Ecole Centrale de Nantes

Table des matières

Liste des figures	vii
Liste des tableaux	xiv
INTRODUCTION GENERALE	1
1. Problématique :	1
1.1 Présentation du contexte industriel	1
1.2 L'énergie Nucléaire en France	2
1.3 La conception et réglementation des centrales nucléaires françaises	3
2. Objectif de l'étude	7
PARTIE A : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	9
1. Généralité sur les bétons.....	10
1.1 Pâte de ciment	10
1.1.1 Les hydrates.....	10
1.1.2 La porosité.....	11
1.2 Granulat.....	12
1.2.1 Les granulats naturels.....	12
1.2.2 Les granulats artificiels	13
1.2.3 Les granulats recyclés	13
1.2.4 Auréole de transition	13
1.3 Adjuvants et additions	13
2. Le séchage des bétons.....	14
2.1 Mécanismes du séchage et caractérisation expérimentale	14
2.1.1 Les mécanismes du séchage.....	14
2.1.2 Caractérisation expérimentale du séchage	15
2.2 Les effets du séchage.....	15
2.2.1 Effet sur les propriétés mécaniques.....	15
2.2.2 Effet du séchage sur le transfert de gaz.....	15
2.3 La modélisation du séchage et du transfert de gaz.....	15
2.3.1 Equations de conservation de la masse : approches complètes.....	15
2.3.2 Equations de conservation de la masse : approche simplifiée pour le séchage....	15
2.3.2.1 Equations constitutives.....	15
2.3.2.2 Identification des paramètres de séchage	15
2.3.3 Autre approche pour la modélisation du séchage.....	15
2.3.4 Equations de conservation de la masse : approche simplifiée pour le transfert de gaz	15
2.3.4.1 Conditions aux limites pour le séchage.....	15
2.4 Conclusion.....	15

3. La fissuration des bétons	15
3.1 Observations expérimentales de la fissuration	15
3.1.1 Comportement en compression uniaxiale	15
3.1.2 Comportement en traction uniaxiale	15
3.1.3 Modélisation de la fissuration	15
4. Les déformations différées dans le béton	15
4.1 La déformation de retrait de dessiccation	15
4.1.1 Caractéristiques du retrait de dessiccation	15
4.1.1.1 Effet structural du retrait de dessiccation	15
4.1.1.2 Effet de la composition du matériau sur le retrait de dessiccation	15
4.1.1.3 Effet de la fissuration induite par le retrait sur le séchage	15
4.1.2 Les mécanismes du retrait de dessiccation	15
4.1.3 Modélisation du retrait de dessiccation	15
4.1.3.1 Modélisation phénoménologique	15
4.1.3.2 Modélisation basée sur la mécanique des milieux poreux	15
4.2 Etude des déformations de fluage propre	15
4.2.1 Observations expérimentale	15
4.2.1.1 Le fluage propre en compression	15
4.2.1.2 Le fluage propre en traction directe	15
4.2.1.3 Fluage propre en flexion trois points	15
4.2.1.4 Comparaison des courbes de fluages spécifiques en traction et en compression	15
4.2.2 Les mécanismes de fluage propre	15
4.2.2.1 Mécanisme à court terme	15
4.2.2.2 Mécanisme à long terme	15
4.2.3 Modélisation du fluage propre	15
4.2.3.1 Cadre de la viscoélasticité linéaire	15
4.2.3.2 Couplage fluage/fissuration	15
4.3 Etude des déformations de fluage de dessiccation	15
4.3.1 Observations expérimentales	15
4.3.1.1 Le fluage de dessiccation en compression	15
4.3.1.2 Le fluage de dessiccation en traction	15
4.3.1.3 Comparaison des courbes de fluage spécifique en compression et traction	15
4.3.2 Les mécanismes de fluage de dessiccation	15
4.3.3 La modélisation du fluage de dessiccation intrinsèque	15
4.4 Montages expérimentaux pour la caractérisation du fluage	15
4.4.1 Etude du fluage en traction au jeune âge par déformation empêchée ou gênée	15
4.4.2 Essai à l'anneau	15
4.4.3 Dispositif de traction directe	15
5. Conclusion	15
 PARTIE B : ETUDE EXPERIMENTALE	15
 1. Composition, mise en œuvre et conservation du matériau	15
1.1 Composition du matériau étudié	15
1.1.1 Références sur le B11	15
1.1.2 Nature des constituants de notre étude	15

1.1.2.1	Les granulats	15
1.1.2.2	Le ciment.....	15
1.1.3	Formulation	15
1.2	Mise en œuvre et conservation du matériau.....	15
1.2.1	Fabrication.....	15
1.2.2	Essai de surveillance de la prise du béton grâce aux ultrasons	15
1.2.3	Cure du matériau	15
2.	Présentation des différentes campagnes expérimentales.....	15
2.1	Campagne expérimentale du fluage en traction uniaxiale (LCPC).....	15
2.1.1	Bâti de fluage en traction directe.....	15
2.1.2	Etalonnage des masses	15
2.1.3	Description des éprouvettes	15
2.1.4	Instrumentation des essais.....	15
2.1.4.1	Eprouvette 13x50 cm	15
2.1.4.2	Eprouvette 16x100 cm	15
2.1.5	Collage et décollage des éprouvettes	15
2.1.5.1	Collage	15
2.1.5.2	Décollage.....	15
2.1.5.3	Caractérisation mécanique de la colle.....	15
2.1.6	Conditions d'essais pour la mesure des déformations différées (LCPC).....	15
2.1.7	Acquisition des données.....	15
2.1.8	Mesure de débit	15
2.2	Tests préliminaires	15
2.2.1	Détermination de la résistance en traction	15
2.2.2	Essais de fluage avec mesure de débit d'air.....	15
2.3	Campagne de fluage en traction avec pré-séchage des éprouvettes.....	15
2.4	Campagne expérimentale du fluage en compression (LMT).....	15
2.4.1	Bâtis de fluage en compression.....	15
2.4.2	Description des éprouvettes	15
2.4.3	Positionnement des éprouvettes sur le bâti	15
2.4.4	Instrumentation des essais.....	15
2.4.5	Conditions d'essais pour la mesure des déformations différées (LMT)	15
3.	Présentation des essais	15
3.1	Décomposition des déformations de fluage	15
3.2	Campagne de fluage en traction.....	15
3.2.1	Protocole expérimental.....	15
3.2.2	Présentation des différents essais (LCPC)	15
3.2.3	Cycle de vie d'une éprouvette.....	15
3.3	Campagne de fluage en traction avec préséchage.....	15
3.3.1	Présentation des différents essais (préséchage).....	15
3.3.2	Mesure de débit	15
3.3.3	Niveau de chargement.....	15
3.4	Campagne de fluage en compression.....	15
3.4.1	Présentation des différents essais (LMT).....	15
4.	Conclusion.....	15

PARTIE C : RESULTATS ET ENSEIGNEMENTS.....	15
1. Présentation et analyse des résultats	15
1.1 Caractéristiques mécaniques du B11.....	15
1.2 Evolution de l'ambiance.....	15
1.3 Séchage.....	15
1.3.1 Perte en masse	15
1.3.1.1 Perte en masse LCPC (20°C, 50 % HR)	15
1.3.1.2 Perte en masse LMT (19°C, 42 % HR).....	15
1.3.1.3 Perte en masse LMT (25°C, 60 % HR).....	15
1.3.1.4 Perte en masse à 40°C et 80 % HR	15
1.3.1.5 Comparaison des suivis de perte en masse.....	15
1.3.2 Isotherme de désorption	15
1.3.3 Porosité.....	15
1.4 Déformations de retrait de dessiccation	15
1.4.1 Suivi des déformations d'origine thermique [LCPC]	15
1.4.2 Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps.....	15
1.4.2.1 Essais LCPC (20°C et 50% HR)	15
1.4.2.2 Essais LMT (19°C et 42 % HR).....	15
1.4.2.3 Essai de retrait de dessiccation à 20°C, 50 % HR avec préséchage à 40°C et 80 % HR 15	
1.4.2.4 Comparaison des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps 15	
1.4.3 Détermination du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse.....	15
1.4.3.1 Essais LCPC (20°C et 50% HR)	15
1.4.3.2 Comparaison des résultats de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse 15	
1.5 Essai de fluage propre	15
1.5.1 Fluage propre en traction.....	15
1.5.1.1 Essais de fluage propre LCPC.....	15
1.5.1.2 Comparaison des courbes de fluage propre spécifique en traction	15
1.5.1.3 Essais de fluage propre en traction avec préséchage.....	15
1.5.2 Fluage propre en compression.....	15
1.5.2.1 Essais de fluage propre LMT	15
1.5.2.2 Comparaison des essais de fluage en compression	15
1.5.3 Comparaison des courbes de fluage propre spécifique en traction et en compression.....	15
1.6 Fluage de dessiccation.....	15
1.6.1 Fluage de dessiccation en traction.....	15
1.6.1.1 Essais de fluage de dessiccation LCPC.....	15
1.6.1.2 Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction 15	
1.6.1.3 Essais de fluage de dessiccation avec préséchage.....	15
1.6.2 Fluage de dessiccation en compression.....	15
1.6.2.1 Essais de fluage de dessiccation LMT	15
1.6.3 Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction et en compression.....	15
1.6.4 Comparaison entre le fluage de dessiccation et le fluage propre	15
1.6.5 Proportionnalité entre le fluage de dessiccation et le retrait de dessiccation	15
1.7 Propriétés mécaniques résiduelles.....	15
1.7.1 Evolution du module d'Young.....	15

1.7.2	Effet du séchage sur la résistance du béton (sans fluage)	15
1.7.3	Incidence du fluage et du séchage sur la résistance en traction résiduelle.....	15
1.7.4	Incidence du fluage et du séchage sur la résistance en compression résiduelle...	15
1.7.5	Comparaison de la résistance résiduelle en compression et en traction.....	15
1.8	Conclusion.....	15
2.	Simulation numérique des résultats	15
2.1	Modélisation du séchage	15
2.1.1	Description du modèle	15
2.1.1.1	Equation de conservation de la masse.....	15
2.1.1.2	Conditions aux limites en surface	15
2.1.1.3	Validation de l'approche simplifiée pour décrire le séchage	15
2.1.2	Identification des paramètres matériaux	15
2.1.2.1	Porosité.....	15
2.1.2.2	Isotherme de désorption	15
2.1.3	Simulation numérique du séchage sans prise en compte de la convection	15
2.1.3.1	Suivi de la perte en masse LMT (25°C et 60% HR).....	15
2.1.3.2	Influence des conditions aux limites pour l'essai LCPC (20°C et 50% HR)15	
2.1.3.3	Influence de l'humidité relative interne initiale de l'éprouvette.....	15
2.1.3.4	Identification de la perméabilité intrinsèque pour les différentes courbes de perte en masse	15
2.1.3.5	Suivi de la perte en masse LMT en enceinte climatique (19°C, et 42% HR) 15	
2.1.3.6	Suivi de la perte en masse LCPC (20°C, et 50% HR).....	15
2.1.3.7	Récapitulatif des paramètres identifiés	15
2.1.4	Simulation numérique du séchage avec prise en compte de la convection.....	15
2.1.4.1	Simulation des essais LCPC (20°C et 50% HR).....	15
2.1.4.2	Simulation des essais LMT (19°C et 42 % HR)	15
2.1.4.3	Simulation des essais LMT (25°C et 60 % HR)	15
2.1.4.4	Bilan des différentes simulations numériques (sans préséchage)	15
2.1.4.5	Simulation des essais de préséchage (40°C et 80 % HR)	15
2.1.4.6	Simulation des essais (20°C et 50 % HR) après préséchage (40°C et 80 % HR) 15	
2.1.4.7	Récapitulatif des paramètres identifiés (avec convection).....	15
2.1.5	Conclusion.....	15
2.2	Modélisation de la fissuration	15
2.3	Modélisation du retrait de dessiccation.....	15
2.3.1	Simulation des essais de retrait de dessiccation (séchage sans convection)	15
2.3.2	Simulation des essais de retrait de dessiccation (séchage avec convection sans prise en compte du fluage)	15
2.3.2.1	Simulation des essais de retrait de dessiccation LCPC (20°C et 50% HR) 15	
2.3.2.2	Simulation des essais de retrait de dessiccation LMT (19°C, 42 % HR).....	15
2.3.2.3	Simulation des essais de retrait de dessiccation LCPC 2008 (20°C, 50 % HR) 15	
2.3.2.4	Simulation des essais de retrait de dessiccation (20°C, 50 % HR) avec préséchage (40°C, 80 % HR)	15
2.3.2.5	Bilan de l'identification des paramètres matériaux.....	15
2.3.3	Conclusion.....	15
2.4	Modélisation des déformations de fluage propre	15
2.4.1	Description du modèle utilisé.....	15

2.4.2	Identification des paramètres matériaux	15
2.4.3	Conditions aux limites.....	15
2.4.4	Simulation du fluage propre en traction.....	15
2.4.5	Simulation du fluage propre en compression.....	15
2.4.6	Modélisation combinée du fluage propre en traction et en compression.....	15
2.4.7	Conclusion.....	15
2.5	Modélisation des déformations de fluage de dessiccation	15
2.5.1	Conditions aux limites.....	15
2.5.2	Analyse des déformations de fluage de dessiccation	15
2.5.2.1	Essais LCPC en traction (20°C, 50 % HR).....	15
2.5.2.2	Réanalyse du retrait de dessiccation avec prise en compte du fluage (20°C, 50 % HR).....	15
2.5.2.3	Essais LMT en compression (19°C, 42 % HR).....	15
2.5.2.4	Essais LCPC 2008 en traction (20°C, 50 % HR).....	15
2.5.3	Conclusion.....	15
2.6	Etude de l'interaction entre la fissuration et les déformations de fluage propre et dessiccation	15
2.6.1	Modélisation du couplage fluage fissuration	15
2.6.2	Identification du paramètre de couplage	15
2.6.3	Rupture pendant l'essai de fluage en traction (essais LCPC)	15
2.6.3.1	Cas du fluage propre	15
2.6.3.2	Cas du fluage de dessiccation.....	15
2.6.3.3	Conclusion.....	15
2.7	Conclusion.....	15
CONCLUSION GENERALE		15
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		15
ANNEXES.....		15

Liste des figures

Figure 1 : Les centrales nucléaires françaises (source : site internet CEA)	2
Figure 2 : Enceintes de confinement prédiction du comportement différé	3
Figure 3 : Etat de contrainte en fonctionnement normal	4
Figure 4 : Etat de contrainte en cas d'épreuve ou d'APRP	4
Figure 5 : Représentation schématique de l'évolution de la précontrainte	5
Figure 6 : Comparaison des déformations verticales pour plusieurs centrales françaises.	6
Figure 7 : Comparaison des déformations tangentielles pour plusieurs centrales françaises. ...	6
Figure 8 : le béton, un matériau hétérogène : caractérisation multi-échelles	7
Figure 9 : Représentation schématique de la microstructure du gel de C-S-H selon le modèle de [Feldman et Sereda 1968]	11
Figure 10 : Représentation schématique des mécanismes de transport de l'eau au sein de la pâte de ciment. (Adapté de [Mainguy et al. 2001]).	15
Figure 11 : Isothermes de désorption [Baroghel-Bouny 2005]	15
Figure 12 : Evolution de la perte en masse [Baroghel-Bouny et al. 1999]	15
Figure 13 : Distribution de la teneur en eau dans l'éprouvette à différents instants [Acker et al. 1990]	15
Figure 14 : Distribution de la teneur en eau dans l'enceinte de Civaux 1	15
Figure 15 : Auto-dessiccation dans les bétons	15
Figure 16 : Quelques observations sur la fissuration lors du séchage ([Bischof et van Mier 2002], [Sicard et al. 1992]).	15
Figure 17 : Évolution du taux de saturation (BO) avant et après les essais de perméabilité au gaz [Villain 2001]	15
Figure 18 : Perméabilité au gaz et coefficient de Klinkenberg (Thiery et al. 2007)	15
Figure 19 : Ecoulement dans un pore. Principe d'obtention des paramètres de Klinkenberg. 15	
Figure 20 : Vitesse d'évaporation de l'eau à la surface de structures en béton	15
Figure 21 : (a) Description des différentes phases de fissuration observées au microscope optique. (b) Courbe contraintes-déformations en compression.	15
Figure 22 : (a) Courbe contraintes-déformations en traction [Gopalaratnam et Shah 1985]. (b) Évolution de la résistance en traction en fonction du rapport de la dimension de l'éprouvette sur une dimension de référence [Bazant et Becq-Giraudon 2002]	15
Figure 23 : Endommagement en fonction du rayon après 700 jours de séchage pour un modèle élastique endommageable (EEI) et elasto-plastique endommageable (EPEO), sans F= sans prise en compte du fluage, avec F= avec prise en compte du fluage)	15
Figure 24 : Fissuration observée à l'aide de la corrélation d'image [Lagier 2008]. Simulation numérique effectuée par J.B. Colliat à l'aide d'une approche discrète	15
Figure 25 : autocontraintes de structure dues au retrait de séchage [Pons 1998] cité par [Ollivier 2008]	15
Figure 26 : Observation de la fissuration sur pâte de ciment et mortier « modèle » (granulat cylindrique carotté) par corrélation d'images. L'épaisseur de l'éprouvette est de 1 cm (25°C et 40 % HR) [Lagier 2008]	15
Figure 27 : Évolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse [Granger 1996]	15
Figure 28 : Évolution du retrait de dessiccation pour différentes dimensions [Hanson et Mattock 1966]. Essais de L'Hermite et Mamillan [L'Hermite 1970], cité par [Torrenti 2008 CEOS] pour 3 rayons moyens (rapport entre la surface (multipliée par 2) et le périmètre séchant) : 35, 70 et 500 mm.	15

Figure 29 : Déformation de retrait de dessiccation en fonction de la fraction volumique de pâte et en fonction du temps pour différents rapports e/c [Bissonnette et al. 1999].	15
Figure 30 : Évolution de la perte en masse pour différents niveaux de chargement [Lassabatère et al. 1997].	15
Figure 31 : Evolution de la pression capillaire en fonction de l'humidité relative.	15
Figure 32 : Evolution du rayon à l'équilibre eau liquide/vapeur d'eau en fonction de l'humidité relative	15
Figure 33 : Décomposition des déformations de fluage propre	15
Figure 34 : Déformation de fluage propre pour différents rapports e/c et pour différents types de ciment ([Hummel 1959], cité par [Kanstad 1991]).	15
Figure 35 : Evolution des déformations de fluage propre et total [Bissonnette et al. 2007].	15
Figure 36 : Fluage propre en flexion de la poutre D1 pour des taux de chargement de 36 %, 60 % et 80 % (déplacement initial retranché) [Omar 2004].	15
Figure 37 : Fluage propre en flexion des poutres D1, D2 et D3 pour un taux de chargement de 80 % (le déplacement initial a été retranché) [Omar 2004].	15
Figure 38 : Fluage propre et recouvrance de fluage en traction et en compression pour le béton conservé dans l'eau, chargé à 28 jours et déchargé à 56 jours.	15
Figure 39 : Fluage propre en traction et en compression pour le béton conservé dans l'eau, chargé à 56 jours.	15
Figure 40 : Mécanismes du fluage propre à court terme (a) et à long terme (b) proposés par [Ulm et al. 1999].	15
Figure 41 : Description idéalisée de l'eau dans les zones d'adsorption empêchée et de la transition avec les pores capillaires [Bažant 1972].	15
Figure 42 : Chaînes de Maxwell a) et chaînes de Kelvin-Voigt b).	15
Figure 43 : Déformation de fluage de dessiccation d'un béton [Gamble et Parrott 1978].	15
Figure 44 : Fluage total spécifique : effet de l'âge de chargement et la teneur en pâte de ciment (C32 = 32% de pâte, C27 = 27 % de pâte et C22 = 22 % de pâte, éprouvettes chargées à 7 jours) [Bissonnette et al. 2007].	15
Figure 45 : Dispositif expérimental de retrait empêché [Kovler 99]	15
Figure 46 : Dispositif expérimental à l'anneau [9]	15
Figure 47 : Dispositif pour le chargement en traction d'éprouvettes.	15
Figure 48 : bâti de fluage en traction [Reinhardt et Rinder 2006].	15
Figure 49 : dispositif d'essai.	15
Figure 50 : célérité des ondes dans les éprouvettes soumises aux ultrasons.	15
Figure 51 : Schéma et dimensions du dispositif.	15
Figure 52 : évolution du module d'élasticité calculé à partir des temps de propagation d'ondes sonores et de la température en fonction du temps.	15
Figure 53 : Vue d'ensemble du bâti de fluage en traction.	15
Figure 54 : Schéma cinématique de la liaison éprouvette/bâti (rapport contractuel IRSN/LCPC [Tailhan et al. 2005]).	15
Figure 55 : Répartition des masses.	15
Figure 56 : Schéma de l'éprouvette.	15
Figure 57 : Photos des éprouvettes coulées dans les moules.	15
Figure 58 : Instrumentation de l'éprouvette.	15
Figure 59 : Inserts a) dans le moule, b) dans l'éprouvette.	15
Figure 60 : Mise en évidence de la fuite d'air injecté, par la fissure.	15
Figure 61 : Instrumentation de l'éprouvette de mesure des déformations d'origine thermique.	15
Figure 62 : Décollage d'un casque.	15
Figure 63 : Champs de déplacement horizontal (unité : pixel).	15

Figure 64 : Rupture de l'éprouvette.	15
Figure 65 : Schéma de principe de la mesure de débit.....	15
Figure 66 : Evolution simulée du débit volumique en fonction du temps.	15
Figure 67 : Courbe contrainte/déformation d'un essai de traction directe.....	15
Figure 68 : Etalonnage du bâti de fluage en compression.....	15
Figure 69 : Evolution de la pression de l'huile dans la chambre des bâtis.	15
Figure 70 : vue d'ensemble des bâtis de fluage en compression (LMT).	15
Figure 71 : Instrumentation des éprouvettes de fluage	15
Figure 72 : représentation schématique des composantes de déformation mesurées lors d'essai en traction (les déformations d'extension sont considérées positives, la déformation élastique n'est pas représentée).	15
Figure 73 : a) essai de fluage total, b) essai de fluage propre, c) essais de retrait.....	15
Figure 74 : Dispositif d'injection de gaz dans l'éprouvette.	15
Figure 75 : a) mesure de la déformation différée totale, b) mesure des déformations de retrait de dessiccation, c) mesure des déformations de fluage propre	15
Figure 76 : Essai de détermination du module d'Young et du coefficient de Poisson (LCPC)15	
Figure 77 : Répartition des valeurs du module d'Young à 90 jours (11 éprouvettes)	15
Figure 78 : Répartition des valeurs de coefficient de Poisson à 90 jours (11 éprouvettes)	15
Figure 79 : Répartition des valeurs de résistance en compression à 90 jours	15
Figure 80 : Répartition des valeurs de résistance par fendage à 90 jours (12 éprouvettes)	15
Figure 81 : Evolution de la température et de l'humidité relative.	15
Figure 82 : Eprouvettes de mesure de la perte de masse.....	15
Figure 83 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.....	15
Figure 84 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.....	15
Figure 85 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.....	15
Figure 86 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.....	15
Figure 87 : Perte en masse à 20°C et 50 % HR après pré séchage.....	15
Figure 88 : Comparaison des évolutions de la perte de masse en fonction du temps avec Granger [Granger 1996].....	15
Figure 89 : Evolution de la perte en masse en fonction du temps selon l'humidité relative ambiante (moyenne de 3 éprouvettes).....	15
Figure 90 : Comparaison des résultats d'isothermes de désorption pour différents bétons.	15
Figure 91 : Evolution des déformations d'origine thermique.	15
Figure 92 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation	15
Figure 93 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation (traitées). Les déformations positives sont des déformations de contraction.....	15
Figure 94 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation	15
Figure 95 : Déformations de retrait de dessiccation à 20°C et 50 % HR après pré séchage à 40°C et 80 % HR.....	15
Figure 96 : Comparaison des évolutions des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps.....	15
Figure 97 : Comparaison des déformées après 4 jours de séchage d'une éprouvette 13x50 et 11x22 et position des points de mesure (amplification d'un facteur égal à $8,19 \cdot 10^3$).	15
Figure 98 : Evolution du déplacement vertical sur la génératrice externe en fonction de z pour l'éprouvette 13x50.....	15
Figure 99 : Evolution du déplacement vertical sur la génératrice externe en fonction de z pour l'éprouvette 11x22.....	15
Figure 100 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse correspondante.....	15

Figure 101 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse.	15
Figure 102 : Evolution des déformations mesurées lors de l'essai de fluage propre.	15
Figure 103 : Comparaison des essais de fluage propre (par MPa).	15
Figure 104 : Evolution des déformations mesurées lors de l'essai de fluage. Les déformations positives sont des déformations d'extension. Zoom sur la période de mise en charge.	15
Figure 105 : Essai de fluage propre (par MPa).	15
Figure 106 : Comparaison des courbes de fluage propre spécifique (par MPa).	15
Figure 107 : Fluage propre spécifique moyen avec barre d'erreur (par MPa).	15
Figure 108 : Comportement schématique instantané en compression (a) et en traction (b). ...	15
Figure 109 : Comparaison des courbes de fluage propre spécifique en traction.	15
Figure 110 : Fluage propre spécifique après pré-séchage des éprouvettes.	15
Figure 111 : Comparaison des courbes de fluage propre spécifique avec et sans pré-séchage des éprouvettes.	15
Figure 112 : Comparaison des différentes voies de mesure d'un même essai.	15
Figure 113 : Evolution du fluage propre spécifique en compression.	15
Figure 114 : Comparaison du fluage propre en compression avec Granger.	15
Figure 115 : Comparaison du fluage propre en compression et en traction avec [Granger 1996].	15
Figure 116 : Détail d'un essai de fluage de dessiccation en traction (fluage de dessiccation spécifique). Les éprouvettes ont été sollicitées en traction pendant 3 jours puis déchargées. .	15
Figure 117 : Comparaison des essais de fluage de dessiccation en traction (par MPa).	15
Figure 118 : Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction (par MPa).	15
Figure 119 : Fluage de dessiccation spécifique avec pré-séchage de l'éprouvette.	15
Figure 120 : Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique avec et sans pré-séchage des éprouvettes.	15
Figure 121 : Déformations différées totales – déformation élastiques.	15
Figure 122 : Fluage de dessiccation spécifique en compression.	15
Figure 123 : Décomposition de la déformation de fluage de dessiccation dans le cas d'un essai de traction et de compression.	15
Figure 124 : Comparaison entre le fluage de dessiccation spécifique en traction, en compression et avec Granger.	15
Figure 125 : Comparaison entre le fluage de dessiccation spécifique et le fluage propre spécifique en traction.	15
Figure 126 : Fluage de dessiccation spécifique en fonction du retrait de dessiccation (comparaison entre traction et compression).	15
Figure 127 : Contrainte à la rupture (après fluage) en fonction de la contrainte appliquée.	15
Figure 128 : Comparaison de la contrainte à la rupture résiduelle en traction et en compression.	15
Figure 129 : Evolution de la perte en masse en fonction du temps. Les courbes simulées sont obtenues avec le modèle simplifié et complet. Les simulations avec le modèle complet ont été effectuées par Thiery.	15
Figure 130 : Isotherme de désorption, modélisation et résultats expérimentaux.	15
Figure 131 : Evolution expérimentale et simulée de la perte en masse ($K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$). Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées (25°C, 60 % HR).	15
Figure 132 : Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées au LCPC.	15
Figure 133 : Evolution de la perte en masse. Comparaison entre simulations numériques et expérience. ($K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$)	15
Figure 134 : Influence de l'humidité relative interne sur la simulation numérique.	15

Figure 135 : Comparaison des courbes expérimentales et modélisées des essais de suivi de perte en masse sur 100 jours.	15
Figure 136 : Evolution expérimentale et simulée ($K = 5,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$) de la perte en masse.	15
Figure 137 : Evolution de la perte en masse. Comparaison entre simulations numériques et expérience.	15
Figure 138 : Profil du degré de saturation pour la géométrie des éprouvettes LCPC et isovaleurs (après 20 jours). ($K = 3,25 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$)	15
Figure 139 : Evolution de la perte en masse, comparaison entre simulations numériques et expérience pour $h_0 = 7 \cdot 10^8 \text{ [SI]}$. Avec convection.	15
Figure 140 : Identification des paramètres : variation de q	15
Figure 141 : Evolution de la perméabilité relative pour différentes valeur de q	15
Figure 142 : Identification des paramètres pour le séchage avec convection.	15
Figure 143 : Influence de la variation d'humidité relative dans le trou central sur la perte en masse.	15
Figure 144 : Profil du degré de saturation pour la géométrie des éprouvettes LCPC pour du séchage avec convection.	15
Figure 145 : Comparaison modèle/expérience sur plusieurs essais avec les mêmes paramètres matériaux.	15
Figure 146 : Calage de l'essai LMT (19°C et 42 % HR).	15
Figure 147 : Calage de l'essai LMT (25°C et 60 % HR).	15
Figure 148 : Courbe bilan (calage des essais avec convection).	15
Figure 149 : Identification des paramètres (40°C et 80 % HR).	15
Figure 150 : Profil du degré de saturation pour la géométrie des éprouvettes avec préséchage pour du séchage avec convection.	15
Figure 151 : Identification des paramètres (20°C et 50 % HR)	15
Figure 152 : Courbe contrainte-déformation en traction.	15
Figure 153 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation suivant les 4 modèles utilisés. (HR variant de 0 à 100 %).	15
Figure 154 : présentation des différentes approches pour la simulation numérique du retrait de dessiccation. (HR variant de 50 à 100 %).	15
Figure 155: Simulation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse.	15
Figure 156 : Simulation de l'évolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps.	15
Figure 157 : Isovaleurs d'endommagement issues du calcul aux éléments finis CAST3M (approche [Coussy]).	15
Figure 158 : Comparaison d'un calcul avec et sans prise en compte de l'endommagement pour une même approche [Coussy].	15
Figure 159 : Déformée sous Cast3M (amplification d'un facteur égal à $8,19 \cdot 10^3$).	15
Figure 160 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (Avec convection).	15
Figure 161 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps. (Avec convection).	15
Figure 162 : Isovaleurs d'endommagement avec l'approche [Granger].	15
Figure 163 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse en tenant compte de la convection avec endommagement.	15
Figure 164 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps en tenant compte de la convection avec endommagement.	15
Figure 165 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (avec convection) en élasticité.	15

Figure 166 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps (avec convection) en élasticité.	15
Figure 167 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (avec convection) avec endommagement.	15
Figure 168 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps (avec convection) avec endommagement.	15
Figure 169 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (avec convection) en élasticité.	15
Figure 170 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps (avec convection) en élasticité.	15
Figure 171 : Evolutions des déformations de retrait de dessiccation simulées et expérimentales en fonction du temps (avec convection, en élasticité).	15
Figure 172 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation simulées en fonction de la perte en masse (avec convection, en élasticité).	15
Figure 173 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation simulées en fonction du temps pour le modèle utilisé par [Granger] (avec convection, en élasticité).	15
Figure 174 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation simulées en fonction de la perte en masse pour le modèle utilisé par [Granger] (avec convection, en élasticité).	15
Figure 175 : Modèle de fluage propre.	15
Figure 176 : Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées au LCPC et au LMT. Fluage Propre.	15
Figure 177 : Simulation numérique avec minimisation de l'erreur entre la moyenne des courbes expérimentales et la courbe simulée.	15
Figure 178 : Simulation numérique avec minimisation de l'erreur entre chaque courbe expérimentale et la courbe simulée.	15
Figure 179 : Modélisation avec minimisation de l'erreur entre la moyenne des courbes de traction et la modélisation (COMPRESSION).	15
Figure 180 : Modélisation avec minimisation de l'erreur entre chaque courbe expérimentale et la modélisation (COMPRESSION).	15
Figure 181 : Modélisation du fluage propre en traction pour $\psi = 0,436$	15
Figure 182: Modélisation du fluage propre en compression pour $\psi = 0,436$	15
Figure 183 : Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées au LCPC et au LMT. Fluage de dessiccation.	15
Figure 184 : Simulation du fluage total [LCPC] pour $\mu = 1. 10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$	15
Figure 185 : Isovaleurs d'endommagement lors de l'essai de fluage total [LCPC] en axisymétrique.	15
Figure 186 : Simulation du retrait de dessiccation en traction [LCPC].	15
Figure 187 : Simulation du fluage de total en compression [LMT] pour $\mu = 1. 10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$	15
Figure 188 : Isovaleurs de fluage total [LMT] en axisymétrique.	15
Figure 189 : Simulation du fluage total en traction [LCPC 2008] $\mu = 1. 10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$	15
Figure 190 : Isovaleurs de fluage total [LCPC 2008] en axisymétrique.	15
Figure 191 : Evolution des déformations de fluage, comparaison avec les résultats expérimentaux de Roll (1964) pour $\beta = 0$	15
Figure 192 : Evolution des déformations de fluage, comparaison avec les résultats expérimentaux de Roll (1964) pour $\beta = 0,24$	15
Figure 193 : Simulation numérique de la rupture en cours de fluage propre.	15
Figure 194 : Simulation numérique de la rupture en cours de fluage de dessiccation.	15
Figure 195 : Isovaleurs d'endommagement à deux pas de temps consécutifs.	15
Figure 196 : Analyse granulométrique du sable 0/5 Juin 1990.	15
Figure 197 : Evolution des Champs de pression.	212

Figure 198 : Evolution des débits volumiques ($m^3.s^{-1}$)	212
Figure 199 : Evolution des débits volumiques en $L.h^{-1}$ et mise en évidence de l'effet Klinkenberg.....	213
Figure 200 : Evolution des pressions au cours du temps.	213
Figure 201 : Astrée.....	214
Figure 202 : Maillage d'un huitième de l'éprouvette usinée.	214
Figure 203 : Différentes géométries considérées	215
Figure 204 : Modélisation Castem pour une contrainte appliquée = 1,85 MPa.....	216
Figure 205 : Test avec une éprouvette non usinée.	217
Figure 206 : maillage du collage et correspondance avec la réalité.....	218
Figure 207 : résultat du calcul CAST3M et interprétation.....	219
Figure 208 : Collage des jauges : préparation et résultat	220
Figure 209 : Test avec éprouvette usinée en condition endogènes au centre.....	221
Figure 210 : éprouvette « uniaxiale » instrumentée.....	222
Figure 211 : Bras de l'éprouvette décollé.	222
Figure 212 : Eprouvette collée et testée en conditions endogènes.....	223
Figure 213 : Rupture de l'éprouvette (déballée après l'essai).....	223

Liste des tableaux

Tableau 1 : Les méthodes de caractérisation expérimentales (directes ou indirectes) du séchage (extrait de [Daïan 2001] + ajouts).....	15
Tableau 2 : Compositions antérieures du béton (dit « B11 »).....	15
Tableau 3 : Description des granulats	15
Tableau 4 : Composition du ciment (en %).....	15
Tableau 5 : Formulations étudiées du B11	15
Tableau 6 : Etalonnage des masses.	15
Tableau 7 : Correspondance entre le chargement appliqué sur l'éprouvette et le nombre de masses empilées.	15
Tableau 8 : Résultats de la caractérisation de la colle.....	15
Tableau 9 : Résistance en traction directe et par fendage du B11.....	15
Tableau 10 : Cycle de vie d'une éprouvette.....	15
Tableau 11 : Résultats de caractérisation du B11 (comparaison avec la littérature).....	15
Tableau 12 : Résultats de caractérisation du B11 (comparaison entre les différentes gâchées) à 90 jours.....	15
Tableau 13 : rapports <i>e/c</i> des bétons comparés.....	15
Tableau 14 : Comparaison du module d'Young avant et après essai.....	15
Tableau 15 : propriétés mécanique du B11 préséché à 40°C et 80 % HR.	15
Tableau 16 : Effet du pré-séchage (40°C, 80 % HR) sur les caractéristiques du béton.....	15
Tableau 17 : Effet du séchage sur la limite en compression après fluage (6 MPa)	15
Tableau 18 : Evolution de la perte en masse en fonction du temps. La courbe simulée est obtenue avec le modèle simplifié.....	15
Tableau 19 : Paramètres de l'isotherme de désorption	15
Tableau 20 : Perméabilité intrinsèque identifiée dans la littérature.....	15
Tableau 21 : Récapitulatif des paramètres matériaux du modèle de séchage sans convection.....	15
Tableau 22 : Paramètres pour les essais de perte en masse (sans convection).....	15
Tableau 23 : Paramètres matériaux du modèle de séchage avec convection.....	15
Tableau 24 : Paramètres du modèle de séchage avec convection [LCPC].	15
Tableau 25 : Comparaison des paramètres du modèle de séchage avec convection.....	15
Tableau 26 : Paramètres de séchage (40°C et 80% HR).....	15
Tableau 27 : Paramètres de séchage (20°C et 50% HR) après préséchage.....	15
Tableau 28 : tableau récapitulatif des paramètres de séchage.....	15
Tableau 29 : Valeur des paramètres matériaux du modèle mécanique en traction et compression.....	15
Tableau 30 : coefficient des différentes approches considérées.	15
Tableau 31 : Paramètres matériaux identifiés pour les différentes approches considérées (LCPC).....	15
Tableau 32 : Coefficient des différentes approches considérées (LMT).	15
Tableau 33 : Coefficient des différentes approches considérées [LCPC 2008].	15
Tableau 34 : Paramètres des différentes approches considérées (après préséchage).....	15
Tableau 35 : Bilan de l'identification des paramètres matériaux relatifs au retrait de dessiccation pour chaque essai (séchage avec prise en compte de la convection, loi de comportement élastique).....	15
Tableau 36 : Valeurs des paramètres matériaux pour le fluage propre en traction.....	15
Tableau 37 : paramètres calés pour le fluage propre en compression.....	15
Tableau 38 : paramètres calés pour le fluage propre en compression et en traction.....	15
Tableau 39 : Coefficient pour le calage des courbes de fluage total.....	15

Tableau 40 : Spécifications granulométriques sur gravillons et cailloux.....	15
Tableau 41 : Paramètres pour le transfert de gaz	211
Tableau 42 : Tableau récapitulatif des longueurs caractéristiques.....	215
Tableau 43 : Tableau récapitulatif des contraintes dans l'éprouvette selon la géométrie.....	216

INTRODUCTION GENERALE

1. Problématique :

1.1 Présentation du contexte industriel

Cette thèse est issue d'une collaboration entre l'IRSN (Institut de Radioprotection et de Sécurité Nucléaire), le LCPC (Laboratoire Central des Ponts et Chaussées de Paris) et le LMT (Laboratoire de Mécanique et Technologie).

L'étude a été pilotée par l'IRSN, et plus particulièrement par le Service d'Analyse des Matériels et des Structures (SAMS) au sein de la Direction de Sécurité des Réacteurs (DSR).

La DSR est chargée des activités d'expertise et d'études tournées vers la maîtrise des risques présentés par les réacteurs de puissance et les réacteurs expérimentaux. Cette Direction contribue et participe à l'appui technique général auprès des autorités publiques, à l'organisation mise en œuvre au sein de l'Institut en cas de crise ou de situation d'urgence, à la réalisation de prestations de recherche, d'études, de mesures et d'essais, pour des demandeurs publics ou privés, à la mise en forme collective des savoirs de l'Institut et à la conception des informations que l'IRSN met à la disposition du public.

Le Service d'Analyse des Matériels et des Structures (SAMS), est chargé de mener des analyses de sûreté spécialisées nécessaires pour les évaluations de sûreté, lorsque des problèmes particuliers se posent dans les domaines de la construction (conception, matériaux, fabrication, contrôles et qualification des matériels aux conditions accidentelles) et de l'exploitation (expérience de fonctionnement, anomalies et incidents, maintenance, surveillance en service) des matériels mécaniques, des matériels électriques, des ouvrages de génie civil et des structures concourant à la sûreté des installations.

Le comportement des structures en béton, comme les enceintes de confinement des réacteurs, est un point essentiel pour l'évaluation de la sûreté des installations nucléaires dont les structures doivent rester stables et assurer le confinement en fonctionnement normal ou accidentel, sous différents types d'agressions interne ou externe, voire en cas d'accidents graves.

Les déformations différées du béton (retrait et fluage) sous contraintes, induisent une diminution dans le temps de la compression dans les parois des enceintes. Le maintien d'une

compression suffisante dans les parois des enceintes est un facteur important pour garantir leur étanchéité dans les différentes situations évoquées auparavant. Il est donc essentiel de prévoir l'évolution de cette compression à différents moments de la vie de l'enceinte et l'état limite de fin de vie.

Une étude à l'échelle du matériau est nécessaire afin de mieux connaître les conséquences dues à la microfissuration lors de la sollicitation de zones faibles. En effet, cette microfissuration peut créer des désordres, influant notamment sur la durabilité de la structure en favorisant la carbonatation, ou la corrosion des armatures par exemple. Cela peut mettre en cause indirectement le respect des exigences de sûreté attribuées au génie civil de l'installation.

L'objectif général de ce travail est d'étudier expérimentalement les déformations différées du béton soumis à des contraintes de traction et d'introduire dans CAST3M un modèle de fluage-retrait capable de simuler ce phénomène.

Il convient de noter que ces calculs doivent apporter des éléments nécessaires pour l'évaluation de l'état limite de fin de vie des enceintes à double paroi (palier 1300 MW et 1450 MW).

1.2 L'énergie Nucléaire en France

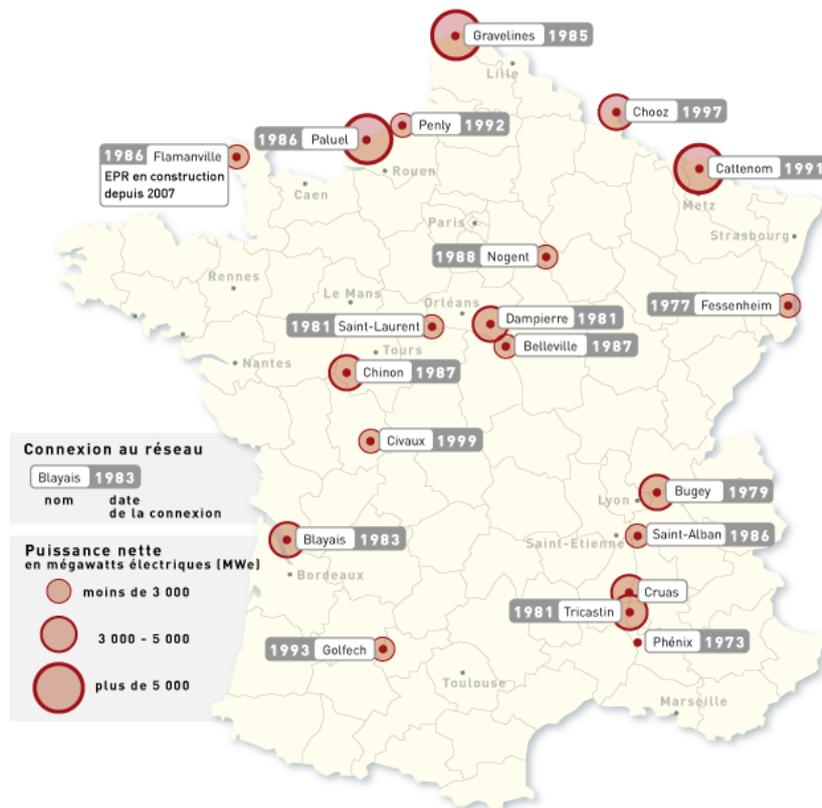


Figure 1 : Les centrales nucléaires françaises (source : site internet CEA)

Une particularité des Centres Nucléaires de Production d'Electricité est leur standardisation, ils comportent chacun entre 2 et 6 réacteurs à eau sous pression technologiquement proches. Sur l'ensemble du territoire français, il y a actuellement

58 réacteurs en fonctionnement, répartis sur 19 sites (voir Figure 1). Les centrales nucléaires se répartissent, selon leur puissance électrique produite, en 3 catégories appelées "paliers":

- le palier à 900 MWe (34 réacteurs CP0 et CPY) ;
- le palier à 1300 MWe (20 réacteurs P4 et P'4) ;
- le palier à 1450 MWe (4 réacteurs N4).

1.3 La conception et réglementation des centrales nucléaires françaises

Le béton, armé ou précontraint, est le matériau de référence utilisé pour la construction des ouvrages nucléaires. Dans le cas des enceintes de confinement, le béton armé précontraint est prévu pour remplir un rôle structural et de confinement.

Nous allons nous intéresser plus particulièrement au comportement du béton dans les enceintes de confinement des Réacteurs à Eau sous Pression (REP).

Afin de garantir l'étanchéité des enceintes de confinement des bâtiments réacteurs en cas d'accident, la paroi interne de l'enceinte en béton est biaxialement précontrainte (Figure 2).

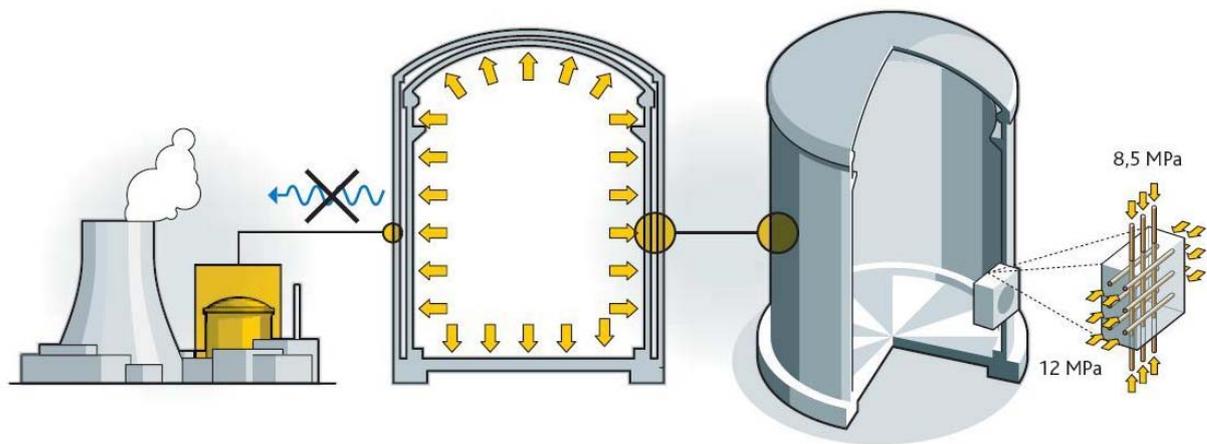


Figure 2 : Enceintes de confinement prédiction du comportement différé ([Granger 1996], [Le Pape et al 2003]).

Dans les centrales nucléaires françaises de type REP à double paroi, une enceinte de confinement en béton précontraint est dimensionnée pour résister à une augmentation de pression interne en situation accidentelle (de l'ordre de 0,4 MPa, correspondant à un accident par perte de réfrigérant primaire).

EDF, exploitant du parc électronucléaire actuellement en service, doit justifier, devant l'autorité de sûreté nucléaire de la capacité de l'enceinte interne à assurer un taux de fuite qui soit, en phase accidentelle, inférieur à 1,5 % / 24 h de la masse totale des fluides (mélange air + vapeur) contenus dans l'enceinte. Pour justifier expérimentalement ce taux de fuite et donc vérifier périodiquement que l'enceinte jouera son rôle de confinement en cas d'accident, chaque enceinte subit ainsi périodiquement (avant la mise en exploitation de la centrale puis tous les dix ans), un test en air sec à température ambiante à sa pression de dimensionnement. C'est « l'épreuve d'enceinte ».

Durant ces épreuves d'enceinte sur quelques jours, des contraintes de traction peuvent apparaître en zones singulières (accès du matériel, sas personnel, ...). De plus, à très long terme des contraintes de traction peuvent également être induites en zone courante en cas d'accident si les déformations différées (retrait et fluage) ont été sous-estimées lors du dimensionnement de la structure [Benboudjema 2002].

En effet, en fonctionnement normal (Figure 3), le fluage en compression du béton provoque une perte de précontrainte dans l'ouvrage. Cette perte de précontrainte engendre une baisse des contraintes de compression dans le béton, (ce qui réduit alors les déformations de fluage en compression de nouveau.)

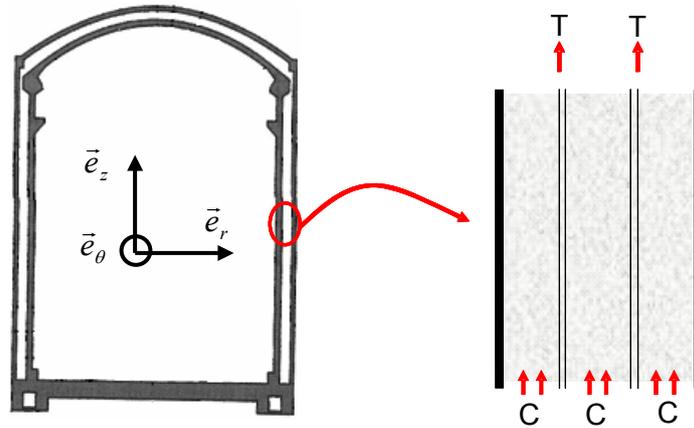


Figure 3 : Etat de contrainte en fonctionnement normal.

Pendant l'épreuve d'enceinte (ou en cas d'APRP), la pression appliquée P dans l'enceinte provoque des contraintes additionnelles de traction dans le béton. Des contraintes de traction se produisent dans le cas où ces contraintes additionnelles dépassent en valeur absolue les contraintes de compression apportées par la précontrainte c.f. Figure 4 et Figure 5. Ces contraintes de traction seront maintenues tout au long de l'épreuve ou de l'accident, l'objectif est d'étudier l'effet différé de ce phénomène de fluage en traction.

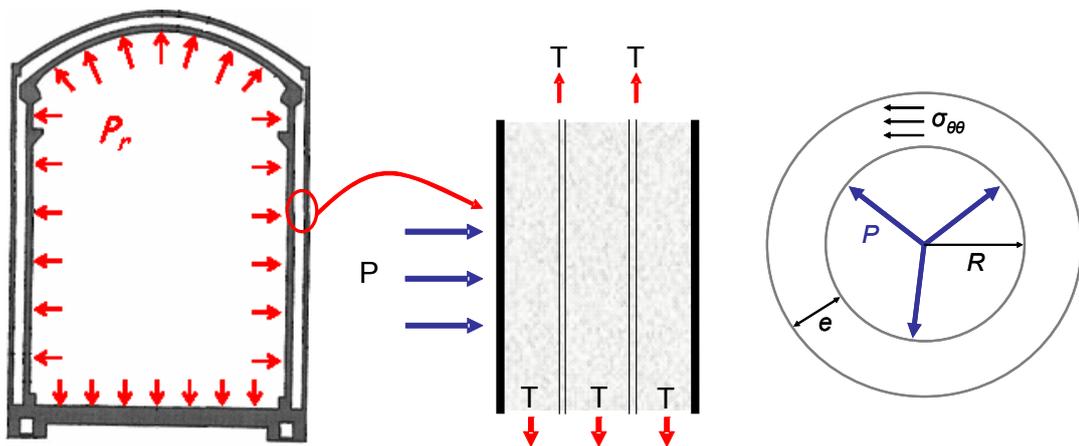


Figure 4 : Etat de contrainte en cas d'épreuve ou d'APRP.

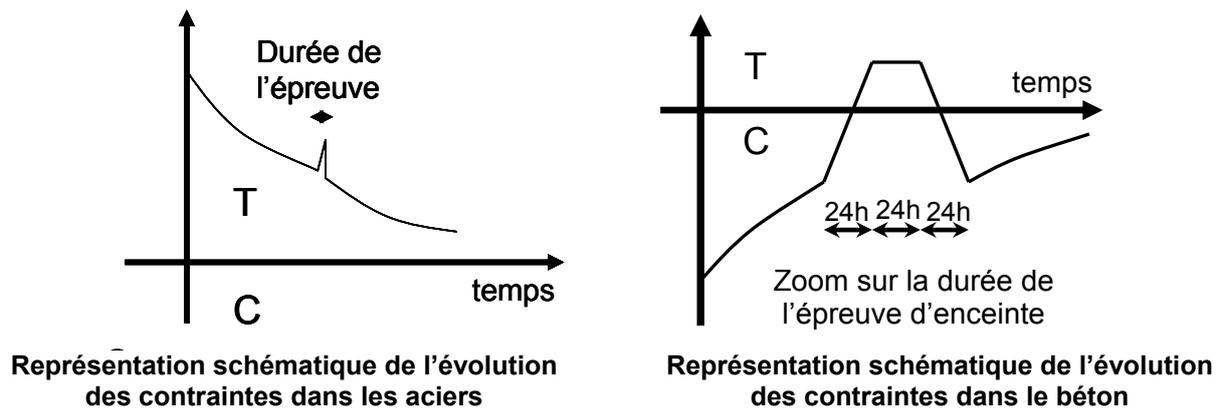


Figure 5 : Représentation schématique de l'évolution de la précontrainte.

Ainsi, des déformations de fluage en traction peuvent apparaître sous ces conditions, et peuvent générer des fissures et/ou contribuer au développement de fissures préexistantes. En effet, des fissures peuvent se développer au niveau des zones de faiblesse, initiées à la construction de l'ouvrage. L'ouvrage étant massif, des fissures perpendiculaires aux reprises de bétonnage apparaissent à cause des déformations thermiques empêchées (liées à la chaleur dégagée par l'hydratation) [Ithurralde 1989].

L'analyse des taux de fuite mesurés lors des épreuves d'enceinte permet de mettre en évidence les deux types de fuites susceptibles d'exister à travers l'enceinte interne [Billard 2003] :

- les fuites dites singulières, liées, par exemple, à des fissures continues et localisées,
- les fuites dites diffuses, liées à la porosité ouverte du béton.

La contribution, sur le taux de fuite global, des débits générés par les fuites diffuses en conditions d'épreuve n'est pas négligeable. Verdier [Verdier 2001] donne par exemple une contribution de 78 % du débit diffus sur le débit de fuite total lors de la première épreuve d'une enceinte. Les fuites diffuses sont quantifiées par la différence entre la fuite totale et la fuite issue des fissures localisées. Toutefois, les fuites diffuses peuvent englober des fuites localisées non détectées.

Le comportement différé du béton constitue une des composantes majeures du comportement mécanique du matériau béton. Les essais sont longs et les résultats obtenus sont fortement influencés par l'âge du béton au moment du chargement, le type et le niveau de contrainte appliquée et les conditions d'environnement de l'essai (température, hygrométrie, ...).

Les conséquences des déformations différées peuvent être catastrophiques, comme dans le cas du pont de Palau [Bažant 2008-a]. Ce pont construit en 1977 par précontrainte par post-tension (poutres en caisson précontraintes) a subi au bout de 20 ans une perte de 50 % de précontrainte et présentait une flèche de 1,5 m. Ce phénomène met en avant la mauvaise prédiction des codes de calcul réglementaires dans certaines configurations qui avaient largement sous-estimé ces phénomènes. D'autres auteurs ([ACI 209], [Raphael et al. 2002]) ont également noté que dans des configurations simples (essais de compression uniaxiale), les modèles réglementaires (ACI, EC2,...) ne permettent pas de reproduire correctement les résultats expérimentaux, voir sous-estiment fortement les déformations différées (EC2).

A cause de la flèche trop importante de l'ouvrage, ce dernier a subi une remise sous précontrainte. Quelques jours plus tard, le pont s'est rompu brutalement. Les causes de la

rupture n'ont pas encore été déterminées. Néanmoins, les valeurs excessives de la flèche et des pertes de précontrainte sont liées en grande partie aux déformations différées.

Dans le cas des centrales nucléaires françaises actuellement en service, les effets du fluage ont été estimés à partir de la résistance caractéristique imposée à l'ouvrage. Cependant, la corrélation entre la résistance caractéristique et le fluage est faible [ACI 209], ce qui explique la dispersion des propriétés de fluage pour des centrales ayant un béton de même résistance caractéristique (cf Figure 6 et Figure 7). Dans le cas de la nouvelle génération de centrales (EPR), pour la première fois, à notre connaissance, une exigence sur la valeur du module d'Young a été imposée à $E = 39$ GPa pour garantir un niveau de déformations différées faible. Cette valeur est issue du retour d'expérience sur les mesures effectuées sur les enceintes du parc en exploitation et corrélée aux valeurs du module d'Young. En effet, la corrélation entre le module et le fluage est forte [ACI 209].

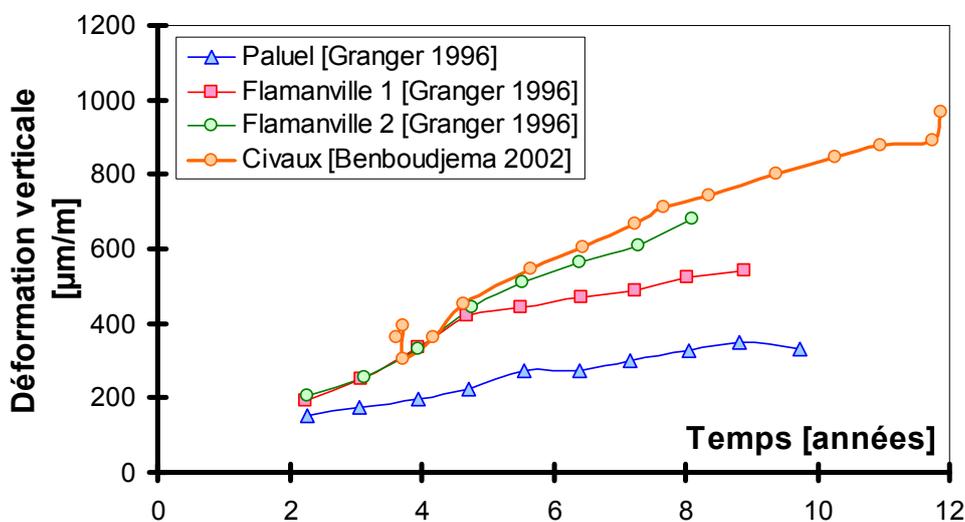


Figure 6 : Comparaison des déformations verticales pour plusieurs centrales françaises.

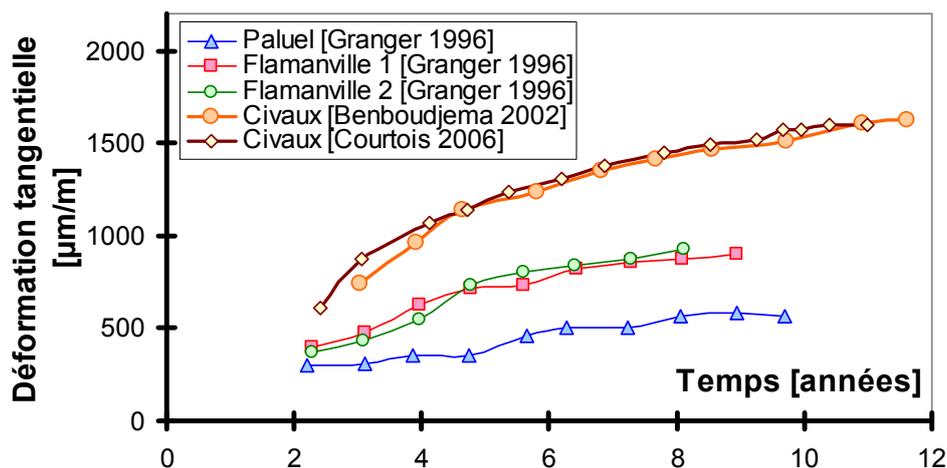


Figure 7 : Comparaison des déformations tangentielles pour plusieurs centrales françaises.

Alors que le fluage du béton en compression, en flexion (dans une moindre mesure) et en traction indirecte au jeune âge (dispositif de retrait empêché) a été considérablement étudié [Omar 2004], [Granger 1996], [Kovler 1994],...), ce n'est pas le cas du fluage en traction

directe pour des bétons durcis qui est bien moins connu ([Berthollet 2003], [Brooks et Neville 1977], [Morin et Maso 1982]...). Notamment, le domaine où le fluage spécifique en traction directe est indépendant de la contrainte appliquée a été très peu étudié, ainsi que le risque de rupture en cours de chargement.

Ce manque de résultat s'explique car on ne tient pas compte dans les règles de dimensionnement (EC2, BAEL,...), en général, du comportement du béton en traction lors du calcul des structures en béton armé à L'ELU (la traction n'est pas le mode de sollicitation recherché dans les structures en béton). De plus, la réalisation des dispositifs expérimentaux adaptés est délicate. Ainsi, très peu de données sont disponibles actuellement en flexion et en traction.

Une difficulté supplémentaire est liée à la méconnaissance des mécanismes mis en jeu lors du fluage des bétons, malgré le nombre important d'études. Ainsi, il est encore difficile de proposer un modèle prédictif robuste basé sur la composition des bétons. Les essais de nano-indentation sur les C-S-H à l'échelle macro [Ulm 2005], couplés au développement des techniques d'homogénéisation en viscoélasticité devraient permettre d'affiner nos connaissances sur le fluage à l'échelle micro ([Le Pape 2008], [Smilauer et Bittnar 2008]) (Figure 8).

2. Objectif de l'étude

Afin de répondre aux besoins industriels, étant donné le manque de résultats expérimentaux en traction, il est nécessaire de caractériser le comportement du béton en traction uniaxiale.

En effet, pour comprendre et simuler les phénomènes à l'échelle de la structure, une étude à l'échelle du matériau est nécessaire afin d'identifier les couplages physiques, mécaniques comme le montre la Figure 8 :

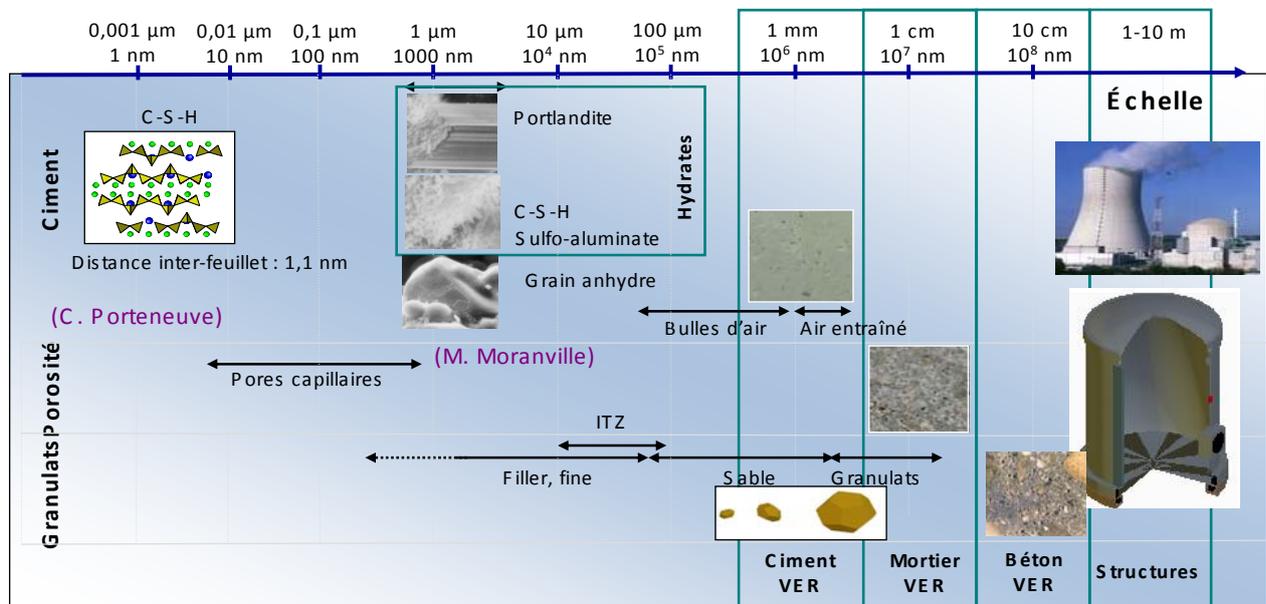


Figure 8 : le béton, un matériau hétérogène : caractérisation multi-échelles.
([Le Pape et al. 2003] [Moranville et al. 2004]).

Il a été décidé de travailler sur une composition de béton, appelée B11, représentative du béton d'enceinte de confinement d'une centrale nucléaire.

Les centrales sont construites avec des granulats locaux nécessitant un travail de caractérisation important. Ceci explique les différences de comportement ou du niveau d'étanchéité entre les enceintes du parc électronucléaire français.

Les objectifs de la thèse sont de prédire le comportement différé du béton soumis à des contraintes de traction sur une durée de chargement de 3 jours (durée représentative d'une épreuve d'enceinte). Le but est d'étudier l'influence du niveau de chargement (déterminer la zone où le béton reste visco-élastique linéaire) et de déterminer s'il y a risque de fissuration (ou de rupture à l'échelle du matériau) lors d'une épreuve d'enceinte ou d'un accident par perte de réfrigérant primaire. Pour cela, une campagne d'essais a été menée pour différents niveaux de contrainte (50 %, 70 % et 90 % de la résistance en traction). Il s'agit également de déterminer la résistance résiduelle du béton après compression afin de déterminer si les modèles du fluage proposés dans la littérature sont capables de reproduire, à la fois, les déformations de fluage sous des sollicitations de compression et de traction. Enfin, un modèle de comportement différé, incluant le couplage fissuration / fluage a été implanté dans le logiciel Cast3m. Les simulations numériques avec un modèle aux éléments finis ont été comparées aux résultats expérimentaux. L'objectif est d'identifier les paramètres matériaux et de proposer un outil de simulation numérique fiable, capable de prédire le comportement d'une enceinte de confinement, lors d'un test décennal en zone courante et singulière en matière de déformations et de fissuration.

PARTIE A : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Cette partie présente un état de l'art sur l'étendue des connaissances actuelles à propos du béton : composition, comportement, observations expérimentales et modèles numériques.

Une brève présentation de la micro et méso structure du béton va être faite dans le but d'identifier et de comprendre les différents mécanismes physico-chimiques des déformations différées.

1. Généralité sur les bétons

Le béton est un matériau de construction composite moderne, simple d'emploi et extrêmement répandu. Il se compose d'une matrice cimentaire (pâte de ciment hydraté) qui amalgame les inclusions rigides (graviers et sable). Un béton contient environ (en volume) :

- eau : entre 14 et 22 %
- ciment : entre 7 et 14 %
- granulats (dont sable) : entre 60 et 78 %

Pour différents bétons ayant un même dosage en ciment mais avec un rapport eau/ciment différent, on remarque que ses propriétés s'en retrouvent affectées. En effet, selon la combinaison des trois composants majeurs du béton, le matériau obtenu aura différentes propriétés (rhéologie, propriétés mécaniques, perméabilité...). L'ajout d'additifs et d'adjuvants (cendres volantes, fumées de silice, superplastifiants...) permet de modifier les propriétés souhaitées.

Il existe plusieurs gammes de béton selon leur rapport eau/ciment. Celui-ci est passé de 0,50 dans les Bétons Ordinaires à 0,45 dans les Bétons Hautes Performances et 0,20 dans les Bétons à Très Hautes Performances dont les résistances en compression à 28 jours dépassent les 100 MPa, de telles performances sont rendues possibles par l'utilisation de superplastifiant.

Comme nous venons de le voir, la composition du béton a une grande importance sur les caractéristiques finales du matériau, c'est pourquoi il est important de comprendre les mécanismes qui entrent en jeu à cette échelle microscopique dans les différentes phases du béton. Nous allons donc tout d'abord nous intéresser à la pâte de ciment pour comprendre sa formation et son rôle à l'échelle macroscopique. Ensuite nous étudierons le rôle des granulats et des éventuels adjuvants.

1.1 Pâte de ciment

D'après la norme NF P 15-301 de 1994, « le ciment est un liant hydraulique, c'est-à-dire une matière inorganique finement moulue qui, gâchée avec de l'eau, forme une pâte qui fait prise et durcit par suite de réactions et processus d'hydratation et qui, après durcissement, conserve sa résistance et sa stabilité, même sous l'eau. »

La pâte de ciment, est donc le « liant » entre les différents constituants du matériau béton son étude est donc importante pour comprendre certaines propriétés du matériau final. Elle est constituée d'anhydres, d'hydrates (produits de l'hydratation du ciment entre le ciment et l'eau) et de pores (partiellement saturés en eau).

1.1.1 Les hydrates

Les hydrates les plus importants du ciment Portland sont les silicates de calcium hydratés, noté C-S-H ou appelé gel de C-S-H dû à son faible degré de cristallisation. Ces C-S-H sont à l'origine du pouvoir adhérent de la pâte de ciment et améliorent sa résistance. En effet, Les C-S-H présentent une grande surface spécifique et une porosité d'environ 28 % [Powers, 68]. Les surfaces des C-S-H sont de plus très attractives. Elles adhèrent entre elles et avec les autres éléments constitutifs du béton (sable, granulats, portlandite...), ce qui explique le rôle de « colle » du ciment.

Plusieurs modèles existent pour simuler le comportement de cet hydrate, cependant, le modèle proposé par [Feldman et *al.* 1968] semble être le plus performant pour comprendre les comportements différés de la pâte de ciment. [Guénot- Delahaie 1997]

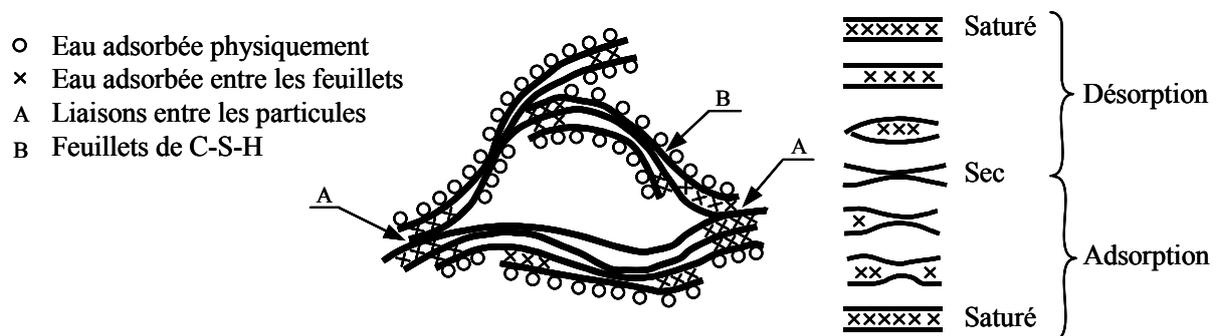


Figure 9 : Représentation schématique de la microstructure du gel de C-S-H selon le modèle de [Feldman et Sereida 1968].

En plus de ce gel, la pâte de ciment contient des cristaux grossiers comme la Portlandite $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ayant peu d'importance du point de vue de la résistance mécanique et diminuant la durabilité du béton par sa solubilité dans l'eau. On cherche donc à limiter cette Portlandite (en ajoutant par exemple de la fumée de silice).

On trouve également les aluminates (ou sulfo-aluminates de calcium hydratés) qui cristallise en plaquettes hexagonales empilées entre les grains de ciment hydratés. La séquence de formation des sulfo-aluminates comprend l'apparition du trisulfo-aluminate de calcium ou ettringite.

La proportion de ces hydrates dans la pâte de ciment hydratée est fortement dépendante de la composition du ciment (teneur en C_3S , C_2S , C_3A , C_4AF). Comme nous le verrons par la suite, la nature du ciment a un impact important sur les déformations différées, en effet, les hydrates subissent des déformations différentes selon leur nature.

1.1.2 La porosité

La porosité se décompose en pores des hydrates (environ 0,3 nm) et les pores capillaires entre les hydrates (de quelques centaines de nanomètre jusqu'au millimètre). La porosité est caractérisée par la taille de ces pores mais aussi par leur connectivité et par la tortuosité de leur réseau. Les pores contiennent de l'eau et de l'air. [Granger 1996]

L'eau a un double rôle d'hydratation de la poudre de ciment et de facilitation de la mise en œuvre du béton (ouvrabilité). En l'absence d'adjuvant plastifiant, la quantité d'eau est déterminée par la condition de mise en œuvre. Un béton contient donc une part importante d'eau libre, ce qui conduit à une utilisation non optimale de la poudre de ciment.

Dès le gâchage du ciment, l'eau devient multiforme. Elle peut être libre dans les pores capillaires entre les hydrates, adsorbée à la surface des solides ou combinées dans les premiers hydrates. [Granger 1996], [Regourd 1982]

Il est à noter que l'eau libre est fortement chargée ioniquement (Ca^{2+} , OH^- , Na^+ , ...)

1.2 Granulat

La définition de granulat est donnée par la norme XP-P 18.540 : « ensemble de grains de dimensions comprises entre 0 et 125 mm destiné notamment à la confection des mortiers et des bétons, [...] ».

Les sables sont des granulats dont le diamètre du plus gros grain doit être inférieur à 2 mm.

Les granulats ont une influence importante sur les performances mécaniques et sur les déformations différées du béton obtenu. En effet ils ont, en règle générale, de meilleures performances mécaniques que la pâte de ciment. L'origine du granulat doit être prise en compte pour l'explication du comportement différé du béton en conditions séchantes à température ambiante, et à hautes températures.

Les granulats peuvent également contribuer à la dégradation d'une structure en béton. En effet les granulats ne subissent pas de déformations différées à l'échelle de la durée de vie des structures. Les déformations différées de la pâte de ciment sont donc empêchées ce qui se traduit par :

- Des déformations différées à l'échelle du béton bien plus faibles que celles observées sur pâte de ciment.
- L'apparition de contraintes internes auto induites (sans chargement mécanique extérieur) dans la pâte de ciment et les granulats.

Ces deux phénomènes seront détaillés par la suite.

La forme et la rugosité des granulats ont une grande influence sur la compacité du mélange granulaire, qui est également sensible à la granulométrie (distribution de taille des granulats utilisés dans un béton donné). La granulométrie a pour but d'optimiser la réduction du volume des vides afin d'améliorer les caractéristiques mécaniques du béton. [Dreux-Gorisse 1970].

La forme et la nature (calcaire, siliceuse, silico-calcaire) des granulats choisie joue également sur l'adhérence avec la matrice cimentaire.

Les granulats utilisés pour le béton sont d'origine soit naturelle, soit artificielle, soit recyclée.

1.2.1 Les granulats naturels

Parmi les granulats naturels, les plus utilisés pour le béton proviennent de roches sédimentaires siliceuses ou calcaires, de roches métamorphiques telles que les quartz et quartzites, ou de roches éruptives telles que les basaltes, les granites, les porphyres. Indépendamment de leur origine minéralogique, on classe les granulats en deux catégories :

- les granulats alluvionnaires, dits roulés, dont la forme a été acquise par l'érosion. Ces granulats sont lavés pour éliminer les particules argileuses, nuisibles à la résistance du béton et criblés pour obtenir différentes classes de dimension. Bien qu'on puisse trouver différentes roches selon la région d'origine, les granulats utilisés pour le béton sont le plus souvent siliceux, calcaires ou silico-calcaires ;
- les granulats de carrière sont obtenus par abattage et concassage, ce qui leur donne des formes angulaires. Les granulats concassés présentent des caractéristiques qui dépendent d'un grand nombre de paramètres : origine de la roche, régularité du banc, degré de concassage...

1.2.2 Les granulats artificiels

Ces granulats sont conçus pour répondre à un cahier des charges bien particulier :

- Granulats à hautes caractéristiques élaborés industriellement pour répondre à certains emplois, notamment les granulats très durs pour renforcer la résistance à l'usure de dallages industriels (granulats ferreux, carborundum...) ou granulats réfractaires.
- Granulats très légers d'origine aussi bien végétale et organique que minérale (bois, polystyrène expansé). Très légers – 20 à 100 kg/m³ – ils permettent de réaliser des bétons de masse volumique comprise entre 300 et 600 kg/m³. On voit donc leur intérêt pour les bétons d'isolation, mais également pour la réalisation d'éléments légers : blocs coffrants, blocs de remplissage, dalles, ou rechargements sur planchers peu résistants.

1.2.3 Les granulats recyclés

Ce dernier type de granulat peut servir de ressource de substitution partielle ou totale aux granulats naturels. On peut citer le béton concassé ou le fraisat d'enrobés bitumineux qui peuvent servir de granulat recyclés.

1.2.4 Auréole de transition

Dans le béton durci, autour des granulats, une zone se crée au moment de l'hydratation, c'est l'auréole de transition. L'épaisseur et les propriétés de cette interface dépendent de la composition du béton, de la forme et de la nature du granulat.

1.3 Adjuvants et additions

Dans la composition de bétons, les adjuvants ou additifs améliorent les caractéristiques du matériau à l'état frais ou à l'état durci. Selon la norme EN NF 934-2, un adjuvant est incorporé lors du malaxage du béton à un dosage inférieur à 5 % des éléments fins (ciment, fumées de silice et billes de laitier...). Il existe 11 familles d'adjuvants. Des adjuvants comme le chlorure de calcium ou des agents entraîneurs d'air sont tous deux employés dans la construction par temps froid. Il existe aussi des retardateurs de prise et des réducteurs d'eau, des plastifiants etc.

L'utilisation de (super)plastifiants permet d'avoir un béton avec une bonne ouvrabilité, tout en respectant le compromis avec la résistance. Cela conduit à avoir des bétons avec un rapport e/c beaucoup plus élevé que la réaction d'hydratation ne le nécessiterait. Une partie de l'eau non utilisée lors de la réaction d'hydratation se trouve donc non liée chimiquement dans le béton. [Granger 1996]

Les adjuvants et additions ont également une influence sur les déformations différées du béton, puisqu'ils en modifient la microstructure (porosité, hydrates, tension de surface de l'eau, ...).

2. Le séchage des bétons

L'exposition d'une structure en béton à une humidité relative environnante, inférieure à celle régnant au sein du matériau est à l'origine d'un déséquilibre hygrométrique. Ce déséquilibre se traduit par un mouvement de l'eau de l'intérieur du matériau vers l'extérieur, conduisant au séchage de celui-ci. En effet, au décoffrage, le béton se trouve dans une ambiance extérieure dont l'humidité relative est inférieure à celle au sein du matériau. Il subit alors un véritable choc hydrique. Il est donc en déséquilibre hygrométrique avec l'atmosphère. Le séchage va lui permettre de retrouver, très lentement, un équilibre hydrique avec le milieu extérieur.

Le séchage est un phénomène complexe. De multiples mécanismes sont mis en jeu simultanément: perméation, diffusion, convection, sorption/désorption. Le processus de séchage, dans les matériaux à matrice cimentaire, est un phénomène très lent (1000 à 10000 fois plus lent que le processus de diffusion thermique, [Acker et Ulm 2001]).

Le séchage des bétons a plusieurs effets sur le béton :

- Il est le moteur de déformations différées : le retrait de dessiccation et le fluage de dessiccation.
- Le degré de saturation a une influence importante sur le transfert des gaz et sur le coefficient de diffusion des espèces ioniques.
- La création de microfissures (voir de macro fissures) du fait des déformations de retrait de dessiccation différentielles entre la peau et le cœur, mais aussi entre les granulats et la pâte de ciment. Ces fissures peuvent affecter les propriétés de transfert.

Nous allons tout d'abord étudier les différents mécanismes du séchage et sa caractérisation, puis nous verrons différentes approches de modélisation. En dernière partie, les conséquences du séchage sur les propriétés mécaniques et sur les propriétés de transfert sont analysées.

2.1 Mécanismes du séchage et caractérisation expérimentale

2.1.1 Les mécanismes du séchage

L'eau est présente dans la pâte de ciment sous sa phase liquide et gazeuse. Bien que le mécanisme moteur du séchage soit le gradient d'humidité relative, lié à la phase vapeur, l'eau liquide est également concernée. L'équilibre thermodynamique entre les phases vapeurs et liquides doit être en effet maintenu.

Le séchage fait intervenir de multiples mécanismes complexes, qui se produisent de façon plus ou moins couplés ([Coussy et *al.* 2001], [Daïan 2001], [Mainguy et *al.* 2001]). Les phénomènes de perméation, diffusion, adsorption-désorption, condensation-évaporation sont en effet mis en jeu dans la pâte de ciment (Figure 10).

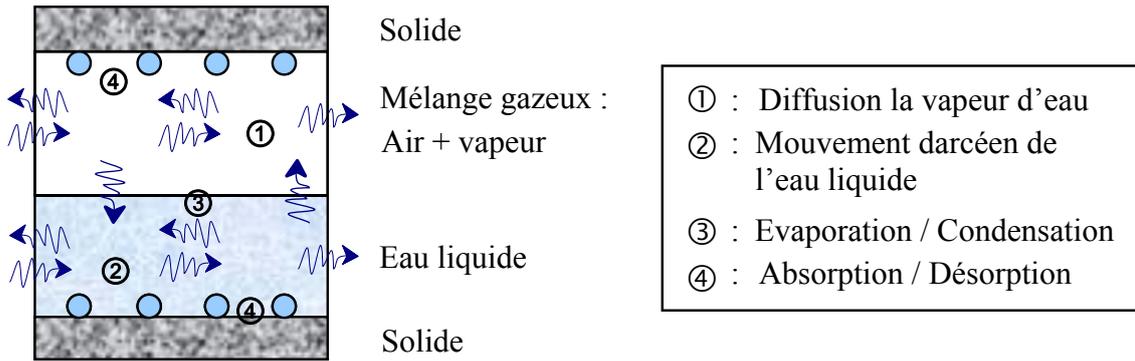


Figure 10 : Représentation schématique des mécanismes de transport de l'eau au sein de la pâte de ciment. (Adapté de [Mainguy et al. 2001]).

2.1.2 Caractérisation expérimentale du séchage

Le Tableau 1 présente les principales méthodes expérimentales permettant de caractériser le séchage. Cependant ces méthodes sont plus ou moins complexes à mettre en œuvre (modélisation nécessaire, analyse inverse...).

Tableau 1 : Les méthodes de caractérisation expérimentales (directes ou indirectes) du séchage (extrait de [Daïan 2001] + ajouts).

Coefficient	Détermination expérimentale
Perméabilité « intrinsèque » à l'eau liquide	<ul style="list-style-type: none"> - Cinétique de séchage : perte de masse + isotherme de désorption - Cinétique d'adsorption d'eau - Distribution de la taille des pores
Coefficient de diffusion hydrique	<ul style="list-style-type: none"> - Cellule de diffusion hydrique - Coupelle, régime stationnaire - Distribution de l'humidité relative par RMN ou gammadensimétrie

Les propriétés de séchage peuvent être caractérisées par : La mesure de la porosité accessible à l'eau, l'isotherme de désorption et le suivi de la perte en masse [Baroghel-Bouny et al. 1999]. Quelques exemples d'**isothermes de désorption** de pâtes de ciment, de mortiers et de bétons pour différents rapports e/c sont reportés sur la Figure 11.

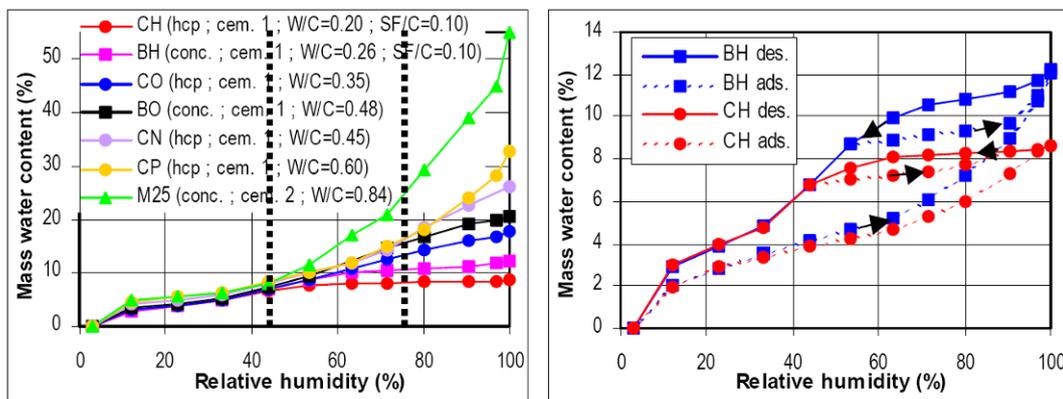


Figure 11 : Isothermes de désorption [Baroghel-Bouny 2005].

On constate (logiquement) que plus le rapport e/c est important et plus la teneur en eau à $HR = 100\%$ l'est également. De plus, en deçà d'environ 43% d'humidité relative, les isothermes deviennent insensibles au rapport e/c . Baroghel-Bouny [Baroghel-Bouny 1997] suggère que cette partie de courbe correspond au séchage des C-S-H (dont la micro-structure est peu sensible au rapport e/c). Au-delà de 43% , la porosité capillaire est concernée, celle-ci dépendant fortement du rapport e/c du matériau. Ainsi, cette partie de l'isotherme de désorption dépend fortement de la composition du matériaux. Il existe également un important hystérésis lors des cycles séchage/adsorption, généralement attribué à l'effet « bouteille d'encre ».

La Figure 12 reporte l'évolution de la perte en masse de pâtes de ciment et de bétons de différents rapports e/c [Baroghel-Bouny et al. 1999]. La cinétique de séchage est d'autant plus rapide que le rapport e/c est important.

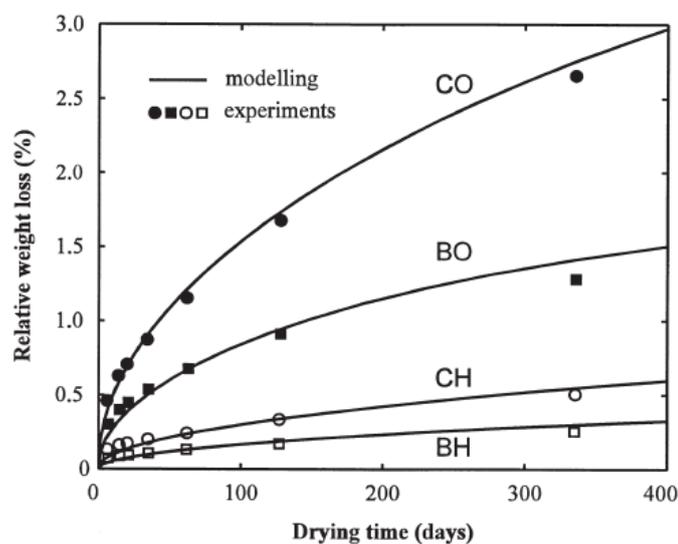


Figure 12 : Evolution de la perte en masse [Baroghel-Bouny et al. 1999].

La cinétique de séchage, dans les matériaux à matrice cimentaire, est un phénomène très lent (1000 à 10000 fois plus lent que le processus de diffusion thermique). La Figure 13 montre la distribution de la teneur en eau.

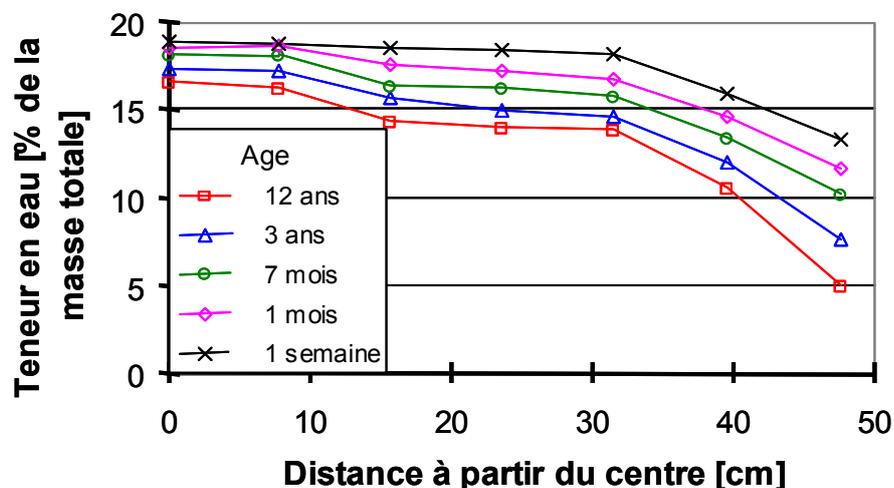


Figure 13 : Distribution de la teneur en eau dans l'éprouvette à différents instants [Acker et al. 1990].

Ces mesures ont été effectuées sur un bloc de béton imposant (prisme de dimension $100 \times 100 \times 200$ cm) séchant de façon unidirectionnelle sur une longueur de 1 m, pendant 12 ans. On constate une distribution fortement différentielle de la teneur en eau. L'équilibre hydrique est loin d'être atteint après 12 années de séchage. Les auteurs estiment, par extrapolation, la fin du séchage à 120 ans. Cette conclusion est directement applicable dans le cas des enceintes de confinement des centrales nucléaires dont l'épaisseur est du même ordre de grandeur. La teneur en eau mesurée sur l'enceinte de confinement de Civaux B11 est reportée sur la Figure 14 [Courtois et al. 2006].

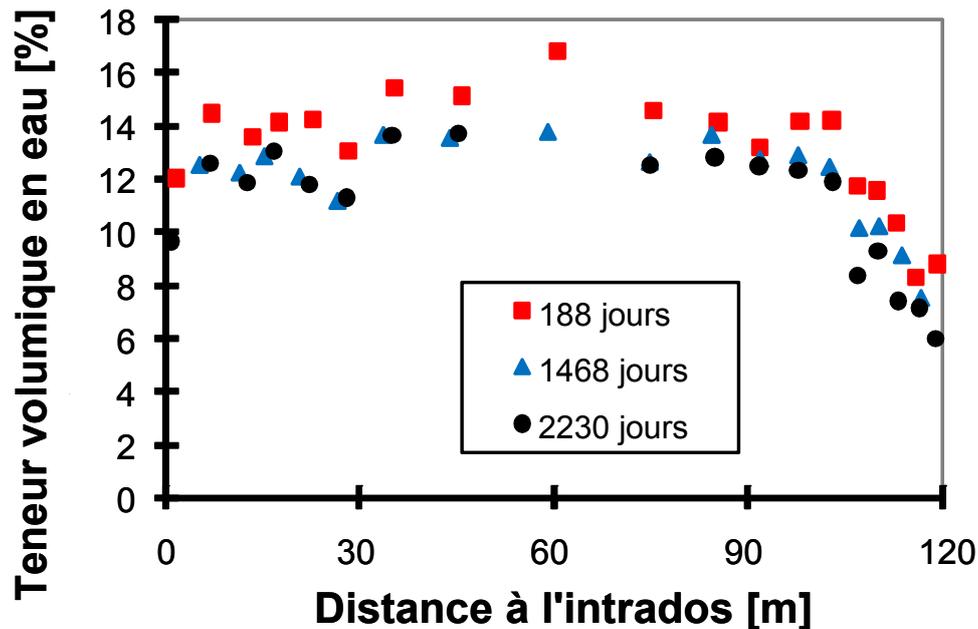


Figure 14 : Distribution de la teneur en eau dans l'enceinte de Civaux 1 [Courtois et al. 2006].

De plus, les mesures expérimentales de perméabilité et de perte en masse indiquent que les caractéristiques de transport de l'eau ne sont pas affectées significativement par l'âge du béton, dès que l'âge est supérieur à une vingtaine de jours ([Powers et al. 1954], [Gamble et Parrott 1978]). Ainsi, l'étude de structures suffisamment âgées ne nécessite pas la prise en compte de ce paramètre.

Enfin, il est nécessaire de connaître la valeur de l'humidité relative initiale au sein du béton (qui diminue du fait de l'auto-dessiccation). Celle-ci dépend très fortement du rapport e/c et de l'âge du béton (Figure 15).

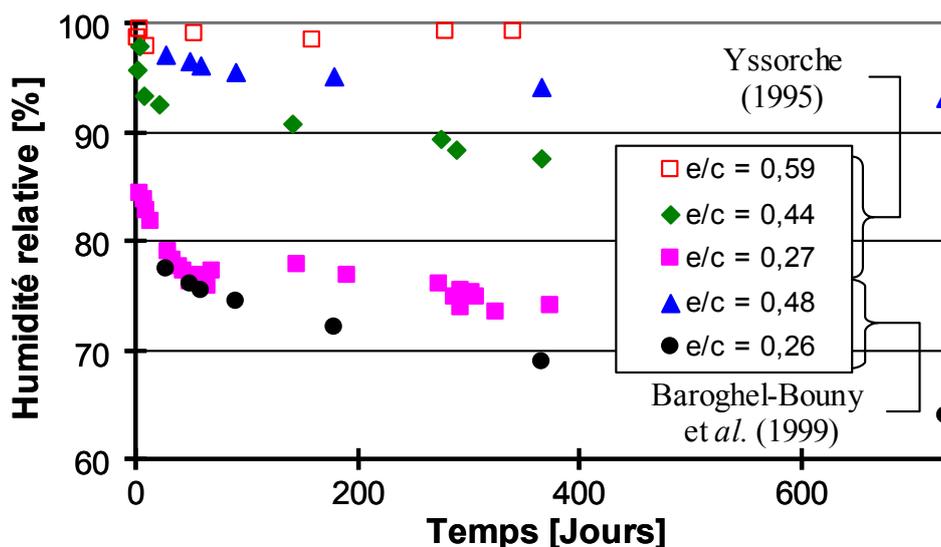


Figure 15 : Auto-dessiccation dans les bétons ([Baroghel-Bouny et al. 1999], [Yssorche 1995]).

2.2 Les effets du séchage

Ce paragraphe présente les conséquences du séchage sur les propriétés mécaniques et sur le transfert de gaz dans le béton. Cependant il est à noter qu'il est difficile de séparer les effets du séchage proprement dit de ceux dus à la fissuration liée au retrait de dessiccation différentiel (induit par le séchage).

Le séchage induit par déformation différentielle de retrait de dessiccation entre le cœur et la surface d'éprouvettes (ou de structures) une micro-fissuration à la surface. A cette micro-fissuration s'ajoute celle due à la déformation différentielle entre la pâte de ciment et les granulats. Elle peut s'observer au microscope électronique à balayage ou optique ([Sicard et al. 1992], [Bisschop et van Mier 2002]). En surface, la micro-fissuration est quasi-isotrope [Sicard et al. 1992]. En profondeur, elle dépend de la taille et de la teneur en granulats [Bisschop et van Mier 2002]. L'ouverture de fissure est relativement faible (entre 0,25 et 50 μm , [Bažant et al. 1986]). Par conséquent, elle semble n'avoir que peu d'influence sur les propriétés de séchage (par exemple [Lassabatère et al. 1997] n'ont pas mesuré une différence significative de perte de masse entre une éprouvette séchant et une éprouvette séchant chargée en compression). Le faciès de fissuration observée après séchage est reporté sur la Figure 16.

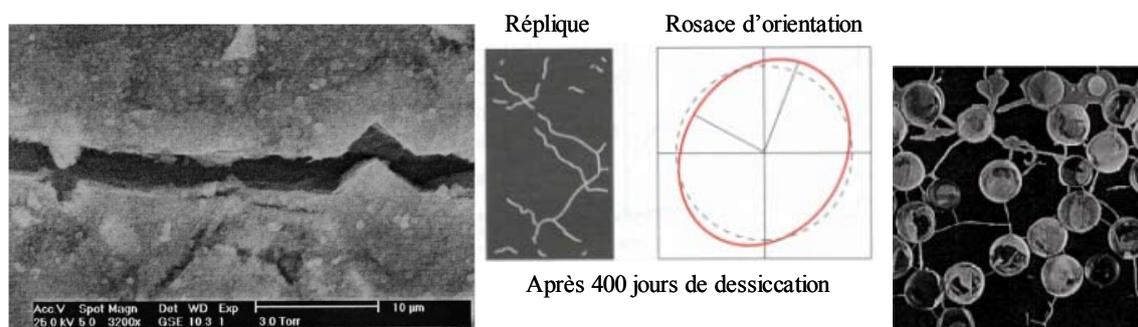


Figure 16 : Quelques observations sur la fissuration lors du séchage ([Bisschop et van Mier 2002], [Sicard et al. 1992]).

2.2.1 Effet sur les propriétés mécaniques

En parallèle de la fissuration observée, le développement de la pression capillaire génère des contraintes de compression au sein du béton (ou de la pâte de ciment ou du mortier), qui joue le rôle de précontrainte interne.

On observe généralement une diminution du module d'Young entre 4 et 30 % [Wittmann 1970], [Brooks et Neville 1977], [Dantec et al. 1996], [Kanna et al. 1998], [Burlion et al. 2005], [Yurtdas et al. 2006] et [de Jenlis 2008] jusqu'à 30 - 50 % d'humidité relative. [Wittmann 1970] et [Torrenti 1987] observent ensuite une augmentation lorsque le matériau devient sec. Il est à noter que [de Jenlis 2008] n'observe aucune variation significative du module d'Young de la pâte de ciment si celle-ci est séchée progressivement par palier.

Néanmoins, il n'y a pas de consensus sur les résistances en traction et en compression. [Brooks et Neville 1977], [Dantec et al. 1996], [Burlion et al. 2005], [Yurtdas et al. 2006], [de Jenlis 2008] indiquent une augmentation de la résistance en **compression**. [Wittmann 1970], [Torrenti 1987], [Hanson 1968] indiquent globalement une diminution de la résistance en compression jusqu'à 30 - 50 % d'humidité relative. Il est à noter que [Pihlajavaara 1974] mesure au départ une légère augmentation de la résistance en compression suivi d'une légère diminution, puis d'une importante augmentation sur mortier lorsque le matériau devient sec. Cette augmentation est également mesurée par [Wittmann 1970] et [Torrenti 1987]. [Szczésniak et al. 2007] note une augmentation de la résistance en compression triaxiale quelque soit la taille des inclusions alors que l'effet du séchage n'est pas très significatif pour la résistance en compression uniaxiale. Morin et Maso [Morin et Maso 1982], quant à eux, n'observent aucune modification de la résistance après fluage en traction (chargement en fluage à 25 % et 50 % de la résistance à la traction)

Concernant la résistance en **traction par fendage**, [Hanson 1968] a observé une légère diminution.

En **flexion**, [Fouré 1985] et [Kanna et al. 1998] ont observé lors du séchage une diminution au début puis une augmentation progressive jusqu'à une humidité relative de 0 %. [de Jenlis 2008] observe à nouveau sur une pâte de ciment un comportement qui dépend de la cinétique de séchage : lors d'un séchage par palier, aucune variation significative n'est observée, alors qu'après un séchage « direct à 38 % », une chute d'environ 44 % de la résistance est mesurée. Enfin, [Pihlajavaara 1974] observe une augmentation continue de la résistance en traction par flexion lors du séchage.

Dans le cas d'essais de **traction directe**, une diminution est mesurée par [Fouré 1985] et [de Larrard et Bostvirronois 1991], suivie d'une augmentation. [Brooks et Neville 1977] observent l'inverse, tout d'abord une augmentation de 24 % suivie d'une diminution.

Ces résultats contradictoires peuvent être expliqués par les différents mécanismes qui interviennent lorsque le béton sèche :

- Du fait du départ d'eau adsorbée, lorsque le béton sèche, la tension superficielle augmente [Wittmann 1970]. Ceci réduit les contraintes de compression internes dans le squelette solide. De ce fait, ce mécanisme tend à augmenter la résistance en compression.
- Les *pressions capillaires augmentent*, lorsque le béton sèche. Elles *agissent comme une pré-contrainte*. De ce fait, ce mécanisme tend, aussi à augmenter la résistance en compression et en traction [Pihlajavaara 1974].
- La *micro-fissuration due au retrait différentiel et empêché par les granulats* contribue à une *diminution globale des propriétés mécaniques*. L'humidité relative environnante, la température et la taille des éprouvettes testées influencent le séchage et donc la micro-fissuration du béton.

Globalement, aucun consensus n'existe donc dans la communauté scientifique. Une analyse précise et complète des effets du séchage sur les propriétés mécaniques nécessiterait une caractérisation expérimentale à différentes échelles (pâte de ciment, mortier et béton) et sur différentes géométries ou différentes cinétiques de séchage (rapide, par palier) afin de maximiser ou minimiser la fissuration induite par le séchage différentiel et les incompatibilités de déformations (entre les différentes phases du béton), couplée à des simulations numériques aux éléments finis.

2.2.2 Effet du séchage sur le transfert de gaz

La perméabilité au gaz, ainsi que le coefficient de Klinkenberg (c.f. § 2.3.4) dépendent très fortement du degré de saturation. Il est à noter qu'il est très difficile d'obtenir un degré de saturation homogène dans une éprouvette, car le séchage est un processus très lent (il faut environ 10 ans pour sécher complètement une éprouvette de béton de Civaux B11 16x32 à 50 % d'humidité relative [Benboudjema 2002]). Une autre difficulté est liée à la microfissuration qui apparaît lors du séchage. Par conséquent, les mesures de perméabilité pour différents degrés de saturation intègrent, en général, les effets de la teneur en eau et de la microfissuration.

Ainsi, Villain et al. [Villain et al. 2001] ont préséché les éprouvettes en étuve à 45° par paliers d'humidité relative décroissants. La mesure du taux de saturation a été réalisée par gammadensimétrie. Les résultats reproduits sur la Figure 17 indiquent que le taux de saturation n'est pas du tout homogène avant l'essai, ce qui complique l'interprétation des résultats, sans analyse inverse.

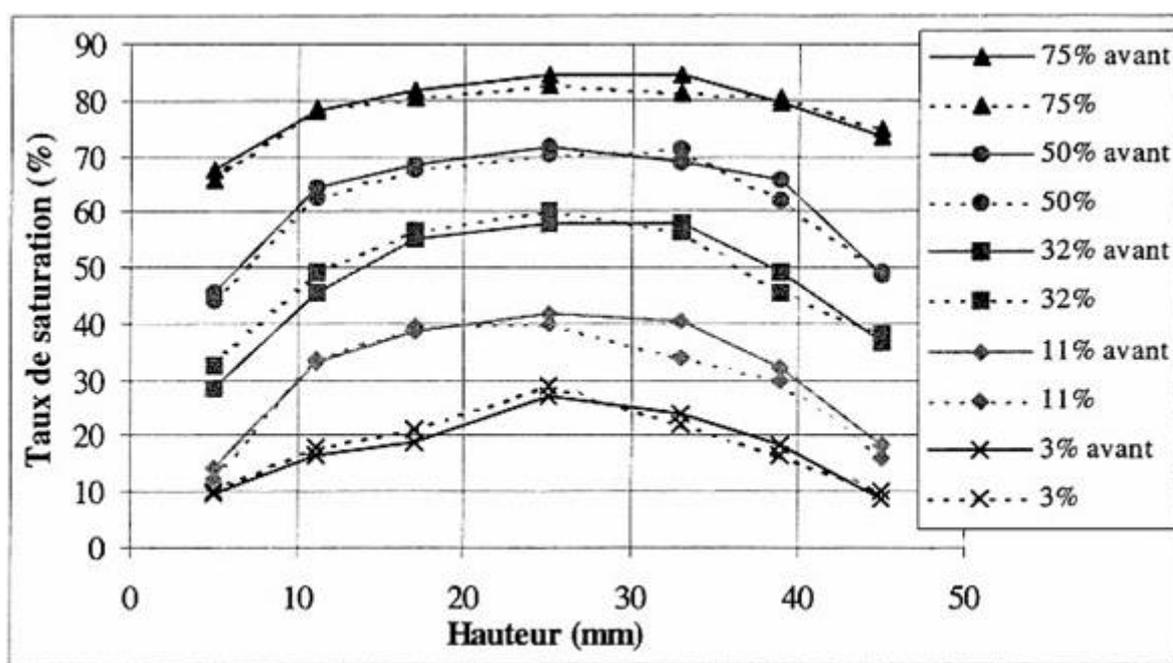


Figure 17 : Évolution du taux de saturation (BO) avant et après les essais de perméabilité au gaz [Villain 2001].

[Thiery et al. 2007] ont regroupé plusieurs résultats expérimentaux issus de la littérature. Ainsi, plus le béton est sec, plus la perméabilité au gaz est importante et plus l'effet Klinkenberg est marqué. Un résultat similaire sur l'effet Klinkenberg a été obtenu également par [Montlouis-Bonnaire et al. 2004].

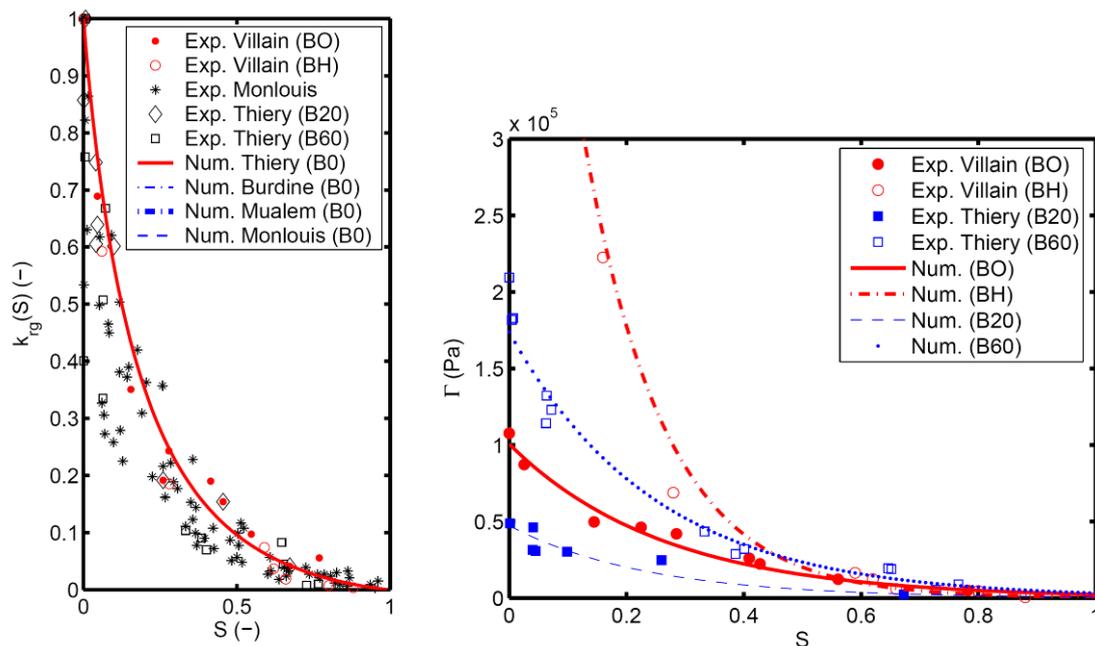


Figure 18 : Perméabilité au gaz et coefficient de Klinkenberg (Thiery et al. 2007).

De même, le transfert d'espèces ioniques est d'autant plus lent que le degré de saturation est faible (c.f. par exemple pour le coefficient de diffusion des ions chlore [Saetta et al. 1993]). Ainsi, de nombreuses dégradations physico-chimiques nécessitent également la connaissance du degré de saturation (réaction alcali-silice, formation différée d'ettringite, carbonatation ...).

2.3 La modélisation du séchage et du transfert de gaz

Il existe quatre modes de transport couplés selon lesquels on peut traduire les mouvements de l'eau et de l'air du béton vers le milieu extérieur ([Mainguy et al. 2001], [Hager 2004]) :

- Le transport de l'eau liquide, dont le mécanisme moteur est le gradient de pression (gouverné par la perméabilité du réseau poreux). Ce mouvement peut être décrit à l'aide de la loi de Darcy :

$$v_l = -\frac{K_l k_{rl}}{\mu_l} \text{grad}(p_l) \quad [1]$$

où v_l [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$] est la vitesse de filtration de l'eau liquide, K_l [m^2] représente la perméabilité intrinsèque du matériau, η_l [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$ ou $\text{Pa}\cdot\text{s}$] est la viscosité dynamique du liquide saturant (ici de l'eau), k_{rl} est la perméabilité relative de l'eau liquide et p_l [Pa] est la pression du liquide saturant.

- Le transport de l'humidité sous phase vapeur dont le mécanisme moteur est le gradient de concentration (gouverné par la diffusivité de la vapeur d'eau). Ce mouvement peut être décrit à l'aide de la première loi de Fick.
- Le transport de l'air sec, dont le mécanisme moteur est le gradient de pression (gouverné par la perméabilité du réseau poreux). Ce mouvement peut être décrit à l'aide de la loi de Darcy.
- Le transport convectif de l'eau sous phase vapeur essentiellement. La vapeur d'eau est entraînée par la migration de l'air sec, si elle a lieu.

La modélisation du transfert de l'eau et du gaz peut s'effectuer à l'aide d'une approche « complète » intégrant tous les mécanismes précédents ou une approche « simplifiée ». Ces approches sont présentées par la suite.

2.3.1 Equations de conservation de la masse : approches complètes

Le séchage peut être modélisé par le biais des équations de conservation de masse de l'eau (sous forme liquide et vapeur) et de l'air :

$$\begin{cases} \dot{m}_l + \text{div}(m_l \mathbf{v}_l) = -\dot{m}_{vap} \\ \dot{m}_v + \text{div}(m_v \mathbf{v}_v) = \dot{m}_{vap} \\ \dot{m}_a + \text{div}(m_a \mathbf{v}_a) = 0 \end{cases} \quad [2]$$

où $m_x = \phi S_x \rho_x$ est la masse de fluide (par unité de volume), $x = l$ pour l'eau liquide, v pour la vapeur d'eau, a pour l'air sec, ϕ est la porosité, S_x est le degré de saturation, ρ_x est la masse volumique, m_{vap} est la masse d'eau vaporisée (par unité de volume) et v_x est la vitesse absolue du fluide. La vitesse de chaque phase est reliée à la déformation du squelette solide, la perméation, la diffusion et la convection.

Les vitesses relatives de chacun des fluides sont données par les relations suivantes [Thiery et al. 2007] :

$$\begin{cases} \mathbf{v}_l = -\rho_l \frac{K_l}{\eta_l} k_{rl} \mathbf{grad} p_l \\ \mathbf{v}_v = -\frac{M_v p_v}{RT} \frac{K_g}{\eta_g} \left(k_{rg} + \frac{\Gamma}{p_g} \right) \mathbf{grad} p_g - \frac{M_v p_{atm}}{RT} D \mathbf{grad} \left(\frac{p_v}{p_g} \right) \\ \mathbf{v}_a = -\frac{M_a p_a}{RT} \frac{K_g}{\eta_g} \left(k_{rg} + \frac{\Gamma}{p_g} \right) \mathbf{grad} p_g - \frac{M_a p_{atm}}{RT} D \mathbf{grad} \left(\frac{p_a}{p_g} \right) \end{cases} \quad [3]$$

Où K_x est la perméabilité, k_{rx} la perméabilité relative, η_x la viscosité dynamique, M la masse molaire, p_x la pression, R la constante des gaz parfaits, T la température, Γ le coefficient de Klinkenberg et D le coefficient de diffusion.

Il semble adéquat de se limiter à une étude en conditions isothermes (ce qui revient à négliger l'apport d'énergie nécessaire à la vaporisation de l'eau liquide). En effet, Coussy et al. [Coussy et al. 1998] estime la diminution de température inférieure à 0,23 °C.

Cette approche a été utilisée par plusieurs auteurs (e.g. [Mainguy et al. 2001], [Alnajim 2004], [Gawin et al. 2007], [Thiery et al. 2007]). Hormis, les difficultés d'ordre numérique liées à la résolution du système d'équations précédent, il est à souligner que de nombreux paramètres matériaux et de lois non linéaires restent à identifier. Ainsi, une campagne expérimentale importante est à mener pour y parvenir.

2.3.2 Equations de conservation de la masse : approche simplifiée pour le séchage

2.3.2.1 Equations constitutives

Pour la modélisation d'un séchage à température ambiante, il semble raisonnable de faire les hypothèses suivantes ([Mainguy et al. 2001], [Coussy et al. 2001], [Villain et al. 2001], [Meschke et Grasberger 2003], [Stefan et al. 2007], [de Sa 2007]) :

- On néglige les transferts de gaz (lors du séchage)
- On considère la température constante
- On néglige la vitesse de déformation du squelette solide, la diffusion et la convection ($v_v = v_a = 0$), cela revient à dire que les déformations de retrait n'affectent pas le transfert. La porosité est considérée constante ;
- La pression de gaz p_g est peu différente de la pression atmosphérique lors du séchage [Mainguy et al. 2001], et est négligeable par rapport à la pression de l'eau liquide (elle est de l'ordre de - 96 MPa à 50 % HR). Ainsi la pression capillaire p_c est assimilée à la pression de l'eau liquide p_l .

Avec ces hypothèses et en utilisant la **loi de Darcy**, La vitesse de l'eau liquide devient :

$$S_l \phi v_l = - \frac{K k_{rl}(S_l)}{\mu_l} \mathbf{grad}(p_l) = - \frac{K k_{rl}(S_l)}{\mu_l} \mathbf{grad}(p_c) \quad [4]$$

où K est la perméabilité intrinsèque (à l'eau liquide), k_{rl} est la perméabilité relative à l'eau liquide (elle traduit la diminution de la cinétique de séchage lorsque le degré de saturation diminue) et μ_l est la viscosité de l'eau liquide. On néglige l'effet de la fissuration (même celle induite par le séchage différentiel ou les incompatibilités de déformations, étant donné que les ouvertures des fissures restent faibles).

En utilisant alors les équations [1] et [4], ainsi que les hypothèses précédentes, on obtient l'équation suivante :

$$\frac{\partial S_l}{\partial p_c} \frac{\partial p_c}{\partial t} = \mathit{div} \left(k_{rl}(S_l) \frac{K}{\mu_l \phi} \mathbf{grad}(p_c) \right) \quad [5]$$

Il est à noter que [Mainguy et al. 2001] et [Thiery et al. 2007] ont montré qu'en terme de prédiction du séchage, la prise en compte uniquement du transfert d'eau liquide par perméation (Equation [5]) est suffisante pour ce type de béton et pour une humidité relative extérieure supérieure à 50 %. En effet, la **perte de masse** mesurée au cours du séchage résulte essentiellement du transport de l'humidité sous forme liquide, l'air sec entrant par diffusion moléculaire (et responsable de la surpression) bloquant rapidement la diffusion de la vapeur d'eau [Coussy et al. 2001], [Mainguy et al. 2001].

2.3.2.2 Identification des paramètres de séchage

Les différents paramètres de l'équation précédente (Equation 5) $\frac{\partial S_l}{\partial p_c}$, K , K_{rl} , $S_l(p_c)$, Φ peuvent être identifiés de la façon suivante ([Thiery et al. 2007], [Stefan et al. 2007], [de Sa 2007]) :

- $\frac{\partial S_l}{\partial p_c}$ et $S_l(p_c)$ sont déterminés à l'aide des isothermes de désorption (teneur en eau w en

fonction de l'humidité relative h d'une éprouvette). le degré de saturation est calculé à partir de la relation suivante :

$$S_l = \frac{w\rho_s}{\phi\rho_l} \quad [6]$$

La pression capillaire est calculée à partir de la loi de Kelvin :

$$p_c = \frac{\rho_l RT}{M_l} \ln(h) \quad [7]$$

Ces essais de désorption sont effectués sur des tranches d'éprouvettes très fines (quelques millimètres pour minimiser les effets de la fissuration). L'âge des éprouvettes au début de l'essai est supérieur à 1 an pour s'affranchir des effets de l'hydratation.

Le degré de saturation peut être ensuite relié à la pression capillaire à l'aide du modèle de van Genuchten [van Genuchten 1980] :

$$S_l(p_c) = \left[1 + \left(\frac{|p_c|}{B} \right)^{\frac{1}{1-A}} \right]^{-A} \quad [8]$$

où A et B , sont des paramètres matériaux. Ce modèle qui a été élaboré pour les sols, semble également pouvoir s'appliquer aux bétons. Il est basé sur une description physique du réseau poreux. Il a été utilisé par de nombreux auteurs ([Baroghel-Bouny et al. 1999], [Mainguy et al. 2001], [Meschke et Grasberger 2003], [Alnajim 2004], [Stefan et al. 2007], [Thiery et al. 2007]). D'autres modèles simples existent également (c.f. [Mehta 1986]), mais ceux-ci n'ont pas de bases très physiques.

- K : déterminé par analyse inverse lors d'un calcul aux éléments finis à partir de l'évolution de la perte en masse.
- Φ la porosité à l'eau du matériau peut être identifiée par le mode opératoire AFPC-AFREM :

$$\phi = \frac{M_{air} - M_{sec}}{M_{air} - M_{eau}} \times 100 \quad [9]$$

- k_{rl} : De même, van Genuchten [van Genuchten 1980] propose une relation entre la perméabilité relative et le degré de saturation :

$$k_{rl}(S_l) = \sqrt{S_l} \left[1 - \left(1 - S_l^{\frac{1}{A}} \right)^A \right]^2 \quad [10]$$

2.3.3 Autre approche pour la modélisation du séchage

A partir de l'équation de conservation de la masse, il est également possible d'obtenir d'autres formes que l'Equation 5 ([Witasse 2000], [Benboudjema 2002]). Ainsi, le séchage peut être modélisé à l'aide d'une équation de diffusion non linéaire en fonction de la teneur en eau ou de l'humidité relative (par exemple [Bažant et Najjar 1972], [Xi et Bažant 1994]) :

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \text{div}(D_{eq}(C)\mathbf{grad}(C)) \text{ ou } \frac{\partial C}{\partial h} \frac{\partial h}{\partial t} = \text{div}(D_{eq}(h)\mathbf{grad}(h)) \quad [11]$$

où D_{eq} est le coefficient de diffusion équivalent de l'eau qui peut s'avérer difficile à quantifier. Des expressions empiriques (fortement non-linéaires) sont proposées dans la littérature pour ce coefficient ((Bažant et Najjar 1972), [Mensi et al. 1988], [Xi et Bažant 1994], [Garboczi et al. 1995]) et $\frac{\partial C}{\partial h}$ est la pente de la courbe de l'isotherme de désorption.

L'isotherme de désorption peut également être modélisée par exemple par le modèle BSB est une amélioration du modèle BET [Xi et Bažant 1994].

Il est à souligner que l'approche mentionnée au § 2.3.2 semble plus adaptée pour décrire, le séchage. En effet, le modèle proposé par [van Genuchten 1980] est basé sur un concept physique (porosité à 2 tailles de pores) et permet de décrire (avec les mêmes paramètres) l'isotherme de désorption et la perméabilité relative. En effet, ces 2 propriétés ne dépendent que de la morphologie de la porosité.

2.3.4 Equations de conservation de la masse : approche simplifiée pour le transfert de gaz

En écrivant alors l'équation de conservation de la masse en gaz, on obtient l'équation suivante :

$$\phi \frac{\partial (S_g p_g)}{\partial t} = \text{div} \left(\frac{K_g k_{rg}(S_l)}{\mu_g} p_g \mathbf{grad}(p_g) \right) \quad [12]$$

Cette équation n'est pas tout à fait valable pour les bétons. En effet, dans les bétons, il convient de distinguer (c.f. Figure 19) :

- L'écoulement visqueux du fluide (perméabilité intrinsèque pour les fluides incompressibles définie par Darcy)
- L'écoulement par glissement (écoulement propre aux gaz défini par Klinkenberg)

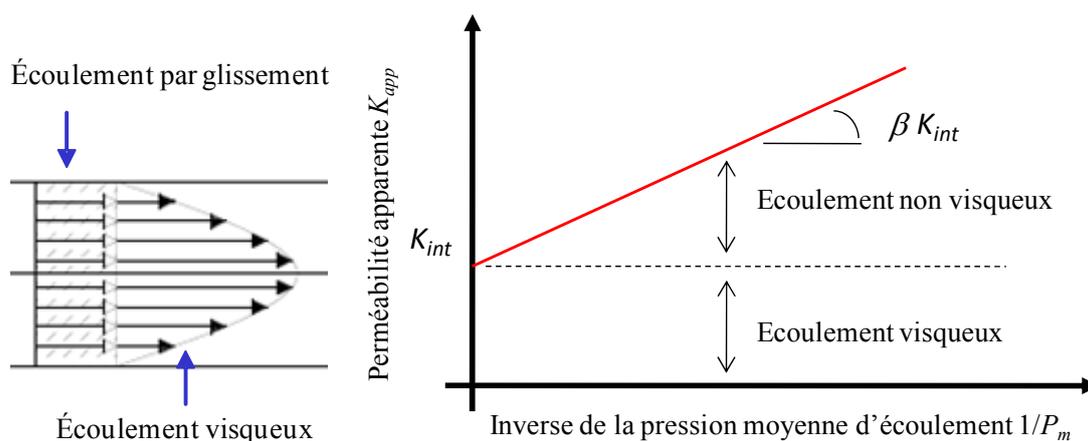


Figure 19 : Écoulement dans un pore. Principe d'obtention des paramètres de Klinkenberg.

Plus le milieu poreux est perméable, plus l'écart entre sa perméabilité à l'eau et sa perméabilité au gaz est faible.

Les résultats expérimentaux montrent que l'effet Klinkenberg devient négligeable lorsque la pression du gaz augmente. Son effet est classiquement pris en compte par l'équation suivante :

$$\phi \frac{\partial(S_g p_g)}{\partial t} = \text{div} \left(\frac{K_g k_{rg}(S_l)}{\mu_g} p_g \left(1 + \frac{\beta(S_l)}{p_g} \right) \text{grad}(p_g) \right) \quad [13]$$

où β est le coefficient de Klinkenberg, déduit à partir de mesures de perméabilité apparente pour différentes pression [Skoczylas 2005].

Cette évolution de la perméabilité relative apparente en fonction du degré de saturation peut, en théorie, être reproduite à l'aide du modèle de [van Genuchten 1980] et de la description de la porosité proposée par [Mualem 1976], en utilisant les résultats des isothermes de désorption :

$$k_{rg}(S_l) = (1 - S_l)^p \left(1 - S_l^{\frac{1}{m}} \right)^{2m} \quad [14]$$

[Mualem 1976] propose la valeur $p = 0,5$, à partir de la mesure d'isotherme de désorption sur plusieurs échantillons de sols, alors que pour les bétons, [Montlouis-Bonnaire et al. 2004] proposent d'utiliser la valeur $p = 5,5$ et [Thiery et al. 2007] proposent d'utiliser la valeur $p = 7,15$; à partir de la confrontation avec des résultats expérimentaux.

2.3.4.1 Conditions aux limites pour le séchage

La surface d'échange hydrique entre le béton et l'air environnant est le siège de phénomènes complexes. En effet, l'eau liquide s'échappant de l'éprouvette s'évapore en surface (de façon similaire à l'évaporation de l'eau des lacs, océans ...), l'humidité relative de l'air à proximité de la surface n'est pas constante et n'est pas égale à l'humidité relative ambiante de l'air ou à celle de l'éprouvette en surface. Il existe comme dans le cas de la thermique, une couche limite à la surface du béton.

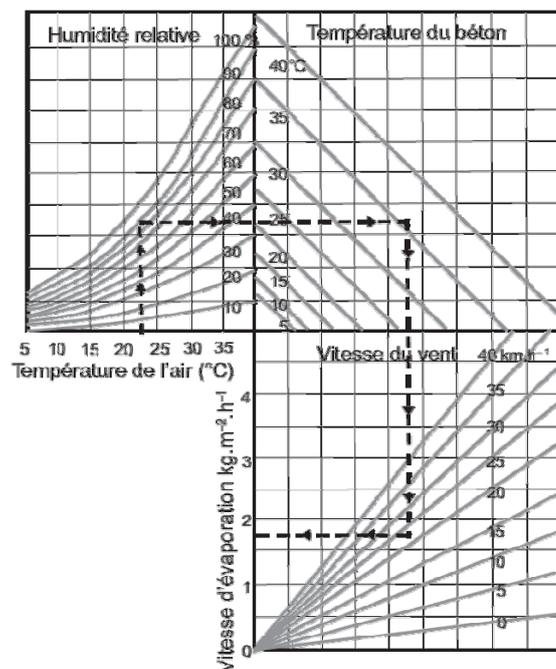


Figure 20 : Vitesse d'évaporation de l'eau à la surface de structures en béton [ACI 99].

L'évaporation de l'eau à la surface dépend de nombreux facteurs : la température, la vitesse du vent, l'ensoleillement, l'humidité relative de l'air ... Ainsi, le code américain [ACI 99] propose un abaque permettant de calculer la vitesse d'évaporation de l'eau en fonction des paramètres précités (Figure 19). Il est à noter que cet abaque est adapté à prédire l'évaporation alors que le béton est à l'état frais.

Afin de prendre en compte de manière phénoménologique ce phénomène, la condition aux limites sur les surfaces séchantes peut être considérée de type convectif. Il existe plusieurs expressions dans la littérature. La plupart des expressions relie de façon proportionnelle le flux d'eau évaporée q_e à la différence de pression de vapeur dans la porosité du béton p_v et celle de l'air ambiant p_{va} ([ACI 308-92], [Kunzel 1995], [Obeid et al. 2000], [Hover 2006]):

$$q_e = k \cdot (p_v - p_{va}) \quad [15]$$

Où le coefficient k est pris constant ([Kunzel 1995], [Obeid et al. 2000]) ou dépendant des conditions environnementales ([ACI 308-92], [Hover 2006]). Dans le cas où le béton est saturé, la pression de vapeur dans la porosité du béton est égale à la pression de vapeur saturante $p_{vs}(T)$, qui ne dépend que de la température du béton T .

[Torrenti et al. 1997] propose la relation empirique suivante :

$$q_e = H_f(C) \cdot (C - C_{eq}) \quad [16]$$

où H_f est un coefficient d'échange par convection qui n'est pas constant, C est la teneur en eau sur la surface séchante (inconnue), C_{eq} est la teneur en eau correspondante à l'humidité relative environnante.

2.4 Conclusion

Le séchage est un phénomène complexe, mais qui peut être modélisé simplement par une seule équation différentielle. Le modèle proposé par [van Genuchten 1980] pour décrire l'isotherme de désorption et la perméabilité relative semble être pertinent pour les matériaux cimentaire. Par contre, les techniques expérimentales nécessaires à l'identification complète des paramètres matériaux demandent une durée d'étude très importante (isotherme de désorption). Enfin, pour étudier le séchage sur une courte durée, la prise en compte d'une couche limite à la surface est nécessaire.

3. La fissuration des bétons

3.1 Observations expérimentales de la fissuration

3.1.1 Comportement en compression uniaxiale

Le comportement du béton en compression est quasiment élastique linéaire isotrope jusqu'à une contrainte inférieure à environ 30 % de la résistance (Phase ①, Figure 21a). Puis, la raideur décroît sensiblement, des micro-fissures décelables acoustiquement se propagent à partir de points singuliers. L'observation au microscope optique met en évidence la décohésion à l'interface pâte de ciment – granulat (Phase ②, Figure 21a). Le volume du matériau diminue jusqu'à une contrainte égale à 80 % de la résistance en compression. Des micro-fissures apparaissent au sein de la pâte de ciment (Phase ③, Figure 21a). Puis à partir de 85 % de la résistance, la rupture devient inévitable même si l'accroissement de la charge reste nul. Les déformations latérales augmentent plus vite que les déformations longitudinales (Figure 21b), le volume apparent de l'éprouvette augmente. Cette caractéristique est appelée dilatance. Les fissures se propagent progressivement dans la pâte de ciment, sous la forme de macro-fissures, jusqu'à la rupture du matériau (Phase ④, Figure 21a).

En pilotant l'essai en déplacement, on observe, après le pic de contraintes, que le comportement du béton, initialement rigidifiant, devient adoucissant (Figure 21b). Cet endommagement du matériau se traduit lors d'une décharge par une diminution sensible du module d'élasticité, ainsi que la présence de déformations anélastiques.

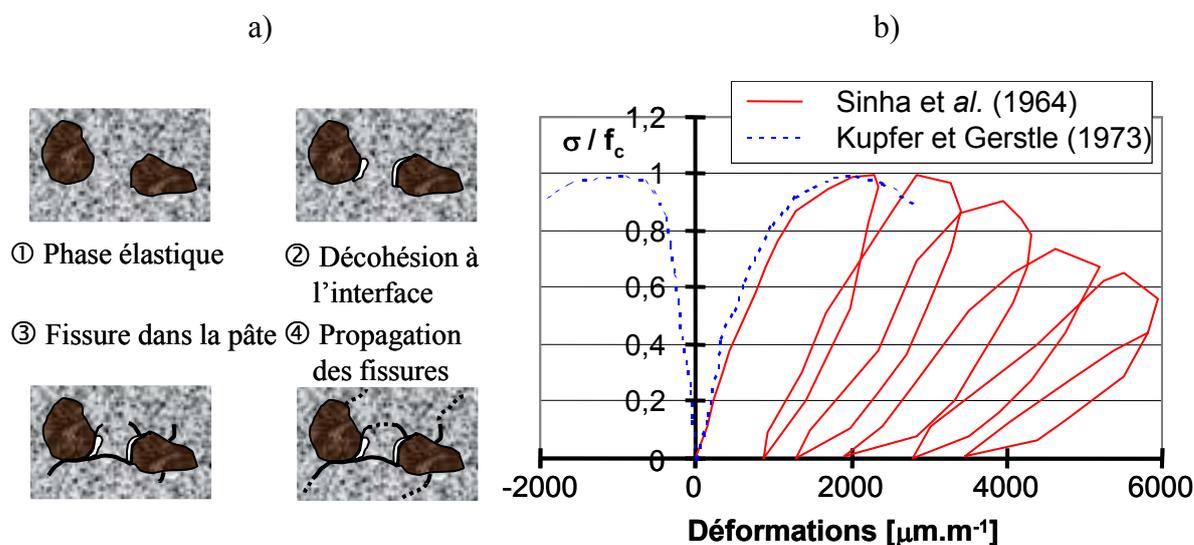


Figure 21 : (a) Description des différentes phases de fissuration observées au microscope optique. (b) Courbe contraintes-déformations en compression.

3.1.2 Comportement en traction uniaxiale

Dans le cas d'une sollicitation de traction, on observe que le comportement est quasiment élastique isotrope jusqu'à la contrainte de pic. Ensuite, des micro-fissures apparaissent dans le matériau et le comportement du béton devient adoucissant (Figure 22a), si l'essai est piloté en déplacement. De plus, on constate comme dans le cas de la compression, une diminution de la raideur, accompagnée d'une déformation irréversible significative lors des déchargements (Figure 22a). Durant cette phase, on constate que les micro-fissures se propagent

essentiellement en mode I, jusqu'à constituer une fissure traversante et localisée, avant la rupture du matériau.

Lorsqu'une éprouvette de béton est chargée en traction, jusqu'à atteindre le régime adoucissant, puis ensuite chargée en compression, on observe une restauration progressive de la raideur ([Ju 1989], [Ramtani 1990], [La Borderie 1991], [Lee et Fenves 1998], [Nechnech 2000]). Cette propriété du comportement du béton est appelée effet « unilatéral ».

Cette propriété est liée au fait que, les fissures créées en traction ne se ferment que partiellement lorsque la contrainte de traction appliquée s'annule. Lorsque le chargement de compression appliqué devient assez important, les lèvres des fissures entrent en contact. Ainsi une fermeture quasi-complète de la fissure se produit, une restauration de la raideur se produit et le comportement du matériau se rapproche de celui du matériau sain.

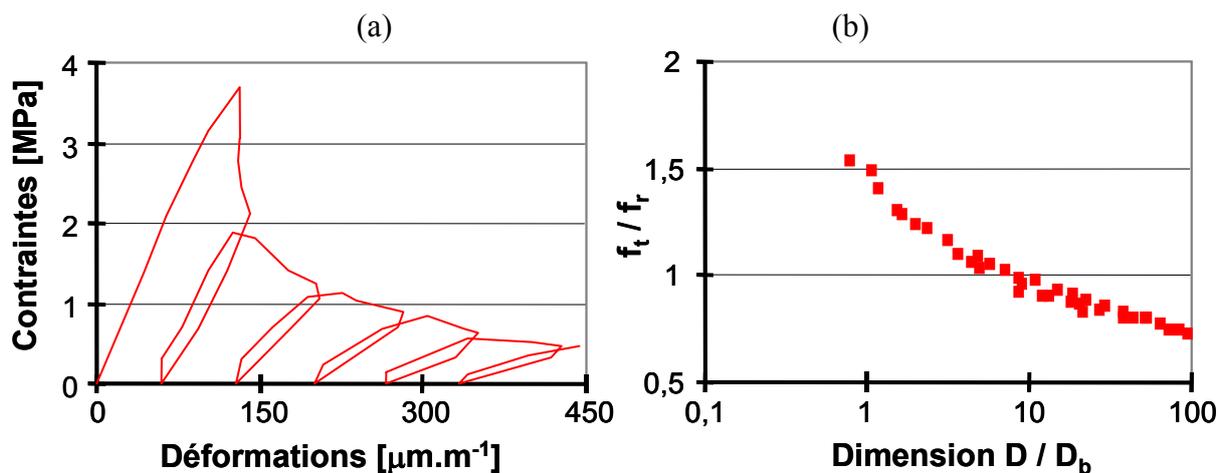


Figure 22 : (a) Courbe contraintes-déformations en traction [Gopalaratnam et Shah 1985]. (b) Évolution de la résistance en traction en fonction du rapport de la dimension de l'éprouvette sur une dimension de référence [Bažant et Becq-Giraudon 2002].

3.1.3 Modélisation de la fissuration

La majorité des modèles continus de comportement du béton fissuré appartient à l'une de ces trois classes de modèles : les modèles élastoplastiques, les modèles d'endommagement et les modèles élastoplastiques endommageables. Dans ces modèles, la variable d'endommagement ou les déformations plastiques sont représentatives de la fissuration du matériau. Malheureusement, le calcul d'une ouverture de fissure (information capitale pour la prédiction des propriétés de transfert, par exemple) peut s'avérer difficile à effectuer si plusieurs fissures d'orientations variables sont présentes.

De plus, il est connu à l'heure actuelle que le comportement adoucissant (en compression et en traction) est à l'origine de difficultés d'ordre théorique et numérique ([Bažant 1976], [Pijaudier-Cabot et Benallal 1993], [Meftah 1997]). L'utilisation de limiteurs de localisation (approche non local, approche au gradient ...) s'avère indispensable et coûteuse en terme de temps de calcul.

Une alternative consiste à garder l'énergie dissipée à la rupture constante lorsque la taille des éléments change par affinement du maillage ([Bažant et Oh 1983], [Rots 1998], [Cervera et Chiumenti 2006]). Il est vrai que cette méthode ne permet pas de préserver la nature bien posée des équations régissant l'équilibre [Meftah 1997]. Elle induit une évolution de la fissuration biaisée par l'orientation du maillage [Sluys 1992]. Néanmoins, cette méthode a l'avantage d'être relativement simple à introduire dans une loi de comportement, et de ne pas

nécessiter des calculs numériques lourds (comme c'est le cas des approches non locales). Elle devient alors particulièrement adaptée aux calculs sur des structures imposantes en un temps raisonnable.

Lorsque l'on s'intéresse à la prédiction de la micro-fissuration par retrait différentiel, une étude réalisée par [de Sa 2007] montre qu'une approche de type endommagement élastique est parfaitement justifiée (Figure 23). En effet, les valeurs d'endommagement sont peu sensibles au type d'approche, mais dépendent plutôt de la prise en compte des déformations de fluage. De plus, la prédiction des propriétés mécaniques résiduelles donnent des résultats assez proches quelque soit le type de modèle de fissuration utilisé.

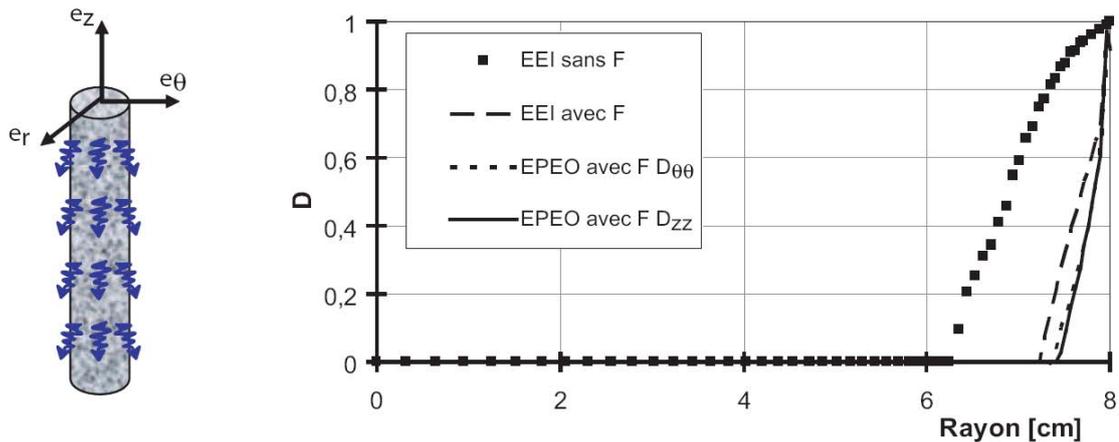


Figure 23 : Endommagement en fonction du rayon après 700 jours de séchage pour un modèle élastique endommageable (EEI) et elasto-plastique endommageable (EPEO), sans F= sans prise en compte du fluage, avec F= avec prise en compte du fluage).

Enfin, il est à souligner que les approches discrètes se développent depuis plusieurs années. L'avantage de ces approches est qu'elles permettent d'accéder à des caractéristiques importantes de la fissuration (ouverture, tortuosité ...). Un exemple est donné dans la Figure 24. Néanmoins, pour l'étude de la micro-fissuration lors du séchage (sans fissuration macroscopique traversante), une approche continue nous paraît tout à fait justifiée.

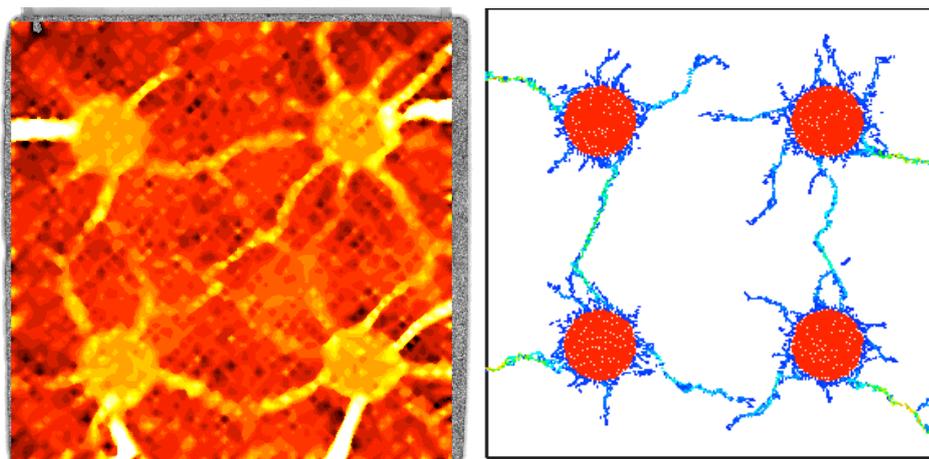


Figure 24 : Fissuration observée à l'aide de la corrélation d'image [Lagier 2008]. Simulation numérique effectuée par J.B. Colliat à l'aide d'une approche discrète.

4. Les déformations différées dans le béton

Les déformations différées des bétons, quelles soient d'origine physico-chimiques comme le retrait endogène ou de dessiccation ou mécanique comme le fluage sous contrainte peuvent mettre en cause la durabilité des ouvrages et ce pour plusieurs raisons [Ollivier et al. 2008] :

- Les déformations de retrait ε_r : elles peuvent induire des risques de fissuration et ainsi créer les conditions d'une propagation des éléments favorisant la corrosion des armatures.
- Les déformations de fluage ε_f peuvent entraîner, dans le cas de structures précontraintes des chutes très importantes dans la tension des câbles et difficiles à estimer précisément.

Comme le séchage du béton est un paramètre fondamental de son comportement différé, on décompose retrait et fluage en considérant le fait que le béton échange ou non de l'eau avec le milieu extérieur. Nous aurons alors, en suivant les définitions couramment admises [Neville 1983]:

sans échange d'eau avec l'extérieur :

- le *retrait endogène*, ε_{re} , appelé aussi retrait d'autodessiccation,
- le *retrait thermique* ou *contraction thermique*, ε_{th} , qui est une conséquence de l'hydratation et de la chaleur que cette réaction dégage ou des variations de température externe,
- le *fluage propre*, ε_{fp} , c'est la part supplémentaire de déformation du béton sous charge lorsqu'il n'échange pas d'eau avec l'extérieur (les déformations de retrait endogène, thermiques et instantanées sont retranchées);

avec échange d'eau avec l'extérieur (séchage) :

- le *retrait de dessiccation*, ε_{rd} , parfois nommé retrait de séchage, qui n'existe que lorsque le matériau sèche. Il est la part supplémentaire de retrait par rapport aux retraits endogène et thermique,
- le *fluage de dessiccation*, ε_{fd} , qui n'existe que lorsque le matériau sèche sous charge, c'est le complément par rapport au fluage propre de la part de déformation due au chargement; il n'est pas accessible directement par un essai unique. Il s'obtient par la relation $\varepsilon_{fd} = \varepsilon_{dif} - \varepsilon_{rd} - \varepsilon_{re} - \varepsilon_{fp}$ où ε_{dif} est la déformation différée totale (la déformation instantanée ayant été retranchée).

La déformation totale ε_{tot} du béton est donc (arbitrairement) découpée en :

$$\varepsilon_{tot} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_r + \varepsilon_f = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{re} + \varepsilon_{th} + \varepsilon_{rd} + \varepsilon_{fp} + \varepsilon_{fd} \quad [17]$$

où ε_{el} est la déformation instantanée. Dans cette définition, comme dans celle du fluage propre, la déformation instantanée est constante, ce qui n'est pas le cas dans la réalité car le matériau, en vieillissant, voit sa rigidité augmenter : ceci implique que le fluage comprendra une partie de ce vieillissement.

Ainsi, les deux principaux mécanismes différés du béton (retrait et fluage) modifient l'état du béton (variation de volume, de déformation) sous sollicitations (chargement mécanique, hydrique, etc..) durant un intervalle de temps (quelques minutes, quelques années). Ces comportements différés dépendent principalement de la présence d'eau au sein du matériau, mais aussi de l'hétérogénéité et des propriétés mécaniques et physiques du béton.

Etant donné que nous nous intéressons au comportement du béton durci (au minimum 90 jours) et à court terme (quelques jours), nous nous limiterons par la suite à l'étude du retrait de dessiccation, du fluage propre et du fluage de dessiccation.

Le retrait de dessiccation et le fluage en compression ont été très étudiés dans la littérature. Concernant le fluage en traction, beaucoup d'études ont été menées ces 20 dernières années au jeune âge, puisqu'il a un effet bénéfique (relaxation des contraintes générées par les déformations empêchées). En effet, lorsque la déformation du béton (retrait endogène et/ou retrait thermique et/ou retrait de dessiccation) est gênée ou empêchée, le développement de contraintes de traction peut conduire à la fissuration. Néanmoins, de nombreux phénomènes complexes entrent en jeu (notamment l'évolution de la réaction d'hydratation et de la température), ce qui complique l'interprétation des courbes de fluage ou de relaxation.

4.1 La déformation de retrait de dessiccation

Le *retrait de dessiccation* est lié à la différence d'hygrométrie entre le coeur du béton et l'ambiance extérieure (Figure 25 (a)). Il y a apparition d'un fort gradient hydrique qui tend à créer des déformations de retrait différentielles incompatibles entre elles (Figure 25 (b)). Dans le cas d'une structure élancée, les sections restent planes et ce gradient hydrique entraîne donc un gradient de contraintes amenant, par autoéquilibre, des tractions au voisinage de la surface et des compressions au coeur (Figure 25 (c)). Ces tractions en surface peuvent conduire à une fissuration en peau et donc à une relaxation partielle des contraintes (Figure 25 (d)). Les contraintes de compression au coeur et de traction en surface induisent des déformations de fluage dans la pâte (sous contrainte d'origine purement hydrique), qui relaxent les contraintes et réduisent le potentiel de fissuration [Benboudjema 2005].

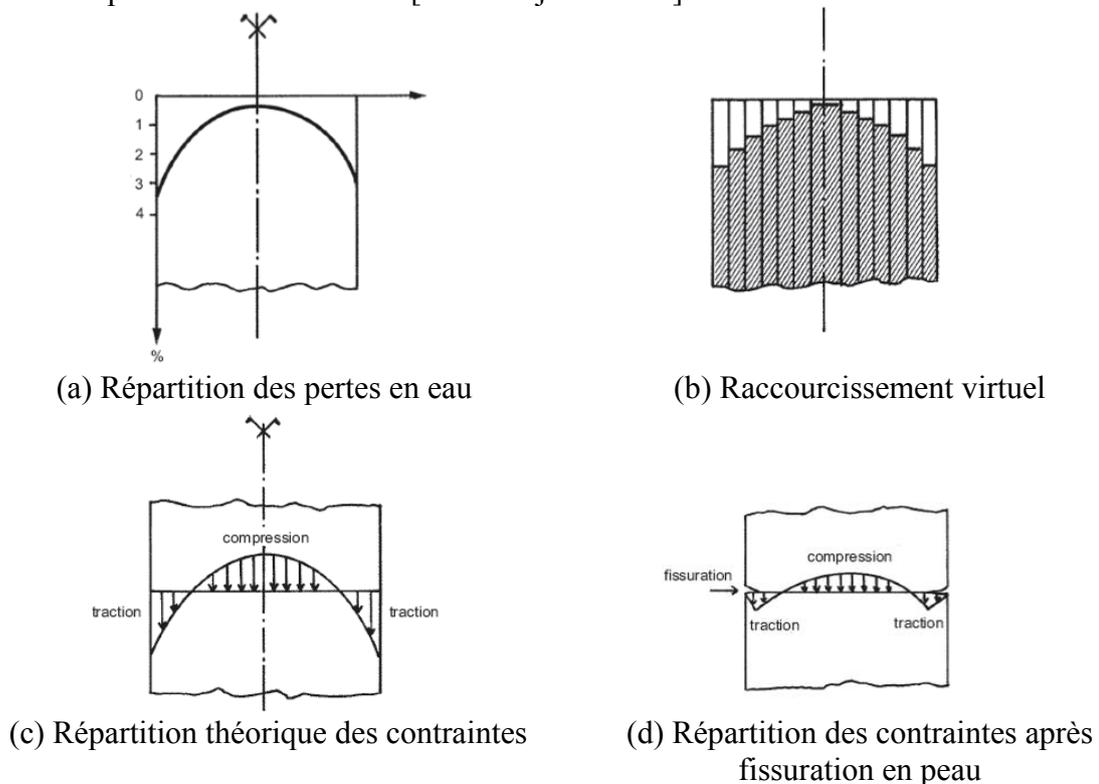


Figure 25 : autocontraintes de structure dues au retrait de séchage [Pons 1998] cité par [Ollivier 2008]

4.1.1 Caractéristiques du retrait de dessiccation

La cinétique du retrait de dessiccation est liée à celle du départ de l'eau et dépend des conditions d'ambiance. On peut relier l'accroissement du retrait de dessiccation à la perte de masse des éléments.

La perte en eau en fonction du temps dans un béton en dessiccation vérifie une loi en racine carrée du temps classique dans les phénomènes de diffusion. Ceci a pour conséquence l'apparition à l'intérieur du béton de gradients hydriques qui restent longtemps très forts et localisés au voisinage de la surface des éléments.

On a donc pour les éléments soumis à la dessiccation, un effet d'échelle très important. Ainsi on peut estimer que si un potelet, un hourdis d'une dizaine de centimètres d'épaisseur sèchent à coeur en dix ans maximum, pour une dalle de 25 centimètres il faudra quelques dizaines d'années et pour une pile, un caisson de l'ordre de un mètre d'épaisseur l'état d'équilibre ne sera atteint qu'au bout d'un siècle !

En conclusion de l'analyse phénoménologique des retraits des bétons, on peut établir la liste des facteurs qui les gouvernent :

- les quantités d'eau et de ciment ;
 - la présence d'ajouts minéraux, entre autres de fumée de silice qui produisent un réseau poreux plus fin ;
 - le volume de la pâte ;
 - le module élastique des granulats ;
 - la nature et la finesse du ciment ;
- et, dans le cas de la dessiccation :
- les dimensions de la pièce, le rapport surface/volume ;
 - l'hygrométrie de conservation.

4.1.1.1 Effet structural du retrait de dessiccation

Le retrait de dessiccation est à l'origine d'auto-contraintes induites à différentes échelles : à l'échelle du matériau et à l'échelle de la structure :

- A l'échelle des hétérogénéités du matériau : seule la pâte de ciment subit la déformation de retrait de dessiccation, les granulats présents dans le béton ne subissent pas de variation dimensionnelle significative sous l'effet du séchage. Les déformations différentielles résultantes entre la pâte de ciment et les granulats sont à l'origine d'un système d'auto-contraintes à l'échelle de l'hétérogénéité du matériau. Ce système peut conduire à une microfissuration de la matrice cimentaire à l'interface granulat / pâte de ciment ([Bisschop et van Mier 2002], [Szczeniak et al. 2008], [Lagier 2008]), affectant les propriétés macroscopiques du béton (propriétés élastiques, résistance, propriété de diffusion). Cette fissuration peut intervenir alors qu'une même éprouvette de pâte de ciment ne fissure pas (cf. Figure 26). De même, à l'échelle microscopique, les différents constituants de la pâte de ciment ne se déforment pas façon identique (clinker non hydraté, C-S-H, portlandite, ettringite). En effet, la portlandite, par exemple, est insensible à la diminution de l'humidité relative (en terme de déformation induite), ce qui n'est pas le cas du gel de C-S-H. Ces effets sont néanmoins inclus, en général, lors des mesures des propriétés macroscopiques du béton en laboratoire.

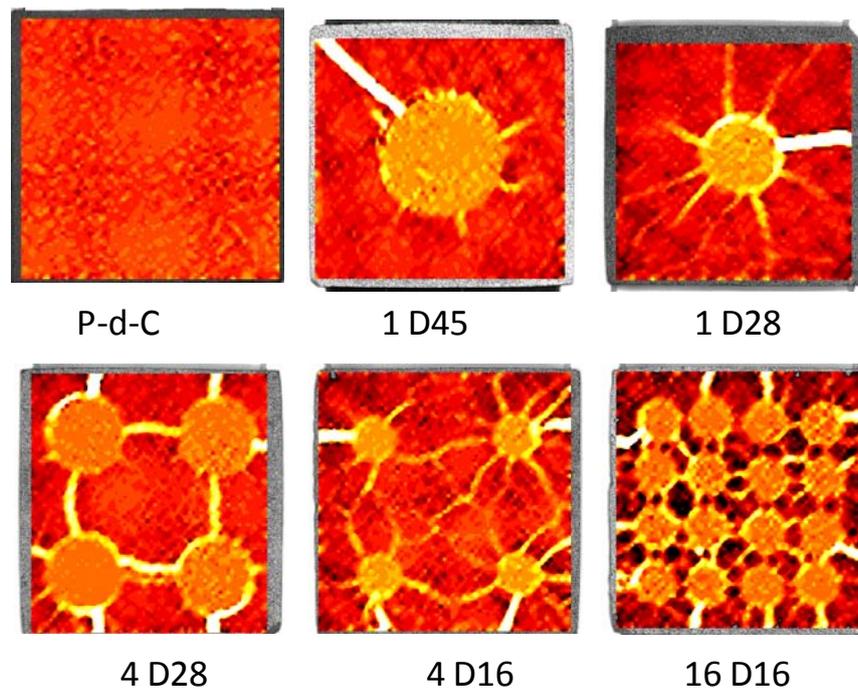


Figure 26 : Observation de la fissuration sur pâte de ciment et mortier « modèle » (granulat cylindrique carotté) par corrélation d'images. L'épaisseur de l'éprouvette est de 1 cm (25°C et 40 % HR) [Lagier 2008].

- A l'échelle de la structure : Ce mécanisme intervient même dans le cas où le matériau aurait été homogène. Les contraintes de traction générées en peau peuvent conduire à une fissuration. Ce phénomène est à l'origine de la zone dormante qui est observé par certains auteurs sur la courbe retrait de dessiccation/perte en masse. Dans cette zone, le séchage ne s'accompagne pas de retrait apparent. Granger [Granger 1996] suggère que ce comportement soit plutôt lié à cette fissuration en surface de l'éprouvette (hypothèses appuyées par un calcul numérique à l'aide d'un modèle probabiliste, en utilisant des éléments de contact permettant de modéliser l'amorce et la propagation des fissures), qui masque en partie l'effet de la déformation de retrait de dessiccation intrinsèque. Ce résultat peut être retrouvé également en utilisant un modèle d'endommagement élastique [Benboudjema 2002]. Pour d'autres auteurs, ce comportement a été attribué au départ de l'eau libre des capillaires, qui ne provoque pas de retrait ([Huet et *al.* 1982], [Neville 2000]). Toutefois, les nombreux essais effectués sur des éprouvettes de petite dimension (avec un risque de fissuration minimale) montrent une relation linéaire entre le retrait et la perte en masse ([Pihlajavaara 1974], [Parrott et Young 1982], [Sabri et Illston 1982], [Alvaredo et *al.* 1995] cité par [van Zijl 1999], [Baroghel-Bouny et *al.* 1999], [Obeid et *al.* 2002], [de Jenlis 2008]), ce qui contredit cette dernière hypothèse.

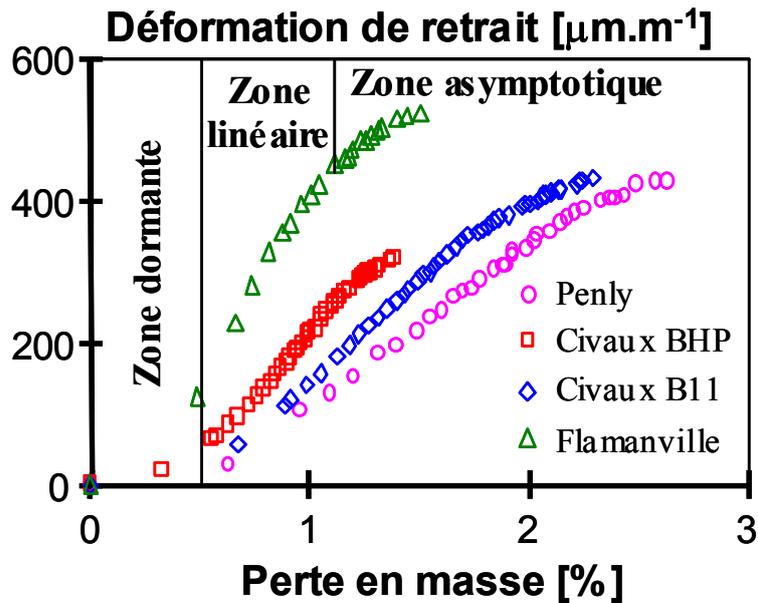


Figure 27 : Évolution du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse [Granger 1996].

La fissuration à l'échelle de la structure pourrait modifier l'amplitude des déformations de retrait de dessiccation lorsque la taille des éprouvettes évolue. Dans la littérature, il est difficile de vérifier ce résultat. En reprenant en partie les conclusions du rapport [Torrenti 2008 CEOS], on constate que selon les auteurs, on observe une diminution ou non de l'amplitude de la déformation de retrait de dessiccation lorsque la taille des éprouvettes augmente (cf. Figure 28). Néanmoins, comme nous l'avons souligné, le séchage est un phénomène très lent, l'équilibre hydrique ne peut être atteint qu'au bout de 10 ans pour une éprouvette de diamètre 16 cm.

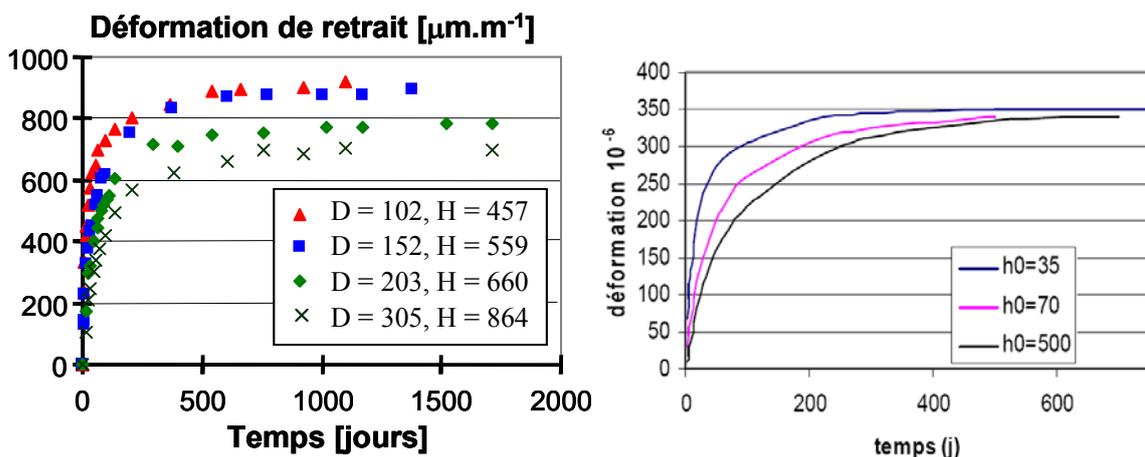


Figure 28 : Évolution du retrait de dessiccation pour différentes dimensions [Hanson et Mattock 1966]. Essais de L'Hermitte et Mamillan [L'Hermitte 1970], cité par [Torrenti 2008 CEOS] pour 3 rayons moyens (rapport entre la surface (multipliée par 2) et le périmètre séchant) : 35, 70 et 500 mm.

4.1.1.2 Effet de la composition du matériau sur le retrait de dessiccation

Le béton est un matériau fortement hétérogène. Les granulats et la pâte de ciment ont des comportements rhéologiques très différents. Le retrait de dessiccation se produit uniquement dans la pâte de ciment, les granulats empêchant alors la pâte de se déformer librement. Aussi, on constate expérimentalement, que plus le volume de la pâte de ciment est important, plus la déformation de retrait de dessiccation est importante (cf. Figure 29). Quant au rapport e/c , il semble que les données disponibles et bien documentées soient relativement rares [Bissonnette et al. 1999]. L'évolution de la déformation de retrait de dessiccation de deux pâtes de ciment différentes, en fonction du temps, est donnée dans la Figure 29. On constate que la déformation de retrait de dessiccation est d'autant plus importante que le rapport e/c augmente ([Bissonnette et al. 1999], [Miyazawa et Tazawa 2001]). De plus, cette déformation dépend aussi du type de liant utilisé. L'ajout de fumée de silice ou de laitier de haut fourneau (avec le même rapport eau/liant) diminue l'amplitude des déformations de retrait de dessiccation [Li et Yao 2001]. Ainsi, les bétons à hautes performances (BHP) développent une déformation de retrait de dessiccation moins importante que les bétons ordinaires ([Le Roy 1996], [Miyazawa et Tazawa 2001]). Cela est habituellement attribué à la fois à la faible teneur en eau initiale des BHP et à la diminution importante de l'humidité relative interne, due à l'auto-dessiccation.

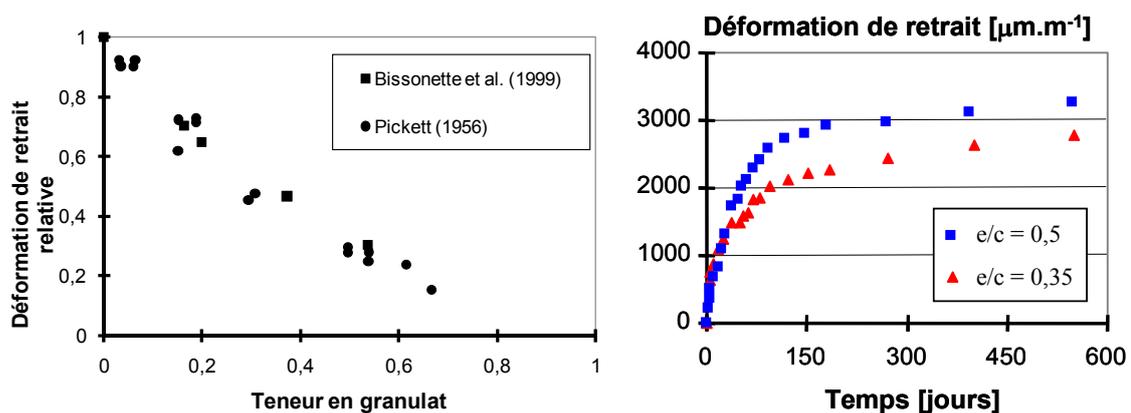


Figure 29 : Déformation de retrait de dessiccation en fonction de la fraction volumique de pâte et en fonction du temps pour différents rapports e/c [Bissonnette et al. 1999].

4.1.1.3 Effet de la fissuration induite par le retrait sur le séchage

Le processus de séchage induit, de façon pratiquement inévitable, une fissuration de peau [Acker 1983]. On pourrait donc s'attendre à ce que la création de fissures accélère le processus de séchage. Néanmoins, les résultats expérimentaux mettent en évidence que l'application d'un chargement de compression ne modifie pas significativement l'évolution de la perte en masse des éprouvettes ([Maney 1941] cité par [Lassabatère et al. 1997], [Hansen 1960] cité par [Bažant et al. 1997], [Neville 1960] cité par [Lassabatère et al. 1997], [Lassabatère et al. 1997]), bien que le chargement de compression réduise significativement la micro-fissuration de l'éprouvette. Cela est montré dans la Figure 30 à travers les essais de Lassabatère et al. [Lassabatère et al. 1997] sur des mortiers de rapport $e/c = 0,5$ et séché à un âge de 28 jours.

De plus, les fissures du béton n'affectent la migration de l'eau (ou d'un agz) que si leurs ouvertures dépassent quelques dixièmes de millimètres ([Bažant et al. 1986], [Acker 2001]). Or, nous avons noté dans le paragraphe [§2.2.1] que les fissures induites par la dessiccation ont une ouverture typiquement inférieure à $50 \mu\text{m}$. Ces deux constatations vont dans le même

sens : la fissuration induite par le séchage seul ne modifie pas de façon significative le transport de l'eau dans les bétons.

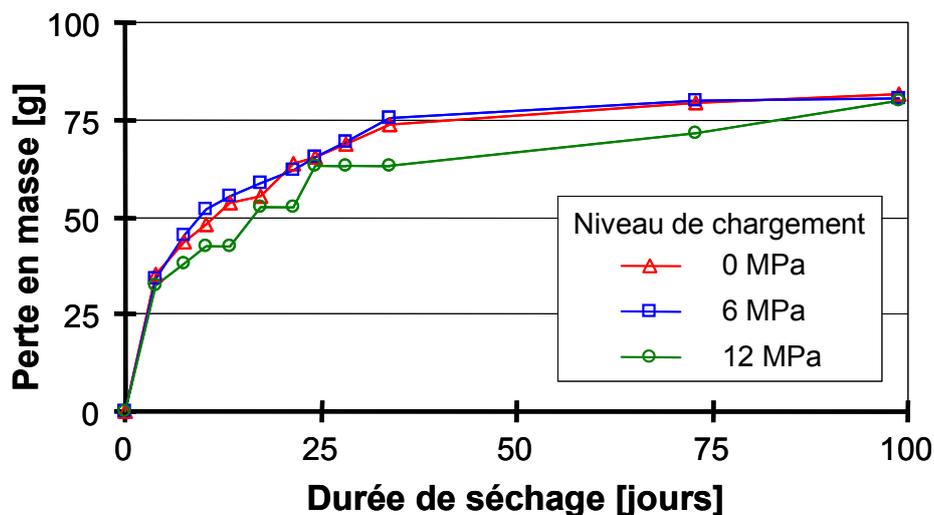


Figure 30 : Évolution de la perte en masse pour différents niveaux de chargement [Lassabatère et al. 1997].

4.1.2 Les mécanismes du retrait de dessiccation

Trois principaux mécanismes sont proposés dans la littérature pour expliquer le retrait de dessiccation pour les valeurs usuelles d'humidité relative [Sokora 1979] :

- Le retrait par dépression (ou succion) capillaire :

La diminution de l'humidité relative au sein du béton (due au séchage) induit une diminution de la pression de l'eau liquide, provoquée par la vaporisation de celle-ci. La coexistence des phases liquides (eau) et gazeuses (vapeur d'eau et air sec) entraîne la formation d'un ménisque à l'interface liquide/gaz, et donc l'apparition de tensions capillaires. Elles entraînent alors la contraction du squelette solide.

- Le retrait par variation de pression de disjonction :

Une diminution de l'humidité relative au sein du béton entraîne un départ de l'eau notamment des zones d'adsorption empêchée. Il se produit alors une diminution de l'épaisseur de la couche adsorbée et donc une diminution de la pression de disjonction qui se traduit au niveau macroscopique par une contraction de la matrice cimentaire.

- La variation de l'énergie surfacique solide :

La surface spécifique des C-S-H est très élevée. Une grande quantité d'eau adsorbée est donc en interaction avec la matrice solide. L'énergie surfacique des C-S-H liée à cette interaction varie avec l'épaisseur du film d'eau adsorbée. Plus celui-ci est grand, plus petite est la tension de surface. Ainsi, lorsqu'il y a adsorption, les tensions surfaciques diminuent et en cas de désorption, les contraintes induites augmentent à l'inverse, provoquant une contraction du solide et donc une déformation de retrait. Ce phénomène a été vérifié expérimentalement par [Wittmann 1968].

Il est à noter que le mécanisme de retrait par dépression capillaire est souvent cité dans la littérature, mais peut être remis en question. En effet, pour des faibles valeurs d'humidité relative, la loi de Kelvin prédit des valeurs de dépression capillaire très élevées (cf. Figure 31). De plus, la loi de Kelvin-Laplace prédit des valeurs très faibles de rayon d'équilibre (de pore) entre les phases liquides et vapeurs de l'eau (cf. Figure 32). Or, cette loi est basée sur

les lois de la mécanique et de la thermodynamique (qui stipule un volume de grande taille), à l'échelle du nanomètre (le diamètre de la molécule d'eau est de l'ordre de 2,6 Å), ce sont plutôt les forces de surface qui entrent en jeu. Néanmoins, comme nous le verrons par la suite, ce mécanisme est souvent utilisé pour modéliser les déformations de retrait de dessiccation.

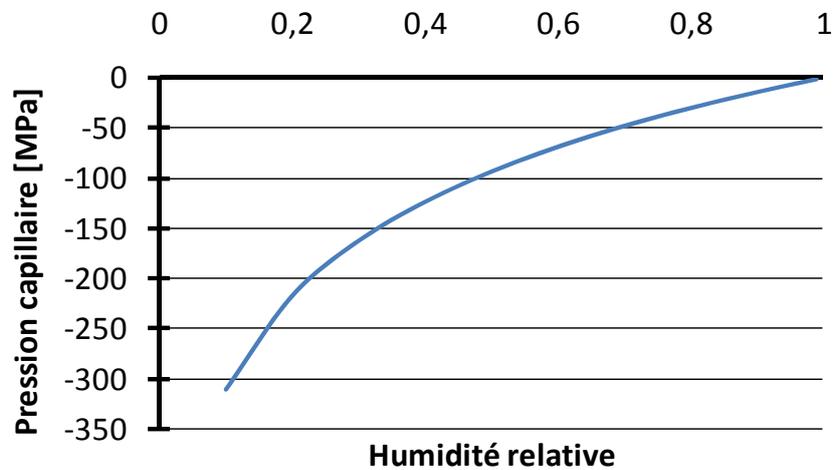


Figure 31 : Evolution de la pression capillaire en fonction de l'humidité relative.

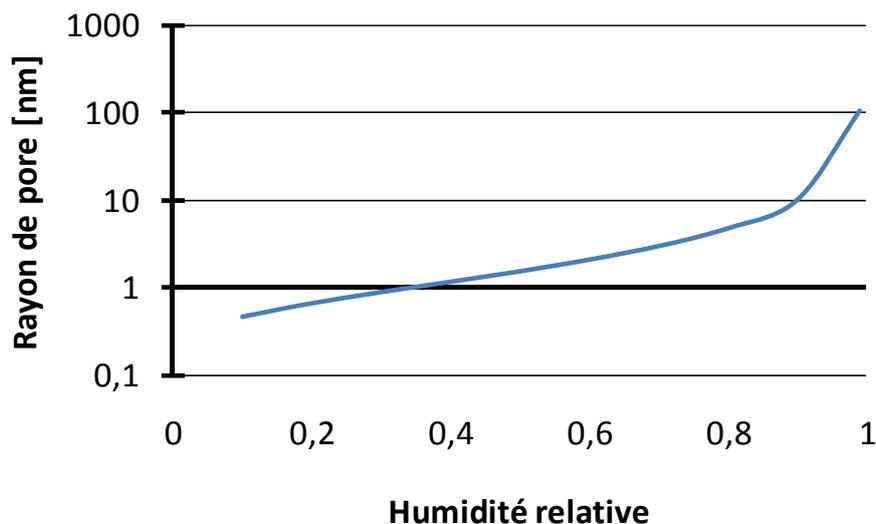


Figure 32 : Evolution du rayon à l'équilibre eau liquide/vapeur d'eau en fonction de l'humidité relative

4.1.3 Modélisation du retrait de dessiccation

4.1.3.1 Modélisation phénoménologique

Les observations expérimentales sur l'évolution du retrait de dessiccation ont conduit de nombreux auteurs à relier linéairement, de façon phénoménologique, la déformation de retrait de dessiccation à la variation d'humidité relative ([Wittmann et Roelfstra 1980], [Alvaredo et Wittmann 1993], [Bažant et Xi 1994], [Bažant et al. 1997], [van Zijl 1999]) :

$$\dot{\varepsilon}_{rd} = k_{rd} \dot{h} \mathbf{1} \quad [18]$$

où $\boldsymbol{\varepsilon}_{rd}$ est le tenseur de déformation de retrait de dessiccation intrinsèque, k_{rd}^h est le coefficient de compressibilité hydrique et $\mathbf{1}$ est le tenseur unité du second ordre.

Il est parfois choisi d'exprimer le retrait de dessiccation suivant une fonction linéaire de la variation de teneur en eau ([Carlson 1937], [Thelandersson et al. 1988], [Granger 1996], [Torrenti et al. 1997], [Benboudjema et al. 2001b], [Benboudjema 2002]) :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{rd} = k_{rd}^c \dot{h} \mathbf{1} \quad [19]$$

où k_{rd}^c [$\text{m}^3 \cdot \text{l}^{-1}$] est un coefficient de proportionnalité, qui peut être identifié sur la zone linéaire de la courbe retrait de dessiccation – perte en masse [Granger 1996].

Cette équation, basée sur la linéarité observée expérimentalement entre le retrait et la variation de la teneur en eau, est similaire à l'équation précédente. En effet, la courbe de l'isotherme de désorption est quasi-linéaire pour des valeurs de l'humidité relative comprises entre 50 et 100 % ([Pihlajavaara 1974], [Xi et al. 1994], [Baroghel-Bouny et al. 1999]).

4.1.3.2 Modélisation basée sur la mécanique des milieux poreux

Une alternative à la modélisation phénoménologique, est de modéliser le retrait de dessiccation à l'échelle macroscopique, sur la base de la théorie des milieux poreux non saturés ([Schrefler et al. 1989], [Coussy 1995], [Gray et Schrefler 2001]).

Dans cette approche, on considère que le V.E.R. du milieu poreux est constitué d'un squelette solide et de vides, occupés par l'eau (liquide et vapeur) et l'air. Les variables caractérisant ce V.E.R. sont considérées comme des variables « moyennes », ce qui permet de s'affranchir de la caractérisation précise de la microstructure du matériau. Dans le cas de l'étude hydromécanique d'un milieu poreux non saturé, on utilise en général le concept de contraintes effectives $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ au sens de Bishop [Gray et Schrefler 2001]. La contrainte effective est la contrainte appliquée directement sur le squelette solide.

On distingue, en général, deux principales approches pour déterminer son expression. Dans l'approche proposée par Coussy [Coussy 1995], Baroghel-Bouny et al. [Baroghel-Bouny et al. 2001], la contrainte effective est définie de façon incrémentale :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \dot{\tilde{\boldsymbol{\sigma}}} - S_l \dot{p}_c \mathbf{1} \quad [20]$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est la contrainte apparente, $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ est la contrainte effective et S_l est le degré de saturation.

Dans le cadre de l'approche proposée par Schrefler [Gray et Schrefler 2001], la contrainte effective est définie de façon totale :

$$\boldsymbol{\sigma} = \tilde{\boldsymbol{\sigma}} - S_l p_c \mathbf{1} \quad [21]$$

Une étude numérique montre que la différence de comportement résultant des équations précédentes est en général faible [Gray et Schrefler 2001].

Dans l'approche basée sur la micro-mécanique, [Château et Dormieux 2002], [Coussy 2007] montrent que la déformation de retrait de dessiccation peut se mettre sous la forme suivante :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{sph} = \dot{\tilde{\boldsymbol{\varepsilon}}}_{sph} - b S_l \dot{p}_c \quad [22]$$

Où l'indice $_{sph}$ désigne la partie sphérique et b est le coefficient de Biot.

Cette approche a également été utilisée par [Courtois 2006], [de Sa et al. 2007] et [Stefan et al. 2007].

4.2 Etude des déformations de fluage propre

On considère habituellement deux composantes dans le fluage spécifique : le fluage propre et le fluage de dessiccation. Nous allons tout d'abord nous intéresser aux déformations de fluage propre mesurées sur une éprouvette chargée en condition endogène, c'est-à-dire sans échanges hydriques avec le milieu extérieur.

Afin d'obtenir le fluage propre spécifique, il faut retirer aux déformations de fluage propres mesurées lors d'un essai, les déformations de retrait endogènes ainsi que les déformations élastiques instantanées. Il est à noter, que lorsqu'on travaille sur du béton âgé, le retrait endogène devient en règle générale négligeable.

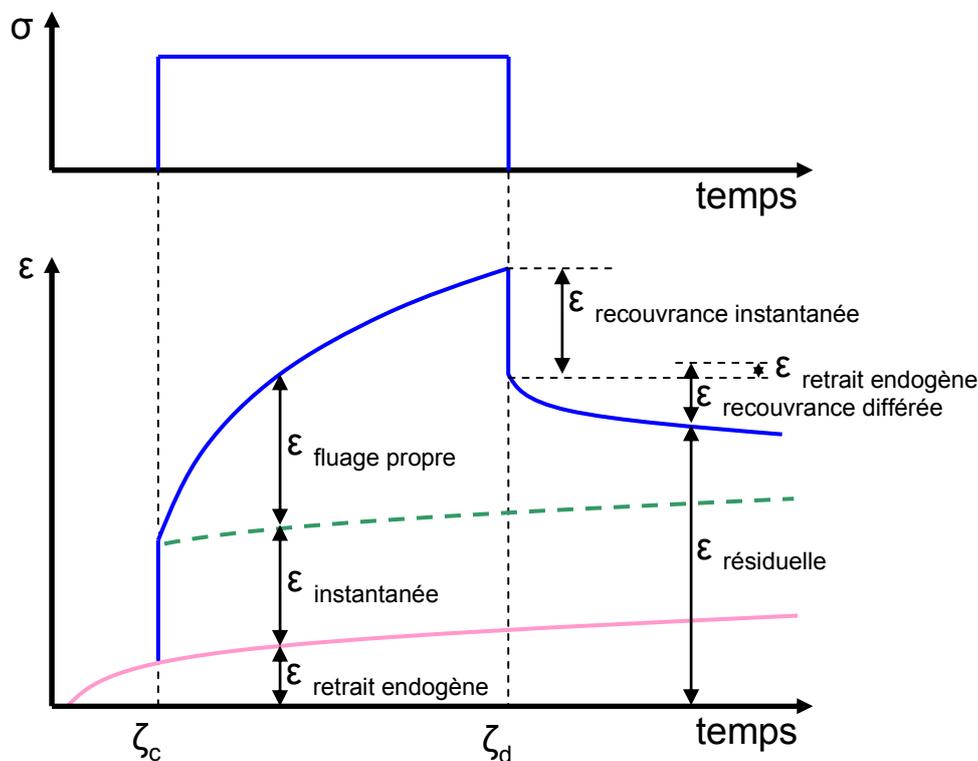


Figure 33 : Décomposition des déformations de fluage propre (d'après [Guénot-Delahaie 1997]).

Lorsqu'une éprouvette est soumise à une charge extérieure constante, elle présente une déformation instantanée, au moment du chargement, puis une déformation différée, qui commence immédiatement après l'application du chargement et qui se poursuit dans le temps à un taux décroissant durant l'application de la charge. Si l'on procède ensuite à un déchargement, on obtient une déformation dite de recouvrance [Guénot-Delahaie 1997].

Il est à noter que la déformation instantanée (déformation élastique) est difficile à extraire des déformations obtenues lors d'un essai de fluage. Dans la base de données, regroupant 621 essais de fluage [Bazant 2008] il est montré que la déformation instantanée n'est pas

forcément égale à la contrainte appliquée divisée par le module d'Young du béton. Ainsi, Parrott [Parrott 1974] considère la déformation qui s'est développée entre le chargement et 0.001 jours (soit 1.5 minutes) après l'application de la charge comme étant une déformation purement élastique. La déformation additionnelle est alors assimilée à la déformation de fluage. Ce résultat n'est pas surprenant, car comme les résistances, le module d'Young (et donc la déformation instantanée induite par le chargement mécanique) dépend de la taille de l'éprouvette, de la vitesse de chargement ... Ceci souligne une difficulté de l'étude à court terme, car les déformations différées sont relativement faible par rapport à la déformation « élastique instantanée ».

4.2.1 Observations expérimentale

Certaines constatations expérimentales sont acceptées par la communauté scientifique, comme le **rôle du chargement**. En effet il a été constaté que la déformation de fluage est linéaire par rapport à la contrainte appliquée [Guénot-Delahaie 1997].

Il faut aussi noter que le fluage propre est caractérisé expérimentalement par une forte dépendance à l'**âge du matériau** lors du chargement et de sa composition (rapport e/c et nature du granulat).

4.2.1.1 *Le fluage propre en compression*

Plus de 10000 publications sur le fluage en compression existent dans la littérature. Malgré le grand nombre de publication, le fluage propre des bétons reste un phénomène aujourd'hui encore mal connu [Tamtsia et Beaudoin 2000].

Le fluage propre en compression est caractérisé expérimentalement par une forte dépendance à l'âge du matériau lors du chargement, qui se poursuit bien après que la réaction d'hydratation a cessé. Cette dépendance au vieillissement est une caractéristique unique au fluage propre. En effet, les propriétés mécaniques du béton (coefficient de Poisson, module d'Young, résistance), les paramètres gouvernant le transport de l'eau et le retrait de dessiccation ne dépendent plus significativement de l'âge, après 90 jours ([Gaucher 1982], [Guénot-Delahaie 1997], [Powers et al. 1954], [Gamble et Parrott 1978], [Bažant 1982], [Parrott et Young 1982]). De plus, les déformations de fluage ont eu une cinétique très lente. Des mesures de déformations de fluage (en réalité différées, sans qu'on puisse les séparer) sur structure montrent des évolutions après plusieurs dizaines d'années.

Comme dans le cas du retrait de dessiccation, le siège de la déformation de fluage est la pâte de ciment. En effet, les granulats ne fluent pas sous les valeurs de contraintes communément appliquées aux ouvrages de Génie Civil et à l'échelle de temps de la durée de vie des ouvrages (ils ne fluent sensiblement qu'à l'échelle géologique). Ainsi, on remarque que pour des valeurs identiques du rapport e/c, l'augmentation de la teneur en granulat diminue l'amplitude de la déformation de fluage propre d'un mortier par rapport à celle d'une pâte de ciment ([Pickett 1956], cité par [Huet et al. 1982]). Cette différence de comportement entre la pâte de ciment et les granulats peut aussi induire une micro-fissuration à l'interface. En effet, les granulats ne se déformant pas, des contraintes différentielles de traction naissent localement dans la pâte de ciment, alors que les granulats subissent des contraintes de compression. Ce processus explique peut-être la détection de fissures, lors de l'auscultation par émission acoustique, d'éprouvettes de béton dans un essai de fluage propre ([Rossi et al. 1993]).

De plus, l'eau est généralement surabondante par rapport à l'hydratation complète. Or, il a été mis en évidence que l'eau joue un rôle fondamental dans le fluage propre. Ainsi, on

observe, comme dans le cas du retrait de dessiccation, une forte dépendance au rapport e/c (cf. Figure 34). Cette dépendance est sûrement attribuable à la quantité d'eau non liée qui est d'autant plus importante que le rapport e/c est élevé. Par ailleurs, la déformation de fluage dépend aussi significativement du type de ciment (cf. Figure 34), ainsi que du type de liant utilisé (ciment, fumée de silice, laitier de haut fourneau, [Li et Yao 2001]). Il semble que ces effets ne peuvent pas être reliés directement aux valeurs différentes de résistance [Huet et al. 1982] ou de finesse (ou surface spécifique) du liant utilisé [Neville 2000].

Les déformations de fluage restent viscoélastiques uniquement pour un certain niveau de chargement. La déformation de fluage est proportionnelle à la contrainte jusqu'à 30-50 % de la résistance en compression ([Bierwirth et al. 1994], [Li 1994], [Neville 2000], [Mazzotti et Savoia 2001]). Au-delà, la réponse est fortement non linéaire. La déformation de fluage devient beaucoup plus élevée, que celle prédite par la théorie de la viscoélasticité linéaire. Dès que la contrainte dépasse 85 % de la résistance, la rupture se produit inévitablement après quelques minutes [Li 1994]. Avant que la rupture ne se produise, on observe une croissance rapide des fissures macroscopiques ([Li 1994], [Mazzotti et Savoia 2001]). La déformation latérale augmente alors plus rapidement que la déformation longitudinale, ce qui se traduit par une augmentation rapide du coefficient de Poisson.

Enfin, la déformation de fluage propre en compression d'un béton sec (dont on a enlevé toute l'eau évaporable) est négligeable ([Glücklich 1962], [Pihlajavaara 1974], [Acker 1988]).

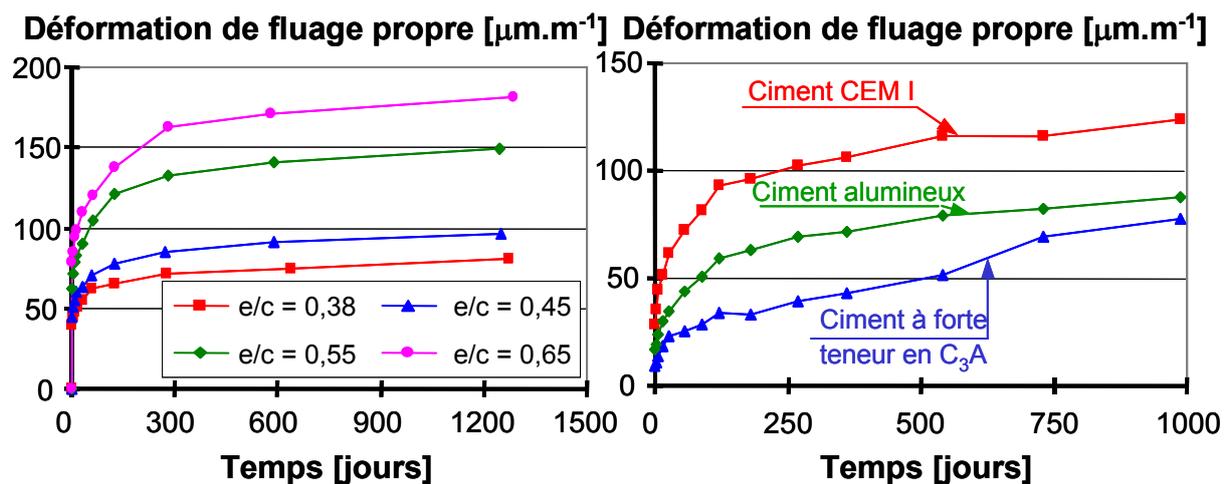


Figure 34 : Déformation de fluage propre pour différents rapports e/c et pour différents types de ciment ([Hummel 1959], cité par [Kanstad 1991]).

4.2.1.2 Le fluage propre en traction directe

Très peu d'études expérimentales existent dans la littérature à ce sujet. La majorité des études expérimentales a porté sur le fluage en compression. Pourtant, la connaissance précise du fluage en traction est importante pour estimer la fissuration due au retrait endogène, de dessiccation et/ou thermique [Østergaard et al. 2001] lorsque ces déformations sont gênées. Cela a une grande conséquence lorsque ces déformations de retrait sont gênées, ce qui est le cas lors de l'utilisation d'enduit de mortier [Bissonnette et Pigeon 1995], dans le cas de la réparation d'ouvrages par remplissage d'un béton frais [Shambira et Nounu 2001] ou lors des reprises de bétonnage [Granger 1996]. En effet, les déformations de fluage induisent une relaxation des auto-contraintes induites et limitent donc les risques de fissuration au jeune âge. Au contraire, elles peuvent induire une fissuration, dans le cas où un fluage différentiel se produit.

Sur matériau durci, on ne compte à notre connaissance qu'une dizaine de publications scientifiques sur le fluage (propre et dessiccation). Parmi ces publications, peu d'auteurs ont étudié le fluage propre.

Sur un matériau séché à 105 °C, Cook [Cook 1972] mesure des déformations de fluage propre importantes en traction, contrairement en compression (où les déformations mesurées sont négligeables cf. 4.2.1.1). Ainsi, le fluage en traction résulterait ici plutôt de la croissance de la microfissuration (induite lors du traitement du matériau à 105°C).

Bissonnette et *al.* [Bissonnette et *al.* 2007] ont mesuré sur des éprouvettes chargées à 7 jours que le fluage propre en traction représente (après 1 mois) environ 50 % de la déformation de fluage total mesurée à 50 % d'humidité relative (dimension 70×70×400 mm, $e/c = 0,4$). Ce résultat est également trouvé par [Brooks et Neville 1977], sur des éprouvettes chargées à 28 jours et 56 jours. Ensuite, la cinétique de déformation de fluage propre ralentit fortement, ce qui n'est pas le cas de la déformation de fluage total (et donc de la déformation de fluage de dessiccation en traction, cf. Figure 35). Par contre, [Brooks et Neville 1977] obtiennent des résultats différents. Les déformations de fluage propre augmentent continuellement même au-delà de 2 mois de chargement (ce qu'ils n'ont pas observé en compression).

Enfin, le domaine où le comportement reste visco-élastique a été peu étudié en traction. Domone [Domone 1974] observe que le fluage propre spécifique augmente fortement dès que la contrainte appliquée dépasse 60 % de la résistance en traction (ce seuil est abaissé à 40 % lorsque l'éprouvette sèche).

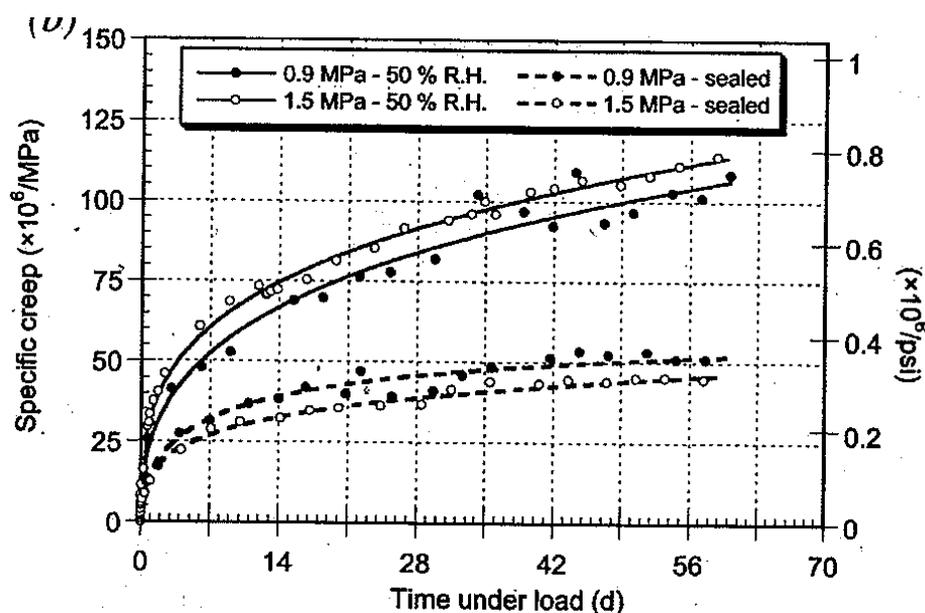


Figure 35 : Evolution des déformations de fluage propre et total [Bissonnette et al. 2007].

4.2.1.3 Fluage propre en flexion trois points

Peu d'études existent également sur le fluage en flexion du béton. Il est à noter que contrairement à des essais uniaxiaux (où le fluage spécifique peut être identifié directement), les résultats en flexion nécessitent une analyse inverse. La Figure 36 [Omar 2004], montre l'évolution du fluage propre de poutres pour différents niveaux de chargement (ramenés à l'effort de pic).

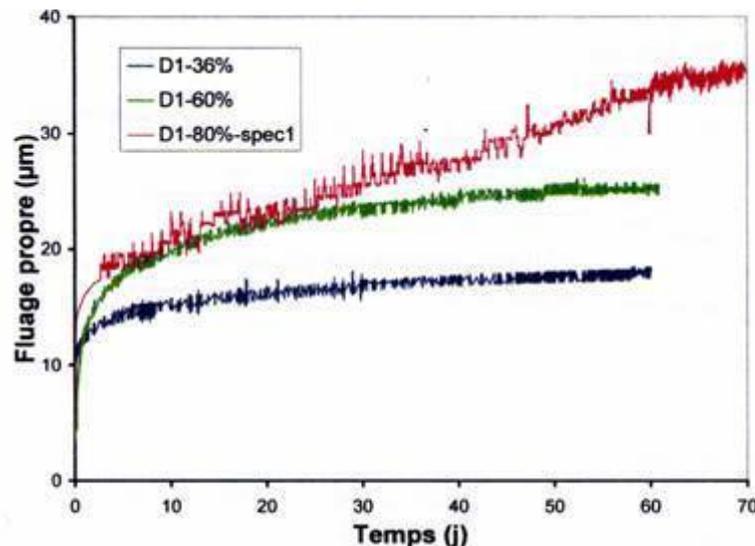


Figure 36 : Fluage propre en flexion de la poutre D1 pour des taux de chargement de 36 %, 60 % et 80 % (déplacement initial retranché) [Omar 2004].

Les résultats de la Figure 36 indiquent les résultats d'essais pour des poutres d'épaisseur 10 cm, de hauteur 10 cm et de longueur 35 cm, soumise à un chargement en flexion trois points. On remarque que l'amplitude des déformations de fluage propre augmente avec le niveau de chargement. La déformation de fluage propre évolue rapidement pendant les premiers jours pour les 3 niveaux de chargement et se stabilise après quelques semaines pour les niveaux plus bas, mais elle continue à évoluer avec une cinétique importante pour le niveau de chargement le plus élevé, ce qui suggère que l'on a atteint le régime de fluage secondaire. Ainsi, la réponse à 80% dévie du comportement viscoélastique linéaire. Les réponses à 36% et 60% restent similaires à des réponses viscoélastiques linéaires (fluage primaire).

La Figure 37 compare le fluage propre des poutres de géométrie différentes pour un même niveau de chargement (80 %) :

- D1 : épaisseur 10cm, hauteur 10cm, longueur 35cm
- D2 : épaisseur 10cm, hauteur 20cm, longueur 70cm
- D3 : épaisseur 10cm, hauteur 40cm, longueur 140cm

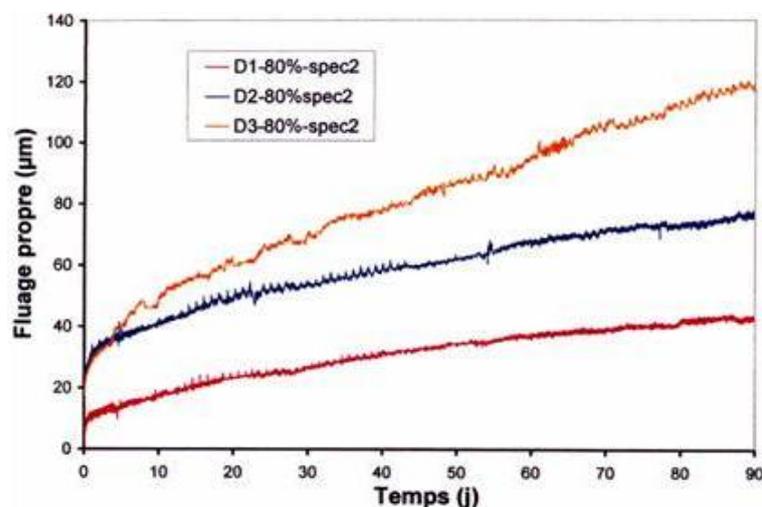


Figure 37 : Fluage propre en flexion des poutres D1, D2 et D3 pour un taux de chargement de 80 % (le déplacement initial a été retranché) [Omar 2004].

Cette figure montre que l'amplitude et la cinétique des déplacements induits par le fluage propre augmentent avec les dimensions de la structure. Cette différence de cinétique est moins marquée pour les niveaux de sollicitations plus petits.

En **conclusion**, les résultats de ces essais ont permis de souligner la non proportionnalité entre les cinétiques de fluage propre des différentes tailles de poutres chargées avec le même mode et niveau de chargement.

Les essais de **résistance résiduelle** ont également montré une diminution qui évolue avec la taille de la poutre, mais qui reste négligeable pour les dimensions petites et moyennes.

4.2.1.4 Comparaison des courbes de fluages spécifiques en traction et en compression

A notre connaissance, sur matériau durci, seuls Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977] ont comparé les courbes de fluage propre spécifique en compression et en traction. Ces auteurs ont mesuré sur des éprouvettes âgées de 28 et 56 jours le fluage spécifique en compression et en traction. Les éprouvettes ont également été soit protégées de la dessiccation, soit testées sans protection dans une ambiance à une humidité relative de 60 %. Les éprouvettes testées sont cylindriques de diamètre 76 mm et de hauteur 255 mm. Les différents résultats obtenus sont reportés dans la Figure 38 et la Figure 39.

A partir de ces courbes, on peut tirer les conclusions suivantes :

- Le **fluage en traction** est similaire au fluage en compression durant les 20 premiers jours puis on note un début de différenciation ;
- Le **fluage en compression** semble converger plus rapidement vers une valeur asymptotique, ce qui n'est pas le cas du fluage en traction, où on observe un comportement similaire à du fluage secondaire ;
- Lors de la **décharge**, le fluage en traction ré-augmente au cours du temps, ce qui n'est pas le cas en compression. Le résultat observé en traction est étrange, mais aucun autre résultat n'est disponible dans la littérature à ce sujet ;
- L'augmentation de l'âge du chargement a pour effet de réduire le fluage propre en compression mais le fluage propre en traction n'est pas affecté.

On constate donc des divergences dans le comportement au fluage en traction (recouvrance, effet de l'âge ...). Aucun résultat de la littérature ne semble confirmer ou s'opposer à ces résultats. Si ces résultats sont corrects, il semble donc que les mécanismes de fluage en traction sont différents de ceux en compression, et que le modèle de fluage qui sera développé devra tenir compte de cet aspect. Nous y reviendrons par la suite lors de l'étude du fluage de dessiccation.

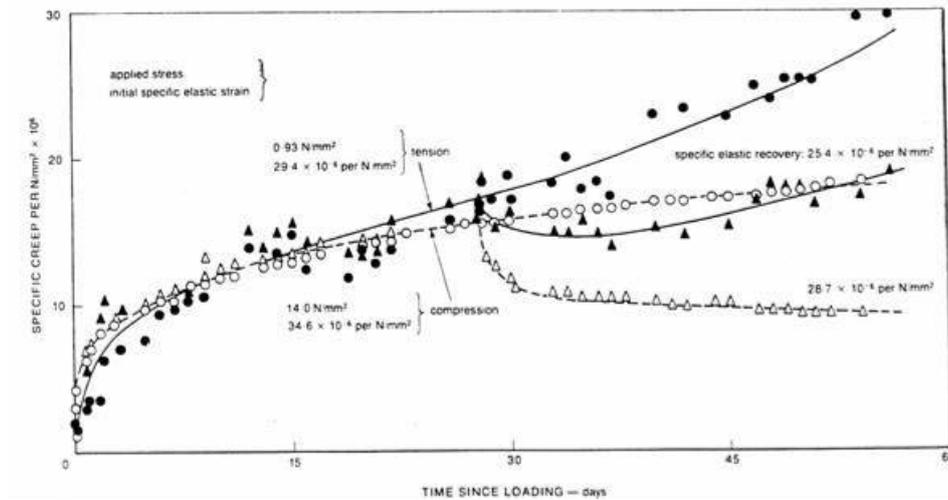


Figure 38 : Fluage propre et recouvrance de fluage en traction et en compression pour le béton conservé dans l'eau, chargé à 28 jours et déchargé à 56 jours.

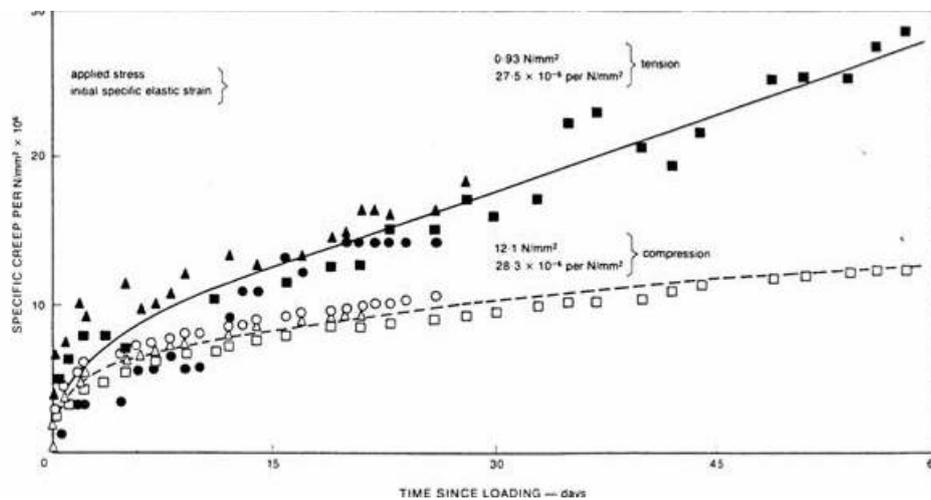


Figure 39 : Fluage propre en traction et en compression pour le béton conservé dans l'eau, chargé à 56 jours.

4.2.2 Les mécanismes de fluage propre

La déformation de fluage propre peut mettre en jeu deux types de mécanismes [Guénot-Delahaie 1997]:

- Les mécanismes liés intrinsèquement à la pâte de ciment, dont les paramètres déterminants sont l'état d'hydratation, les quantités d'eau libre et d'eau liée, les possibilités de migration de l'eau à l'intérieur du squelette poreux d'hydrates ainsi que les possibilités de celui-ci de se dissoudre plus ou moins.
- Les mécanismes relatifs à la nature composite du béton, liés à l'existence de défauts de continuité et de leur propagation ou coalescence dans le matériau composite béton, qui induisent des états de contrainte qui modifieront la réponse différée.

4.2.2.1 Mécanisme à court terme

Pour le **fluage à court terme**, la redistribution de l'eau induite par la contrainte due à un mécanisme de type diffusif semble être une hypothèse des plus probables, cohérente avec le caractère différé du fluage à court terme. [Illston 1965]

Les contraintes sont retransmises à l'échelle microscopique à travers les produits d'hydratation qui entourent les pores capillaires. Ce transfert d'effort microscopique induit localement un déséquilibre thermodynamique entre les molécules d'eau en adsorption libre dans ces zones de transmission et celles qui sont plus loin (porosité capillaire). Pour restituer l'équilibre, les molécules d'eau diffusent dans les couches d'eau adsorbée (diffusion surfacique) vers la porosité capillaire, entraînant la déformation du squelette solide.

Ce mécanisme est compatible avec le fluage propre en traction. Par l'action d'un chargement externe en traction, la porosité tend à s'ouvrir et à absorber l'eau libre contenue dans les pores plus larges ce qui provoque une expansion du matériau [Bissonnette 2007].

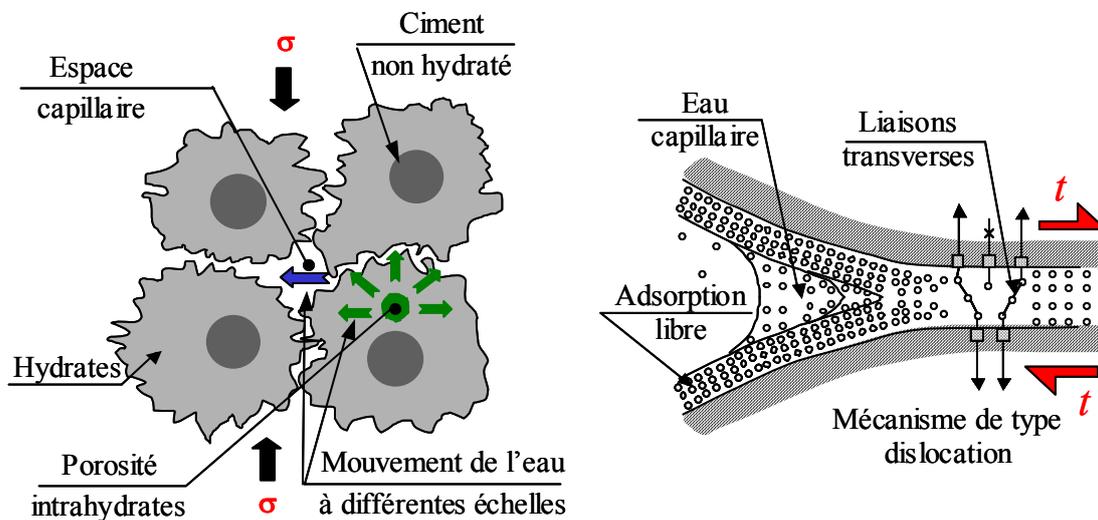


Figure 40 : Mécanismes du fluage propre à court terme (a) et à long terme (b) proposés par [Ulm et al. 1999].

4.2.2.2 Mécanisme à long terme

Les explications précédentes ne permettent pas d'expliquer les raisons du vieillissement sur le **fluage propre à long terme**. Le mécanisme essentiellement retenu est du type microcisaillement au niveau des particules d'hydrates, les feuillettes de C-S-H, lubrifiées par l'eau des espaces interfoliaires, et de façon générale, les surfaces des hydrates en zone d'adsorption empêchée, seraient susceptibles d'avoir un mouvement de glissement relatif. [Ruetz 1965] cité par [Guénot –Delahaie1997] Bazant [Bazant 1997] et Ulm [Ulm et al. 1998] proposent que l'effet du vieillissement observé soit d'origine mécanique, lié à la relaxation des micro-précontraintes ("micro-prestress") dans les zones d'adsorption empêchée. Les micro-précontraintes sont générées par la pression de disjonction, ainsi que par des variations volumiques importantes et fortement localisées induites par l'hydratation ou le séchage. La relaxation des micro-précontraintes se situe à l'échelle des nanopores de la pâte de ciment. Les liaisons entre les surfaces solides, sur-tendues localement et instables, sont susceptibles de se rompre [Wittmann 1982]. Elles se reforment dans des zones adjacentes de moindres surtensions du fait du glissement des feuillettes de C-S-H (voir Figure 41). Les forces

de liaison se relaxent dans le temps, et ce sont d'autres sites qui seront alors le siège de ruptures potentielles. Ce processus en chaîne épuise successivement les sites de fluage qui ont été activés par le chargement mécanique. Cet épuisement conduit au vieillissement observé au niveau de la cinétique du fluage en fonction de l'âge du matériau.

Le fluage propre d'éléments pré-séchés montre une dépendance à peu près linéaire de la déformation de fluage propre à l'humidité relative, ce qui rend d'autant plus difficile l'exploitation des résultats de fluage de dessiccation.

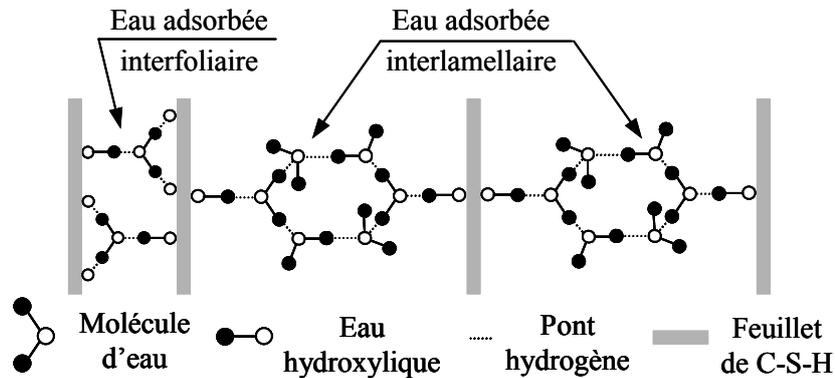


Figure 41 : Description idéalisée de l'eau dans les zones d'adsorption empêchée et de la transition avec les pores capillaires [Bažant 1972].

D'autres mécanismes ont été proposés dans la littérature, principalement la percolation « water seepage », le cisaillement visqueux (viscous shear) et la microfissuration. [Bissonnette 2007].

4.2.3 Modélisation du fluage propre

4.2.3.1 Cadre de la viscoélasticité linéaire

La déformation de fluage propre ε^{fp} s'écrit conventionnellement, dans le cas d'un état de contraintes σ constant, sous la forme :

$$\varepsilon_{fp}(t, t') = \mathbf{J}(t, t') \sigma \quad [23]$$

où t désigne le temps, t' l'âge d'application des contraintes et $\mathbf{J}(t, t')$ est le tenseur de fluage spécifique.

Cette écriture est basée sur l'observation expérimentale de la linéarité entre la déformation de fluage propre et les contraintes (pour des contraintes inférieures à 30 à 50 % de la résistance dans le cas d'une sollicitation uniaxiale en compression). Dans le cas de contraintes variables, le principe de superposition de Boltzmann est alors utilisé.

Dans le cas de contraintes modérées, l'expression du tenseur de fluage propre spécifique du béton est souvent basée sur la théorie de la viscoélasticité linéaire non vieillissante ou vieillissante ([Bažant et Chern 1985], [Bažant et Prasanna 1989], [Granger 1996], [Bažant et al. 1997], [Guénot-Delahaie 1997], [de Schutter 1999], [van Zijl 1999], [Fafard et al. 2001], [Benboudjema 2002], [Buffo-Lacarrière 2007]). Dans le cas non vieillissant et pour des contraintes uniaxiales, le fluage spécifique peut être approché avec une très bonne précision [Bažant et Huet 1999] par une combinaison multiple de chaînes de Maxwell (Figure 42a) ou

de Kelvin-Voigt (Figure 42b). L'avantage important de ce choix pour le fluage spécifique est qu'il n'est pas nécessaire de stocker en mémoire l'histoire des contraintes. En effet, l'utilisation d'un tel fluage permet de résoudre le problème façon incrémentale ([Granger 1996], [Benboudjema 2002]).

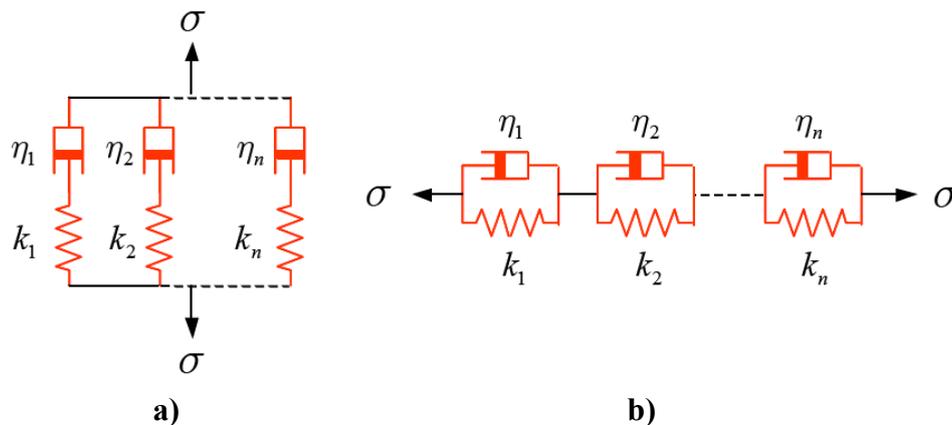


Figure 42 : Chaînes de Maxwell a) et chaînes de Kelvin-Voigt b).

Cette formulation peut être étendue au cas vieillissant en faisant varier les paramètres de la chaîne de Maxwell ou de Kelvin-Voigt en fonction de l'âge du matériau ([Bažant et Chern 1985], [de Schutter 1999]). Toutefois, certaines restrictions doivent être vérifiées afin de garantir le caractère strictement monotone du fluage spécifique [Bažant 1998].

Afin de reproduire la cinétique lente des déformations de fluage, il est également possible d'utiliser d'autres formes mathématiques (« double power law » pour des durées de chargement courts, des lois en logarithme pour des temps de chargement longs, et finalement « triple power law » pour la transition [Bažant et Chern 1985]).

Afin de proposer une description plus physique de l'aspect vieillissant, Bažant et Prasannan [Bažant et Prasannan 1989] et Bažant et *al.* [Bažant et *al.* 1997] suggèrent de considérer que les éléments constituant la pâte de ciment ne sont pas dépendants de l'âge. Ainsi, la dépendance du fluage à l'âge est alors attribuée à la déposition graduelle de C-S-H du fait de la réaction d'hydratation à la relaxation des micro-précontraintes transversales au plan de glissement [Bažant et *al.* 1997].

4.2.3.2 Couplage fluage/fissuration

Lorsque les contraintes en compression deviennent importantes, nous avons remarqué que la relation déformation de fluage – contraintes devient non linéaire. Plusieurs possibilités de modélisations de cet effet sont disponibles dans la littérature :

- A partir de la théorie de l'endommagement [Li 1994]. Il est ainsi possible d'introduire explicitement (et rationnellement) la variable temporelle t , dans les fonctions d'évolution des paramètres d'écrouissage et de l'endommagement ;
- Selon Bažant et Xiang [Bažant et Xiang 1997], cette non-linéarité n'est qu'apparente. Pour eux, le fluage non linéaire n'existe pas. La non-linéarité résulte de la manifestation de la croissance des micro-fissures dans le temps. Elle peut être modélisée à l'aide d'une approche de type viscoplastique [van Zijl 1999] ou élastoplastique, en intégrant une fonction d'écoulement de fluage [Benboudjema et *al.* 2001a] ;
- Le caractère non linéaire est supposé lié à la redistribution des contraintes du fait du fluage et de la distribution non homogène de l'endommagement [Ožbolt et Reinhardt

2001]. En effet, la fissuration du béton n'est jamais homogène dans l'éprouvette, elle se produit dans des zones localisées (liées aux défauts géométriques ou matériels). La redistribution prend place entre les zones les plus endommagées et les moins endommagées. Cette hypothèse nécessite donc, dans la modélisation, la prise en compte de défauts initiaux dans le matériau pouvant altérer la distribution initialement homogène des contraintes et des déformations ;

- Mazzotti et Savoia [Mazzotti et Savoia 2003], Omar *et al.* [Omar *et al.* 2003] proposent de prendre en compte le couplage fluage-fissuration en modifiant la déformation équivalente de traction, proposée par Mazars [Mazars 1994] :

$$\hat{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon_e \rangle_+ : \langle \varepsilon_e \rangle_+ + \beta \langle \varepsilon_{bc} \rangle_+ : \langle \varepsilon_{bc} \rangle_+} \quad [24]$$

Où β est un paramètre matériau identifié sur les courbes de déformations de fluage à différents niveaux de chargement. Ce couplage ne permet pas de prendre en compte de l'évolution du coefficient de Poisson de fluage apparent dans le temps [Li 1994], i.e. son augmentation, liée au développement de fissures verticales en compression (et également la dilatance). Néanmoins, sa mise en œuvre numérique est relativement aisée.

4.3 Etude des déformations de fluage de dessiccation

Le fluage de dessiccation correspond à la déformation additionnelle observée quand le béton est chargé et subit en même temps un changement d'état hydrique interne.

Ce comportement, appelé l'effet Picket [Picket 1942], est quelque peu paradoxal. En effet, une éprouvette préalablement séchée flue moins qu'une éprouvette saturée, alors que plus l'humidité relative décroît durant un test de fluage, plus le béton flue [Acker et Ulm 2001].

Les auteurs proposent d'isoler deux types de mécanismes : le fluage de dessiccation structural, et le fluage de dessiccation intrinsèque [Bažant et Chern 1985] [Granger 1996]. Les paramètres influant sur le fluage de dessiccation sont présentés ci-après. Le fluage de dessiccation semble intimement lié au retrait de séchage.

- **Fluage de dessiccation intrinsèque** : Des expériences menées par [Bažant et Xi 1994] ont démontré qu'il y avait une part du fluage de dessiccation liée uniquement au comportement du matériau, indépendamment de tout effet lié à la géométrie de la structure. Des éprouvettes de pâte de ciment d'épaisseur faible (1,9 mm, et donc non sujettes à une microfissuration importante) subissent une déformation de fluage de dessiccation importante. De plus, les essais de fluage en compression uniaxiale et en flexion sur des éprouvettes séchantes mettent en évidence des déformations de fluage (par MPa) différentes, alors que ce n'est pas le cas si les éprouvettes sont protégées de la dessiccation [Reid et Sedra 1998]. Étant donné que le retrait de dessiccation n'induit pas d'effort de flexion dans une poutre isostatique, on peut donc supposer que les différences obtenues entre les déformations soient imputables à un mécanisme physico-chimique de fluage de dessiccation. Enfin, du point de vue numérique, la confrontation des résultats expérimentaux avec ceux des simulations numériques montre que le fluage de dessiccation structural (cf. plus bas) ne permet pas d'expliquer à lui seul la totalité de la déformation de fluage de dessiccation mesurée ([Thelandersson *et al.* 1988], [Bažant *et al.* 1997], [Benboudjema 2002]). On notera que ce phénomène n'est pas limité aux matériaux à matrice cimentaire. En effet, le même comportement paradoxal a été observé sur le bois, bien plus tard ([Armstrong et Kingston 1960]).

- **Fluage de dessiccation structural** : Lorsqu'une éprouvette sèche sans chargement extérieur, les contraintes de traction sont dues aux gradients de teneur en eau, et sont tellement élevés qu'ils conduisent à de la fissuration en peau et à coeur. Cette fissuration relaxe alors les contraintes induites par le séchage et réduisent l'amplitude du retrait. Elle est liée en partie à la géométrie de la structure. Lorsqu'une éprouvette est chargée constamment en compression et sèche, la fissuration due au séchage est moins prononcée que celle du spécimen non chargé [Wittmann 1982]. Ainsi, la déformation mesurée est supérieure à la somme des composantes élémentaires retrait de dessiccation et fluage propre. La déformation supplémentaire est appelée fluage de dessiccation structural. Il semble néanmoins que la contribution de ce fluage de dessiccation structural ne représente qu'une part peu importante (mais pas négligeable pour autant) du fluage de dessiccation total [Granger 1996] [Buil 1990] [Benboudjema 2002]. Il est à noter que la mesure directe de cette part de déformation est quasi-impossible (hormis par la réalisation d'essais de flexion [Bažant et Xi 1994]). Il est nécessaire de la quantifier à l'aide de simulations numériques aux éléments finis, étant l'état de contraintes hétérogènes induit par le séchage et d'une campagne d'essais complètes sur le séchage et les différentes composantes de déformations.

4.3.1 Observations expérimentales

Il est à rappeler comme nous l'avons souligné, que la déformation de fluage de dessiccation intrinsèque intègre lors d'une mesure expérimentale à la fois la part intrinsèque et la part structural. De plus, dans la littérature, plusieurs auteurs commentent et présentent uniquement des résultats intégrant la déformation de fluage propre et de fluage de dessiccation. Nous nommerons, cette déformation la déformation de fluage totale.

4.3.1.1 Le fluage de dessiccation en compression

Ali et Kesler [Ali et Kesler 1964] semblent être les premiers à avoir observé que le fluage de dessiccation a de nombreuses caractéristiques communes avec le retrait de dessiccation. Ainsi, ils ont observé que la déformation de fluage de dessiccation est proportionnelle à la déformation de retrait de dessiccation. Cette observation a été confirmée par la suite par de nombreux auteurs ([Gamble et Parrott 1978], [Sicard et al. 1996]).

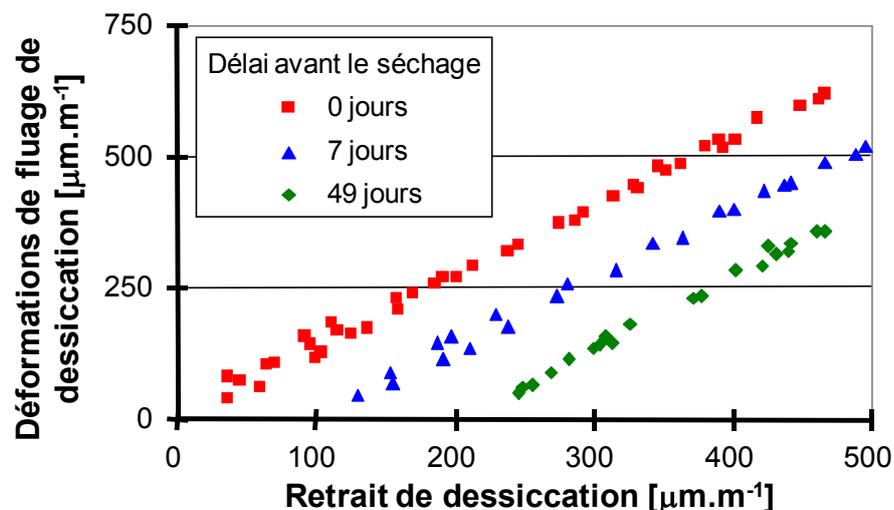


Figure 43 : Déformation de fluage de dessiccation d'un béton [Gamble et Parrott 1978].

Les effets d'une variation des contraintes (chargement, déchargement) et de l'humidité relative (vitesse, séchage ou réhumidification) sur la déformation de fluage de dessiccation, n'ont été que très peu étudiés pour le béton. De tels résultats permettraient d'améliorer nos connaissances sur le fluage de dessiccation, et notamment de proposer une modélisation intégrant ces effets. Lors d'un déchargement total, la déformation de fluage de dessiccation serait, soit totalement irréversible (Day et al. 1984), soit réversible à 20 % environ [Gamble et Parrott 1978]. A titre de comparaison, la déformation de fluage propre est, elle aussi, réversible à environ 20-30 %.

Enfin, la diminution du rapport e/c et l'utilisation de fumée de silice permettent de diminuer fortement les déformations de fluage de dessiccation, voire de les annuler dans le cas des BFUP après traitement thermique [Loukili et al. 1998].

4.3.1.2 Le fluage de dessiccation en traction

Lors d'un chargement simultané avec la dessiccation, on observe, de la même façon que dans le cas de la compression, une déformation de fluage de dessiccation. Toutefois, contrairement à la compression, cette déformation est du signe opposé à la déformation de retrait de dessiccation ([Brooks et Neville 1977], [Kovler 1999], [Altoubat et Lange 2002]), ce qui rend impropre le terme employé de retrait induit par la contrainte. La déformation de fluage de dessiccation est également plus importante que la déformation de fluage propre ([Kovler 1999], [Bissonnette et Pigeon 1995], [Bissonnette et al. 2007], cf. Figure 35). Les résultats expérimentaux montrent que la déformation de fluage total en traction dépend fortement du rapport e/c [Bissonnette et Pigeon 1995], de la température [Hauggaard et al. 1999] et de l'âge de chargement ([Brooks et Neville 1977], [Bissonnette et Pigeon 1995], [Østergaard et al. 2001], [Bissonnette et al. 2007], cf. Figure 44). Néanmoins, alors que l'utilisation de la fumée de silice permet de diminuer sensiblement les déformations de fluage de dessiccation, ceci ne serait pas le cas pour la traction [Bissonnette et Pigeon 1995]. De plus, contrairement au fluage total en compression où l'utilisation de fibres de polypropylène ne modifie pas le fluage spécifique, en traction, Bissonnette et al. [Bissonnette et al., 2007] observent une augmentation importante. En outre, alors que la diminution de la quantité de pâte de ciment diminue fortement les déformations de fluage total en compression (les déformations n'ont lieu que dans la pâte), on observe au contraire une augmentation des déformations de fluage total en traction [Bissonnette et al. 2007] (Figure 44).

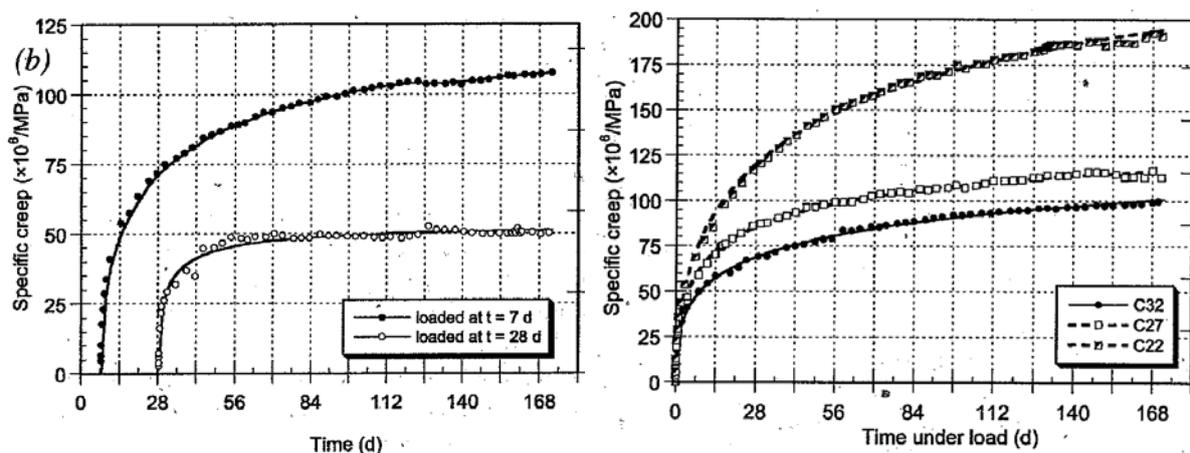


Figure 44 : Fluage total spécifique : effet de l'âge de chargement et la teneur en pâte de ciment (C32 = 32% de pâte, C27 = 27 % de pâte et C22 = 22 % de pâte, éprouvettes chargées à 7 jours) [Bissonnette et al. 2007].

En terme de recouvrance, Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977] observent une recouvrance partielle des déformations de fluage total (de l'ordre de 25 %). Morin et Maso [Morin et Maso 1982] observent plutôt un comportement irréversible.

Enfin, quelques auteurs ont étudié le domaine dans lequel les déformations de fluage total restent viscoélastiques. [Bissonnette et al. 2007] observent un comportement viscoélastique jusqu'à une contrainte égale 50 % de la résistance en traction, sans pour autant pouvoir en déduire une limite. Cook [Cook 1972] et Domone [Domone 1974] ont observé une rupture des éprouvettes au cours des essais de fluage à des contraintes égales à 50 % et 60 % de la résistance en traction. Pour des bétons à hautes, très hautes et ultrahautes performances, Reinhardt et Rinder [Reinhardt et Rinder 2006] n'observent de rupture d'éprouvette en cours d'essai de fluage que pour des contraintes égales à 85% de la résistance en traction. Ainsi, aucune rupture n'est observée pour une contrainte égale à 80 % de la résistance en traction au bout de 2 ans.

On signalera, néanmoins, que toutes ces remarques sont sujettes à caution, puisque les contraintes de traction appliquées sont très faibles (en général inférieures à 2 MPa), du fait de la faible résistance en traction du béton.

4.3.1.3 Comparaison des courbes de fluage spécifique en compression et traction

Les amplitudes des courbes de fluage total spécifique en compression semblent légèrement inférieures (de l'ordre de 20 % environ) à celles mesurées en traction [Brooks et Neville 1977] pour des éprouvettes conservées dans l'eau. Un résultat inverse est obtenu si les éprouvettes ont été conservées dans l'air. En terme de recouvrance, un résultat similaire est obtenu en compression et en traction. Leurs résultats semblent indiquer par contre une cinétique identique en compression et en traction, alors que Illston [Illston 1964] observent une cinétique beaucoup plus importante en compression qu'en traction.

Bien que plusieurs auteurs aient observé un effet de l'âge sur le fluage total spécifique en traction, l'effet ne semble pas aussi important que dans le cas de la compression [Brooks et Neville 1977]. Morin et Maso [Morin et Maso 1982] observent même des déformations de fluage total qui diminuent lorsque l'âge au moment du chargement augmente.

Enfin, on rappellera que les effets de la quantité de pâte de ciment et de l'utilisation de fibre de polypropylène n'impactent pas de la même façon les courbes de fluage total spécifique en compression et en traction.

4.3.2 Les mécanismes de fluage de dessiccation

Nous avons souligné précédemment plusieurs différences de comportement entre le fluage total en compression et en traction, sans pour autant pouvoir attribuer cette différence au :

- Le comportement en fluage propre est également différent en compression et en traction ;
- Lors du séchage, un état d'auto-contrainte est initié du fait du gradient de déformation de retrait de dessiccation dans une éprouvette et des incompatibilités de déformations de retrait de dessiccation entre la pâte de ciment et les granulats. Ainsi, l'état de contraintes (et de fissuration) est donc différent en compression et en traction.

Ainsi, il semble difficile de déduire de nos observations expérimentales et des commentaires trouvés dans la littérature, si les mécanismes de fluage de dessiccation sont

identiques ou différents, en sachant également que ces mécanismes ne sont pas encore connus à l'heure actuelle.

Plusieurs mécanismes sont proposés dans la littérature. Nous nous limiterons qu'à ceux qui nous paraissent pertinents :

- Le fluage de dessiccation correspondrait à une micro diffusion d'eau (due au fluage) entre les micropores et les pores capillaires qui provoque la rupture de liaisons et crée du fluage. Bažant *et al.* [Bažant *et al.* 1997] ont modifié cette théorie en proposant que la relaxation des micro-précontraintes dans les zones d'adsorption empêchée, de façon similaire à l'explication proposée par Wittmann [Wittmann 1982] pour le fluage propre à long terme du béton, serait responsable de cette déformation. Ce mécanisme a été proposé plutôt pour expliquer le fluage de dessiccation en compression ;
- Le fluage en traction en conditions séchantes peut être également expliqué sur les bases de « viscous shear » théorie (également proposé pour le fluage propre). A l'intérieur d'une éprouvette en béton chargé en traction en condition séchantes, les couches d'eau adsorbée sont perturbées à la fois par le chargement appliqué (adsorption de l'eau dans les pores) et pas le processus d'évaporation. Selon Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977], l'action simultanée de ces deux phénomènes facilite le glissement (ou mouvement) des particules de gel les unes par rapports aux autres (feuilletés de C-S-H ?). En l'absence de mouvement d'eau provoquée par le gradient d'humidité (séchage ou réhumidification), la perturbation est causée seulement par le chargement, et donc, le fluage propre est moins important que les déformations de fluage total mesurées en conditions séchantes.
- D'autres auteurs [Ward 1969], [Cook 1972], [Neville 1983] supposent que la déformation en traction dépendante du temps (time-dependant tensile strain) est liée à la microfissuration, particulièrement en conditions séchantes. En effet, nous avons souligné que lors du séchage, une microfissuration se produit à cause des gradients de déformations de retrait de dessiccation dans l'éprouvette et des incompatibilités de déformations de retrait de dessiccation entre la pâte de ciment et les granulats [cf. § 4.1.1.1]. Ceci devrait influencer le module d'Young [cf. § 2.2.1]. Alors que les résultats expérimentaux montrent que des éprouvettes protégées de la dessiccation ne semblent pas affectées, la moyenne des modules d'Young des éprouvettes testées en fluage en condition séchante est nettement inférieure aux modules d'Young des éprouvettes non soumises au fluage. Cela suggère que la microfissuration est bien associée au fluage en traction en condition séchante, bien que la diminution du module d'élasticité demeure faible et n'est pas un indicateur de détérioration des éprouvettes testées. Ces résultats ne permettent pas vraiment d'évaluer quantitativement la part de la microfissuration dans l'ensemble des déformations de fluage en traction, mais, aux niveaux de chargement étudiés, cette part est plutôt faible. Pour des niveaux de chargement plus important, le mécanisme de microfissuration est plus important.

4.3.3 La modélisation du fluage de dessiccation intrinsèque

L'étude bibliographique a mis en évidence l'existence de deux composantes de déformation : une part structurale, liée à un effet de structure (fissuration) et une part intrinsèque, correspondant aux mécanismes physico-chimiques du fluage de dessiccation. Dans ce paragraphe, seule la modélisation de la part intrinsèque est présentée. La part structurale est reproduite dès lors qu'un modèle de fissuration est intégré dans la modélisation.

L'idée initialement proposée par Ali et Kesler [Ali et Kesler 1964] (l'idée est que le fluage de dessiccation n'est en réalité qu'une déformation de retrait de dessiccation, induite par les contraintes,) a conduit quelques auteurs ([Ali et Kesler 1964], [Gamble et Parrott 1978], [Sicard et al. 1996]) à proposer la loi constitutive suivante :

$$\varepsilon_{fd} = \mu_{fd} \varepsilon_{rd} \sigma \quad [25]$$

où ε_{fd} est la déformation de fluage de dessiccation intrinsèque et μ_{fd} [MPa⁻¹] est un paramètre constant.

A partir des mécanismes physico-chimique proposés [§ 4.3.2], Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985] analysent cette déformation à travers une chaîne de Maxwell. La viscosité de la chaîne de Maxwell η est reliée alors à la variation d'humidité relative :

$$\dot{\varepsilon}_{fd} = \mu \left| \dot{h} \right| \sigma \quad [26]$$

où λ_{fd} est un paramètre constant.

La relation constitutive proposée par Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985] est similaire à celle proposée par Ali et Kesler [Ali et Kesler 1964], si on adopte une relation linéaire entre la déformation de retrait de dessiccation et la variation d'humidité relative. L'équation constitutive ainsi proposée permet de retrouver la linéarité observée expérimentalement entre la déformation de fluage de dessiccation et le retrait de dessiccation (voir la Figure 43). De nombreux auteurs utilisent l'équation proposée Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985] pour le calcul de la déformation de fluage de dessiccation intrinsèque ([Bažant et Xi 1994], [Granger 1996], [Kim et Lee 1998], [van Zijl 1999]).

En se basant sur la théorie des micro-précontraintes [§ 4.3.2], Bažant et al. [Bažant et al. 1997] ont proposé que les micro-précontraintes, agissant dans les zones d'adsorption empêchée, varient en fonction de l'humidité relative interne. Cette approche permet de calculer, de façon unifiée, la déformation de fluage propre et de fluage de dessiccation. Enfin, une autre approche a été proposée récemment par Buffo-Lacarriere [Buffo-Lacarriere 2007]. En partant de l'observation que lors d'un essai de retrait libre, la contraction de la pâte provoque autour des hétérogénéités une microfissuration diffuse, elle propose d'interpréter la déformation de fluage de dessiccation comme un supplément de retrait observable sur les éprouvettes chargées. Afin de modéliser l'effet de cette microfissuration induite sur la transmission de la pression hydrique au squelette, un "endommagement" sur le coefficient de Biot a été introduit. Néanmoins, on observe également un fluage de dessiccation sur pâte de ciment. Cette approche peut être étendue à la pâte de ciment. En effet, les C-S-H sont également les principaux responsables du retrait de dessiccation. Ces déformations sont alors empêchées par les grains de ciment non hydraté (de forte rigidité) et par les autres hydrates, ce qui devrait conduire à une microfissuration dans les C-S-H par retrait empêché.

4.4 Montages expérimentaux pour la caractérisation du fluage

4.4.1 Etude du fluage en traction au jeune âge par déformation empêchée ou gênée

Kovler *et al.* [Kovler *et al.* 1999] ont développé un montage expérimental (c.f. Figure 45) afin d'étudier le comportement au fluage au jeune âge sur des éprouvettes dont le retrait est totalement empêché. Ce montage, développé au Technion-Israel Institute of Technology, a été repris par [Altoubat et Lange 2002] et [Østergaard *et al.* 2001], est très similaire au montage R2D2 [Charron 2003] développé à l'université Laval à Québec.

Le principe est de mettre en place deux spécimens identiques (profilé en « os ») :

- 1 pour le retrait libre (non chargé) ;
- 1 pour l'essai de retrait empêché (l'éprouvette est sollicitée mécaniquement pour empêcher la déformation, via une interface de mesure et de commande asservie)

Les essais sont effectués à 30 °C avec des spécimens scellés.

Deux capteurs LVDTs enregistrent la déformation axiale des 2 spécimens. La déformation de fluage est obtenue par la différence entre les déformations des 2 spécimens. La contrainte appliquée en cours d'essai étant variable, il est nécessaire de réaliser une analyse inverse pour obtenir le fluage spécifique.

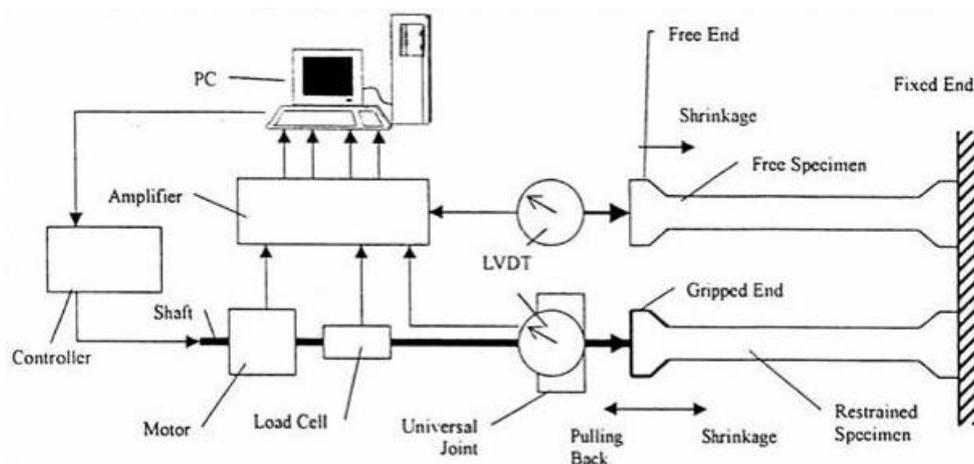


Figure 45 : Dispositif expérimental de retrait empêché [Kovler 99]

4.4.2 Essai à l'anneau



Figure 46 : Dispositif expérimental à l'anneau [9]

Etude du fluage des bétons en traction.

Application aux enceintes de confinement des centrales nucléaires à eau sous pression.

Lors des essais à l'anneau [Haouas 2004], l'éprouvette de béton est coulée autour d'un anneau en laiton (c.f. Figure 3). Les déformations du béton sont gênées par l'anneau, et les contraintes de traction générées dans le béton dépendent fortement du matériau et des dimensions de l'anneau. Trois jauges de déformations placées sur l'anneau permettent, après analyse inverse, d'identifier les paramètres visco-élastiques du béton. Une des difficultés de l'essai est la sensibilité des résultats à la température (échauffement du béton, fluctuation dans la salle d'essai), étant donné le coefficient de dilatation thermique important du laiton.

4.4.3 Dispositif de traction directe

Elvery [Elvery 1968], expose les conditions requises pour les études à long terme sur le comportement du béton en traction uniaxiale :

- 1) Le chargement doit être rigoureusement uniaxial de manière à produire une contrainte uniforme dans toute la section.
- 2) La disposition doit être appropriée à la fois pour un chargement à long et à court terme jusqu'à la rupture.
- 3) Les ancrages doivent être « simples » et réutilisables.
- 4) Les ancrages doivent être utilisables pour des spécimens humides, secs, ou scellés.
- 5) Le coût de fabrication des éprouvettes doit être bas.
- 6) Le système doit accepter que les spécimens soient soumis à différentes conditions durant l'essai.
- 7) Le système de mesure de déformation doit être stable pour de longues périodes.
- 8) Le chargement doit être assuré d'être maintenu constant.

La Figure 47 présente le dispositif développé à Londres en 1965. Il est composé d'un cadre supportant 10 lignes de 3 spécimens. Le chargement est appliqué en suspendant des poids au bout de leviers situés au bout du cadre et la masse des spécimens inférieurs négligeables face au chargement appliqué.

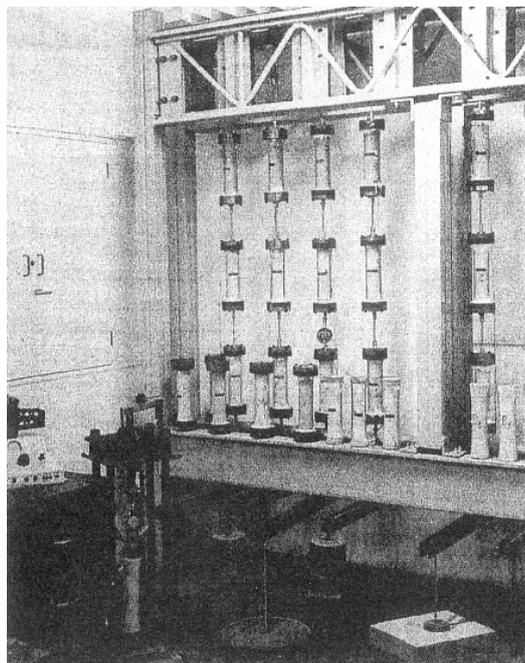


Figure 47 : Dispositif pour le chargement en traction d'éprouvettes.

Ce dispositif possède trois caractéristiques principales :

- localisation de la rupture
- précision de la position de chargement par rapport à l'axe (charge non excentrée)

Ainsi, la disposition décrite est très satisfaisante pour à la fois observer le fluage en traction et pour mesurer la force appliquée.

Les éprouvettes peuvent être chargées uniformément de façon satisfaisante.

Reinhardt et Rinder [Reinhardt et Rinder 2006] présentent, quant à eux, des essais effectués en traction directe par l'intermédiaire d'un bâti sur lequel sont empilées des masses (Figure 48). Une charge maximale de 70kN peut être appliquée sur l'éprouvette. Comme dans le cas de l'essai précédent, l'utilisation de masse permet de maintenir un chargement constant dans le temps, quasi-indépendant des déformations différées de l'éprouvette.

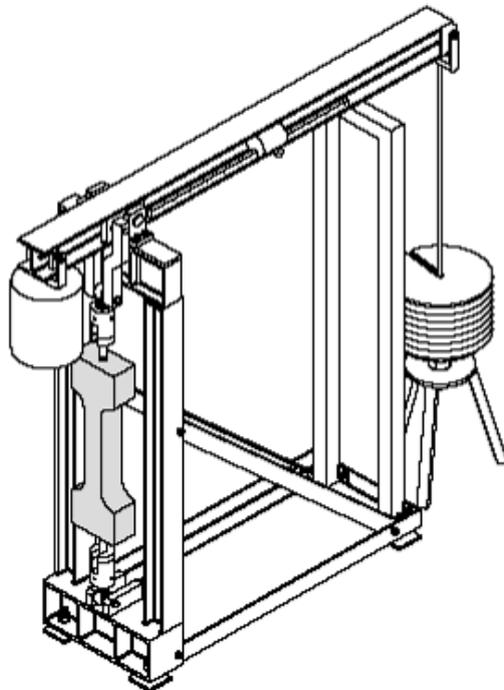


Figure 48 : bâti de fluage en traction [Reinhardt et Rinder 2006].

5. Conclusion

Lors de cette analyse, nous avons volontairement omis les déformations d'origines chimiques (retrait endogène) et thermiques. En effet, le cadre de notre étude se situe au niveau de structures en béton suffisamment âgées pour lesquelles la réaction d'hydratation ne se développe plus significativement, et pour lesquelles la température ambiante a une valeur usuelle (typiquement égale à 20 °C). Ainsi, les déformations de retrait endogène ne devraient pas contribuer de façon significative à la déformation différée.

L'analyse bibliographique nous a montré le manque de connaissances sur le comportement différé en traction sur béton durci. Ceci justifie la réalisation d'une campagne expérimentale, couplée à des simulations numériques afin de répondre aux questions que nous nous sommes posées [cf. § 2 (Introduction)]. Il s'agira de suivre l'évolution du séchage, des déformations de retrait de dessiccation, et de fluage (propre et dessiccation). Des essais résiduels permettront également d'étudier l'influence du niveau de chargement sur les propriétés mécaniques du béton. Cette étape permettra de fournir les données nécessaires à l'identification des paramètres matériaux (à partir de simulations numériques).

Nous avons proposé dans chacune des parties une modélisation spécifique des processus de séchage, de fissuration, de déformation de retrait de dessiccation, de fluage propre et de fluage de dessiccation. Cela n'est possible qu'en décomposant conventionnellement la vitesse de la déformation totale en différentes composantes élémentaires. Si cette décomposition suppose qu'au niveau local, ces déformations n'interagissent pas, par contre, au niveau global, le caractère non homogène du séchage induit un état de déformations et de contraintes fortement non homogènes, induisant alors une interaction entre les déformations élémentaires.

Il apparaît que le séchage peut être modélisé à l'aide des équations de conservation de la masse de l'eau et du gaz, en prenant en compte les phénomènes de convection hydrique (étant donné la courte durée de nos essais). Concernant le retrait de dessiccation, l'approche proposée par Coussy est théoriquement justifiée, mais manque de comparaison avec des résultats expérimentaux. Ainsi, nous comparerons les différentes modélisations usuelles dans la littérature à nos résultats expérimentaux. Les déformations de fluage, étant donné notre manque de connaissance sur les mécanismes, seront modélisées à l'aide d'éléments rhéologiques non vieillissantes (étant donné à nouveau la courte durée de nos essais). Enfin, la fissuration sera modélisée à l'aide d'une approche élastique endommageable qui nous semble justifiée étant donné que le retrait de dessiccation n'induit qu'une micro-fissuration répartie en peau d'éprouvette.

PARTIE B : ETUDE EXPERIMENTALE

Cette partie présente l'étude expérimentale réalisée durant ce travail de thèse.

Nous étudierons tout d'abord la composition, la formulation, la mise en oeuvre, et la cure du béton. Une étude comparative avec de précédentes études sera également présentée.

Ensuite, nous nous attarderons sur une présentation complète des différentes campagnes expérimentales menées. L'étude la plus importante concerne le fluage en traction uniaxiale. Cette étude a été menée sur des éprouvettes cylindriques de 13 cm de diamètre et de 50 cm de hauteur au Laboratoire Central de Ponts et Chaussées. Enfin une étude sur le fluage en compression sur le même béton a été menée au Laboratoire de Mécanique et Technologie sur des éprouvettes standards (11x22).

Le dernier chapitre de cette partie détaille les différents essais effectués dans chacune des campagnes expérimentales précédemment détaillées.

1. Composition, mise en œuvre et conservation du matériau

Une étude approfondie de la formulation a été menée afin d'être le plus représentatif du matériau utilisé (formulation, propriétés physiques et mécaniques).

1.1 Composition du matériau étudié

Le béton étudié dans cette thèse est représentatif d'une enceinte interne. Ce béton (appelé B11) a été choisi car les essais de fluage en compression indiquent que ce béton possède une cinétique de fluage propre relativement rapide [Granger 1996].

1.1.1 Références sur le B11

Cette formulation a déjà été étudiée dans deux thèses : [Granger 1996] et [Omar 2004]. Cependant, on note quelques légères différences entre ces formulations, ainsi qu'avec la formulation d'origine fournie par EDF.

Tableau 2 : Compositions antérieures du béton (dit « B11 ») et propriétés à l'état frais

	Ciment [kg/m ³]	Sable (0/4) [kg/m ³]	G1 (4/12,5) [kg/m ³]	G2 (10/20) [kg/m ³]	Eau [L/m ³]	Superplastifiant [Kg/m ³]	Slump [cm]	Air occlus [%]
EDF	350 (« CPJ55 »)	772	316	784	195	1,225 (Plastiment HP)	10,6	NC
Granger	350 (« CPJ45 »)	772	316	784	195	1,225 (Plastiment HP)	9,1	2,9
Omar	350 (CEM II 42,5)	772	316	784	195	1,3 (Glénium 21)	9	NC

La formulation utilisée par Granger [Granger 1996] est assez proche de la formulation donnée par EDF. Il faut cependant noter que Granger travaillait avec des granulats non lavés, ce qui donnait un béton comprenant beaucoup de fines. Le ciment utilisé dans ces essais est un Ciment Airvault « CPJ 45 ».

Dans le travail de thèse d'Omar [Omar 2004], un ciment CEM II 42,5 Airvault a été choisi. De plus, pour des raisons de disponibilité, le plastifiant a été remplacé par le Glénium 21 (MBT). La fabrication du béton a été réalisée avec un malaxeur classique COUVROT de capacité 100 L suivant la séquence suivante :

- Introduction dans la cuve des 2 types de gravillons ;
- Introduction du sable ;
- Introduction du ciment ;
- Malaxage des matériaux à sec pendant 45 secondes ;
- Introduction de l'eau et du superplastifiant ;
- Malaxage pendant 2 minutes de tous les matériaux introduits.

1.1.2 Nature des constituants de notre étude

Afin d'être le plus représentatif possible de la formulation du B11, nous sommes repartis des données fournies directement par EDF.

1.1.2.1 Les granulats

Les granulats utilisés proviennent de la même carrière qu'à l'époque de la construction de la centrale étudiée : la carrière de Saint Maurice la Clouère (Vienne). Cette carrière autrefois exploitée par l'entreprise Arlaud, est actuellement exploitée par GSM (groupe Italcementi). Les granulats de l'époque ont fait l'objet d'une production particulière. L'entreprise BONNEFOY-PALMIER (alors gestionnaire de la centrale à béton de secours du chantier), a précisé qu'un broyeur spécifique avait été utilisé et que le sable alors produit entrait parfaitement dans le fuseau de production préconisé par EDF pour la production des granulats de la composition des bétons de la centrale.

Tableau 3 : Description des granulats

	Taille	Coefficient d'absorption EDF [%]	Coefficient d'absorption Actuel [%]	Remarques
Sable	0/4	NC	1,07	22 % de fines
Granulats1	4/12,5	1,3	1,5	Granulats calcaires concessés
Granulats2	10/20		1,7	

Les granulats utilisés pour notre étude sont de nature calcaire et sont appelés « calcaire du Rochereau ». Ils sont issus d'une production particulière, ils ont été lavés pour éliminer les fines, trop importantes. Avant fabrication du béton, les granulats ont été séchés par le LCPC. [Voir ANNEXE 1 : Fuseaux granulaires fournis par EDF]

1.1.2.2 Le ciment

Le ciment utilisé à l'époque de la construction de la centrale était un CPJ 55 PM provenant de l'usine d'Airvault. Ce ciment, qui n'existe plus, correspond aujourd'hui au CEM II / A-LL 42,5 R CE PM-CP2. La cimenterie d'Airvault est actuellement gérée par Calcia.

La classe vraie de ce ciment est de 50,66 MPa et la masse volumique de 3100 kg.m⁻³.

Tableau 4 : Composition du ciment (en %)

	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF	SO ₃	S ⁻	Fillers
Ciment Airvault CPJ 45 – Formule de Bogue [Granger]	68,6	5	6,8	8,7	NC	NC	10,9
CEM II 42,5 Airvault [Omar]	NC	NC	NC	NC	NC	NC	NC
Ciment EDF CPJ 55	NC	NC	NC	NC	NC	NC	NC
Ciment Calcia – Airvault (fiche fournie par le cimentier) CEM II/A-LL 42,5 R CE PM-CP2	64,6	11,22	7,3	NC	2,8	0,01	NC

1.1.3 Formulation

Bien que la formulation du béton soit identique à celle fournie par EDF, les premières caractéristiques (slump, résistance, module d'Young) mesurées en laboratoire se sont révélées différentes des valeurs obtenues sur chantier à l'époque de la construction de la centrale. Par conséquent, la formulation du B11 a été ajustée, avec l'objectif de conserver le même slump qu'à l'époque de la construction.

Cette étape, très importante, a été assez longue car aucun modèle ne permet de prédire avec exactitude les caractéristiques d'un béton en fonction de sa formulation. Il a donc fallu faire varier les paramètres de composition successivement (quantité d'eau, ...).

Tableau 5 : Formulations étudiées du B11

	Ciment	Sable (0/4)	G1 (4/12,5)	G2 (10/20)	Eau	Plastiment HP	Slump	Air occlus
	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[kg/m ³]	[L/m ³]	0,35 % du ciment	[cm]	[%]
EDF	350	772	316	784	195	1,225	10,6	-
F1	350	772	316	784	195	1,225	6	2,23
F2	350	772	316	784	207	1,225	12	2,78
F3 [LCPC]	350	772	316	784	201	1,225	11	2,33
[LCPC 2008] et [LMT]	350	772	316	784	201	1,225	8	2,3

Le Tableau 5 présente les principales formulations testées au LCPC (F1, F2 et F3). Au final, la formulation F3, à base de granulats secs, a été retenue car c'est avec cette formulation que nous sommes le plus proche des résultats fournis par EDF, en terme de viscosité (slump). En effet un béton trop sec ne peut pas être mis en œuvre sur un ouvrage de type centrale nucléaire, étant donné la quantité importante d'armatures. Un compromis a été fait entre la quantité d'eau ajoutée et le slump désiré, dû au manque d'information sur la teneur en eau et le coefficient d'absorption des granulats utilisés sur le chantier (ceux-ci conditionnant la quantité d'eau efficace utilisée).

Ce tableau présente également la formulation [LCPC 2008] correspondant à la réalisation des essais supplémentaires effectués au LCPC dans le cadre d'un contrat de collaboration entre le LCPC et l'IRSN (en dehors du cadre de la thèse) [Tailhan 2008]. Ces essais ont été réalisés sur des bétons issus de la même gâchée que celle utilisée pour les essais en compression [LMT].

1.2 Mise en œuvre et conservation du matériau

1.2.1 Fabrication

La totalité des éprouvettes ont été coulées au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées de Paris.

Ces éprouvettes ont été coulées dans un malaxeur Skako Couvrot de capacité 170 litres en suivant la séquence suivante :

- Introduction dans la cuve des 2 types de gravillons ;
- Introduction du sable ;
- Introduction du ciment ;
- Malaxage des matériaux à sec pendant 1 minute ;

- Introduction de l'eau avec 1/3 de l'adjuvant;
- Malaxage pendant 2 minutes et 30 secondes
- Introduction du reste de l'adjuvant (2/3)
- Malaxage pendant 1 minute et 30 secondes de tous les matériaux introduits.

5 gâchées ont été réalisées. Pour chacune d'elles, le slump et la quantité d'air occlus ont été mesurés.

Pour les éprouvettes de fluage en traction (13x50), le béton a été vibré sur table vibrante en 3 couches (durées successives de 10 s, 10 s puis 60 s).

1.2.2 Essai de surveillance de la prise du béton grâce aux ultrasons

Une partie des éprouvettes testées possède un trou central sur toute leur longueur [cf. § 2.1.3], pour ce faire, le béton est coulé autour d'une tige en acier. Cette tige centrale doit être extraite avant la prise complète du béton. C'est pourquoi, afin de déterminer le début de prise du béton, nous avons réalisé plusieurs essais appelés BTPULS.

Dans leur article, Staquet et Boulay [Staquet et Boulay 2008] décrivent le dispositif d'essai :

BTPULS est un prototype réalisé, au sein du réseau des Laboratoires des Ponts et Chaussées, dans les années 90. Le dispositif [Canard *et al.* 1990] comporte un émetteur et un récepteur piézoélectriques qui travaillent en ondes longitudinales (Figure 49). L'électronique permet d'envoyer, à intervalles réguliers (1 à 2 min) des trains d'impulsion électriques (2 à 3 μ s de largeur et 600 à 800 V d'amplitude) aux électrodes de l'émetteur. L'émetteur possède une fréquence de résonance de 39 kHz. Un récepteur, identique à l'émetteur, mesure la vibration mécanique transmise au travers de l'éprouvette, via un oscilloscope inséré dans un micro ordinateur. Le temps de propagation, qui possède une résolution de 1 μ s, est enregistré automatiquement.

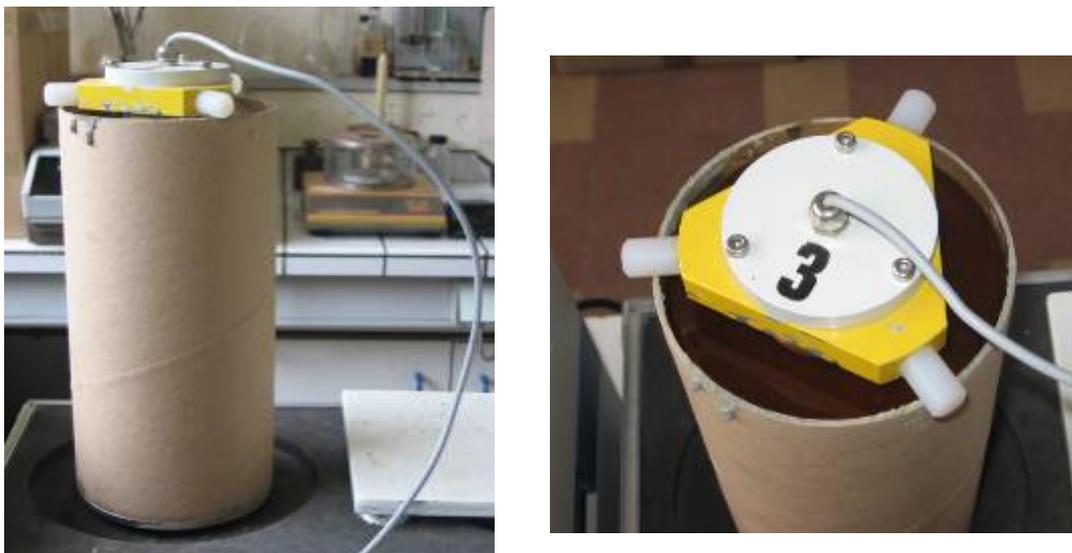


Figure 49 : dispositif d'essai.

Le béton est coulé dans un moule cylindrique en carton (\varnothing 11 x h 22 cm), dont on a enlevé le renfort cartonné sous le moule (extérieur), jusqu'à 2,5 cm du bord haut (longueur de propagation d'environ 19,5 cm). L'éprouvette est ensuite couplée à l'émetteur avec du

salicylate de phényle fondu à 50 °C. Le récepteur comporte 3 axes radiaux en PVC pour permettre le positionnement sur le rebord du moule en carton. Le couplage, entre la face supérieure de l'éprouvette et la face d'entrée du récepteur, est assuré par un film d'huile. Ce film d'huile assure, d'une part, le couplage, même en cas de variation de hauteur de l'éprouvette (contraction Le Chatelier) et, d'autre part, l'étanchéité de la face supérieure.

Une autre retombée d'un couplage liquide est que seules les ondes longitudinales atteignent le récepteur. Les ondes transversales générées lors de la traversée du béton sont filtrées.

La Figure 50 présente la célérité de l'onde (équation [28]) en fonction de l'âge du béton, obtenue pour 3 éprouvettes de gâchées différentes :

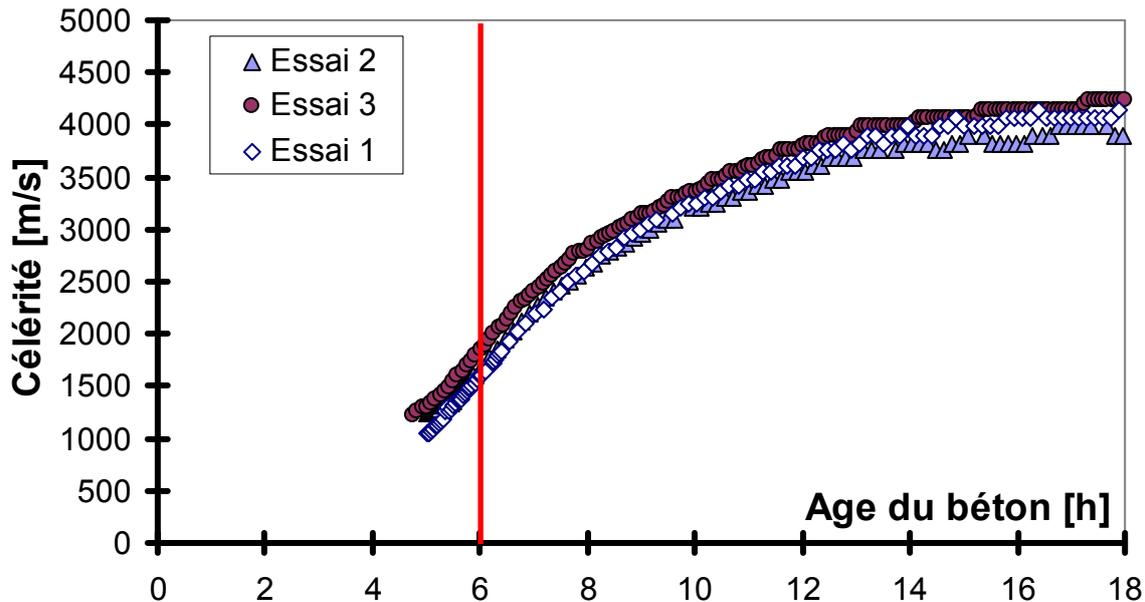


Figure 50 : célérité des ondes dans les éprouvettes soumises aux ultrasons.

Le dispositif commence à donner des indications lorsque la détection du temps de propagation devient fiable. Les points obtenus durant les 5 premières heures de l'essai ne sont pas exploitables. En effet, le premier pulse de l'onde émise est très fortement atténué par le béton frais, l'amplitude de la première onde est donc très faible et le logiciel d'acquisition a du mal à la détecter.

Le trait vertical sur la Figure 50 indique le moment où les tiges ont été retirées des moules.

On remarque qu'il y a peu de dispersion d'une gâchée à l'autre.

L'exploitation des résultats ne doit être que qualitative. De plus, l'amplitude du signal dépend du couplage entre l'émetteur, l'éprouvette et le récepteur (huile, graisse...) ce sont donc bien les événements observables (changement de pente...) qui sont exploitables.

Dans notre étude, on estime que le début de prise du béton a lieu à partir de 5 h après ajout de l'eau dans le malaxeur. Ainsi il faut retirer les tiges des moules, une fois que le béton est assez ferme mais avant que le béton ne soit complètement pris pour pouvoir enlever aisément les tiges. L'idéal est donc de retirer les tiges entre 5 h et 7 h après ajout de l'eau dans le malaxeur.

Ce dispositif permet également de déterminer l'évolution du module d'Young dynamique. Le schéma du dispositif ci-dessous (Figure 51) donne les dimensions nécessaires pour le calcul de ce module d'Young.

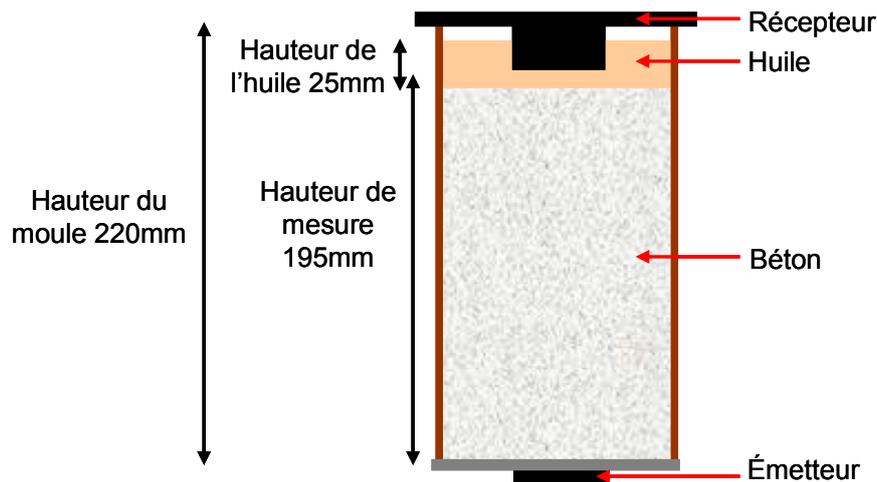


Figure 51 : Schéma et dimensions du dispositif

Le module d'Young dynamique E peut-être calculé à partir de la relation suivante :

$$E = \left(\frac{V_L}{\alpha} \right)^2 \times \rho \quad [27]$$

Où $\rho = 2300 \text{ kg.m}^{-3}$ est la masse volumique du matériau. La vitesse verticale « moyenne » (célérité) de l'onde s'écrit :

$$V_L = \sqrt{\frac{H}{T_0}} \quad [28]$$

où H est la hauteur de mesure et T_0 le temps de propagation de l'onde. Le coefficient α dépend du coefficient de Poisson selon la relation suivante :

$$\alpha = \sqrt{\frac{(1-\nu)}{(1+\nu)} \frac{1}{(1-2\nu)}} \quad [29]$$

Lors de l'exploitation, le coefficient de Poisson du matériau a été pris égal à $\nu = 0,2$ (donnée à prendre avec précaution au très jeune âge).

Note : Cette détermination du module d'Young s'applique à un solide isotrope homogène et élastique ([Öztürk 1999] cité par [Staquet et Boulay 2008]). Un béton frais est un mélange polyphasique (gaz, liquide, solide) dans lequel une onde sonore se propage par le biais d'une succession de phénomènes de transmissions au travers des trois phases et au travers des différentes interfaces rencontrées (moule, huile). En conséquence, la relation n'a de sens que pour le béton solide (après la prise) et si la tortuosité du trajet est faible. Avant prise, il est certain que ce modèle est insuffisant.

L'évolution de la température au cœur de l'éprouvette a également été suivie grâce à un thermocouple coulé dans le béton. Ce dernier nous permet de voir que l'évolution de la température caractéristique en début de prise du béton correspond bien au début de l'évolution du module d'élasticité du matériau.

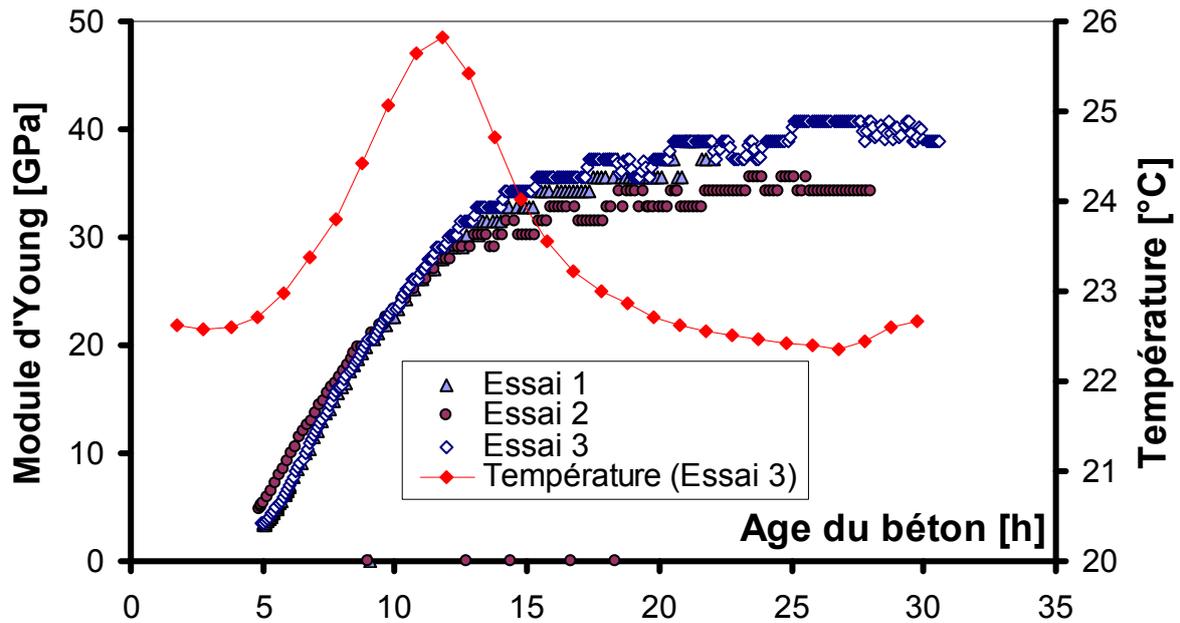


Figure 52 : évolution du module d'élasticité calculé à partir des temps de propagation d'ondes sonores et de la température en fonction du temps.

Il est à noter que les valeurs obtenues de module d'Young dynamique sont supérieures à celles obtenues en statique par des essais mécaniques classiques, ce qui est conforme aux résultats de la littérature. Certains auteurs ([Martinez 1992] par exemple) proposent des relations pour passer de l'un à l'autre montrant qu'effectivement, le module d'Young dynamique est plus élevé que celui déterminé en statique.

1.2.3 Cure du matériau

Pour tous les essais, le béton a durci pendant au moins 90 jours et a été conservé en conditions endogènes (film alimentaire + aluminium adhésif [Toutlemonde et le Maou1996]) dès le démoulage. Bien que les éprouvettes ne soient pas sensibles aux conditions environnementales, elles sont stockées dans les conditions d'essai, à savoir une ambiance à 20°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 50 % ($\pm 5\%$) d'humidité relative.

2. Présentation des différentes campagnes expérimentales

Ce chapitre présente les différentes campagnes expérimentales réalisées dans ce travail de thèse.

Nous verrons tout d'abord la description de la campagne de fluage en traction uniaxiale effectuée au LCPC, les essais préliminaires ayant conduit à une campagne d'essais de fluage avec préséchage des éprouvettes, puis la campagne de fluage en compression du LMT. Les essais complémentaires (retrait de dessiccation, isotherme de desorption, mesure de débit, ...) seront également présentés.

2.1 Campagne expérimentale du fluage en traction uniaxiale (LCPC)

Afin de combler le vide existant dans l'étude du fluage en traction uniaxiale, une campagne d'essais expérimentaux a été réalisée sur un béton représentatif d'une enceinte de confinement (appelé B11) en conditions endogènes (pas d'échanges hydriques entre le béton et le milieu environnant, état représentatif du cœur de l'enceinte) et en conditions de séchage à 50 % d'humidité relative. Ces essais vont permettre d'analyser le comportement différé de ce matériau.

2.1.1 Bâti de fluage en traction directe

Cette étude a nécessité la conception et le développement d'un bâti de fluage en traction directe par le LCPC [Tailhan *et al.* 2005].



Figure 53 : Vue d'ensemble du bâti de fluage en traction.

Deux bâtis de type fléau à bras de levier ont été dimensionnés et réalisés de manière à pouvoir faire plusieurs essais en parallèle. Ils permettent d'appliquer un effort de traction directe sur une éprouvette cylindrique de dimensions fixées, de 13 cm de diamètre pour 50 cm de hauteur, par l'intermédiaire d'un empilement de masses.

Afin de diminuer au maximum les charges à manipuler, de garder une bonne sensibilité et d'avoir un bâti de taille raisonnable, le bras de levier a un rapport de 5/1. Avec ce rapport, pour pouvoir appliquer la force maximale de 65 kN sur l'éprouvette, il faut placer 1 300 kg de masse sur le plateau à l'extrémité. Afin d'avoir un seuil de sensibilité de chargement de 1%,

le nombre de disques choisi est de 100 soit 13 kg par disque, ce qui reste acceptable pour les manipulations. Chaque masse est centrée par rapport à la précédente.

L'utilisation de masses permet d'assurer un chargement constant au cours de l'essai quelles que soient la déformation du béton et les conditions environnementales, mais également de s'affranchir des contraintes liées à l'utilisation d'un asservissement hydraulique comme l'instabilité du système (charge appliquée variable dans le temps), émission de chaleur...

Un point délicat du dispositif s'avère être les articulations du fléau. En effet pour un bon fonctionnement, il est indispensable de minimiser les efforts parasites dus aux frottements. Deux solutions ont été envisagées : des articulations de type couteau ou des articulations à roulements.

La première solution est la meilleure du point de vue frottement mais elle comporte des difficultés importantes de réalisation compte tenu des pressions de contact très élevées sur les couteaux pouvant atteindre 6 000 MPa. Ces pressions entraînent des déformations plastiques localisées, un moins bon fonctionnement et des coûts de maintenance importants pour l'échange des couteaux.

La solution d'articulation à roulements a donc été choisie, plus simple, de coût très inférieur et dont les performances, mêmes moindres par rapport aux couteaux, restent encore très acceptables.

Le fléau et les pièces servant à appliquer la force ont été conçus de manière à ce que cet ensemble soit équilibré au point d'articulation central du bâti.

Pour éviter tout risque de traction déviée due aux défauts de géométrie des pièces mécaniques et de l'éprouvette, un système de rotule a été conçu pour compenser les défauts éventuels suivant le schéma ci-contre Figure 54.

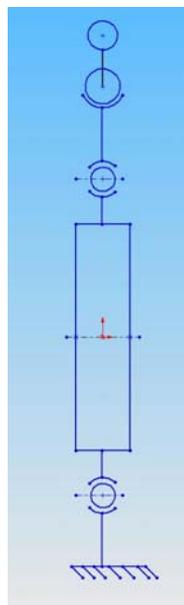


Figure 54 : Schéma cinématique de la liaison éprouvette/bâti (rapport contractuel IRSN/LCPC [Tailhan et al. 2005]).

Deux types de liaisons relient l'éprouvette au bâti : une liaison bi-rotulée en haut et une liaison simple rotule en bas afin de limiter les difficultés de mise en place de l'éprouvette.

L'éprouvette est fixée sur le bâti par l'intermédiaire de casques en aluminium vissés sur le bâti d'une part et collés sur l'éprouvette d'autre part. Deux types de casques étaient utilisés, avec et sans pion de centrage. Le pion de centrage permet l'injection de gaz dans l'éprouvette.

La première étape des essais a consisté en un étalonnage des masses et du bâti (Figure 55) afin de s'assurer de la correspondance entre l'effort souhaité par l'empilement des masses et l'effort perçu par l'éprouvette.

2.1.2 Etalonnage des masses

Le chargement est appliqué sur l'éprouvette par l'intermédiaire d'un empilement de masses de poids unitaire de 13kg. Ces masses ont été étalonnées au LCPC à l'aide d'une balance Mettler (portée max 32000g, précision 1g). 7 lots de 10 masses chacun ont été considérés. Les données sont visibles sur la Figure 55 et sur le Tableau 6.

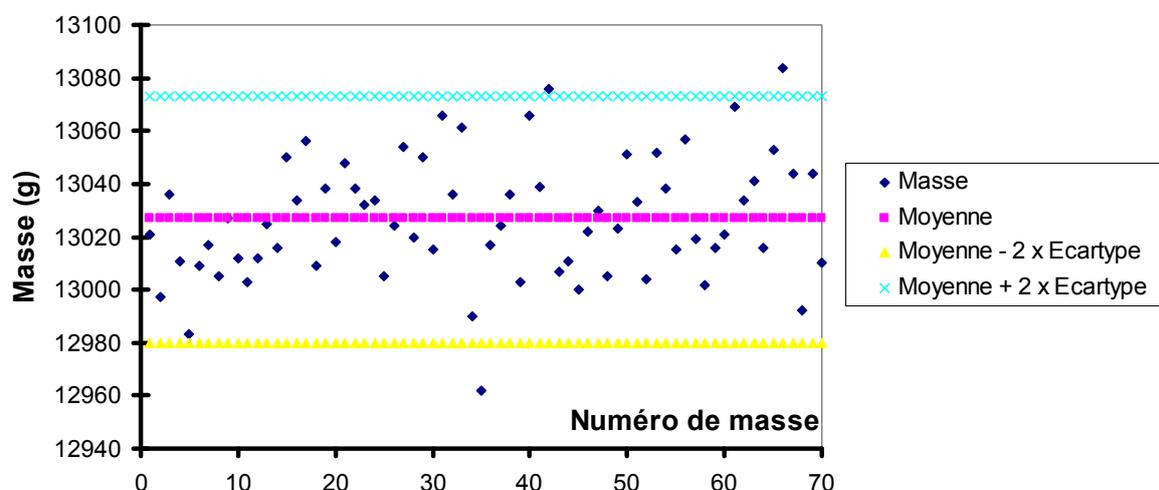


Figure 55 : Répartition des masses.

Tableau 6 : Etalonnage des masses.

(7 lots de 10 mesures) N° de lot	Masse (g)				
	min	max	moyenne	écart type	écart max-min
1	12983	13036	13012	15	53
2	13003	13056	13026	18	53
3	13005	13054	13032	16	49
4	12962	13066	13026	34	104
5	13000	13076	13026	24	76
6	13002	13057	13026	19	55
7	12992	13084	13039	27	92
BILAN SUR 70 valeurs	12962	13084	13027	23	122

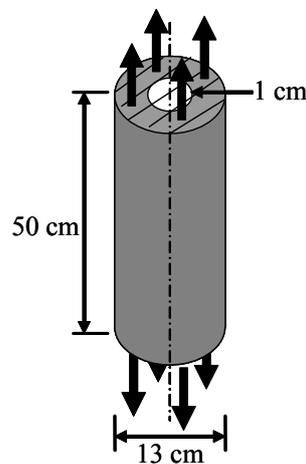
Le Tableau 7 montre le nombre de masses nécessaires pour appliquer la contrainte souhaitée sur une éprouvette de fluage.

Tableau 7 : Correspondance entre le chargement appliqué sur l'éprouvette et le nombre de masses empilées.

Contrainte [MPa]	Nombre de masses
1	19
1,4	27
1,7	33
2,4	47
3,05	60

2.1.3 Description des éprouvettes

Les corps d'épreuve sont de forme cylindrique de diamètre 13 cm et de hauteur 50 cm (Figure 56). Dans le cadre d'un complément d'étude lié à la mesure de la perméabilité à l'air du matériau, ces corps d'épreuve cylindriques sont munis sur toute leur longueur d'un trou central de diamètre 1 cm.

**Figure 56 : Schéma de l'éprouvette.**

Il a été fait le choix d'éprouvettes cylindriques pour faciliter l'interprétation des résultats (calculs numériques en mode axisymétrique).

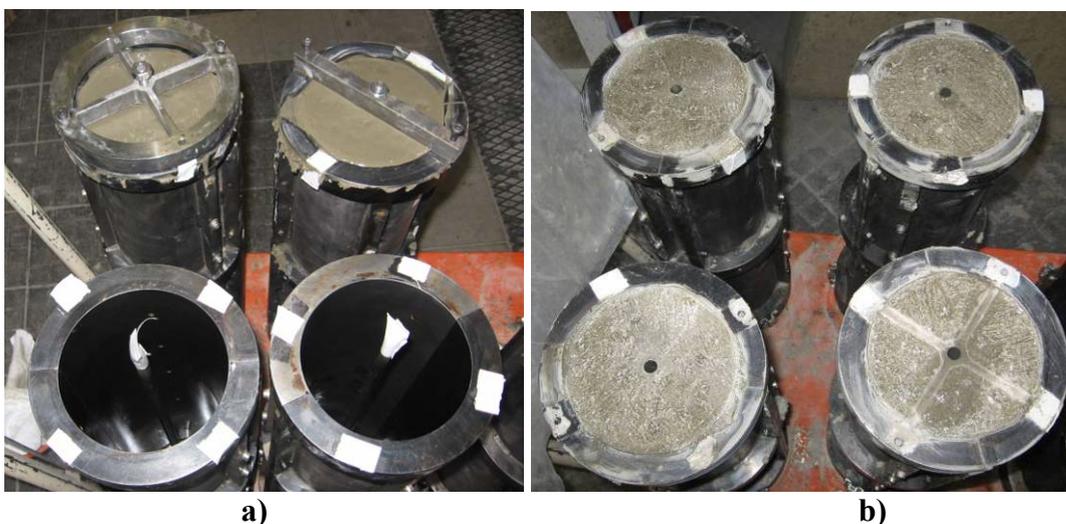


Figure 57 : Photos des éprouvettes coulées dans les moules.
a) béton frais avec centrage de la tige, b) éprouvettes au bout de 7h (tiges retirées)

Les éprouvettes sont coulées dans des moules en acier inoxydable, spécialement conçus pour cette étude (Figure 57), le trou central est obtenu par la présence d'une tige, également en acier inoxydable, maintenue centrée sur le moule par l'intermédiaire d'un dispositif de maintien et retirée au bout de 6 h.

Cette tige n'était pas huilée afin d'éviter la présence de graisse dans les pores du béton pouvant perturber les mesures de débit.

Les éprouvettes sont conservées en conditions endogènes (film alimentaire + aluminium adhésif) jusqu'à l'essai.

Les corps d'épreuve sont rodés sur les deux faces afin d'obtenir deux faces parallèles et perpendiculaires à la génératrice de l'éprouvette.

Le rodage a lieu au minimum 28 jours après coulage et au minimum 21 jours avant le collage des casques.

2.1.4 Instrumentation des essais

2.1.4.1 Eprouvette 13x50 cm

Pour les éprouvettes de fluage et de retrait de dessiccation, le déplacement relatif de deux sections est mesuré sur une base de mesure de 40 cm en zone centrale de l'éprouvette (pour s'affranchir des effets de bord) (Figure 58).

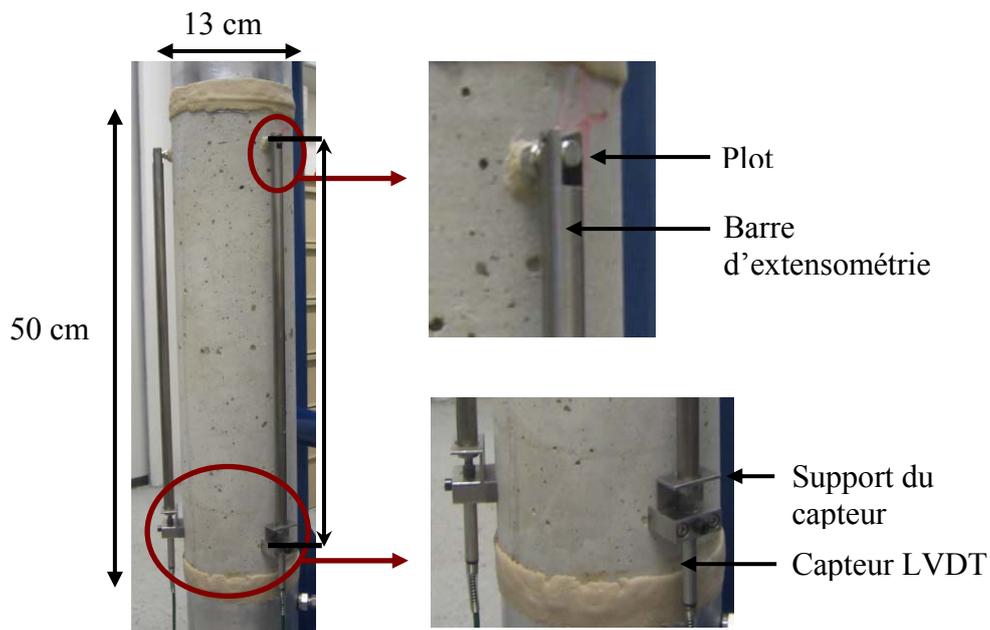


Figure 58 : Instrumentation de l'éprouvette.

Le dispositif de mesure longitudinal comprend trois tiges à 120° en invar suspendues à une de leurs extrémités à des supports, eux-mêmes reliés à trois plots fixés sur le béton (pour s'affranchir des effets de flexion qui peuvent apparaître si la charge appliquée n'est pas correctement centrée). Les tiges sont guidées à leur autre extrémité par un dispositif approprié. Trois capteurs de déplacement (LVDT, de précision $\pm 1\mu\text{m}$) fixés sur l'éprouvette sont en appui sur les extrémités libres des tiges et permettent la mesure des variations de longueur de l'éprouvette. Ces capteurs ont été étalonnés avant le début de la campagne expérimentale.

Initialement les inserts supérieurs (dans lesquels on vient visser les plots soutenant les barres d'extensométrie) étaient fixés dans les moules pour être coulés dans le béton (Figure 59-a) mais une fissuration importante (Figure 59-b) sous l'insert se produisait systématiquement, sans doute à cause d'une mauvaise répartition des granulats lors de la vibration ou du retrait plastique généré par les inserts.

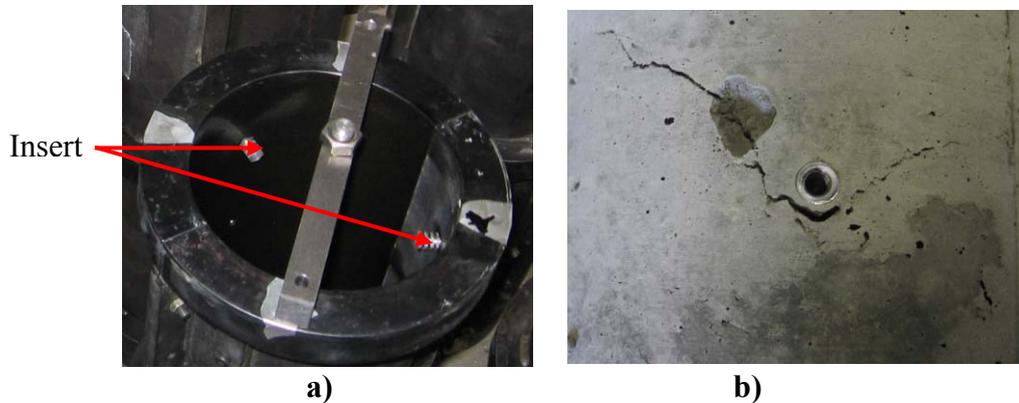


Figure 59 : Inserts a) dans le moule, b) dans l'éprouvette.

La fissuration des éprouvettes sous les inserts provoquait alors des fuites lors des essais de mesure de débit Figure 60. La fuite est mise en évidence en aspergeant l'éprouvette d'eau savonneuse.



Figure 60 : Mise en évidence de la fuite d'air injecté, par la fissure.

Pour remédier à ce problème, les plots ont été collés directement sur l'éprouvette avec une colle méthacrylate.

2.1.4.2 Eprouvette 16x100 cm

L'éprouvette de mesure des déformations d'origine thermique (qui apparaissent lors des faibles variations de température dans la salle d'essai) et de retrait endogène (faible déformation, l'éprouvette étant âgée de 90 jours au début de l'essai) est instrumentée légèrement différemment des éprouvettes de fluage, du fait de ses dimensions : 16x100cm. La taille de cette éprouvette a été déterminée par la disponibilité du dispositif de mesure des déformations (barres d'extensométrie). L'éprouvette est protégée de la dessiccation par deux couches d'aluminium adhésif [Toutlemonde et le Maou 1996].

Un extensomètre mesure le déplacement relatif de deux sections distantes de 50 cm dans la partie centrale de l'éprouvette. Ce déplacement relatif est renvoyé en partie supérieure par des tiges métalliques en Invar et est mesuré par un capteur de déplacement, lui-même relié à un micro-ordinateur. L'acquisition se fait donc sur un seul capteur LVDT (Figure 61).

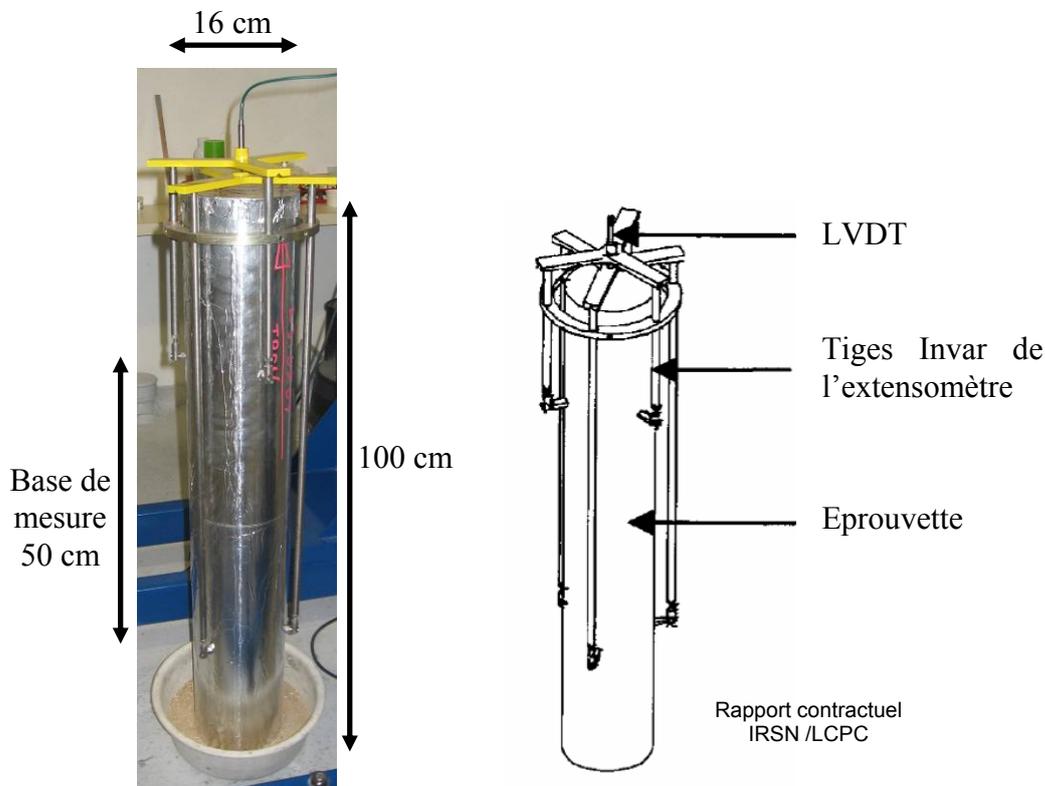


Figure 61 : Instrumentation de l'éprouvette de mesure des déformations d'origine thermique.

2.1.5 Collage et décollage des éprouvettes

2.1.5.1 Collage

La mise au point du collage des casques sur l'éprouvette, fondamental pour la réussite de l'essai, a été particulièrement longue et difficile.

La géométrie de l'éprouvette (creuse) rend le collage assez complexe car il ne faut pas que la colle s'infilte dans le trou central. En effet, elle pourrait dans ce cas boucher le casque et ainsi empêcher l'injection de gaz dans l'éprouvette dans le cadre du suivi des mesures de débit. En effet, certains casques possèdent un pion de centrage muni d'un joint à introduire dans l'éprouvette ce qui complique la procédure et peut induire des défauts de parallélisme si le casque ne se met pas correctement en place.

Pour les casques ne possédant pas de pion de centrage, le centrage du casque sur l'éprouvette était particulièrement délicat.

La colle utilisée est une colle méthacrylate résultant d'un mélange de poudre, Plex 7742 (80 %) et de liquide Pleximon 801 (20 %) qui durcit en à peine quelques minutes.

Afin d'améliorer la cohésion entre le casque et l'éprouvette, les éprouvettes sont soumises à une légère compression (5 kN) par l'intermédiaire d'une presse hydraulique pendant 2x10 minutes, avant la prise de la colle. En effet, les deux casques ne sont pas collés simultanément du fait de la rapidité d'exécution nécessaire, par rapport au temps de prise de la colle.

Lors de l'application de la compression, la colle débordant est étalée autour du casque et de l'éprouvette, de manière à créer un bourrelet indispensable pour éviter une rupture au sein de la colle lors de l'essai de fluage.

Le collage a lieu 24h avant l'essai de fluage. La préparation du collage est très importante dans le processus :

- Au niveau de l'éprouvette, les parties inférieures et supérieures en contact avec la colle sont déballées 24h à l'avance afin de permettre un séchage en surface, car en présence d'eau la colle n'adhère pas et le casque se décolle lors de l'application de l'effort de traction de l'essai de fluage. Ces parties sont ensuite poncées au papier abrasif et dégraissées consciencieusement à l'acétone juste avant l'application de la colle.
- Au niveau du casque, ce dernier est nettoyé des résidus de béton et de colle des essais précédents, puis poncé au papier abrasif et nettoyé plusieurs fois à l'acétone.

De nombreux tests ont été nécessaires à l'élaboration d'une procédure de collage fiable.

2.1.5.2 *Décollage*

A la fin d'un essai de fluage, les casques sont décollés, nettoyés et préparés pour un nouvel essai.

Tout d'abord, il s'agit d'ôter le bourrelet de colle autour du casque et de l'éprouvette (au marteau), puis de décoller le casque à l'aide d'une presse hydraulique, comme présenté sur la Figure 62. Le casque est ensuite nettoyé des derniers morceaux de béton et de colle à l'aide d'un marteau. Une fois le casque prêt à être recollé, il est soigneusement dégraissé à l'acétone.



Figure 62 : Décollage d'un casque.

La difficulté consiste principalement à ne pas abîmer le casque en aluminium avec les coups de marteaux. C'est un travail assez difficile physiquement et minutieux.

2.1.5.3 *Caractérisation mécanique de la colle*

Lors des essais de fluage, la différence de propriétés mécaniques (ν/E) entre le casque (en aluminium) et le béton induit un léger frettage. Ce frettage est d'autant plus réduit par la présence de la colle. Lors de la modélisation aux éléments finis des essais de fluage, la colle et

le casque ont été introduits. Les caractéristiques mécaniques de l'aluminium étant connues, nous n'avons déterminé expérimentalement que les caractéristiques mécaniques de la colle, en traction. Pour cela, quatre éprouvettes de colle profilées en os ont été testées en traction directe. Ces éprouvettes (130x40x10mm) ont été coulées dans des moules en carton. L'objectif de l'essai de traction, est de déterminer la résistance en traction, le module d'Young et le coefficient de Poisson. Ces derniers paramètres sont identifiés grâce à la technique de la corrélation d'image CORRELI_{Q4} développée au LMT. Cette technique consiste à préparer l'éprouvette avec un mouchetis (contraste de gris) et prendre des photos à intervalles de temps définis.

CORRELI_{Q4} est basé sur une détermination par corrélation d'images d'un champ de déplacement de type "élément fini QUA4" par la comparaison de deux images. Le programme CORRELI_{Q4} est implanté dans MatlabTM [Hild, 2008].

La Figure 63 montre les deux photos, prises à l'état initial et juste avant la rupture. On y voit un exemple de champ de déplacement horizontal déterminé par CORRELI_{Q4}. Nous avons choisi de suivre le champ de déplacement dans la zone centrale, où le champ de déformation est quasi-homogène. A partir de ce résultat nous avons tracé l'évolution du déplacement horizontal sur la fibre moyenne et fait une interpolation linéaire pour déterminer la déformation horizontale moyenne, ce qui permet d'en déduire le module d'Young. Pour le coefficient de Poisson, nous avons exploité, cette fois-ci, l'évolution du déplacement vertical sur la partie médiane.

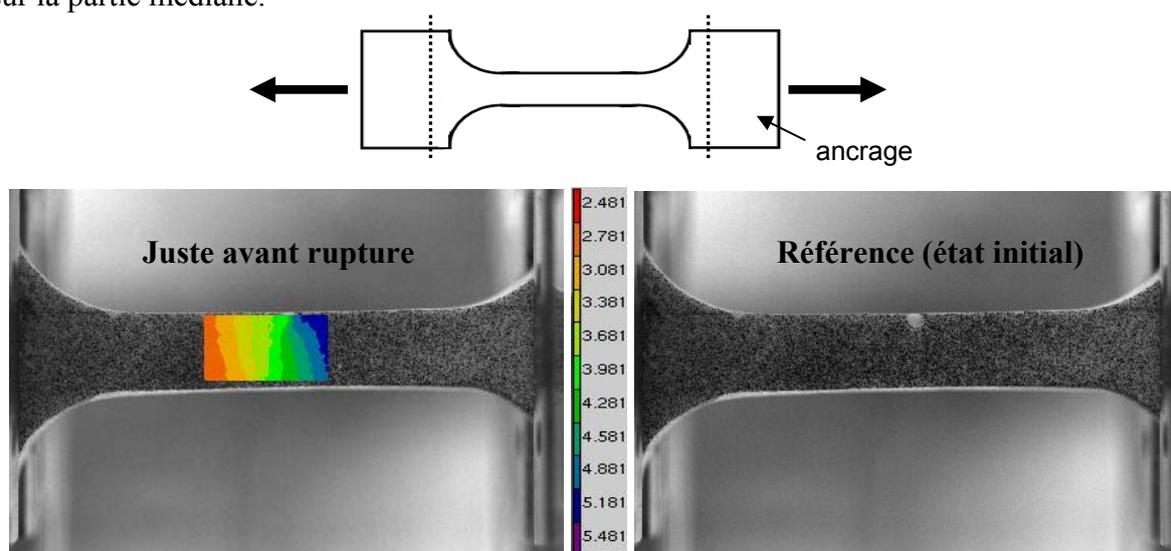


Figure 63 : Champs de déplacement horizontal (unité : pixel).

Le Tableau 8 présente les paramètres obtenus :

Tableau 8 : Résultats de la caractérisation de la colle.

Eprouvette	Section [mm ²]	E [GPa]	ν	Résistance à rupture [MPa]
1	90	5,47	0,37	20
2	90	4,82	0,32	19
3	90	4,80	0,31	20
4	80	4,79	0,35	20
Moyenne		4,97	0,34	20

Ainsi nous avons une colle peu rigide et dont la résistance en traction est très nettement supérieure à celle du béton.

Comme on peut le voir sur la Figure 64, la rupture se produit systématiquement dans la zone utile de l'éprouvette de colle.



Figure 64 : Rupture de l'éprouvette.

2.1.6 Conditions d'essais pour la mesure des déformations différées (LCPC)

Tous les essais réalisés dans ce travail de thèse au LCPC ont eu lieu dans une ambiance régulée à 20°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 50 % ($\pm 5\%$) d'humidité relative. L'évolution de la température et de l'humidité relative est suivie et enregistrée.

2.1.7 Acquisition des données

L'acquisition des capteurs LVDTs, du débit d'air et les variations d'ambiance (température et humidité relative) a lieu par ordinateur par l'intermédiaire d'un programme développé sous LabView au LCPC.

Cette acquisition est délicate car il s'agit de gérer plusieurs essais en même temps. Les paramètres d'acquisitions sont personnalisés pour chaque essai : sensibilité du seuil de déclenchement de l'acquisition (par rapport aux déformations mesurées par les capteurs), base de mesure, ...

Le programme permet également de déclencher une acquisition « rapide » (3 mesures par seconde) automatiquement au lancement de l'essai et manuellement par l'opérateur en cours d'essai si nécessaire.

2.1.8 Mesure de débit

Deux méthodes ont été envisagées pour la détermination du débit pendant les essais de fluage en traction :

- L'une se rapprochant du Régime Permanent Etabli (RPE), régime stable, avec mesure du débit d'air injecté.
- L'autre en Régime Transitoire (RT) avec suivi de la mesure de la chute de pression à l'intérieur de l'éprouvette.

Pour ces deux méthodes, plusieurs calculs ont été réalisés à l'aide du logiciel de calcul aux éléments finis CAST3M [CEA] pour estimer les ordres de grandeurs de débit et de chutes de pression, le but de cette étude préliminaire étant de déterminer la gamme du débitmètre à utiliser (voir ANNEXE 2)

Les calculs ne prennent pas en compte le séchage de l'éprouvette au cours de l'essai, négligeable pour la durée de l'essai (3 jours).

La solution finalement choisie est celle du Régime Permanent Etabli car dans le cas du régime transitoire l'analyse inverse n'est pas aisée. Nous nous sommes donc orientés vers la mesure de débit directement pendant l'essai de fluage (Figure 65). Nous avons réalisé un test sur une éprouvette de Béton Ordinaire, conservée en conditions séchantes, chez le fabricant de débitmètres Bronkhorst. L'ordre de grandeur du débit au bout de 5h est de **60mL/min = 3,6 L/h** ($P_{int} = 3$ bars absolu). Cependant le test a été effectué sur un béton n'ayant pas la même formulation que les éprouvettes utilisées pour les essais de fluage. De plus le débit a été estimé sur une éprouvette ayant été conservée sans protections hydriques à 20°C et 50 % d'humidité relative.

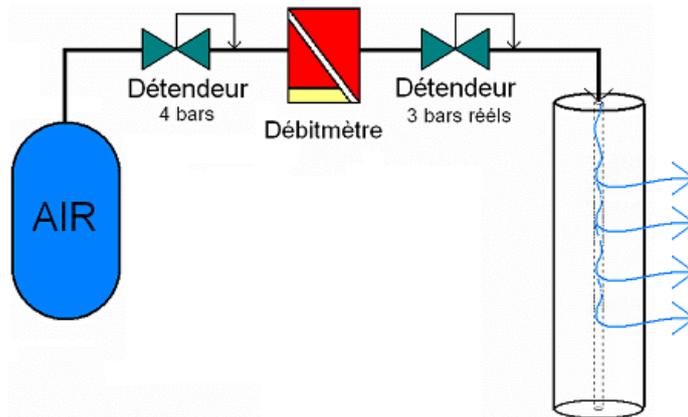


Figure 65 : Schéma de principe de la mesure de débit

Des calculs numériques nous permettent (Figure 66) d'estimer la perméabilité apparente du béton connaissant ses caractéristiques. Pour un débit volumique entrant de l'ordre de $3,6 \text{ L.h}^{-1}$, on obtient une perméabilité apparente de $3,8.10^{-17} \text{ m}^2$, valeur bien supérieure à celle utilisée précédemment dans nos simulations.

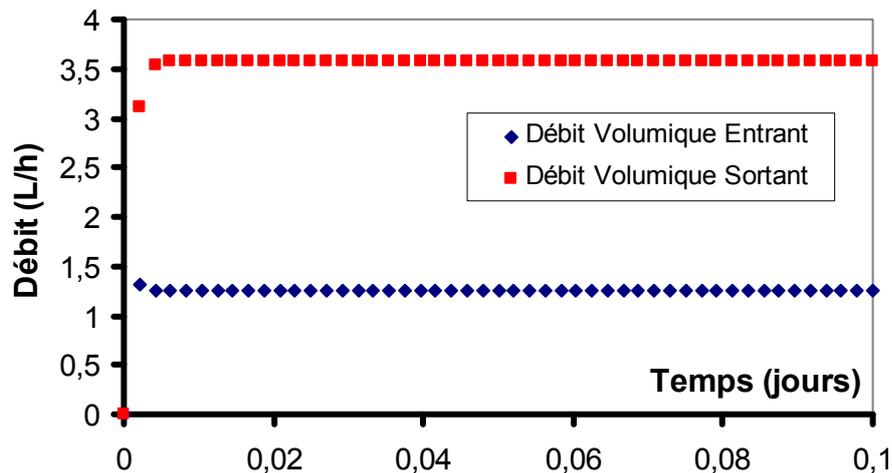


Figure 66 : Evolution simulée du débit volumique en fonction du temps.

2.2 Tests préliminaires

Avant le lancement de la campagne de fluage en traction, de nombreux essais préliminaires ont eu lieu, afin d'estimer le chargement à appliquer, ou encore afin de fixer le protocole d'essai.

2.2.1 Détermination de la résistance en traction

Afin de déterminer le chargement à appliquer sur l'éprouvette 13x50, nous effectuons préalablement des essais de fendage sur des éprouvettes 16x32. Des essais sont effectués pour relier la résistance obtenue lors de l'essai de fendage (16x32) à celle mesurée lors de l'essai de traction directe (13x50). Cette étude est nécessaire car l'essai de traction directe est très délicat à réaliser, alors que l'essai de fendage est relativement simple à réaliser.

Ces essais ont été réalisés sur des éprouvettes cylindriques de même géométrie que celles testées en fluage (13x50cm). Ils ont été réalisés sur la presse Tinius Olsen (500 kN) du LCPC. La procédure suivante a été suivie :

- Eprouvette collée en place sur des casques en alliage d'aluminium, vissés sur la presse ;
- Mise en traction de l'éprouvette à vitesse de contrainte imposée (0.05 MPa/s) jusqu'à rupture,
- Enregistrement de l'effort maximal

Les résultats sont résumés sur le Tableau 9.

Tableau 9 : Résistance en traction directe et par fendage du B11.

Type d'essai	Date de coulage	Numéro éprouvette	Contrainte (rupture) (MPa)	Moyenne de toutes les données	Ecart-type
Traction directe (13x50)	29/01/2007	2	2,79	2,86 sur 3 éprouvettes	0,074
	31/01/2007	2	2,87		
		3	2,94		
Fendage (16x32)	29/01/2007	F1	3,20	3,48 sur 6 éprouvettes	0,413
		F2	3,39		
		F3	3,63		
	31/01/2007	F1	3,81		
		F2	2,88		
		F3	4,00		

On obtient un rapport moyen :
$$\frac{f_{td}^{13x50}}{f_{tf}^{16x32}} = 0,82 \quad [30]$$

Où $f_{td}^{13/50}$ est la résistance en traction directe (éprouvette 13x50)

Et $f_{tf}^{16/32}$ est la résistance en traction par fendage (éprouvette 16x32)

Cette valeur est due principalement à la différence du type d'essai. En effet, en traction directe la rupture se produit sur le plan le plus faible, alors que pour un essai de fendage, le plan de rupture est imposé (et n'est pas forcément le plus faible). Cette valeur est également cohérente, du fait de l'effet d'échelle (variation d'environ 4 % du volume) : la résistance en traction diminue lorsque la taille de l'éprouvette augmente, résultat observé notamment par Van Vliet [Van Vliet 2000].

Pour fixer le palier de chargement, nous avons choisi de raisonner en terme de **résistance caractéristique**. Pour la déterminer, nous utilisons la formule donnée dans l'Eurocode 2 [Eurocode 2]. En effet, du fait de la dispersion des valeurs de résistance, il sera probable

d'avoir la rupture instantanée de l'éprouvette pour les forts niveaux de chargement, si l'on raisonne en terme de résistance moyenne.

L'Eurocode 2 propose la relation suivante :

$$f_{ctk} = 0,7 \times f_{ctm} \quad [31]$$

Où f_{ctm} est la résistance en traction moyenne et f_{ctk} est la résistance caractéristique en traction.

Ainsi, pour calculer le niveau de chargement des essais de traction sur les éprouvettes 13x50, nous allons utiliser la relation suivante pour calculer la résistance (caractéristique) de référence en traction directe $f_{td_ref}^{13/50}$ (calculé à partir de la résistance en traction par fendage) :

$$f_{td_ref}^{13/50} = 0,7 \times (f_{tf}^{16/32} \times 0,82) \quad [32]$$

Il est à noter que ces tests ont été effectués sur un béton légèrement différent de celui des éprouvettes testées en fluage. En effet, ces tests préliminaires ont eu lieu avant la détermination définitive de la formulation du béton.

La Figure 67 montre l'évolution de la contrainte en fonction des déformations lors d'un essai de traction directe. On s'intéresse uniquement à la contrainte maximale pour cet essai. En effet, les déformations sont calculées à partir du déplacement du vérin et sont donc perturbées par le montage (notamment le collage des éprouvettes sur les casques), ce qui explique que l'on ait des déformations particulièrement élevées desquelles on ne peut tirer aucune conclusion.

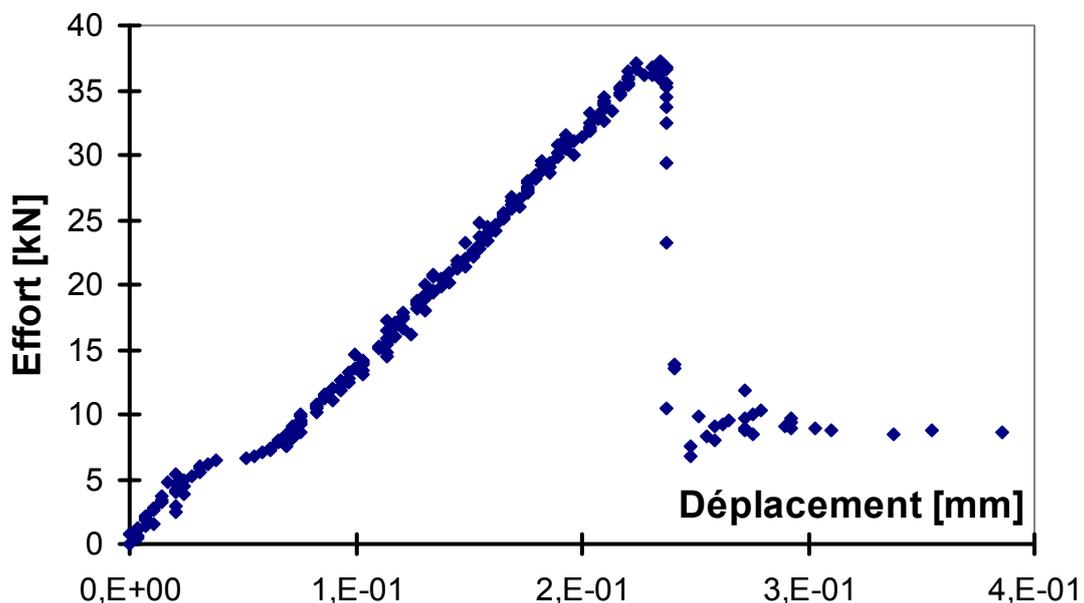


Figure 67 : Courbe contrainte/déformation d'un essai de traction directe.

Reinhardt et Rinder [Reinhardt et Rinder 2006] se sont basés sur la résistance moyenne en traction pour définir le niveau de chargement à appliquer. Ils ont observé une rupture très rapide (après quelques secondes ou minutes) lorsque le niveau de chargement est supérieur à 90 % de la limite en traction. Pour un chargement à 85 % de la résistance moyenne en

traction, différentes ruptures se sont produites : de quelques secondes ou minutes après chargement, jusqu'à plusieurs mois, voir années.

Ce résultat nous a confirmé dans le choix de travailler à partir de la résistance caractéristique obtenue par fendage pour éviter d'avoir des ruptures prématurées lors de hauts niveaux de chargement de fluage.

2.2.2 Essais de fluage avec mesure de débit d'air

Lors de tests préliminaires de fluage, les mesures de débit d'air se sont révélées irréalisables. Ces mesures devaient permettre d'estimer l'évolution de la perméabilité au gaz du béton soumis à une sollicitation en traction afin de connaître le taux de fuite du béton (comme lors des épreuves décennales sur les centrales nucléaires).

Les essais préliminaires sur la formulation définitive du béton ont montré que cette mesure de débit s'avérait impossible à cause du degré de saturation trop élevé du matériau. En effet, les éprouvettes sont conservées en condition endogène à partir de leur démoulage jusqu'au moment de l'essai de fluage, ce qui fait que l'humidité relative au cœur du béton est de l'ordre de 97 %, étant donné le fort rapport e/c du B11 ($e/c = 0,57$) [cf. § 2.1.2 (Bibliographie)]. La présence d'eau dans les pores empêche alors le transfert de gaz lors de l'essai. Cette saturation en eau du béton est représentative des enceintes nucléaires qui sont considérées quasi-saturées en eau à cœur.

La gamme du débitmètre (1 Nl/min) a également été mise en cause. C'est pourquoi plusieurs essais ont été effectués avec un débitmètre de gamme plus sensible (0-20 ml/min). Malgré cela, aucune mesure de débit n'a été possible, même en fin d'essai de fluage où le béton est fissuré avant rupture et ce malgré une acquisition très rapide des données.

Il a donc été décidé d'effectuer la campagne expérimentale de fluage en traction sans mesure de débit pour les raisons mentionnées ci-dessus, à 20°C et 50 % HR sur éprouvette conservée en condition endogène. Néanmoins, une campagne avec préséchage modéré a été également réalisée sur quelques éprouvettes (cf paragraphe suivant).

2.3 Campagne de fluage en traction avec pré-séchage des éprouvettes

Ces éprouvettes sont pré-séchées dans une salle régulée à 80 % d'humidité relative et à 40°C pendant 58 jours dans l'objectif d'atteindre un état hydrique proche de l'équilibre (entre le cœur et la peau). Nous avons choisi de telles conditions de séchage afin d'éviter de fissurer les éprouvettes du fait d'un gradient hydrique important.

Les éprouvettes sont ensuite stockées à 20°C et 50 % d'humidité relative, en conditions endogènes (film alimentaire + aluminium adhésif) pendant au moins 24h avant l'essai, afin que la température se stabilise. Certaines éprouvettes ont été conservées pendant 26 jours en conditions endogènes.

Les essais sont ensuite effectués dans une ambiance à 20°C et 50 % HR en suivant le même protocole expérimental que pour les essais sans préséchage en traction.

Lors des essais de mesure des déformations différées totales, le débitmètre de gamme 0-20 ml/min a été utilisé.

2.4 Campagne expérimentale du fluage en compression (LMT)

Une campagne expérimentale sur le fluage en compression a été réalisée au Laboratoire de Mécanique et de Technologie à Cachan, l'objectif étant de comparer les résultats de fluage en traction à ceux de la compression, étant donné le manque de résultats dans la littérature [cf. §

1.3 (Introduction)]. Ces essais de fluage en compression sont réalisés sur le même béton (même formulation et même protocole de fabrication) que pour les essais de fluage en traction. Les éprouvettes testées sont également âgées au minimum de 90 jours et ont été conservées en conditions endogènes (film alimentaire + aluminium adhésif).

Tous les essais ont lieu dans une enceinte climatique régulée en température à 19°C et en humidité relative à 42 %.

2.4.1 Bâtis de fluage en compression

Pour cette campagne expérimentale, des bâtis « hydrauliques » ont été utilisés (cf Figure 68). Ces bâtis permettent d'appliquer une pression sur l'éprouvette en comprimant à l'aide d'un piston de l'huile présente dans une membrane en contact avec l'éprouvette. Dans ce système, il n'y a aucun asservissement. L'opérateur doit réguler lui-même la pression appliquée à l'éprouvette notamment lors des premières heures de l'essai où la pression d'huile diminue du fait de l'augmentation du volume de la membrane (liée à la contraction de l'éprouvette en béton). La pression appliquée est indiquée par un manomètre.

Les bâtis ont été étalonnés de manière à s'assurer que la pression lue sur le manomètre soit bien proportionnelle à la contrainte appliquée sur l'éprouvette (Figure 68). En effet, une pression de 120 bars lue sur le manomètre correspond à une contrainte de 6 MPa appliquée sur une éprouvette (11x22).

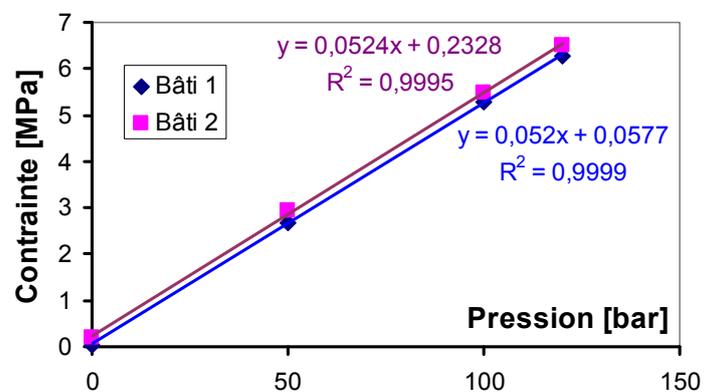


Figure 68 : Etalonnage du bâti de fluage en compression

La stabilité du chargement au cours des essais de fluage a été surveillée (Figure 69). On voit que globalement la charge est bien constante durant les 72h de l'essai de fluage. Cependant, dans les toutes premières heures de l'essai il y a une forte relaxation des contraintes et nous avons dû intervenir régulièrement pour réajuster la pression.

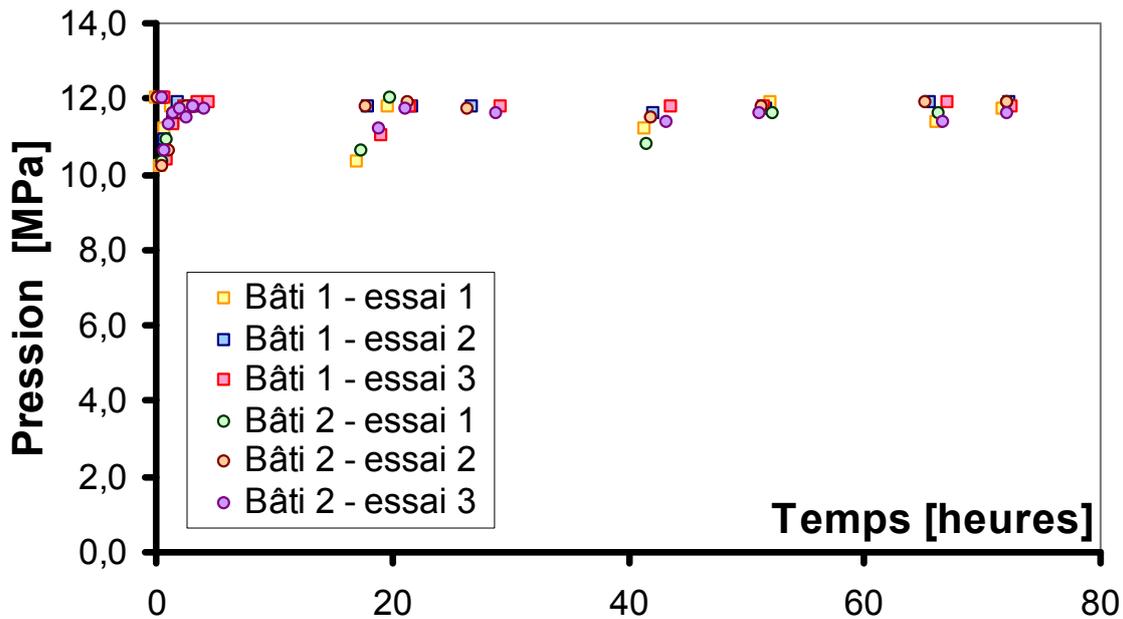


Figure 69 : Evolution de la pression de l'huile dans la chambre des bâtis.

2.4.2 Description des éprouvettes

Les dimensions des bâtis imposent d'utiliser des éprouvettes ayant une base de surface $\leq 100 \text{ cm}^2$, c'est pourquoi nous avons choisi des éprouvettes cylindriques standard de 11 cm de diamètre et de 22 cm de hauteur.

2.4.3 Positionnement des éprouvettes sur le bâti

La Figure 70 montre le dispositif expérimental de fluage en compression. Des morceaux de béton de même diamètre que l'éprouvette testée et de hauteur 5 cm sont intercalés entre l'éprouvette et le bâti afin de limiter les effets du frottement.

Aucun dispositif précis de centrage n'a été utilisé pour la mise en place de l'éprouvette. Le centrage est vérifié visuellement. Cela ne pose pas de problème car nous avons, au minimum, trois voies de mesures par éprouvette ce qui permet de s'affranchir des effets de flexion parasite.

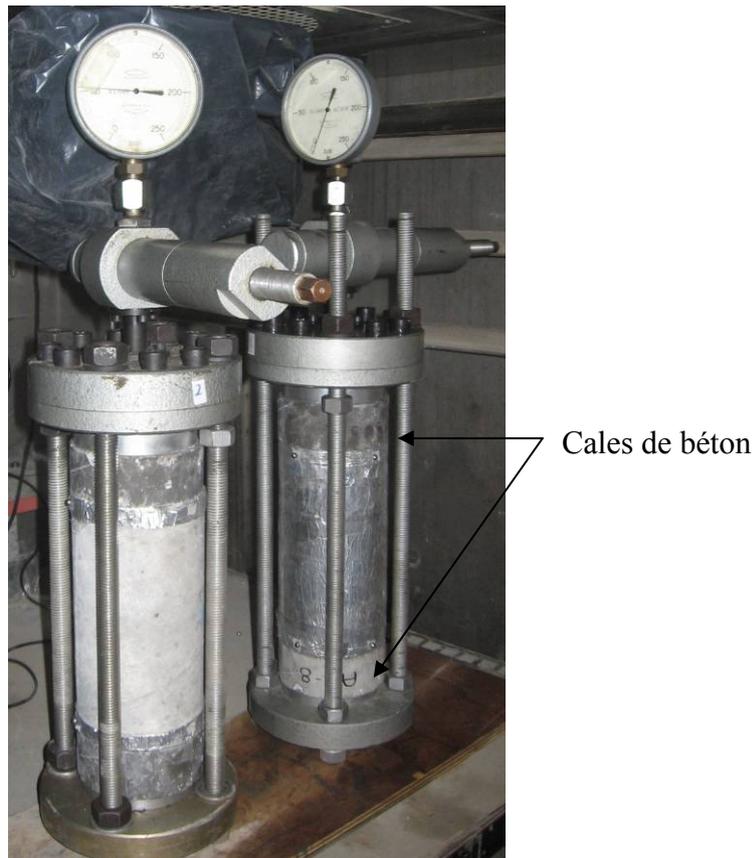


Figure 70 : vue d'ensemble des bâtis de fluage en compression (LMT).

2.4.4 Instrumentation des essais

Afin de suivre les déformations subies par le béton, des billes (diamètre 6 mm) sont collées sur l'éprouvette avec de la cyanolite au moment de l'essai. Une voie de mesure correspond à deux billes collées verticalement l'une au dessus de l'autre et distantes de 20 cm. Au minimum trois voies de mesures sont disponibles par éprouvette (Figure 71).

Régulièrement, il est nécessaire de « mesurer » la distance entre les billes à l'aide d'un déformètre à billes. Avant chaque mesure, le déformètre est étalonné grâce à un étalon (20 cm).

Il est à noter que nous avons essayé, dans un premier temps, de suivre la déformation de retrait de dessiccation à l'aide du système J2P. Cet essai ne s'est pas révélé concluant à cause des perturbations induites par la régulation manuelle de la pression des bâtis de fluage adjacents. Par conséquent, nous avons utilisé le même système de mesure de déplacement entre les billes (distance entre billes imposée à 20 cm par le déformètre disponible).

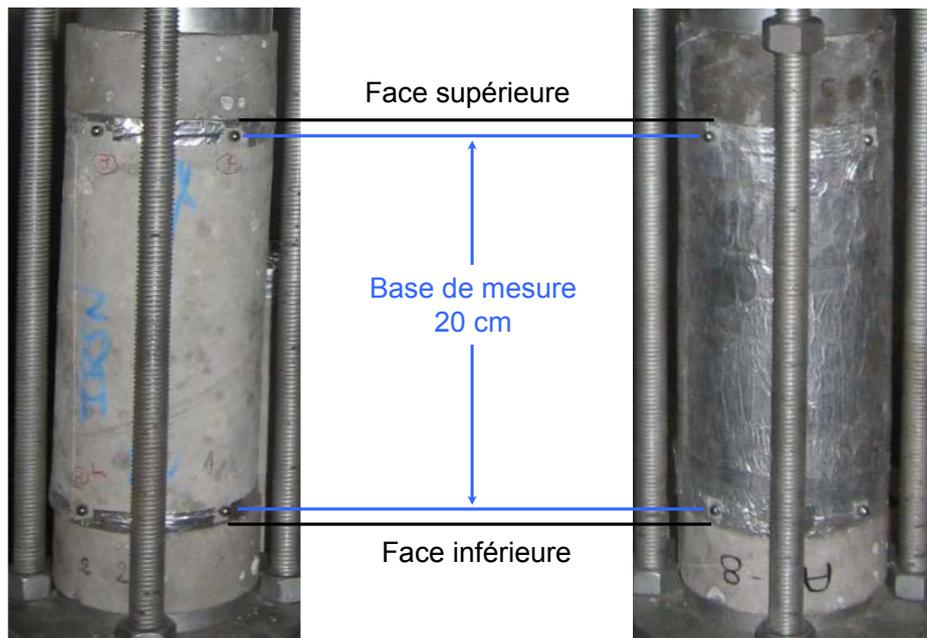


Figure 71 : Instrumentation des éprouvettes de fluage

Cette méthode a été imposée par les conditions d'essai (en enceinte climatique), par la forme du bâti (barres verticales bloquant l'accès à l'éprouvette) et surtout par les moyens de mesure disponibles au laboratoire.

2.4.5 Conditions d'essais pour la mesure des déformations différées (LMT)

Tous les essais réalisés ont eu lieu dans une enceinte climatique au LMT avec une ambiance régulée à 19°C et 42 % d'humidité relative.

Initialement, les essais devaient se dérouler dans une ambiance de 20°C et 50 % HR, comme l'indiquait l'afficheur de l'enceinte climatique. Cependant, les valeurs de température et d'humidité relative n'ont été vérifiées (et donc constatées à 19°C et 42 % HR) qu'à la fin de la campagne expérimentale, rendant impossible la rectification de l'ambiance.

3. Présentation des essais

Ce chapitre présente les différents essais effectués pour chaque campagne expérimentale. Nous allons tout d'abord voir la décomposition des déformations de fluage afin d'expliquer pourquoi plusieurs essais périphériques sont nécessaires au traitement des essais de fluage.

Chaque essai est caractérisé par le type d'éprouvette testée, les conditions environnementales et le descriptif complet de l'essai.

3.1 Décomposition des déformations de fluage

Pour la mesure de la déformation différée totale, nous avons besoin de connaître les composantes de déformation données, de façon schématique, dans la Figure 72 (les déformations d'extension sont considérées positives, la déformation élastique n'est pas représentée).

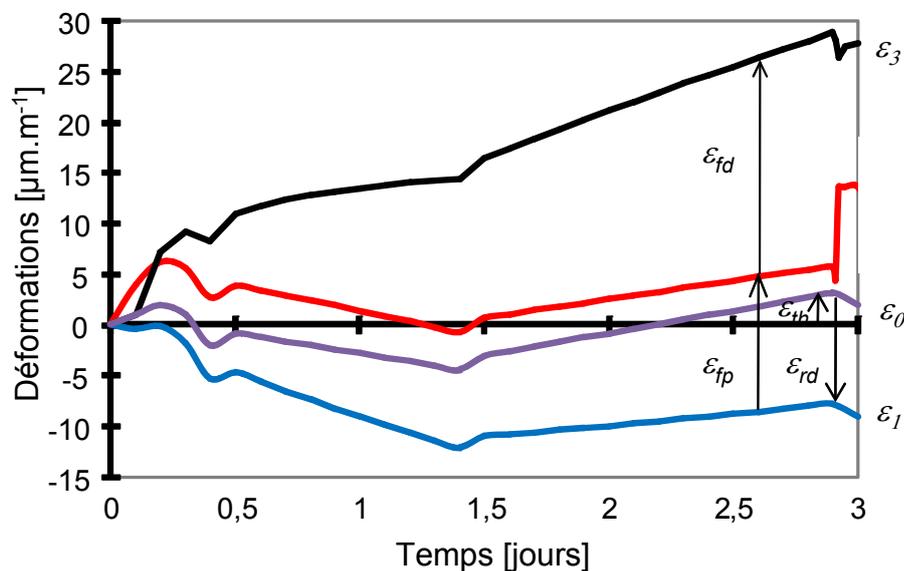


Figure 72 : représentation schématique des composantes de déformation mesurées lors d'essai en traction (les déformations d'extension sont considérées positives, la déformation élastique n'est pas représentée).

Nous pouvons en déduire toutes les composantes de déformations suivantes (après retranchement des déformations élastiques) en supposant l'additivité des contraintes :

- Déformations thermiques : $\varepsilon_{th} = \varepsilon_0$ [33]
- Essai de retrait de dessiccation : $\varepsilon_{th} + \varepsilon_{rd} = \varepsilon_1 \rightarrow \varepsilon_{rd} = \varepsilon_1 - \varepsilon_0$ [34]
- Essai de fluage propre : $\varepsilon_{th} + \varepsilon_{fp} = \varepsilon_2 \rightarrow \varepsilon_{fp} = \varepsilon_2 - \varepsilon_0$ [35]
- Essai de fluage total : $\varepsilon_{th} + \varepsilon_{rd} + \varepsilon_{fp} + \varepsilon_{fd} = \varepsilon_3 \rightarrow \varepsilon_{fd} = \varepsilon_3 - \varepsilon_1 - \varepsilon_{fp}$ [36]

Où ε_i ($i = 0, 1, 2$ ou 3) représente la déformation mesurée lors de l'essai n° i . ε_{th} , ε_{rd} , ε_{fp} et ε_{fd} sont les déformations d'origine thermique, de retrait de dessiccation, de fluage propre et de fluage de dessiccation, respectivement.

Il est à noter que cette décomposition des déformations n'est que conventionnelle. La microfissuration induite lors du séchage est différente si l'éprouvette est chargée (en compression ou en traction) ou non. Cette microfissuration induit des déformations d'extension, qui ne peuvent être déterminées qu'à l'aide d'un calcul aux éléments finis.

3.2 Campagne de fluage en traction

L'expérimentation réalisée en traction sur matériau durci ne concerne que la phase pré-pic du comportement uniaxial du béton. Différents niveaux de chargements (50 %, 70 % et 90 % de la limite à la rupture en traction) ont été étudiés avant le pic d'effort. Les spécimens ont été chargés à ces différents niveaux pendant trois jours (Figure 73) puis déchargés et suivis pendant 1 journée. Trois séries d'essais ont été effectuées par niveaux de chargement pour quantifier la dispersion.

3.2.1 Protocole expérimental

Le niveau de chargement a été choisi de manière à pouvoir observer le comportement du béton à différents niveaux de chargement appliqués (proche ou non de la limite de résistance du matériau). Il est déterminé grâce à la campagne de tests préliminaires de correspondance entre la traction directe et le fendage [cf. § 2.2.1] à partir de la résistance caractéristique. C'est pourquoi les niveaux de chargement, « 50 %, 70 % et 90 % de la limite à la rupture en traction » sont en fait sous estimés.

Ainsi, plusieurs niveaux de contrainte ont été étudiés à 1 MPa ; 1,4 MPa ; 1,7 MPa correspondant respectivement à 50 %, 70 % et 90 % de la limite en traction (estimée à partir de la résistance caractéristique). A la fin de la campagne expérimentale, le niveau de chargement a été réajusté pour être plus proche des valeurs moyennes à la rupture, soit 2,4 MPa et 3,05 MPa.

Les déformations de fluage ont été suivies sur une période de 72 heures. Les éprouvettes sont ensuite déchargées totalement pour avoir le retour de fluage pendant 24 heures pour caractériser la recouvrance, puis elles sont menées à la rupture en traction directe (sur le même bâti), afin d'évaluer les effets du fluage et du séchage sur les propriétés mécaniques résiduelles.

Tous ces essais ont eu lieu dans une salle climatisée, régulée en température 20°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et en humidité relative 50 % (± 5 %). De plus les essais sont lancés sur des éprouvettes âgées au minimum de 90 jours.

3.2.2 Présentation des différents essais (LCPC)

Afin d'avoir toutes les données nécessaires à la caractérisation du comportement différé (et sa modélisation), différents types d'essais ont été effectués pour découpler au mieux les différentes composantes de déformations :

- **Essais de caractérisation normalisés (éprouvettes 16x32)** : Ces éprouvettes permettent de qualifier le niveau de chargement en fluage en traction directe, grâce aux tests préliminaires [cf. § 2.2.1]. Des essais de fendage sont réalisés avant chaque campagne de fluage en traction.
- **Mesure de la perte en masse (éprouvettes 13x10)** : Cet essai permet de caractériser la cinétique de séchage (trois éprouvettes). Pour cet essai, les faces supérieures et intérieures sont protégées de la dessiccation.
- **Mesure de la déformation d'origine thermique (épreuve 16x100)** : Cet essai permet de tenir compte de la part des déformations d'origine thermique inhérentes aux fluctuations éventuelles de la température d'ambiance. L'éprouvette est conservée en conditions endogènes pendant cet essai. Une seule éprouvette sera utilisée pour toute la campagne expérimentale. En effet, le retrait endogène pendant 3 jours d'une éprouvette âgée de 90 jours et de fort rapport e/c, est négligeable [Granger 1996].

- **Mesure de la déformation de retrait de dessiccation (éprouvettes 13x50) :** les éprouvettes sèchent dans les mêmes conditions que les éprouvettes de perte en masse et celles de mesure des déformations différées totales (trois essais au LCPC pour toute la campagne expérimentale). Le poids des casques est simulé en posant des cylindres en aluminium de même diamètre et de même masse que les casques. Toutefois, les contraintes induites sont négligeables.
- **Mesure de la déformation de fluage propre (éprouvettes 13x50) :** Les éprouvettes sont chargées en traction directe maintenue pendant trois jours, tout en restant protégées des échanges hydriques. La recouvrance est suivie pendant 24 heures.
- **Mesure de la déformation différée totale (éprouvettes 13x50) :** Les éprouvettes sont chargées en traction directe maintenue sur trois jours. Elles sont déballées au début de l'essai. La recouvrance est également suivie pendant 24 heures.

Une série d'essais correspond à un essai de mesure de la déformation d'origine thermique, un essai de retrait de dessiccation, un essai de fluage propre et un essai de mesure de la déformation différée totale, ces quatre essais ayant lieu simultanément (Figure 73).

Au total, 57 éprouvettes ont été testées :

- Essais de caractérisation normalisés (éprouvettes 16x32) : 32 essais (16 Compression/module et 16 fendage)
- Mesure de la perte en masse (éprouvettes 13x10) : 3 essais
- Mesure de la déformation d'origine thermique (éprouvette 16x100) : 1 essai
- Mesure de la déformation de retrait de dessiccation (éprouvettes 13x50) : 3 essais
- Mesure de la déformation de fluage propre (éprouvettes 13x50) : 9 essais
- Mesure de la déformation différée totale (éprouvettes 13x50) : 9 essais

Les éprouvettes de retrait (dessiccation et thermique) sont posées dans des bacs remplis de sable afin de s'affranchir des vibrations provoquées par les essais de fluage. En effet, lors de la rupture des essais de fluage, les masses retombent violemment sur le bâti et provoquent des vibrations suffisamment importantes pour faire sauter les capteurs de déplacement.



Figure 73 : a) essai de fluage total, b) essai de fluage propre, c) essais de retrait.

Pour les éprouvettes de fluage, le chargement est quasi-instantané. Le plateau sur lequel reposent les masses est isolé du bâti par un vérin qui soutient ce plateau. On peut donc empiler toutes les masses nécessaires à l'essai de fluage sans perturber l'éprouvette déjà mise en place. Une fois l'acquisition démarrée, on relâche le vérin ce qui permet un chargement presque instantané de l'éprouvette. En effet, il faut compter environ 2 ou 3 secondes pour que le vérin se relâche totalement.

Pour le déchargement des essais, le déchargement est effectué instantanément en soutenant les masses à l'aide du vérin. L'acquisition des déformations est mise en pause le temps de décharger les masses, avant la reprise de l'acquisition pour la recouvrance.

3.2.3 Cycle de vie d'une éprouvette

Ces essais, effectués au LCPC, se sont déroulés selon un protocole précis et identique pour tous les essais de même nature, ce « cycle de vie » des éprouvettes est présenté dans le Tableau 10.

Tableau 10 : Cycle de vie d'une éprouvette.

ETAPE	JOUR		DESCRIPTION DES TACHES
FABRICATION	0		Coulage de l'éprouvette
	1		Décoffrage après 24h
CURE			film plastique + Aluminium autocollant
			conservation dans un environnement contrôlé (T=20°C et HR=50 %)
RODAGE	Entre 28j et 83j		Rodage sous eau + ré-emballage des faces supérieures (au minimum 1 semaine avant collage)
COLLAGE DES CASQUES	Entre 50j et 90j		Déballage de l'éprouvette sur 4 cm pour que les surfaces sèchent (veille du collage)
			Nettoyage + Collage des casques (hors bâti)
PREPARATION DE L'ESSAI	89	mercredi	Positionnement de l'éprouvette sur le bâti
			Découpage de l'aluminium là où les plots supérieurs vont être collés (séchage)
ESSAI	90	jeudi	Préparation de l'acquisition des données
			Collage des plots supérieurs
			Instrumentation de l'éprouvette (supports des capteurs uniquement)
			Equilibrage du fléau avec uniquement le poids du support des masses.
		vendredi	placement du vérin sous le support des masses et mise en place des masses (aucun chargement au niveau de l'éprouvette)
			Déballage de l'éprouvette de suivi des déformations différées totales et celle de retrait de dessiccation
			Mise en place des capteurs
			Lancement de l'acquisition
			Mise en charge de l'éprouvette (purge du vérin) pendant 72h
	lundi	Décharge : recouvrance pendant 24h	
NETTOYAGE APRES ESSAI		mardi	Charge jusqu'à rupture
			décollement des casques et nettoyage

3.3 Campagne de fluage en traction avec préséchage

Pour cette campagne, 7 éprouvettes 13x50 ont été préséchées (1 retrait + 6 fluage), ainsi que 6 éprouvettes 16x32 (caractérisation) et 1 éprouvette 11x22 (perte en masse).

3.3.1 Présentation des différents essais (préséchage)

Les essais effectués sont exactement les mêmes que pour le fluage en traction :

- **Essais de caractérisation normalisé (éprouvettes 16x32)**
- **Mesure de la perte en masse (éprouvette 11x22)**
- **Mesure de la déformation d'origine thermique (éprouvette 16x100)** : cette éprouvette n'est pas préséchée, elle est la même que celle utilisée lors de la campagne précédemment présentée.
- **Mesure de la déformation de retrait de dessiccation (éprouvettes 13x50)**
- **Mesure de la déformation de fluage propre (éprouvettes 13x50)**
- **Mesure de la déformation différée totale (éprouvettes 13x50)**

3.3.2 Mesure de débit

Des mesures de débit sont couplées avec l'essai de mesure des déformations différées totales. Le débit est mesuré à l'aide d'un débitmètre très sensible (0 – 20 ml/min)

L'air est injecté dans le casque inférieur comme on peut le voir sur la Figure 74. La buse est vissée dans le casque et l'étanchéité est assurée par du téflon et un joint.



Figure 74 : Dispositif d'injection de gaz dans l'éprouvette.

3.3.3 Niveau de chargement

Nous disposons uniquement de 6 éprouvettes pour les essais de fluage. Ainsi, un seul niveau de chargement (2,3 MPa) devait être testé. Cependant suite à la rupture précoce de 3 éprouvettes, les derniers essais ont été réalisés sous une contrainte de 2,05 MPa.

3.4 Campagne de fluage en compression

3.4.1 Présentation des différents essais (LMT)

Les mêmes types d'essais que pour la campagne de fluage en traction ont été réalisés de manière à pouvoir comparer les courbes de fluage spécifique en traction et en compression. Cependant les essais se sont déroulés sur 6 jours : 72h de chargement de fluage et 72h de suivi de recouvrance :

- **Essais de caractérisation normalisée (éprouvettes 16x32)** : Ces éprouvettes nous permettent de connaître les propriétés du béton (module d'Young et résistance en compression)
- **Mesure de la perte en masse (éprouvette 11x22)** : Cet essai permet de caractériser la cinétique de séchage. L'éprouvette pesée est celle de l'essai de retrait de dessiccation.
- **Mesure de la déformation de retrait de dessiccation (éprouvettes 11x22)** : les éprouvettes sèchent dans les mêmes conditions que les éprouvettes de mesure des déformations différées totales.
- **Mesure de la déformation de fluage propre (éprouvettes 11x22)** : Les éprouvettes sont chargées en compression maintenue pendant trois jours, tout en restant protégées des échanges hydriques. La recouvrance est suivie pendant 72 heures.
- **Mesure de la déformation différée totale (éprouvettes 11x22)** : Les éprouvettes sont chargées en compression maintenue sur trois jours. Elles sont déballées au début de l'essai. La recouvrance est également suivie pendant 72 heures.

Ces trois derniers types d'essais sont présentés sur la Figure 75.

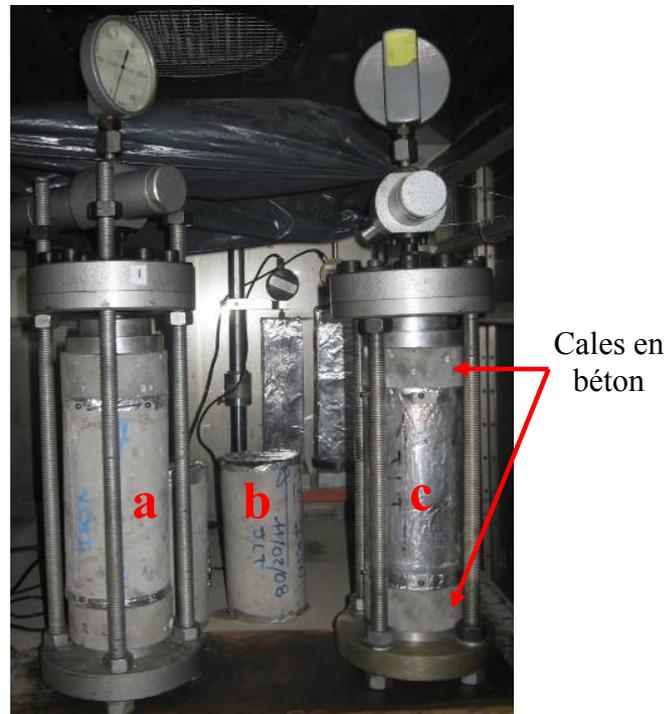


Figure 75 : a) mesure de la déformation différée totale, b) mesure des déformations de retrait de dessiccation, c) mesure des déformations de fluage propre

Contrairement aux essais réalisés au LCPC, nous n'avons pas suivi les déformations d'origine thermique car les déformations différées mesurées sont bien plus importantes (le niveau de chargement est plus élevé).

Comme pour les essais de fluage en traction, une série d'essais correspond à un essai de retrait de dessiccation, un essai de fluage propre et un essai de mesure de la déformation différée totale, ces trois essais ayant lieu simultanément.

Trois séries d'essais ont été effectuées à un même niveau de chargement : 6 MPa. Ce niveau de chargement a été choisi en fonction des capacités des bâtis, de manière à avoir une contrainte appliquée sur l'éprouvette suffisante tout en restant sécuritaire (et éviter la rupture de la membrane de la chambre remplie d'huile au cours de l'essai).

4. Conclusion

Ce chapitre permet d'avoir une vue globale du travail expérimental réalisé.

Tout d'abord, il est à noter que le travail de re-formulation du béton a été très important, et a fait l'objet d'une étude poussée. En effet, ce travail sert (et va servir) de base à plusieurs études portant sur le même matériau afin d'avoir une base de données complète sur le comportement du B11 à différents âges et sous différentes sollicitations.

Les campagnes expérimentales ont été définies de manière à avoir un maximum de données sur le comportement différé du B11 en traction et en compression.

Le point mis en avant dans ce chapitre est le caractère novateur de la campagne d'essais de fluage en traction (création d'un bâti, d'un système de mesure adapté ainsi que de moules et d'éprouvettes dimensionnées spécialement pour cette étude). Les difficultés expérimentales rencontrées sont essentiellement dues à cet aspect novateur.

PARTIE C : RESULTATS ET ENSEIGNEMENTS

Dans cette partie sont présentés les principaux résultats obtenus à partir du travail expérimental.

Nous allons premièrement aborder les résultats « périphériques » aux essais de fluage, c'est-à-dire la caractérisation du béton, le suivi de l'évolution des conditions environnementales et l'étude du séchage. Ces essais sont nécessaires au traitement des données de fluage, et à l'analyse des résultats obtenus.

Ensuite, les résultats des essais de retrait et de fluage seront présentés dans les chapitres suivants. En effet, chacun de ces chapitres présente à tour de rôle les résultats obtenus dans le cadre de la campagne [LCPC] de fluage en traction uniaxiale (éprouvettes creuses 13x50), puis dans le cadre des essais obtenus au [LMT] en compression (éprouvettes pleines 11x22) et enfin dans la cadre de l'étude avec pré-séchage des éprouvettes.

Ces résultats sont comparés entre eux, avec des résultats de la littérature et à ceux de la campagne expérimentale réalisée au LCPC sur le même matériau [LCPC 2008], avec le même type d'essais (fluage en traction) mais dans le cadre d'un contrat de collaboration avec l'IRSN, indépendant du travail de thèse (éprouvettes 13x50 pleines). Cette étude a été réalisée afin de déterminer l'influence d'un trou central sur le comportement différé.

Pour finir nous allons aborder l'aspect simulation numérique où les résultats obtenus expérimentalement sont modélisés à l'aide de modèles pré-existants, afin d'identifier les paramètres matériaux (nécessaires pour le calcul de structures) et d'interpréter nos résultats (étant donné que le séchage n'est pas homogène dans les éprouvettes.)

1. Présentation et analyse des résultats

Dans ce chapitre, après avoir présenté les caractéristiques mécaniques du B11, nous allons aborder les conditions d'essai, le séchage, le retrait de dessiccation puis les essais de fluage propre et de dessiccation. Les essais en traction et en compression sont comparés entre eux. Les résultats des essais de fluage avec pré séchage des éprouvettes seront également présentés ainsi que les propriétés mécaniques résiduelles.

1.1 Caractéristiques mécaniques du B11

Les essais de caractérisation du B11 se sont déroulés au LCPC sur des éprouvettes 16x32 avec la presse MFL 5000 kN (Voir Figure 76). Les valeurs obtenues sont les valeurs moyennes, les résultats sont présentés dans le Tableau 11 et comparés à ceux d'études précédentes sur le « même » matériau.

- Le module d'Young est mesuré à l'aide du dispositif J2P, qui est un extensomètre à béton composé de 2 couronnes fixées sur l'éprouvette. Trois capteurs à transformateur différentiel longitudinaux, disposés à 120° , mesurent le déplacement entre ces deux couronnes (précision : $\pm 0,2\%$, course : ± 1 mm). Trois capteurs LVDT transversaux peuvent être fixés sur le J2P pour la mesure du coefficient de Poisson. Lors de cet essai, quatre cycles à vitesse de chargement imposée ($600 \text{ kN}\cdot\text{min}^{-1}$) sont réalisés entre 5 et 30 % de la résistance en compression. (Protocole LCPC [Boulay *et al.* 1999]).
- L'essai de compression (jusqu'à la rupture) suit directement l'essai précédent, après avoir retiré le J2P. (Norme NF P 18-406).
- L'essai de fendage est réalisé en bloquant l'éprouvette dans un gabarit LCPC à une vitesse de chargement de $241 \text{ kN}\cdot\text{min}^{-1}$. (Norme NF P 18-408).

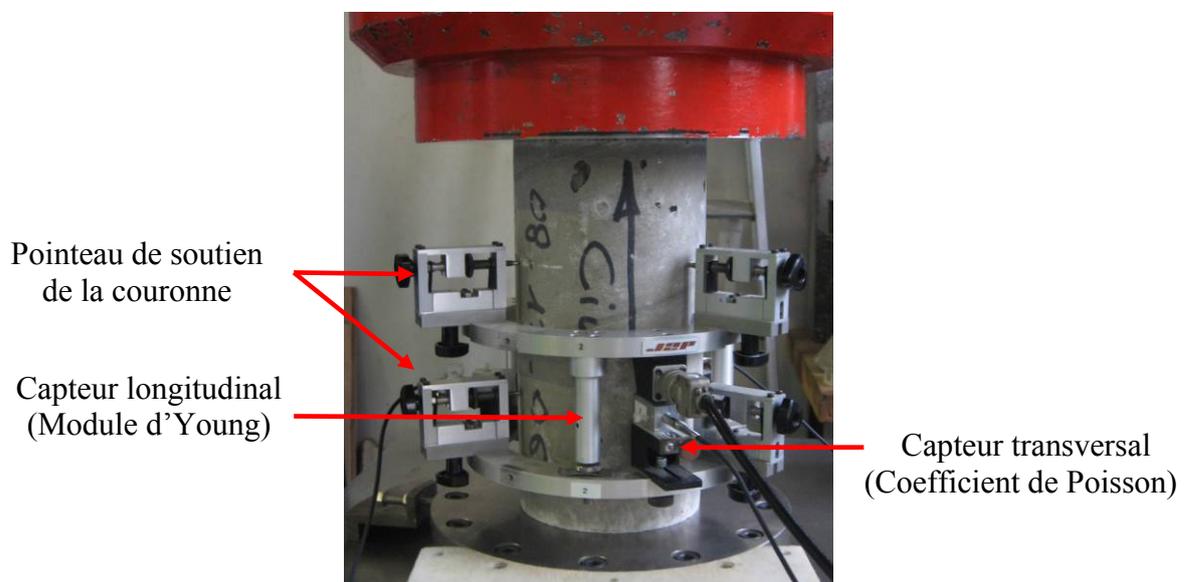


Figure 76 : Essai de détermination du module d'Young et du coefficient de Poisson (LCPC)

Tableau 11 : Résultats de caractérisation du B11 (comparaison avec la littérature)

	<i>fc</i> 7j	<i>fc</i> 28j	<i>fc</i> 90j	Fendage 28j	Fendage 90j	Module d'Young 28j	Module d'Young 90j	Coeff. de Poisson	Porosité
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[GPa]		[%]
EDF chantier (CEIDRE TEGG)	NC	40,9 (51 val.) Ecart type = 2,3MPa	NC	NC	NC	NC	NC	NC	NC
EDF note technique ECEI00090	NC	41,58	NC	3,52	NC	NC	NC	NC	NC
Omar	NC	41,25	53	NC	3,48	36,45 (*)	39 (*)	0,27 (à 28 j)	NC
Granger	NC	40,2	NC	NC	3,7	33,7	NC	0,248 (à 28 j)	13,33
[LCPC]	39,34	46,5	49,35	3,29	3,42	31,34	33,81	0,2215 (à 90 j)	13,8

* mesure dynamique

Le Tableau 12 permet de comparer les résultats pour les différentes campagnes présentées dans ce manuscrit.

Tableau 12 : Résultats de caractérisation du B11 (comparaison entre les différentes gâchées) à 90 jours.

	<i>Fc</i> (90j)	Fendage (90j)	Module d'Young (90j)
	[MPa]	[MPa]	[GPa]
[LCPC]	49,35	3,42	33,81
[LCPC 2008]*	50,8	3,55	33,45
[LMT]**	49,94	NC	33,85
[Préséchage]	52,77	3,22	34,90

* et ** : mêmes gâchées (réalisées au LCPC), mais les essais de caractérisation sont effectués en parallèle au LCPC et au LMT dans le cadre des campagnes respectives.

Au LMT, les essais de caractérisation ont eu lieu sur une presse PERRIER (effort maximal applicable : 2500 kN). On remarquera une faible différence entre les différentes gâchées et entre les équipements LMT et LCPC.

Les figures suivantes présentent sous forme d'histogrammes les répartitions du module d'Young, du coefficient de Poisson et de la limite moyenne en compression et en fendage du béton, à 90 jours, pour la campagne [LCPC].

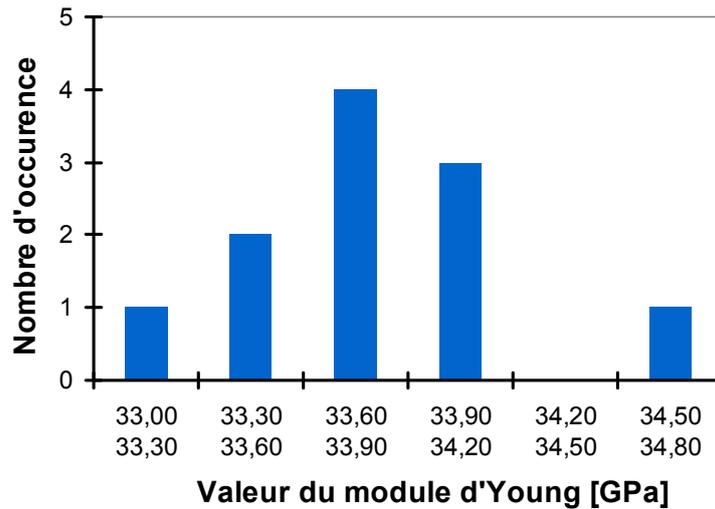


Figure 77 : Répartition des valeurs du module d'Young à 90 jours (11 éprouvettes)

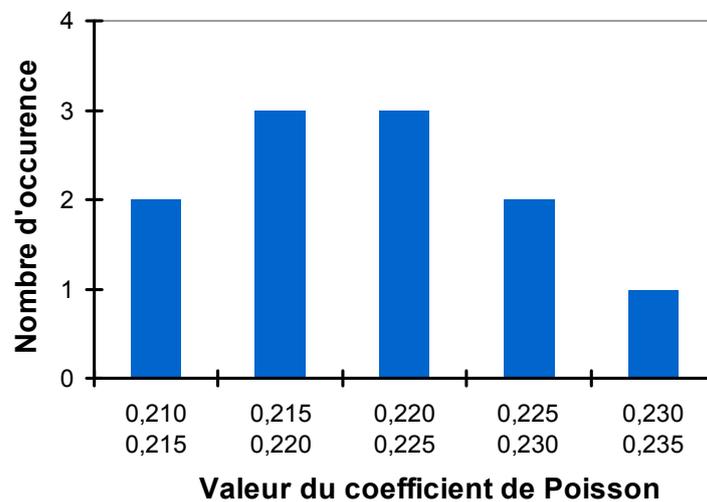


Figure 78 : Répartition des valeurs de coefficient de Poisson à 90 jours (11 éprouvettes)

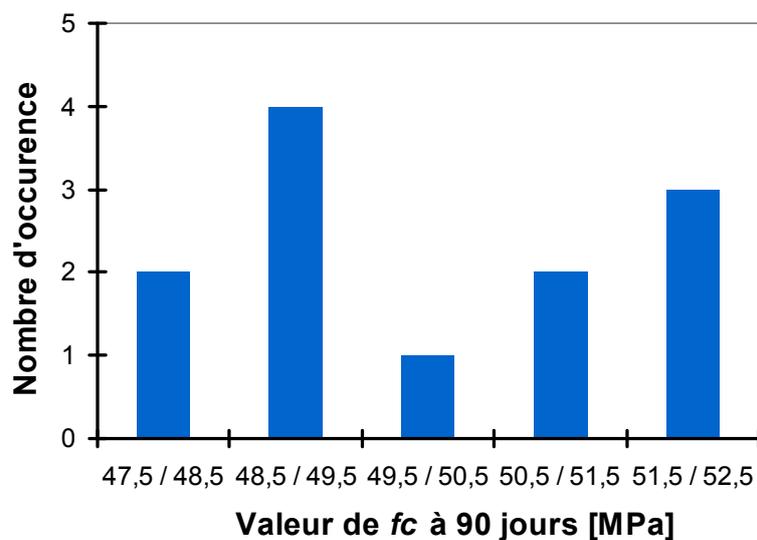


Figure 79 : Répartition des valeurs de résistance en compression à 90 jours (12 éprouvettes)

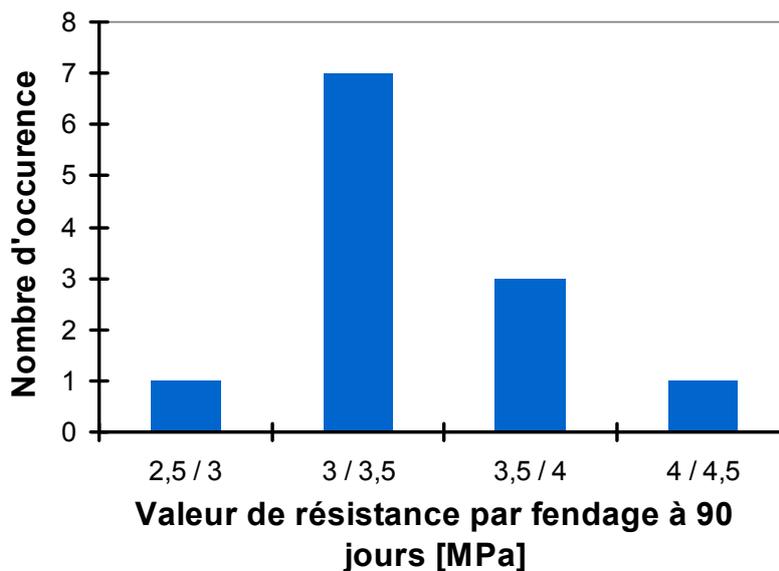


Figure 80 : Répartition des valeurs de résistance par fendage à 90 jours (12 éprouvettes)

1.2 Evolution de l'ambiance

Les évolutions de la température et de l'humidité relative dans la salle d'essai du LCPC sont représentées sur la Figure 81. Elles correspondent aux différents essais effectués sur la totalité de la campagne expérimentale.

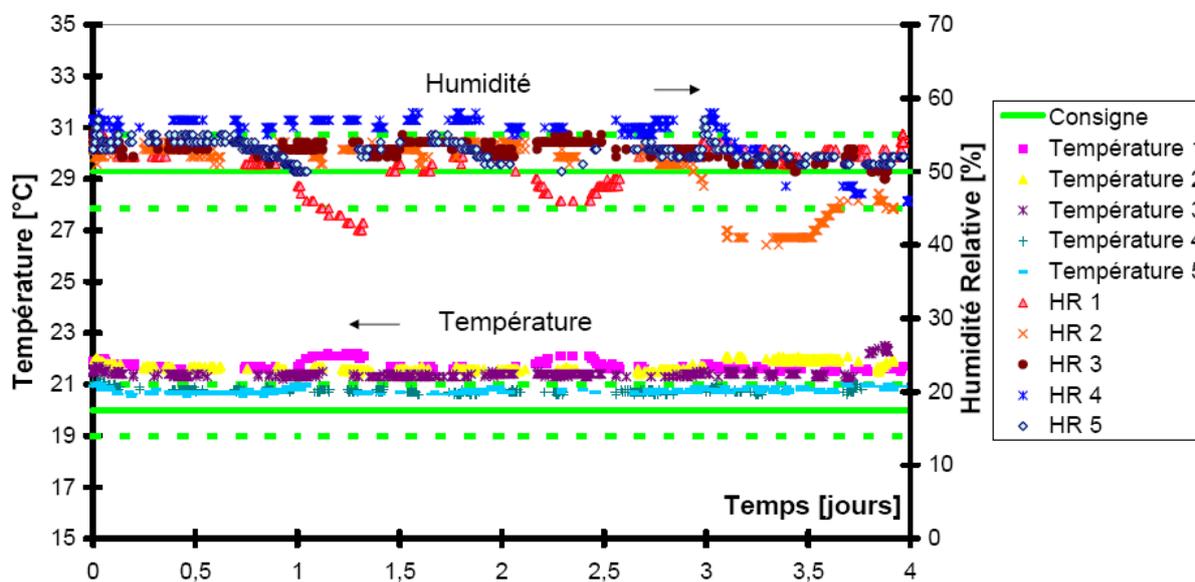


Figure 81 : Evolution de la température et de l'humidité relative.

On constate que les fluctuations de températures sont très faibles sur la durée des essais (4 jours). Une fluctuation plus importante de l'humidité relative est observée sur la série 1 et 2.

1.3 Séchage

Afin de modéliser le séchage, il est nécessaire d'effectuer au moins la mesure de la porosité, de la perte en masse et de l'isotherme de désorption. Les résultats sont présentés par la suite.

1.3.1 Perte en masse

Au total cinq essais de suivi de la perte en masse ont été réalisés :

- au LCPC à 20°C et 50 % HR
- au LMT à 19°C et 42 % HR en enceinte climatique
- au LMT à 25°C et 60 % HR en dessiccateur
- au LCPC en 2008 à 20°C et 50 % HR lors d'une étude contractuelle avec l'IRSN en dehors du cadre de la thèse
- au LMT à 40°C et 80% HR afin de traiter les essais avec préséchage des éprouvettes.

1.3.1.1 Perte en masse LCPC (20°C, 50 % HR)

Un premier essai a été réalisé au LCPC sur une durée d'environ 1,5 an sur un béton âgé de 90 jours. Trois éprouvettes cylindriques creuses sont testées (13x10cm) (Figure 82). Cet essai s'est déroulé dans une salle régulée à 20°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 50 % ($\pm 5\%$) HR en parallèle de la campagne expérimentale en traction.



Figure 82 : Epreuves de mesure de la perte de masse.

Les résultats de l'évolution de la perte en masse au cours du temps (pour chaque éprouvette) sont visibles sur la Figure 83. La perte en masse est d'environ 0,39 % après 4 jours, correspondant à la durée totale des essais de retrait et de fluage. On constate qu'il y a une très faible dispersion (il s'agit de la même éprouvette sciée en 3 parties).

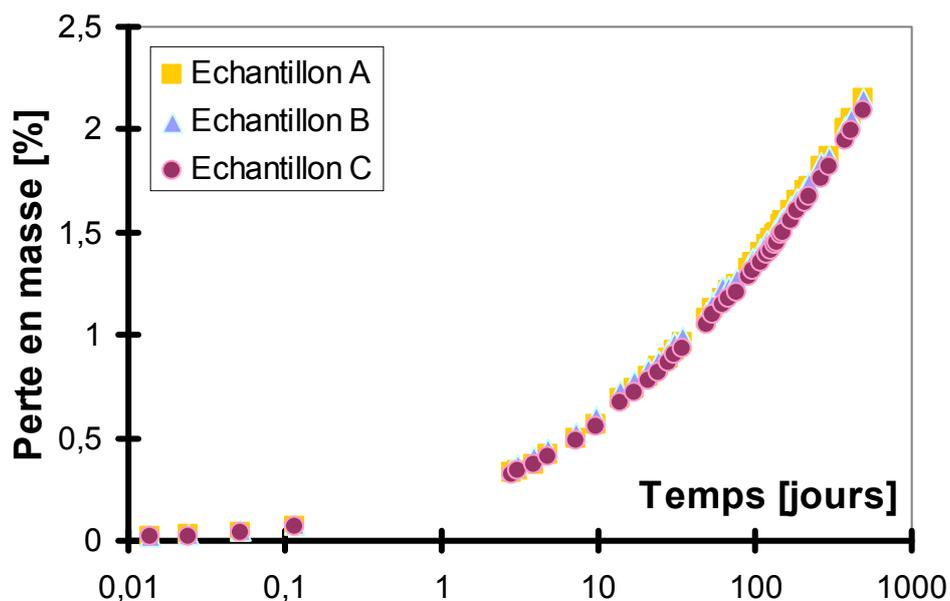


Figure 83 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.
(LCPC 20°C, 50 % HR)

1.3.1.2 Perte en masse LMT (19°C, 42 % HR)

Un second essai s'est déroulé au LMT, sur un béton âgé de 90 jours dans une enceinte climatique régulée à 19°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 42 % HR ($\pm 5\%$) en parallèle des essais de fluage en compression, sur une éprouvette 11x22.

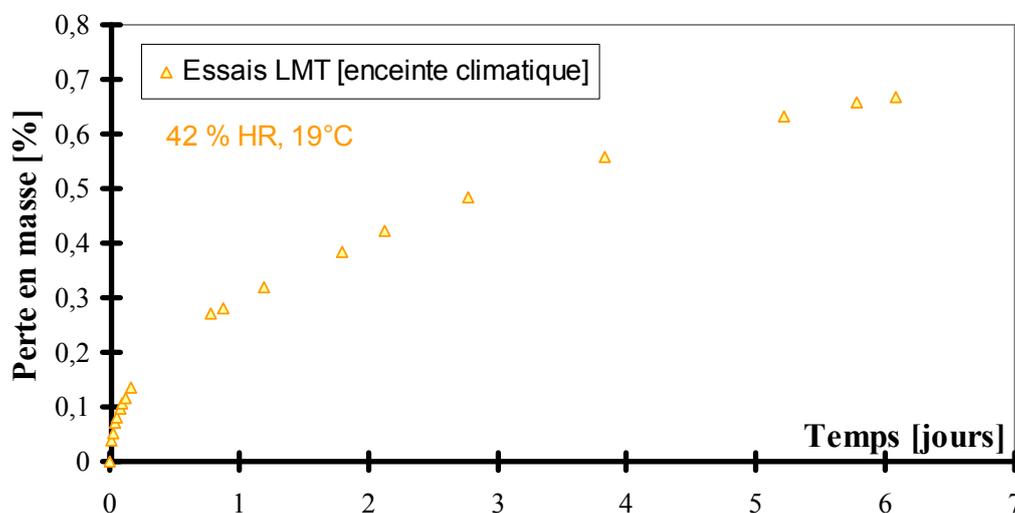


Figure 84 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.
(LMT enceinte climatique 19°C, 42 % HR)

1.3.1.3 Perte en masse LMT (25°C, 60 % HR)

Un troisième essai a eu lieu également au LMT sur un béton âgé de 180 jours (conservé en conditions endogènes avant l'essai) dans un dessiccateur à 25°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 60 % HR (solution saline de nitrate d'ammonium) pour une durée d'environ 100 jours. L'éprouvette testée est de dimensions 13x10cm. Cet essai est effectué en parallèle de l'essai d'isotherme de désorption.

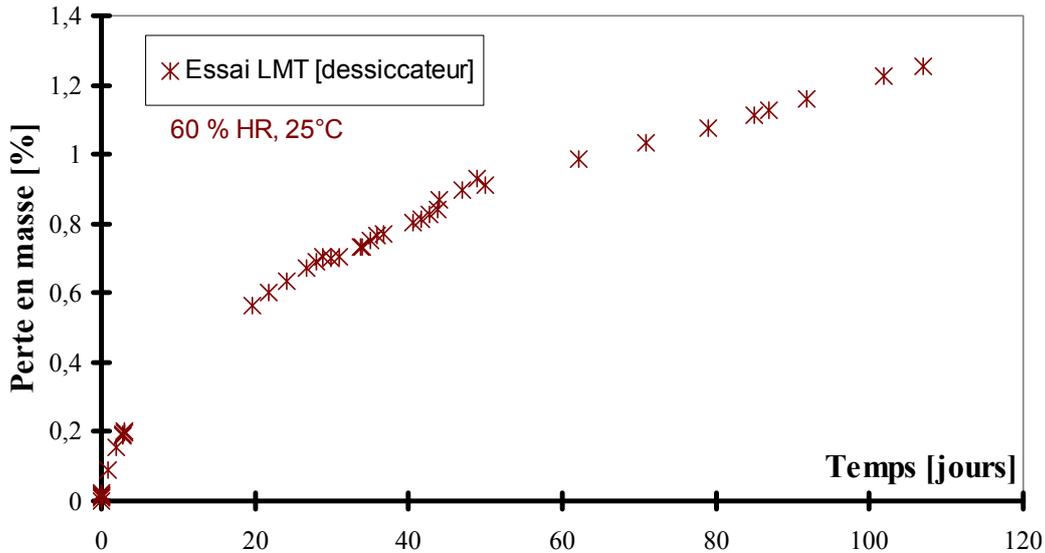


Figure 85 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.
(LMT dessiccateur 25°C, 60 % HR)

1.3.1.4 Perte en masse à 40°C et 80 % HR

Un suivi de la perte en masse a été effectué au LMT sur une éprouvette 11x22 conservée pendant 58 jours en condition séchante dans une ambiance à 40°C et 80 % HR (enceinte climatique régulée à 40°C, dessiccateur avec une solution saline de chlorure de potassium).

Ensuite l'éprouvette a été conservée pendant 26 jours en condition endogène, puis 5 jours en condition séchante dans une ambiance contrôlée à 20°C et 50 % HR (au LCPC en salle d'essai)

La Figure 86 montre l'évolution de la perte en masse, dans la phase dite de « pré-séchage », c'est-à-dire que l'éprouvette est conservée en condition séchante (faces latérales uniquement) dans une ambiance contrôlée à 40°C et 80 % HR.

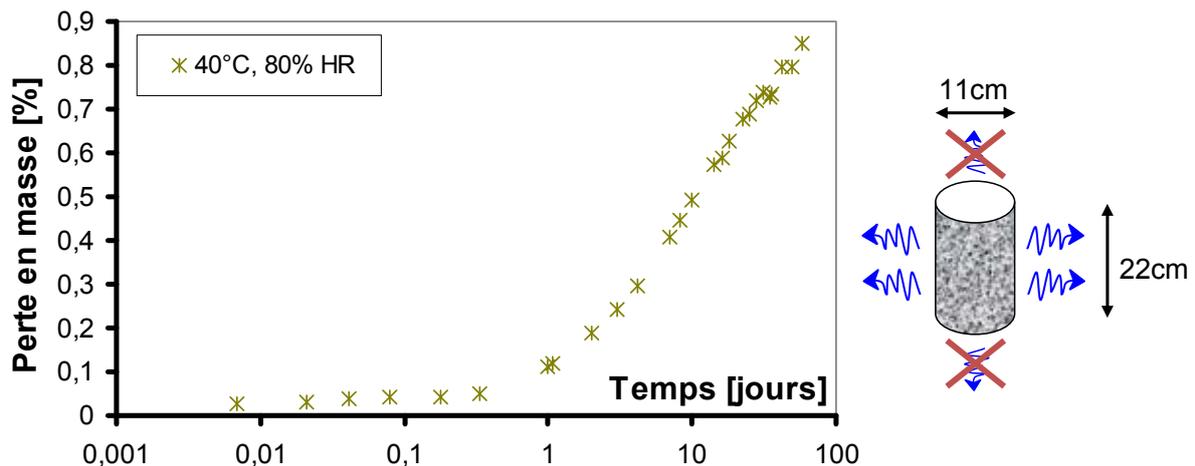


Figure 86 : Evolution de la perte de masse en fonction du temps.
(Préséchage à 40°C, 80 % HR)

Le suivi de la perte en masse montre bien que le régime asymptotique n'est pas complètement atteint après 8 semaines de séchage. Cependant, à cause de contraintes de planning, la phase de séchage n'a pu être prolongée.

La Figure 87 montre la perte en masse de l'éprouvette dans les conditions des essais de retrait de dessiccation et de fluage, à savoir 20°C et 50 % HR. Comme précédemment, l'éprouvette sèche uniquement par les faces latérales.

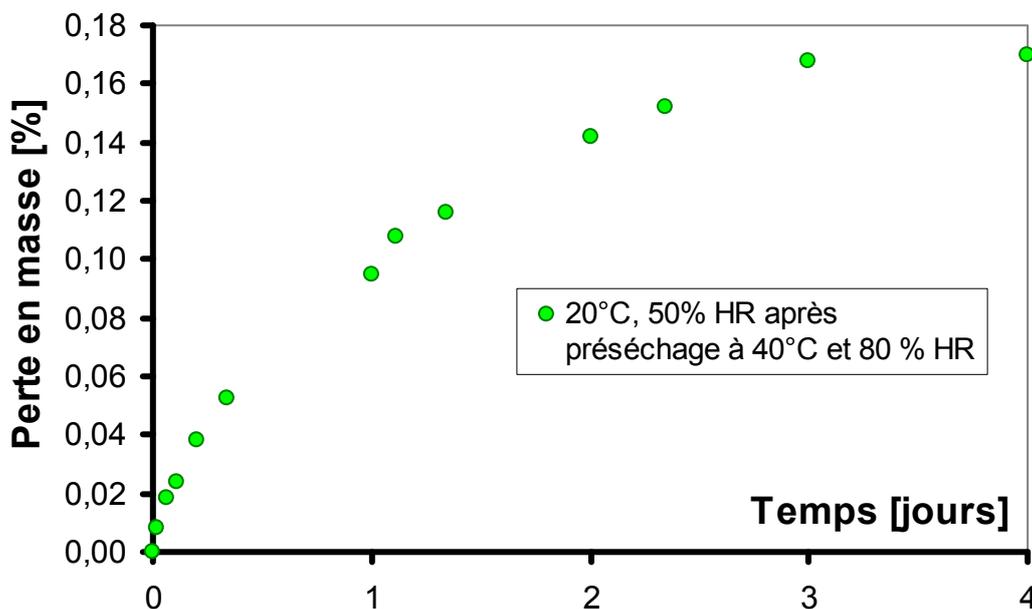


Figure 87 : Perte en masse à 20°C et 50 % HR après pré séchage.

1.3.1.5 Comparaison des suivis de perte en masse

La Figure 88 compare l'évolution de ces pertes en masse en fonction du temps avec celle obtenue par Granger [Granger 1996] sur des éprouvettes 16x32 dans une ambiance à 20°C et 50 % HR.

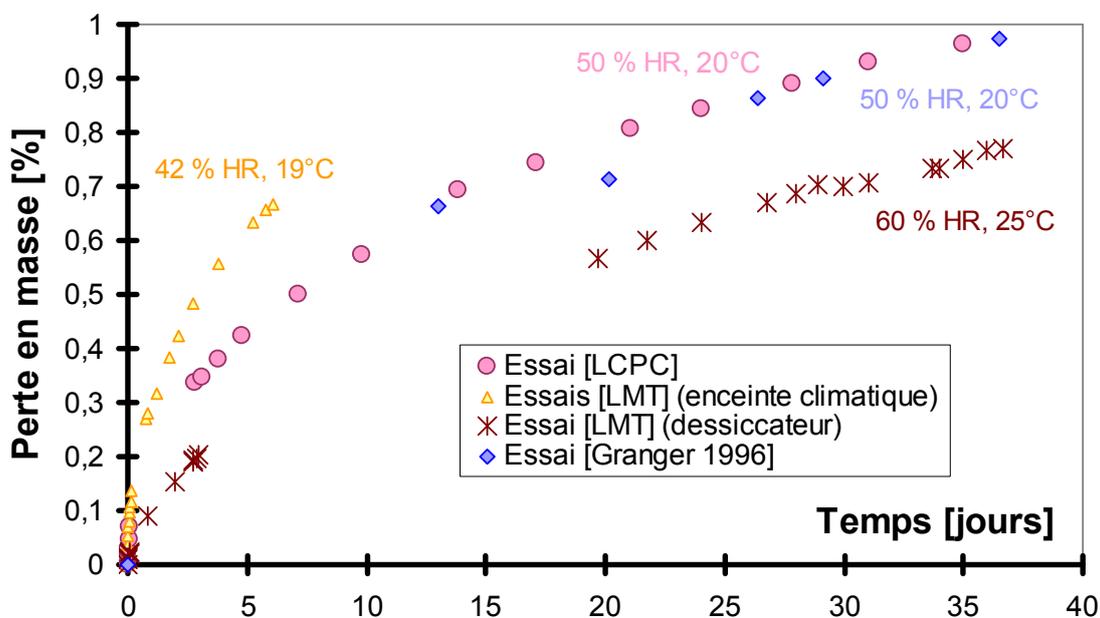


Figure 88 : Comparaison des évolutions de la perte de masse en fonction du temps avec Granger [Granger 1996].

Il est logique d'observer des résultats différents, car les conditions d'essais (température et humidité relative) et la géométrie sont différentes. Les différences de comportement ne peuvent être mises en évidence que par le biais de simulations numériques aux éléments finis.

1.3.2 Isotherme de désorption

Cet essai a été mené au LMT sur du béton âgé de 180 jours conservé en conditions endogènes jusqu'à l'essai. Ce béton est issu des gâchées effectuées au LCPC.

Cet essai permet d'identifier les paramètres a et b de la loi de Van Genuchten [cf. § 2.3 (Bibliographie)]. Pour cela, on fait sécher le béton dans une ambiance contrôlée, dont on change régulièrement l'humidité relative, une fois l'équilibre atteint.

Le phénomène de diffusion étant très lent, on réalise cette expérience sur trois fines tranches de béton (7 mm d'épaisseur) placées dans un dessiccateur où l'humidité relative est maintenue constante par l'intermédiaire de solutions salines. Les essais ont lieu à $25^{\circ}\text{C} \pm 1^{\circ}\text{C}$.

En calculant la perte en masse à l'équilibre, c'est-à-dire lorsque la perte en masse de l'éprouvette est inférieure à 0,5 % pendant 15 jours (norme AFREM), on peut en déduire le degré de saturation pour une humidité relative donnée (et donc pour une pression capillaire donnée).

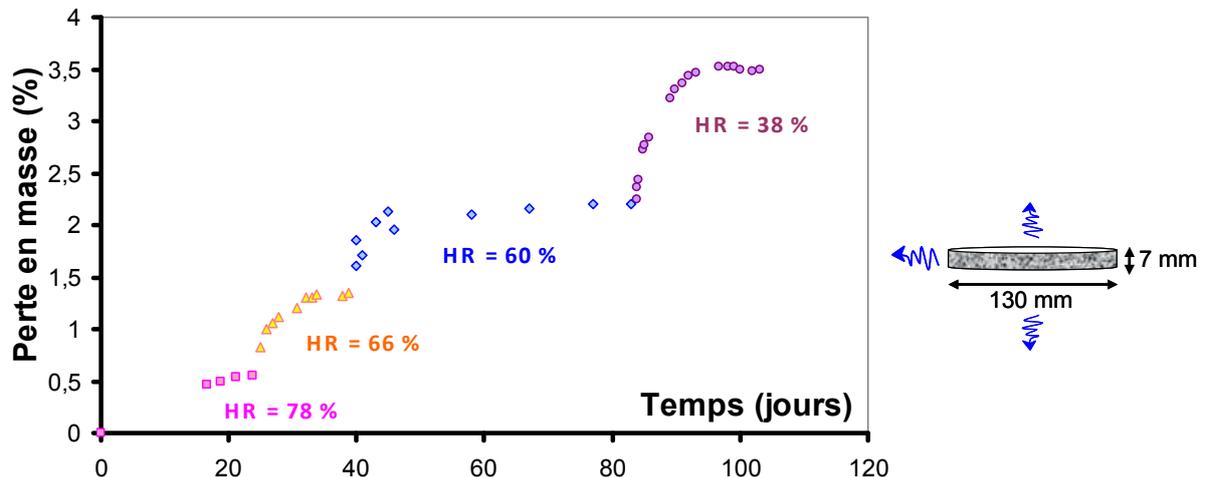


Figure 89 : Evolution de la perte en masse en fonction du temps selon l'humidité relative ambiante (moyenne de 3 éprouvettes)

Le degré de saturation S peut être relié à la perte en masse de la façon suivante :

$$S_l = \frac{V_e}{V_v} \rightarrow S_l = \frac{m_e}{m_{sat}} = \frac{m_{sat} - \Delta m}{m_{sat}} = 1 - \frac{p \times m_{\text{épreuve}}}{\phi \times \rho_l \times V_{\text{épreuve}}} = 1 - \frac{\rho_{sat}}{\rho_l \times \phi} \times \frac{\Delta m}{m_{sat}} \quad [37]$$

Où S_l est le degré de saturation, V_e est le volume d'eau dans l'éprouvette, V_v le volume des pores (ou volume d'eau lorsque le matériau est saturé), m_e la masse d'eau, m_{sat} la masse d'eau à saturation, p la perte en masse, ϕ la porosité du matériau, ρ_l la masse volumique de l'eau, ρ_{sat} la masse volumique de l'éprouvette saturée, $V_{\text{épreuve}}$ le volume de l'éprouvette, $m_{\text{épreuve}}$ la masse de l'éprouvette.

La Figure 90 permet de comparer les isothermes de désorption de deux bétons avec des rapports e/c proches. On remarque que les courbes expérimentales de ces bétons sont

différentes. Les matériaux (ciment, granulats) et l'âge au moment de l'essai sont différents. Pour des matériaux et des conditions d'essais identiques, la courbe obtenue pour un $e/c = 0,57$ aurait dû être plus basse que celle obtenue pour un $e/c = 0,5$. Il est à noter, que Granger [Granger 1996], Benboudjema [Benboudjema 2002] et de Sa [de Sa 2007] ont utilisé, faute de données expérimentales pour le béton B11, l'isotherme de désorption mesurée par Philajavaara [Philajavaara 1974].

Le Tableau 13 résume les rapports e/c de ces deux bétons.

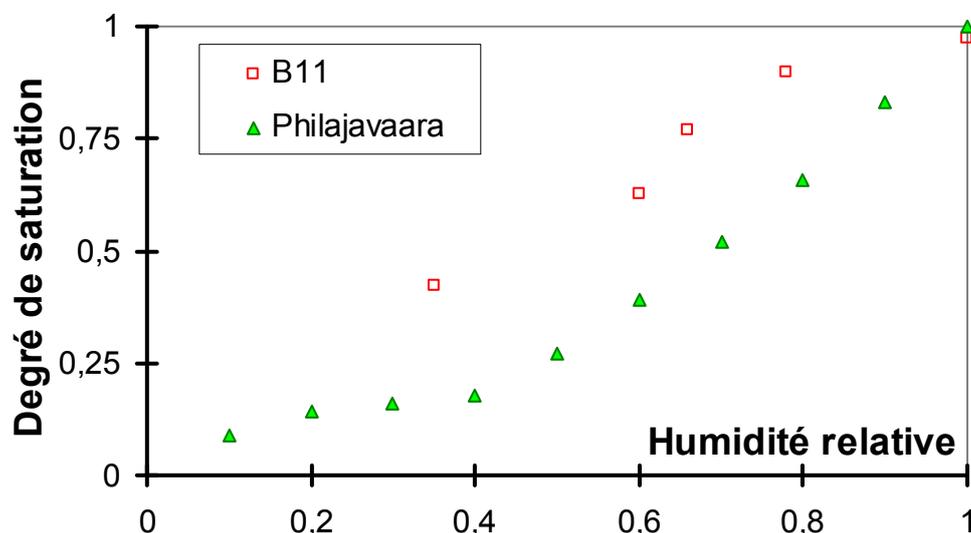


Figure 90 : Comparaison des résultats d'isothermes de désorption pour différents bétons.

Tableau 13 : rapports e/c des bétons comparés.

	e/c
[Pihlajavaara 1974]	0,5
B11	0,57

1.3.3 Porosité

Les éprouvettes ayant servi aux isothermes de désorption ont permis de déterminer la porosité accessible à l'eau (ϕ) du béton (norme AFPC-AFREM) et la masse volumique apparente sèche ρ_d :

$$\rho_d = \frac{M_{\text{sec}}}{M_{\text{air}} - M_{\text{eau}}} \quad [38]$$

$$\phi = \frac{M_{\text{air}} - M_{\text{sec}}}{M_{\text{air}} - M_{\text{eau}}} \times 100 \quad [39]$$

Avec M_{sec} , la masse de l'éprouvette sèche, M_{air} la masse de l'éprouvette initiale et M_{eau} la masse de l'éprouvette saturée en eau.

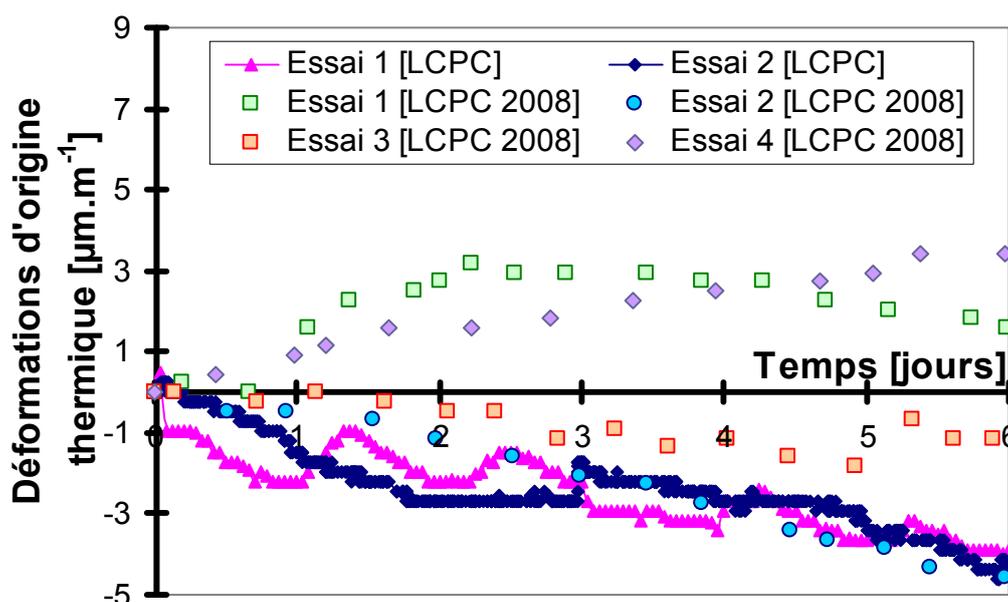
On obtient alors en moyenne (3 éprouvettes) une masse volumique apparente sèche de $2,25 \text{ g.cm}^{-3}$ et une porosité accessible à l'eau de 13,8 %. Il est à noter que la valeur de la porosité est proche de celle mesurée par Granger (cf Tableau 11).

1.4 Déformations de retrait de dessiccation

1.4.1 Suivi des déformations d'origine thermique [LCPC]

Un essai en condition endogène ε_0 [cf. § 3.1] (équation [33]) sur une éprouvette non chargée a été mené tout au long de la campagne expérimentale afin de traiter les déformations de retrait de dessiccation et de fluage propre mesurées en parallèle. En effet, la salle étant contrôlée en température ($20 \pm 1^\circ\text{C}$), des déformations d'origine thermique parasites sont susceptibles de se produire. Par contre, il est peu probable que des déformations de retrait endogène soient significatives sur la (courte) durée des essais étant donné que le béton est âgé de 90 jours. De toutes façons, ces 2 composantes de déformations sont mesurées pendant les campagnes d'essais au LCPC. Nos essais sont comparés à ceux effectués dans le cadre du contrat de collaboration entre l'IRSN et le LCPC.

Cet essai a été lancé au tout début de la campagne expérimentale, puis réinstrumenté pour les derniers essais lors de la campagne d'essai des éprouvettes pré-séchées. Les courbes obtenues dans le cadre de la thèse [LCPC] sont comparées avec d'autres essais contractuels effectués au LCPC [LCPC 2008] sur la Figure 91.



**Figure 91 : Evolution des déformations d'origine thermique.
Les déformations positives correspondent à une déformation d'extension.**

On constate que les déformations thermiques mesurées sont très faibles, le faisceau de courbes s'étale entre $-5 \mu\text{m/m}$ et $4,5 \mu\text{m/m}$ environ.

Cet essai nous permet de tenir compte de la part des déformations d'origine thermique inhérentes aux fluctuations éventuelles de la température d'ambiance et de corriger les déformations de retrait de dessiccation et surtout de fluage propre.

1.4.2 Evolution du retrait de dessiccation en fonction du temps

Dans cette partie, les déformations de retrait de dessiccation sont comptées positivement lorsqu'elles correspondent à des déformations de contraction.

1.4.2.1 Essais LCPC (20°C et 50% HR)

La déformation de retrait de dessiccation ε_{rd} s'obtient alors en retranchant la déformation thermique ε_θ de la déformation « brute » mesurée lors de l'essai de retrait de dessiccation ε_I :

$$\varepsilon_{rd} = \varepsilon_I - \varepsilon_\theta \quad (\text{équation [34]})$$

Pour chaque essai de retrait de dessiccation, les déplacements de 3 capteurs LVDT sont enregistrés, ces capteurs sont placés à 120° autour d'une éprouvette 13x50cm.

Les mesures de retrait de dessiccation correspondent à la moyenne des 3 capteurs, comme on peut le voir sur la Figure 92.

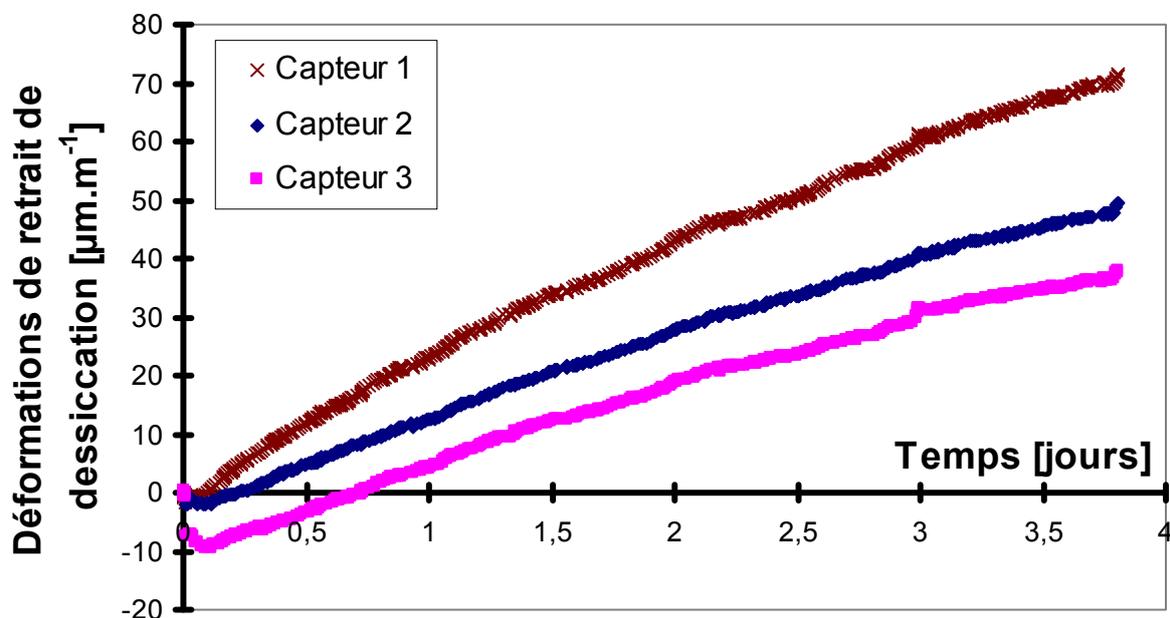


Figure 92 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation (Trois capteurs LVDT lors d'un même essai).

Les déformations positives correspondent à de la contraction.

Trois essais de retrait de dessiccation ont été effectués au LCPC, cependant on ne tiendra pas compte du premier essai celui-ci ayant été fortement perturbé par la rupture des éprouvettes de fluage. En effet, tous les essais ont lieu simultanément et se situent dans la même salle ; lorsqu'une éprouvette de fluage rompt, toutes les masses retombent violemment et peuvent perturber les capteurs de déplacement des éprouvettes aux alentours.

Les évolutions des déformations de deux essais de retrait de dessiccation en fonction du temps sont reportées sur la Figure 93. Les déformations positives sont des déformations de contraction.

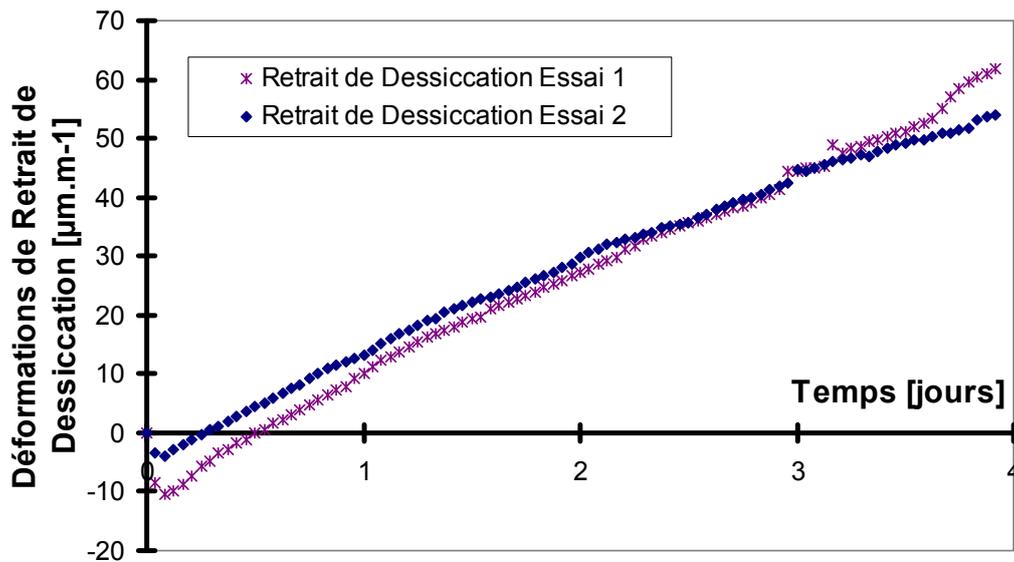


Figure 93 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation (traitées). Les déformations positives sont des déformations de contraction.

On remarque qu'il n'y a que peu de dispersion entre les deux essais. Néanmoins, nous avons mesuré des faibles déformations d'extension en début de séchage (déplacement de l'ordre de quelques μm). Celles-ci peuvent être liées à de faibles augmentations de température lors de l'essai.

1.4.2.2 Essais LMT (19°C et 42 % HR)

Trois essais ont également été effectués au LMT sur des éprouvettes 11x22. Cependant, seul un essai est exploitable. Les déformations des deux premiers essais ont été mesurées par le système J2P qui a été perturbé par la mise en charge des bâtis de fluage à proximité. [cf. § 2.4]

La figure ci-dessous présente les trois voies de mesures de cet essai de retrait de dessiccation en fonction du temps. On note qu'il y a peu de dispersion entre les mesures sur les différentes génératrices.

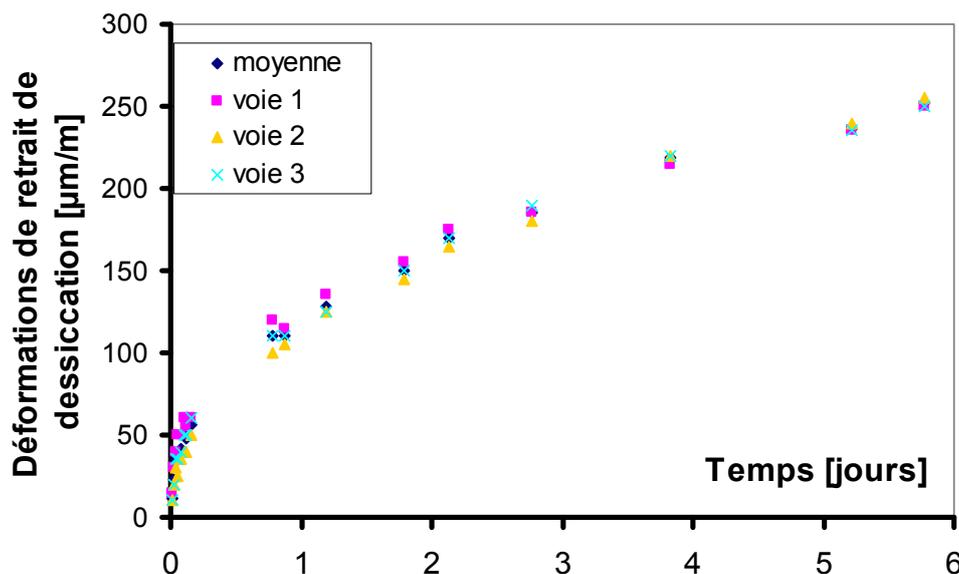


Figure 94 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation (3 génératrices d'un même essai).

1.4.2.3 Essai de retrait de dessiccation à 20°C, 50 % HR avec préséchage à 40°C et 80 % HR

L'évolution de la déformation de retrait de dessiccation sur éprouvettes préséchées à 40°C et 80 % HR est représentée sur la Figure 95. On y constate des perturbations à 3 jours (décharge) et à 4 jours (chargement jusqu'à la rupture des éprouvettes mitoyennes)

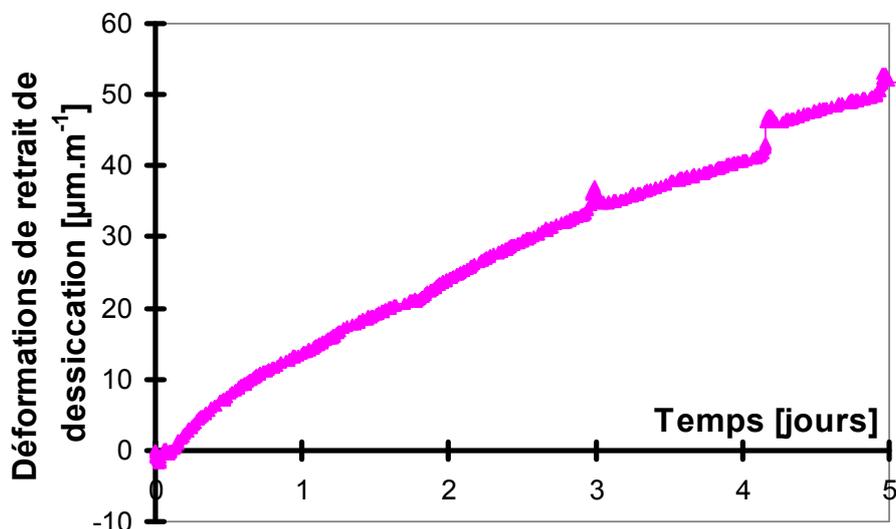


Figure 95 : Déformations de retrait de dessiccation à 20°C et 50 % HR après pré séchage à 40°C et 80 % HR.

1.4.2.4 Comparaison des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps

Sur la Figure 96 sont représentés les essais de retrait de dessiccation effectués au LMT et au LCPC. On y retrouve également l'essai réalisé au LCPC [LCPC 2008] dans le cadre du contrat avec l'IRSN [Tailhan 2008].

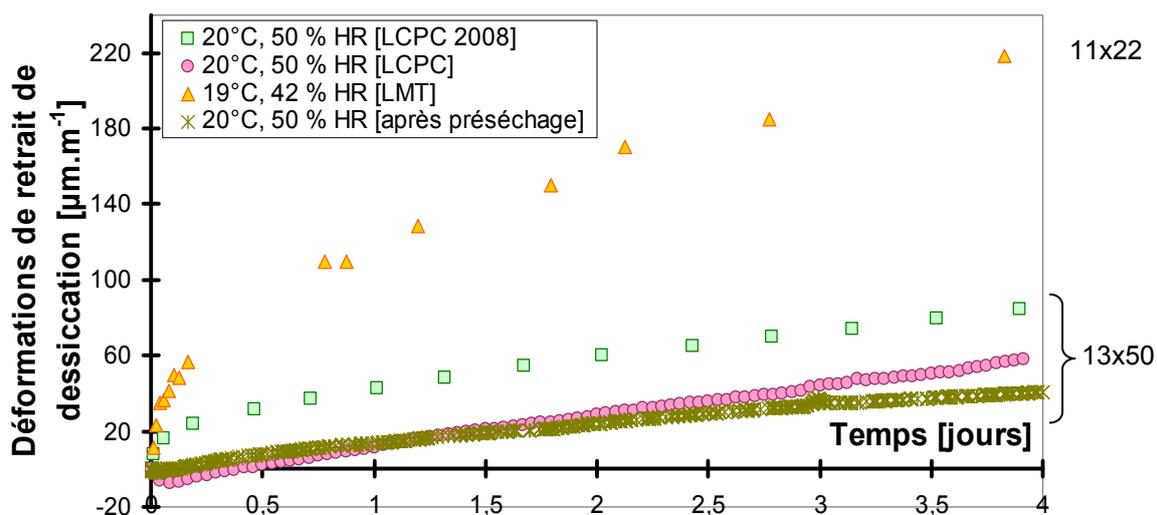


Figure 96 : Comparaison des évolutions des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps.

On remarque clairement que l'essai réalisé au LMT n'est pas du même ordre de grandeur que les deux essais réalisés au LCPC.

Les différences de résultats sont liées à au moins 3 facteurs :

- L'effet de la géométrie : l'équation gouvernant le séchage est une équation de type diffusion. Par conséquent, la cinétique de séchage est fonction, pour une éprouvette cylindrique, du rayon au carré (pour une équation de diffusion linéaire). Plus la taille de l'éprouvette est importante, plus le séchage est lent, et par conséquent à un instant donné, la déformation de retrait est plus faible. De plus, comme nous l'avons vu au [§ 4.1.1.1 (Bibliographie)], il existerait un effet d'échelle sur l'amplitude de la déformation de retrait de dessiccation (attribué à la microfissuration en surface ou/et l'histoire d'humidité relative subie au sein de l'éprouvette). Plus la taille de l'éprouvette est importante, plus la déformation de retrait de dessiccation serait faible. Il est à noter que les formules proposées dans l'EC2-1 diminuent l'amplitude finale de la déformation de retrait de dessiccation. Néanmoins, ce résultat n'est pas confirmé par tous les essais de la littérature [Torrenti 2008 CEOS]. Ainsi, étant donné la cinétique lente du séchage, la diminution de l'amplitude finale de la déformation de retrait de dessiccation (généralement attribuée à la microfissuration) n'est peut être qu'apparente. Des essais à très long terme mettraient peut être en évidence le résultat contraire (i.e. une faible dépendance de l'amplitude finale de retrait de dessiccation à la taille des éprouvettes).
- L'effet de l'humidité relative extérieure : plus l'humidité relative extérieure est faible, plus la déformation de retrait de dessiccation est importante.
- La position de la zone de mesure : un calcul aux éléments finis (Figure 97, Figure 98 et Figure 99) montre que la déformation de retrait de dessiccation est homogène en partie centrale de l'éprouvette. Par contre, près des bords, on observe un gradient de déformation, lié au fait que la zone supérieure est libre de se déformer, par conséquent, en toute rigueur, la détermination de la déformation expérimentale de retrait de dessiccation lors des essais LMT n'est pas justifiable.

Néanmoins, tous ces facteurs sont reproduits dans le calcul aux éléments finis.

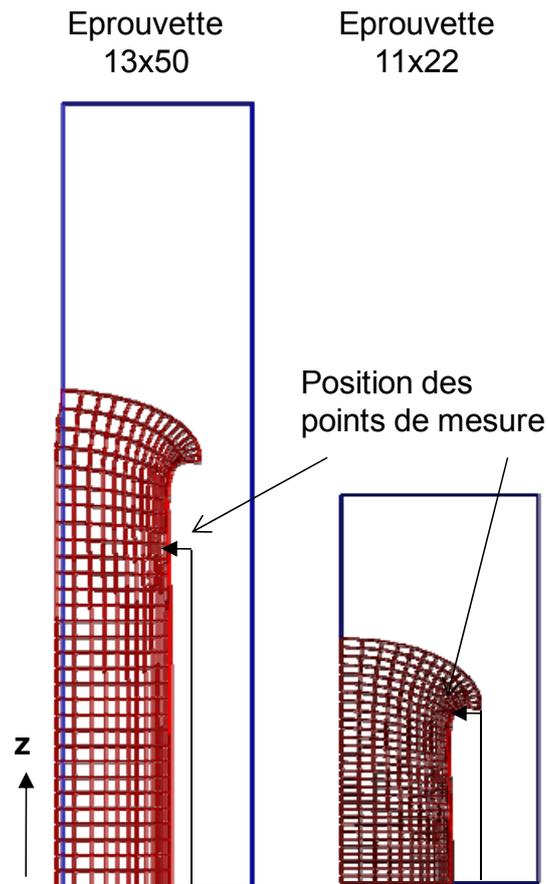


Figure 97 : Comparaison des déformées après 4 jours de séchage d'une éprouvette 13x50 et 11x22 et position des points de mesure (amplification d'un facteur égal à $8,19 \cdot 10^3$).

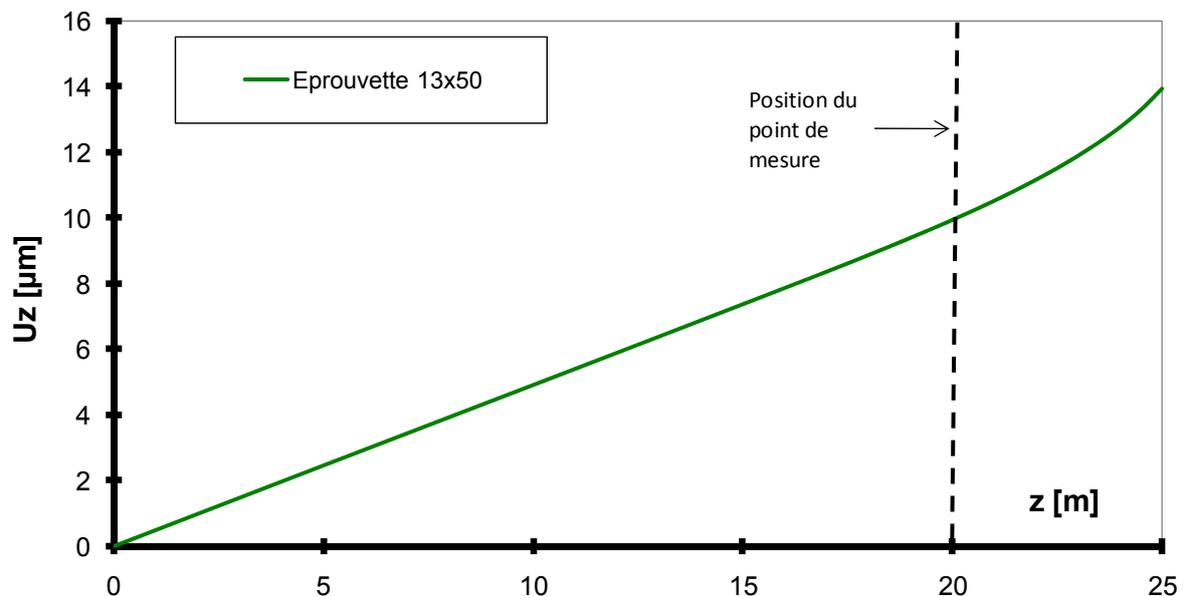


Figure 98 : Evolution du déplacement vertical sur la génératrice externe en fonction de z pour l'éprouvette 13x50.

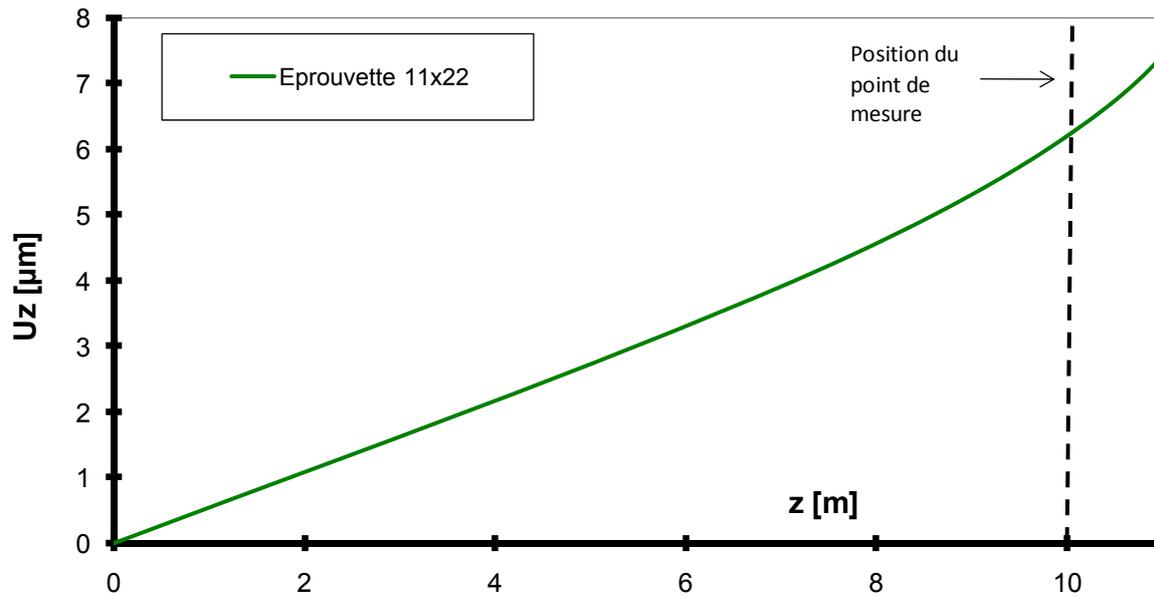


Figure 99 : Evolution du déplacement vertical sur la génératrice externe en fonction de z pour l'éprouvette 11x22.

1.4.3 Détermination du retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse

L'intérêt majeur de l'étude de l'évolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse est de s'affranchir des influences de la géométrie (hormis l'effet d'échelle) et de l'humidité relative extérieure (bien que la microfissuration induite puisse provoquer un biais dans l'analyse).

1.4.3.1 Essais LCPC (20°C et 50% HR)

Ce graphique (Figure 100) nous permet de voir l'évolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse correspondante.

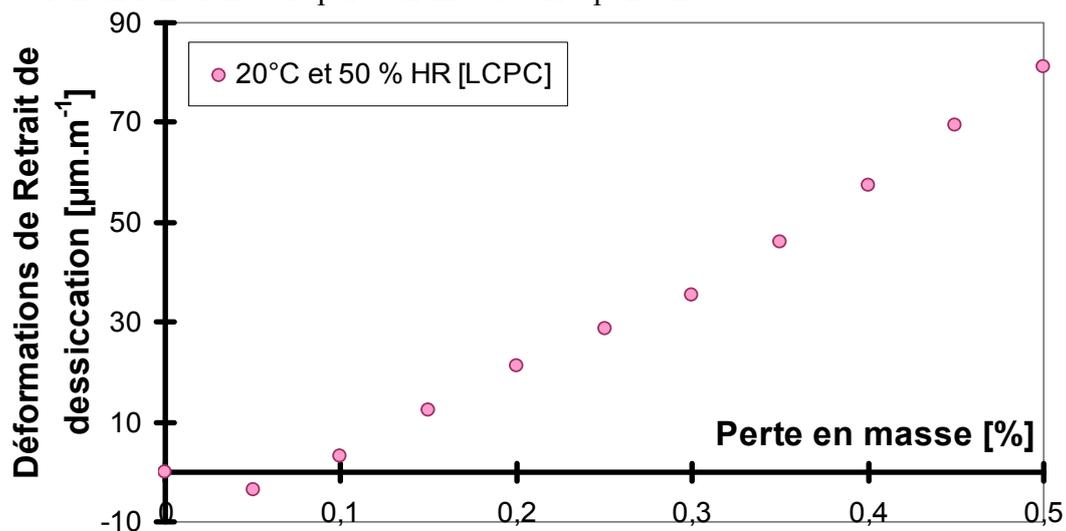


Figure 100 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse correspondante.

On observe la phase dormante en début de séchage (liée à la microfissuration en surface), puis une évolution quasi-linéaire, ce qui est conforme à la littérature [Granger 1996]. En effet, les déformations de contraction (induites par le séchage) sont masquées par les déformations d'extension (liées à la microfissuration en surface due au gradient de déformations de retrait de dessiccation).

1.4.3.2 Comparaison des résultats de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse

La Figure 101 compare les évolutions des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse pour plusieurs campagnes : les deux campagnes au LCPC ([LCPC] et [LCPC 2008]), la campagne au LMT ainsi que les résultats obtenus par [Granger 1996]. Les géométries des différentes éprouvettes de retrait de dessiccation sont reportées sur le graphe. Il faut également préciser que le suivi de la perte en masse [LMT] a été effectué sur la même éprouvette que le retrait de dessiccation, et ce, pendant l'essai de retrait de dessiccation.

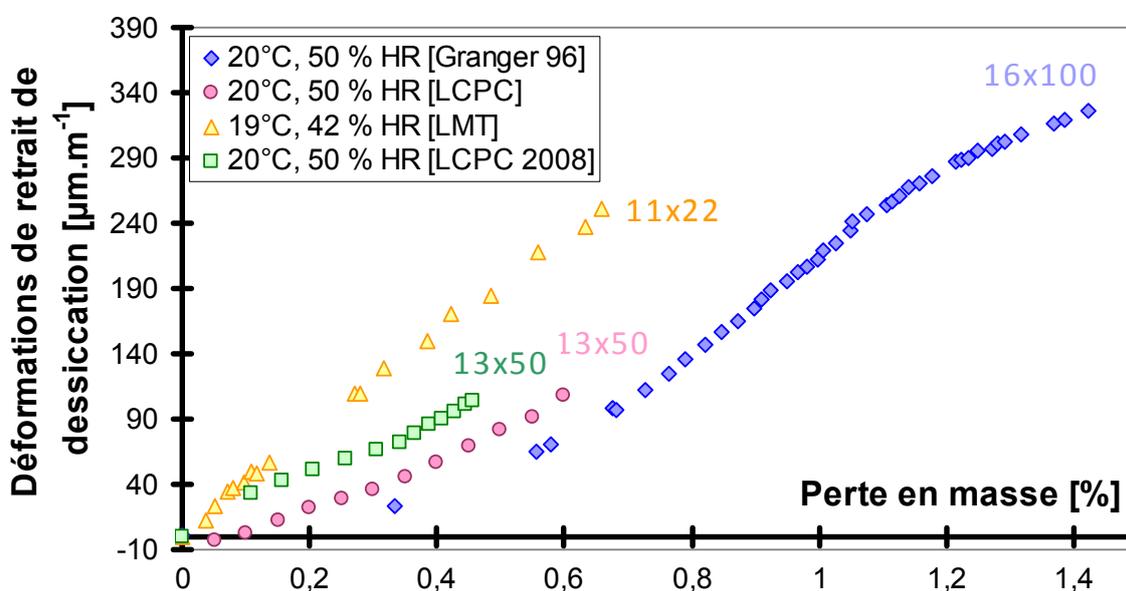


Figure 101 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte de masse.

Sur la Figure 101 on remarque que la zone dormante ne s'observe significativement que dans le cadre des essais [LCPC] dans le cadre de la thèse (éprouvette de diamètre 13 cm) et ceux réalisés par Granger [Granger 1996] (éprouvette de diamètre 16 cm). La microfissuration intervenant dans la pâte de ciment, les différences entre les courbes peuvent être dues d'une part à la position du plot (collé sur de la pâte de ciment, sur un granulats ?), d'autre part au caractère « aléatoire » de la microfissuration (répartition, orientation, ouverture des fissures). Il est logique de ne pas observer de zone dormante dans les cas des essais [LMT] (éprouvette de diamètre 11 cm). En effet, la microfissuration est d'autant plus importante que l'éprouvette est massive. Sur une pâte de ciment d'épaisseur 2 cm (même rapport e/c et même ciment que pour le B11), la courbe de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse est également linéaire [de Jenlis 2008]. Aucune fissuration en surface n'a été observée expérimentalement (fissuromètre optique).

1.5 Essai de fluage propre

Dans ce chapitre, nous allons voir les différents essais de fluage propre effectués au LCPC (traction), au LMT (compression) et avec préséchage des éprouvettes. Ces essais seront ensuite comparés à des résultats de la littérature. Dans cette partie, les déformations de fluage sont comptées positivement lorsqu'elles correspondent à des déformations d'extension.

1.5.1 Fluage propre en traction

1.5.1.1 Essais de fluage propre LCPC

Les éprouvettes testées sont cylindriques (de diamètre 13 cm et de hauteur 50 cm, avec un trou central de 1 cm de diamètre sur toute leur longueur).

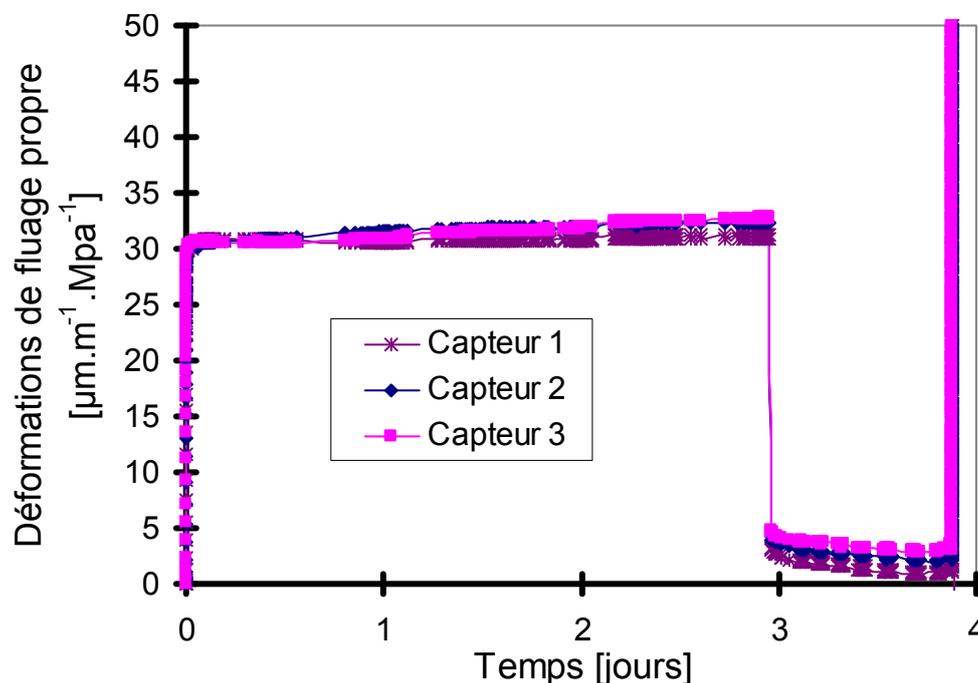


Figure 102 : Evolution des déformations mesurées lors de l'essai de fluage propre. Les déformations positives sont des déformations d'extension.

La Figure 102 montre l'évolution des déformations d'une éprouvette (avec les trois voies des capteurs LVDT) lors d'un essai de fluage propre « typique » pour un chargement de 1,4 MPa.

L'allure des déformations est celle observée lors de l'essai :

- La montée quasi-instantanée au moment de l'application du chargement
- Le « palier » correspondant aux trois jours de fluage où l'on voit que les déformations de fluage mesurées sont très faibles,
- La décharge
- La partie recouvrance (pendant 24h) durant laquelle les déformations ne sont que partiellement réversibles.
- L'éprouvette est finalement chargée jusqu'à la rupture à la fin de l'essai, ce qui explique la dernière montée rapide des déformations.

On remarque, pour cet essai, qu'il y a relativement peu de dispersion entre les voies de mesure. De plus l'amplitude des déformations mesurées est assez faible.

Les courbes de fluage propre spécifique (incluant la déformation élastique « instantanée ») des différents essais sont reportées sur la Figure 103.

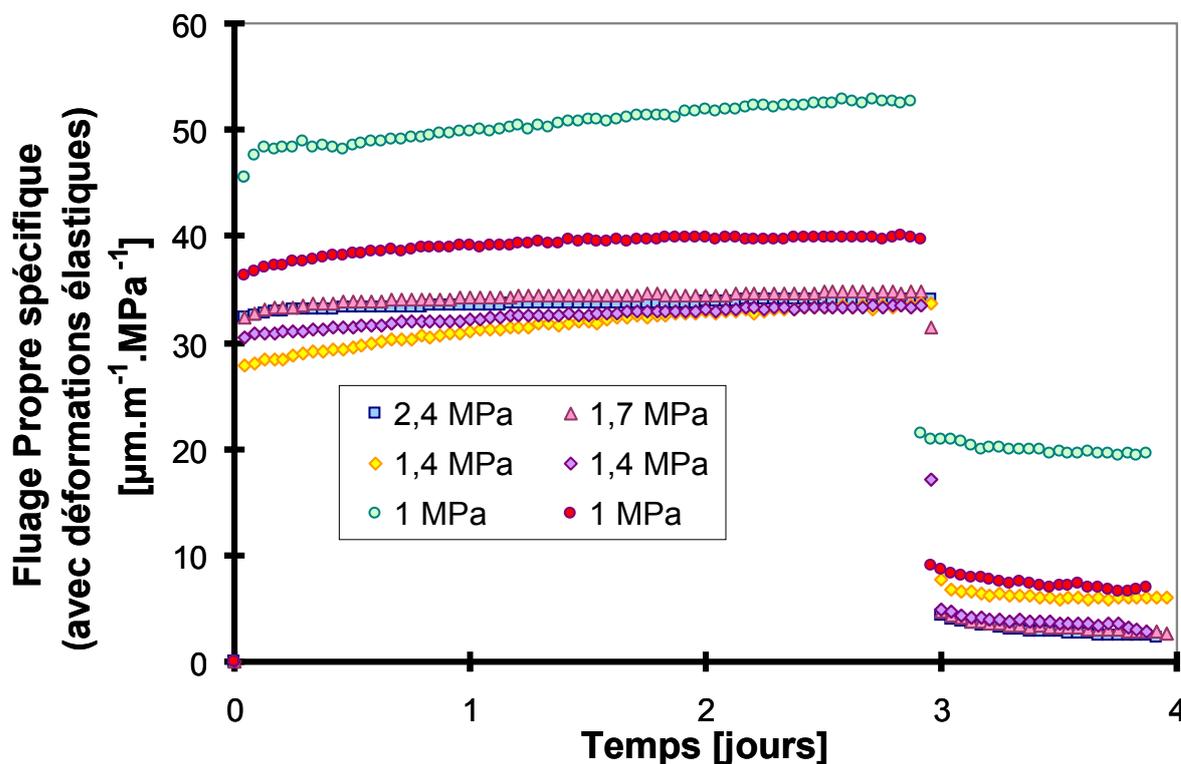


Figure 103 : Comparaison des essais de fluage propre (par MPa).

En zoomant sur le début de la courbe (mise en charge), on obtient l'évolution reportée sur la Figure 104. On constate alors que l'identification de la déformation élastique n'est pas évidente, car le chargement n'est pas parfaitement « instantané ». Nous avons décidé, dans la mesure du possible de prendre le premier point correspondant au palier de fluage (point d'intersection des deux droites sur la Figure 104). On vérifie toutefois pour chaque traitement que la déformation quasi-instantanée ε_e prise en compte soit du même ordre de grandeur que celle calculée à partir de la valeur moyenne du module d'Young obtenu sur la gâchée.

Dans la littérature, il n'y a pas de règle précise pour la détermination des déformations instantanées. Parrott [Parrott 74] considère la déformation qui s'est développée entre le chargement et 0,001 jours (soit 1,5 minutes) après l'application de la charge comme étant une déformation purement élastique. La déformation additionnelle est alors assimilée à la déformation de fluage. Dans la base de données compilée par Bažant et Li [Bažant et Li, 2008], qui regroupe 518 essais de fluage, la déformation instantanée prise en compte pour le calcul des déformations de fluage ne correspond pas en général à la déformation calculée à partir de la valeur du module d'Young. En effet, le module d'Young dépend de la taille des éprouvettes (effet d'échelle) et de la vitesse de chargement.

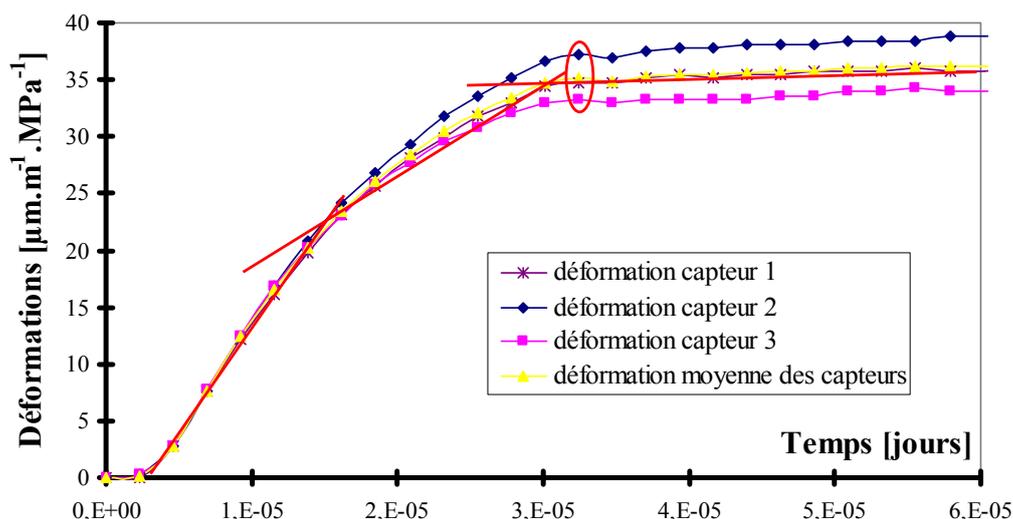


Figure 104 : Evolution des déformations mesurées lors de l'essai de fluage. Les déformations positives sont des déformations d'extension. Zoom sur la période de mise en charge.

La déformation de fluage propre ε_{fp} s'obtient donc après avoir retranché les déformations « élastiques » ε_e (uniquement lorsque l'éprouvette est chargée) et la déformation thermique $\varepsilon_{th} = \varepsilon_0$, de la déformation mesurée lors de l'essai de fluage propre ε_2 :

$$\varepsilon_{fp} = \varepsilon_2 - \varepsilon_0 - \varepsilon_e \quad (\text{équation [35]})$$

Tous les essais de fluage n'ont pas subi le même niveau de chargement, c'est pourquoi nous nous sommes affranchis de ce niveau de chargement en divisant les déformations de chaque capteur par la contrainte appliquée. De plus, les capteurs n'ont pas tous donné des informations exploitables, il a donc d'abord fallu analyser les déplacements capteur par capteur au lieu de faire le traitement sur la moyenne.

L'étude expérimentale du fluage propre en traction s'est révélée être assez difficile.

D'une part, nous avons eu la rupture d'un essai de manière inattendue, juste sous le bourrelet de colle au bout de 16 minutes seulement (chargement à 3,05 MPa, proche de la limite en traction). De plus, deux autres essais (à 1,7 MPa) n'ont pas été pris en compte car les résultats obtenus étaient aberrants. Ainsi, seuls six essais sur les neuf ont pu être exploités.

D'autre part, les valeurs de déformation de fluage propre sont très faibles (du même ordre de grandeur que les déformations d'origine thermique). Une déformation de 5 $\mu\text{m.m}^{-1}$ correspond à un déplacement de 2 μm . Ceci explique les « irrégularités » fortes mesurées tout au long des essais de fluage.

La Figure 105 présente le détail d'un essai de fluage (après avoir appliqué le traitement cité précédemment).

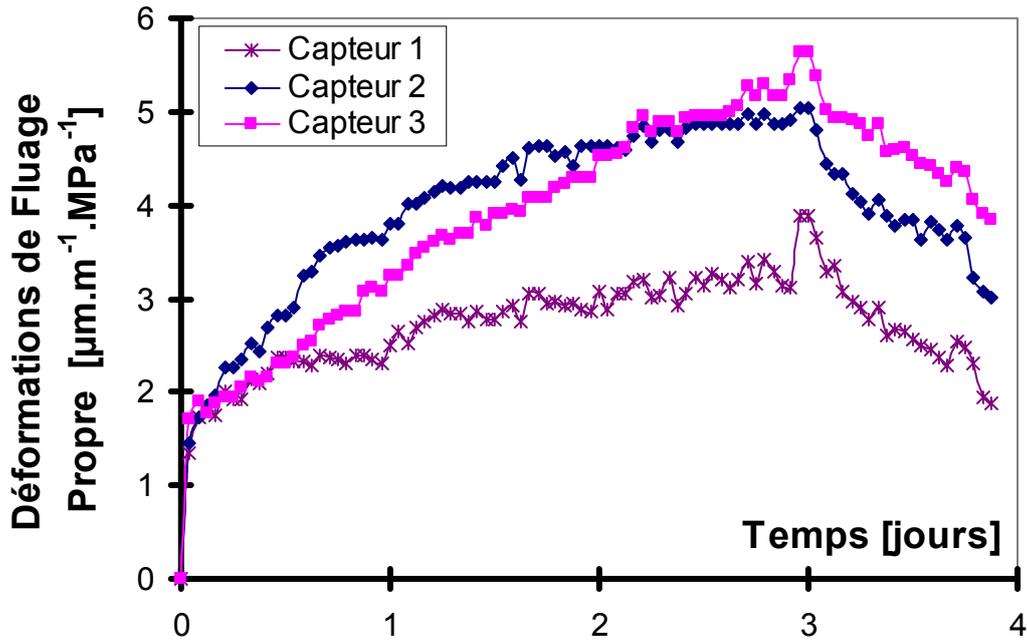


Figure 105 : Essai de fluage propre (par MPa).

Les différents essais de fluage propre traités complètement sont reportés sur la Figure 106.

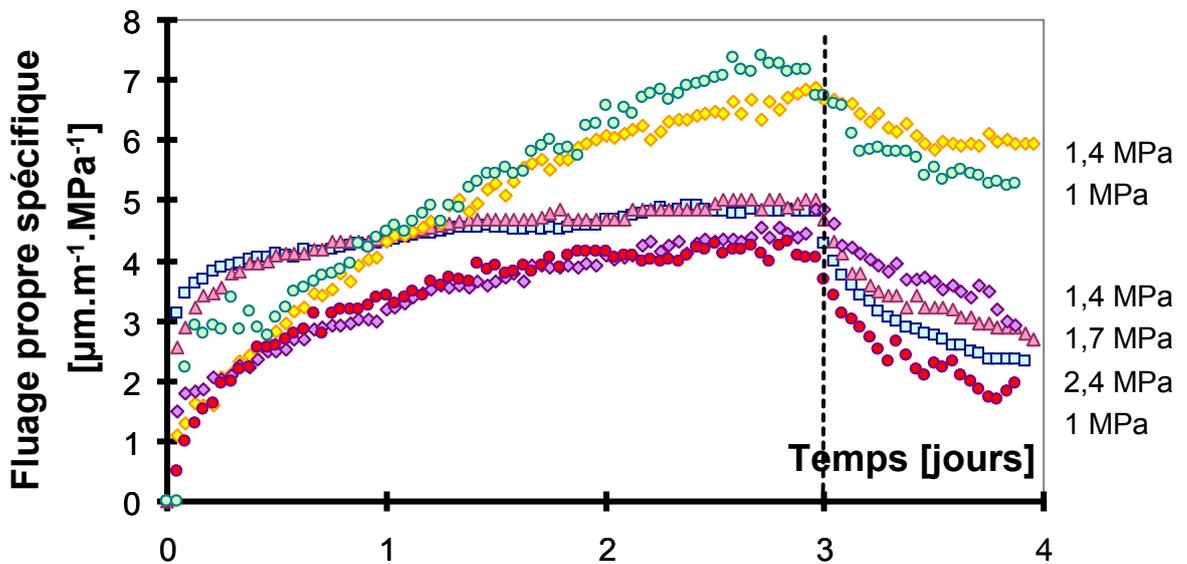


Figure 106 : Comparaison des courbes de fluage propre spécifique (par MPa).

La Figure 107 présente la moyenne des courbes de fluage propre spécifique, encadrée par les barres de dispersion (valeurs minimale et maximale au même pas de temps).

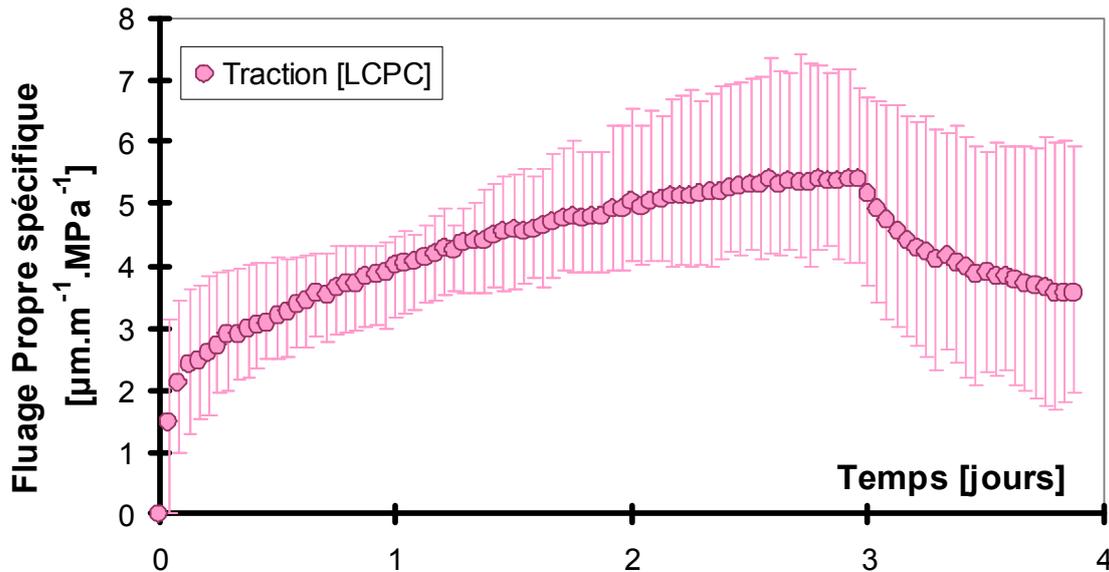


Figure 107 : Fluage propre spécifique moyen avec barre d'erreur (par MPa).

L'analyse de la Figure 106 nous indique qu'il n'y a pas d'influence du niveau de chargement sur le fluage propre spécifique ce qui indique, malgré la forte dispersion, que les déformations semblent bien proportionnelles à la contrainte appliquée.

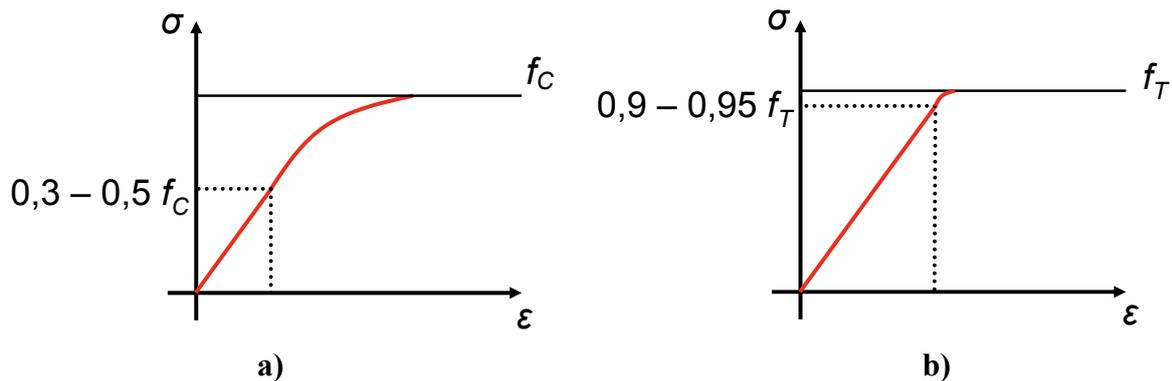


Figure 108 : Comportement schématique instantané en compression (a) et en traction (b).

Ainsi, le fluage propre reste dans le domaine viscoélastique. Il est à noter qu'en compression le fluage propre n'est plus viscoélastique dès que l'on atteint 30 à 50% de la limite en compression pour un béton ordinaire ([Li 1994], [Mazzotti & Savoia 2003]). Cette différence entre la compression et la traction n'est pas surprenante. En effet, en compression, la courbe contrainte/déformation est linéaire jusqu'à 30 / 50 % de la résistance (Figure 108 a)). Au-delà, une microfissuration apparaît, le module d'Young apparent décroît. En traction, la courbe contrainte/déformation reste linéaire quasiment jusqu'au pic (Figure 108 b)).

1.5.1.2 Comparaison des courbes de fluage propre spécifique en traction

Nos résultats sont comparés à la campagne expérimentale contractuelle [LCPC 2008], réalisée sur des éprouvettes pleines (sans trou central). La Figure 109 présente les différents résultats obtenus. On observe que les déformations de fluage propre mesurées lors de cette campagne sont encore plus faibles, en deçà de la précision des capteurs LVDT.

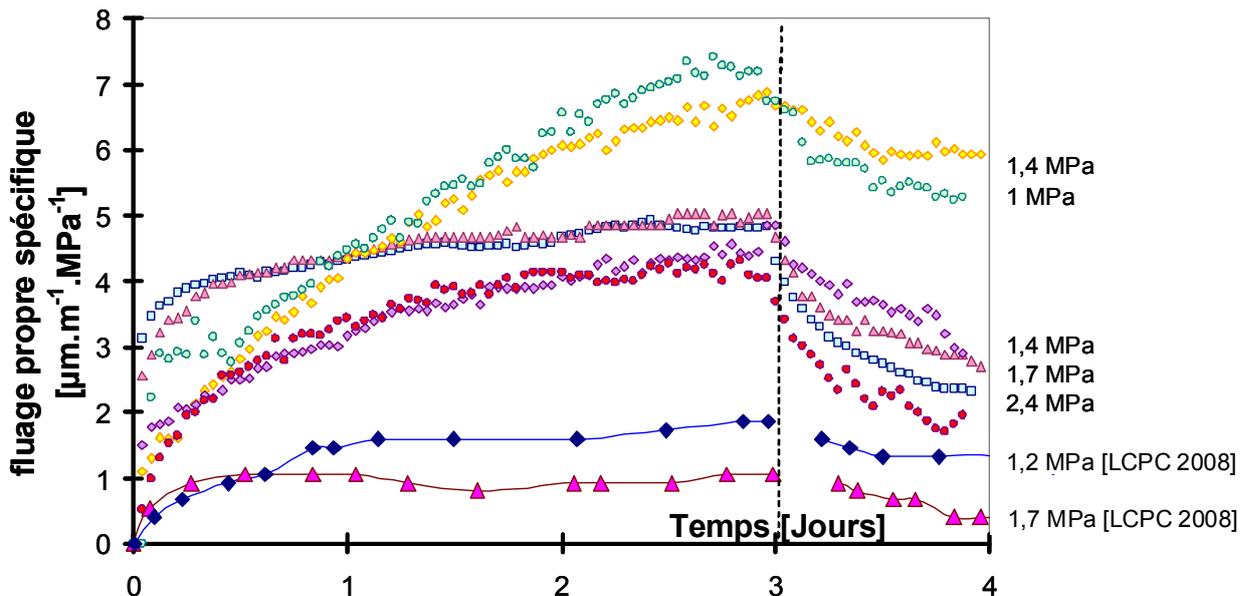


Figure 109 : Comparaison des courbes de fluage propre spécifique en traction.

1.5.1.3 Essais de fluage propre en traction avec préséchage

Pour cette étude, trois essais de fluage propre ont été menés. Cependant un des essais a subi une rupture prématurée au bout d'1h30 à l'interface entre l'éprouvette et le casque.

La Figure 110 présente la déformation de fluage propre de deux éprouvettes ayant subi le préséchage (40°C et 80 % HR pendant 58 jours). L'éprouvette chargée à 2,3 MPa n'a pas subi de recouvrance après les trois jours de fluage afin de respecter le planning d'essai très serré.

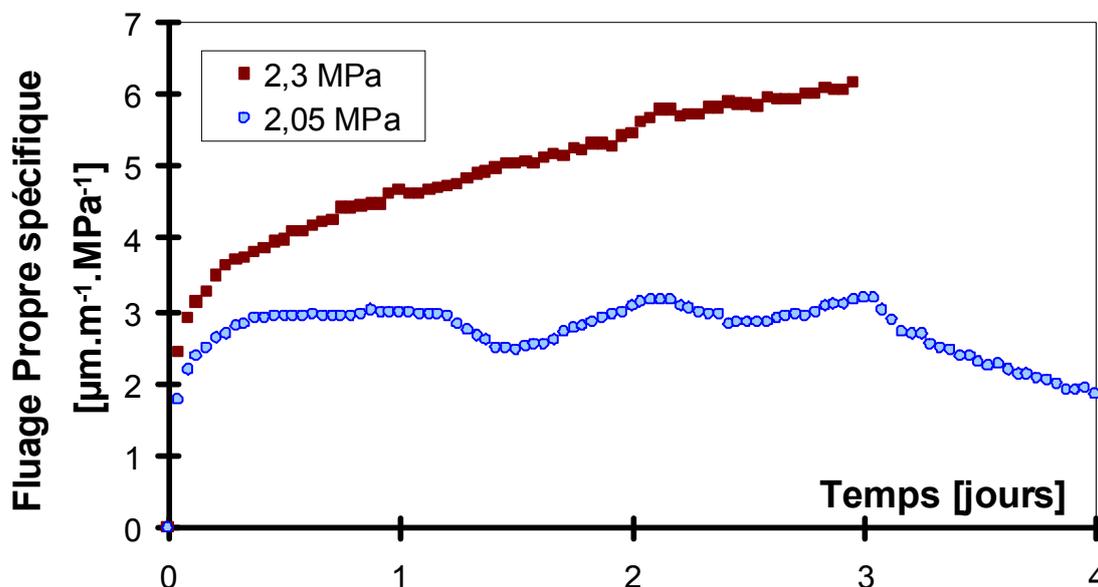


Figure 110 : Fluage propre spécifique après pré-séchage des éprouvettes.

La Figure 111 montre la comparaison entre les essais de fluage propre préséchés et les essais sans préséchage. On ne remarque pas d'influence du pré-séchage sur les courbes de fluage en traction. Ce résultat est différent de la compression où l'on constate une diminution de la déformation de fluage propre lorsque l'éprouvette est pré-séchée. [cf. § 4.2.1

(Bibliographie)] Ce résultat semble indiquer, à nouveau, comme nous l'avons signalé en biblio que les mécanismes de fluage en compression et en traction sont différents.

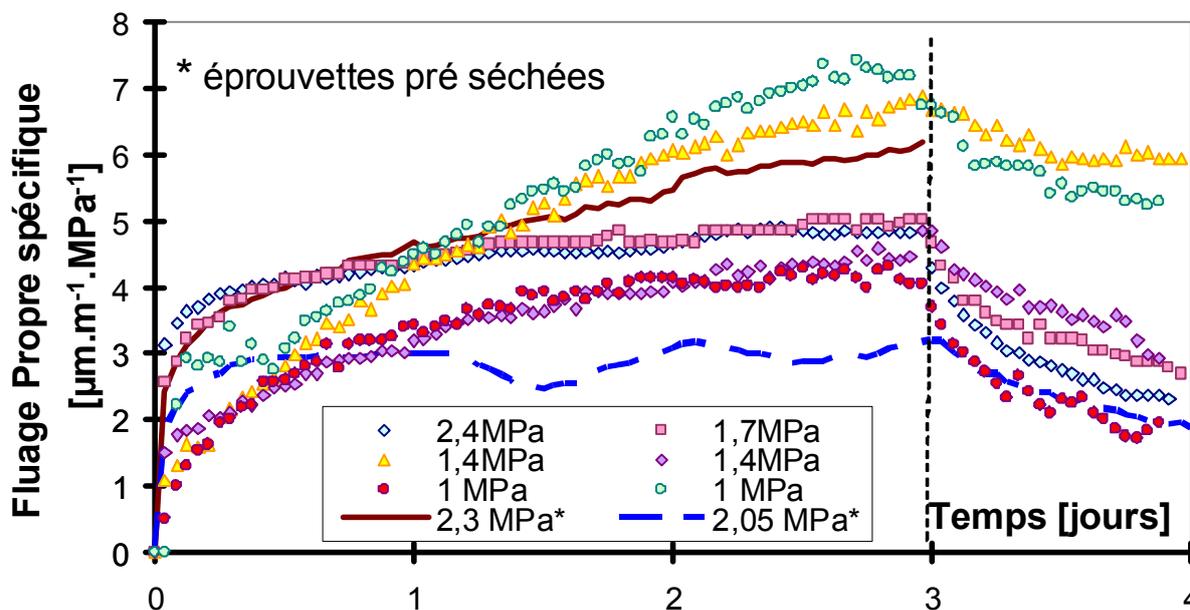


Figure 111 : Comparaison des courbes de fluage propre spécifique avec et sans pré-séchage des éprouvettes.

1.5.2 Fluage propre en compression

1.5.2.1 Essais de fluage propre LMT

Les essais de fluage propre en compression se sont déroulés postérieurement aux essais en traction. Ces essais ont été effectués au LMT (sur éprouvettes pleines 11x22).

La Figure 112 permet de comparer les mesures effectuées sur différentes voies de mesure pour un même essai. On constate une importante différence entre les voies de mesure. En effet, comme nous l'avons souligné au [§ 2.4.3], l'éprouvette est centrée visuellement. Par conséquent, une flexion parasite se produit. On s'affranchit de ce phénomène en moyennant des différentes mesures. Il est à noter qu'une étude [Torrenti et Boulay 1993] montre que cette méthode n'induit pas d'erreur lors de la mesure du module d'Young (même si l'éprouvette est volontairement décentrée). Nous supposons que c'est également le cas pour la mesure des déformations différées.

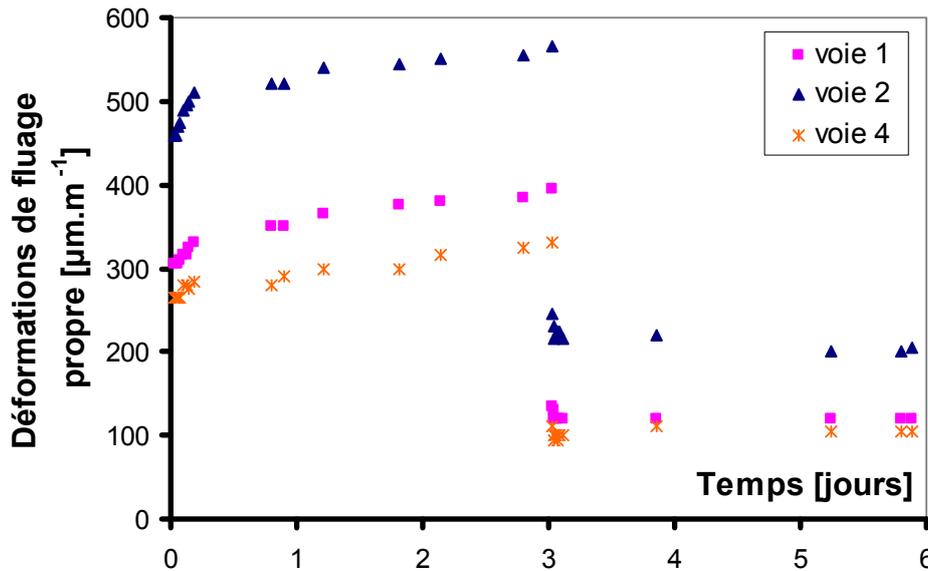


Figure 112 : Comparaison des différentes voies de mesure d'un même essai.

A partir de ces mesures, la déformation élastique instantanée est ôtée selon un protocole identique à celui établi en traction. On obtient alors l'évolution du fluage propre spécifique pour les trois essais, reportée sur la Figure 113.

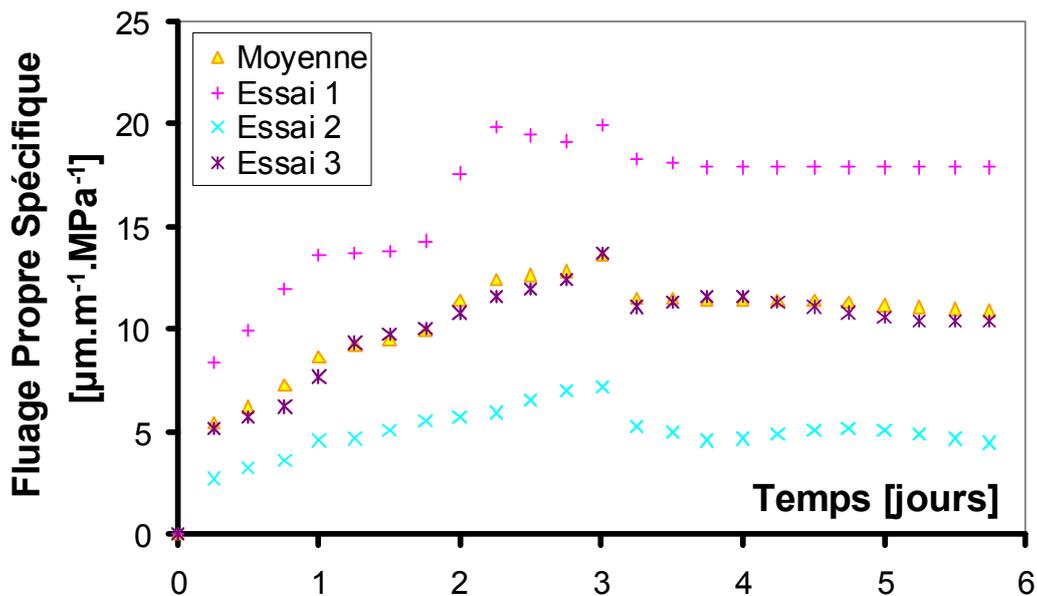


Figure 113 : Evolution du fluage propre spécifique en compression

La Figure 113 montre une dispersion importante entre les différents essais de fluage propre en compression, bien que les déformations (en $\mu\text{m}/\text{m}$) soient plus de 10 fois supérieures à celles mesurées en traction. Cette importante dispersion n'a pas été obtenue lors de la mesure des déformations différées totales (cf. Figure 121).

1.5.2.2 Comparaison des essais de fluage en compression

Ces résultats sont comparés avec ceux obtenus par Granger également en compression sur la Figure 114.

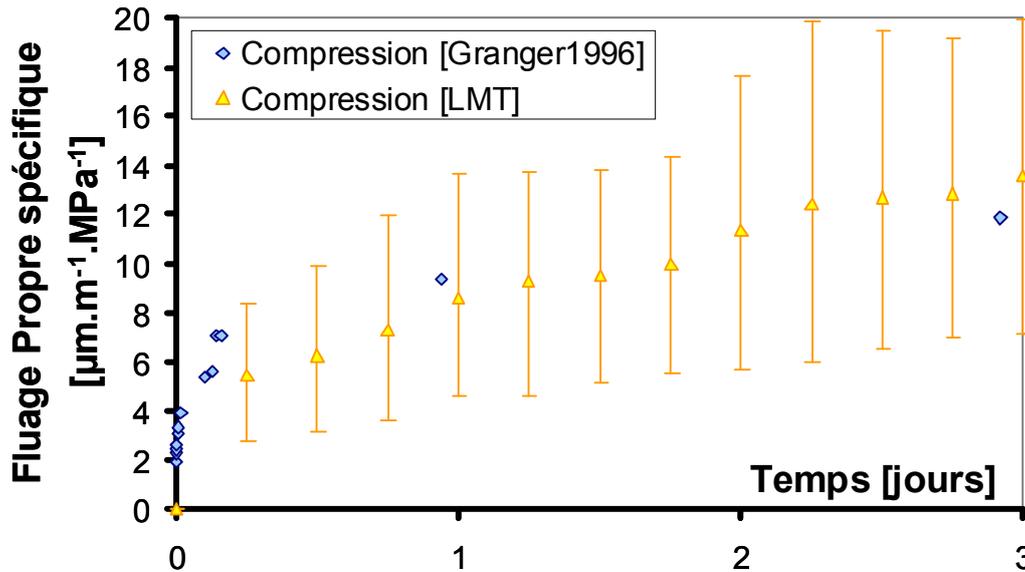


Figure 114 : Comparaison du fluage propre en compression avec Granger.

Nous ne disposons d'aucune donnée sur la dispersion des essais de Granger. Il est difficile de tirer une conclusion de cette comparaison. Néanmoins, la courbe moyenne relative à nos essais est proche de celle obtenue par Granger [Granger 1996] pendant les 3 jours d'essais.

1.5.3 Comparaison des courbes de fluage propre spécifique en traction et en compression

Les résultats des essais de fluage propre effectués en traction (LCPC) et en compression (LMT) sur le même matériau sont comparés avec ceux obtenus par Granger sur la Figure 115.

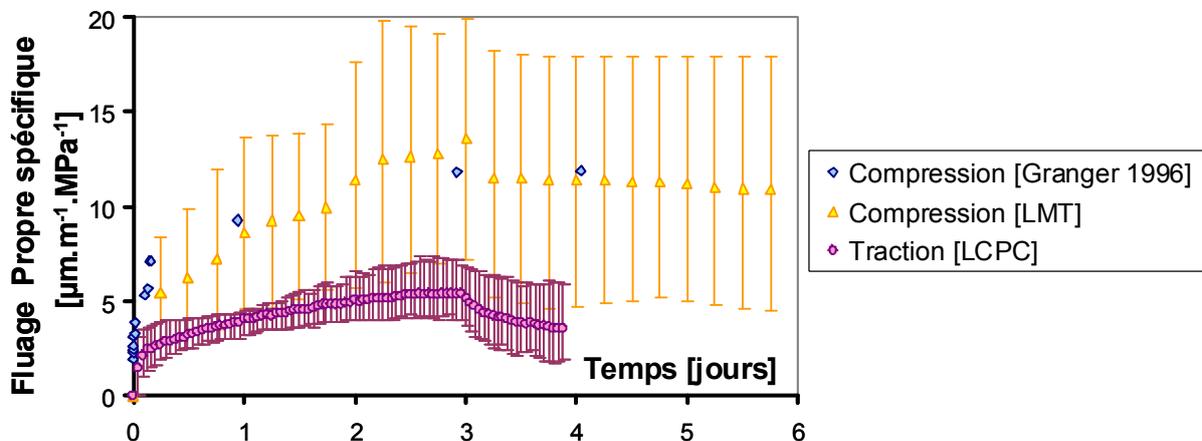


Figure 115 : Comparaison du fluage propre en compression et en traction avec [Granger 1996].

Les valeurs de déformations de fluage propre en traction, sont environ 2 à 3 fois plus faibles que celles mesurées en compression (au bout de trois jours). Cette différence notable avec les essais de Granger [Granger 1996] et les essais [LMT] peut s'expliquer par la différence des mécanismes de fluage en compression et en traction, comme nous l'avons souligné dans la partie [§ 4.2.1.4 (Bibliographie)].

Néanmoins, il est à rappeler que Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977] ont mesuré sur un même béton (durci) une déformation de fluage propre en traction légèrement

supérieure à celle en compression. Au jeune âge, plusieurs auteurs [Bissonnette 2007] ont observé également un résultat similaire. Ainsi, il semble difficile de déduire une règle universelle pour la transposition entre le fluage propre spécifique en traction et en compression. Il est nécessaire de réaliser un essai expérimental de fluage propre en traction si on change de matériau ou d'âge de chargement car le fluage propre spécifique en traction ne peut être déduit d'un essai en compression.

Les résultats expérimentaux ne permettent pas de conclure sur le caractère réversible ou non de la déformation de fluage propre, la durée de décharge étant bien trop courte. Néanmoins, on constate qu'après 1 jour de déchargement, environ 34 % de la déformation de fluage en traction est réversible. Ce résultat est similaire à ce qui est observé en compression, notamment par Illston [Illston 1965] qui constate qu'environ 30 % de la déformation de fluage propre est réversible. Par contre, ce résultat est en contradiction avec ceux de Morin et Maso [Morin et Maso 1982] qui ont observé un comportement totalement irréversible en traction. Il est à noter qu'après la décharge en traction, Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977] observent une augmentation de la déformation de fluage propre (ce qu'ils n'ont pas observé en compression), ce qui ne nous semble pas physique. Néanmoins, ces auteurs concluent que le fluage propre en traction est irréversible.

1.6 Fluage de dessiccation

1.6.1 Fluage de dessiccation en traction

1.6.1.1 Essais de fluage de dessiccation LCPC

Parallèlement aux essais de fluage propre, des essais de mesure de déformations différées totales ont été réalisés. Le fluage de dessiccation spécifique est le résultat du traitement de tous les autres essais réalisés. En effet, nous obtenons les déformations de fluage de dessiccation en retirant aux déformations différées totales les déformations élastiques, les déformations d'origine thermique, les déformations de retrait de dessiccation (valeur moyenne de tous les essais correspondants) ainsi que les déformations de fluage propre (valeur moyenne de tous les essais correspondants) :

$$\varepsilon_{th} + \varepsilon_{rd} + \varepsilon_{fp} + \varepsilon_{fd} = \varepsilon_3 \quad \rightarrow \quad \varepsilon_{fd} = \varepsilon_3 - \varepsilon_1 - \varepsilon_{fp} \quad (\text{équation [36]})$$

Il est à noter que cette décomposition n'est que conventionnelle (c.f. § 4.3 (Bibliographie)). En effet, le séchage induit de la microfissuration (et donc des contraintes de traction associées, [Bažant et Xi 1994]). Par conséquent, la microfissuration est plus importante pendant l'essai de fluage de dessiccation en traction (puisque les contraintes de traction associées sont plus importantes que dans le cas d'un essai de retrait de dessiccation) et moins importante lors d'un essai de fluage en compression (les contraintes de compression referment partiellement la fissuration induite par le séchage différentiel). La déformation induite par la différence de microfissuration entre une éprouvette chargée et non chargée est appelée déformation de fluage de dessiccation structurelle [Granger 1996]. Les déformations de fluage de dessiccation intrinsèques (après avoir enlevé la déformation de fluage de dessiccation structurelle) obtenues sont alors surestimées en traction et en compression.

Il est à noter que l'exploitation des essais de déformations différées totales nécessite un modèle adapté décrivant toutes les composantes de déformations, ainsi que la microfissuration [Benboudjema et al. 2005]. Ceci fera l'objet de la partie simulation numérique. Toutes les courbes obtenues ne tiennent donc pas compte de la décomposition de la déformation de fluage de dessiccation en une partie intrinsèque et structurelle.

La Figure 116 représente le détail d'un essai de fluage de dessiccation. On constate, à nouveau, que les déformations mesurées sur les 3 génératrices sont différentes, pour les mêmes raisons que nous avons évoquées dans les essais de fluage propre (flexion parasite).

Il est à noter que nous avons volontairement omis le tout début de la courbe. En effet, lors de l'essai de retrait de dessiccation, nous avons mesuré une légère déformation d'extension correspondant à la zone dormante. Celle-ci induit alors après le traitement indiqué préalablement des déformations de fluage de dessiccation négatives (i.e. de contraction) qui n'ont pas de signification physique (elles correspondent à la partie structurelle mentionnée auparavant).

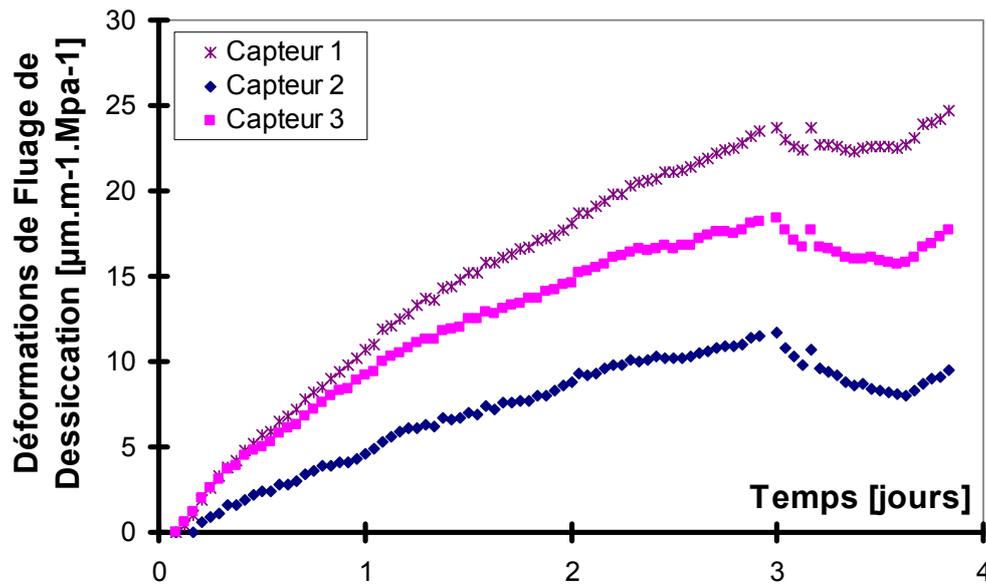


Figure 116 : Détail d'un essai de fluage de dessiccation en traction (fluage de dessiccation spécifique). Les éprouvettes ont été sollicitées en traction pendant 3 jours puis déchargées.

L'évolution des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction est reportée sur la Figure 117.

Comme pour les essais de fluage propre, il n'y a pas d'influence du niveau de chargement sur le fluage de dessiccation spécifique. Ainsi, les mêmes conclusions peuvent être tirées. Par contre, nous avons observé dans tous essais une recouvrance partielle des déformations suivie d'une croissance des déformations après environ 12h. Ce résultat, que l'on n'observe pas en compression, a été également observé par Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977] dans le cas du fluage propre en traction. A notre connaissance, il s'agit du seul essai de ce type dans la littérature pour un matériau durci. Comme nous le verrons par la suite, cela n'a pas été observé sur des éprouvettes pleines.

Certains essais se sont également révélés inexploitable l'un à cause d'une rupture quasi-instantanée (chargement à 3,05 MPa, proche de la limite en traction du béton), et 3 essais (à 1 MPa, 1,7 MPa et 2,4 MPa) présentent de grosses incohérences entre les différentes voies de mesure et n'ont donc pas été exploités.

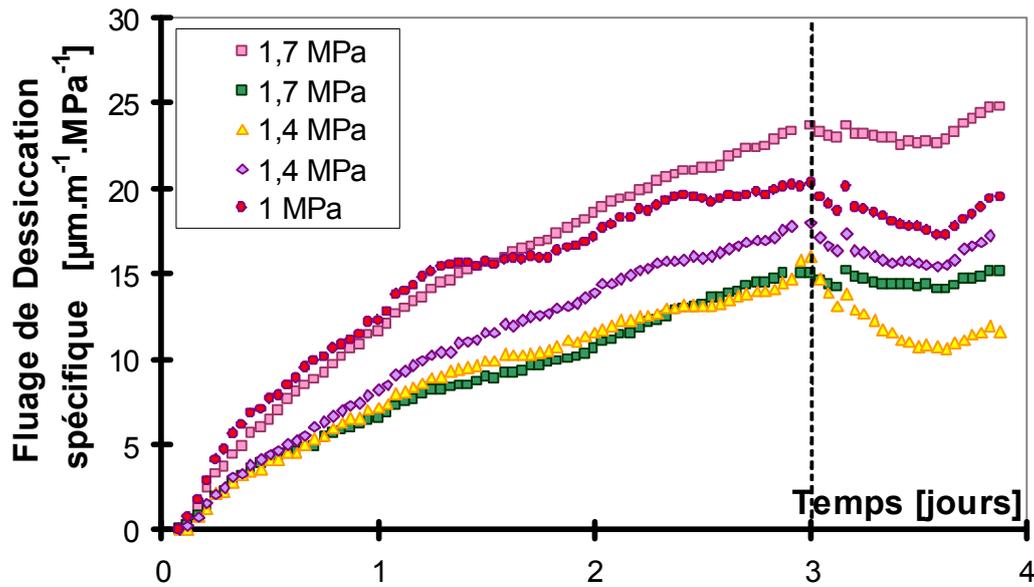


Figure 117 : Comparaison des essais de fluage de dessiccation en traction (par MPa).

1.6.1.2 Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction

Comme pour le fluage en compression, les courbes de fluage de dessiccation spécifique effectuées dans ce travail de thèse ont été comparées aux résultats obtenus lors de la campagne [LCPC 2008] dans une étude indépendante menée sur des éprouvettes pleines (Figure 118). L'ordre de grandeur des déformations est le même pendant la phase de déchargement. Par contre, comme nous l'avons indiqué précédemment, la recouvrance nous semble plus cohérente lors des essais sur les éprouvettes pleines, puisque les déformations de fluage de dessiccation sont continuellement décroissantes.

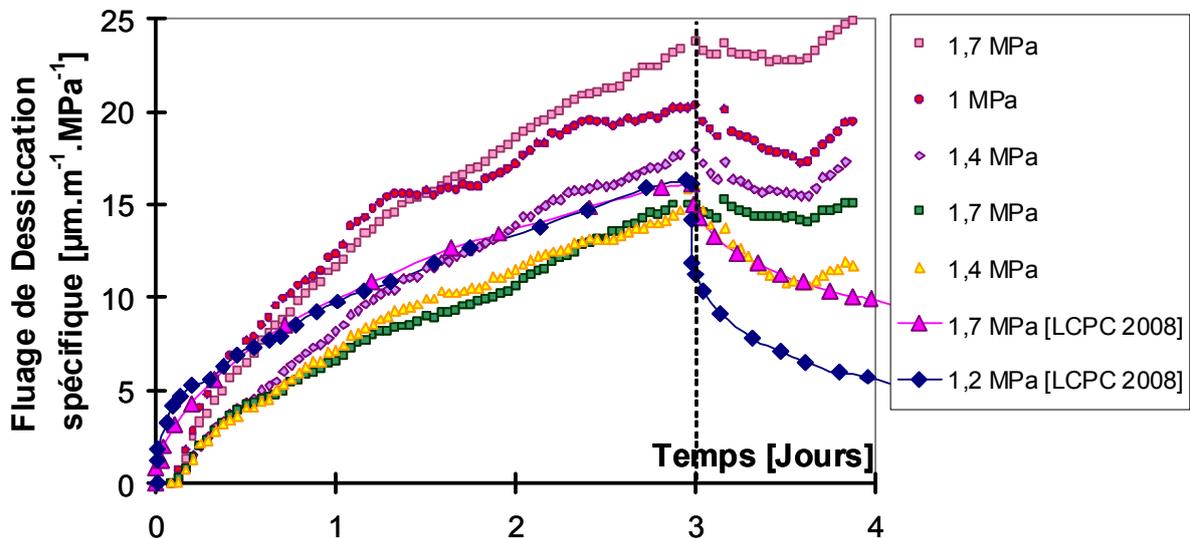


Figure 118 : Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction (par MPa).

1.6.1.3 Essais de fluage de dessiccation avec préséchage

Seul un essai de fluage de dessiccation est exploitable. En effet, les deux autres essais ont rompu respectivement au bout de 30 secondes et au bout d'1 heure, à chaque fois dans la colle.

Le traitement des données est exactement le même que pour les essais de fluage sans préséchage. Toutefois, l'essai de fluage propre sans recouvrance n'a pas été pris en compte dans le traitement de cet essai de fluage de dessiccation (Figure 119).

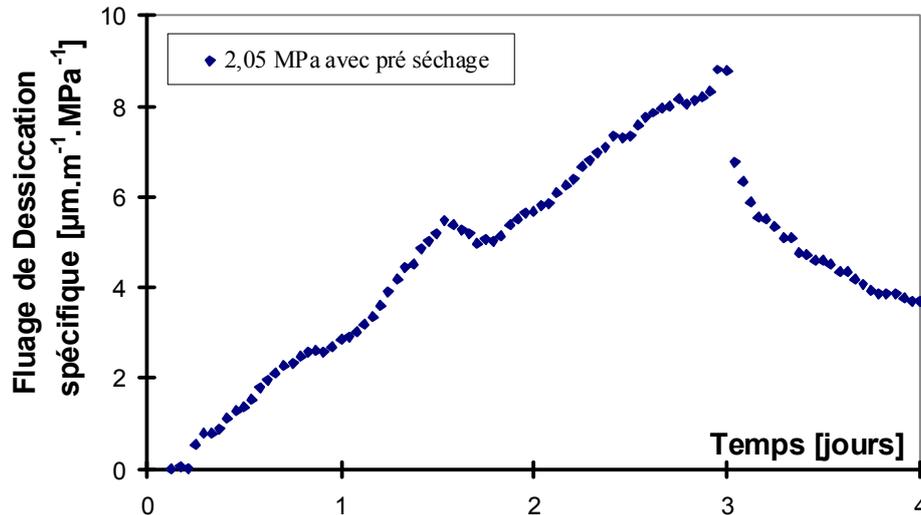


Figure 119 : Fluage de dessiccation spécifique avec pré-séchage de l'éprouvette.

La Figure 120 permet de comparer les courbes de fluage de dessiccation spécifique avec et sans pré séchage des éprouvettes. On remarque que l'essai avec pré séchage de l'éprouvette a un fluage spécifique bien inférieur aux autres. Ce résultat est cohérent, puisque la déformation de fluage de dessiccation tend à diminuer lorsque l'écart entre l'humidité relative interne (dans l'éprouvette) et celle de l'air extérieur diminue. Pour cet essai, nous n'avons pas observé d'augmentation de la déformation de fluage de dessiccation lors de la recouvrance.

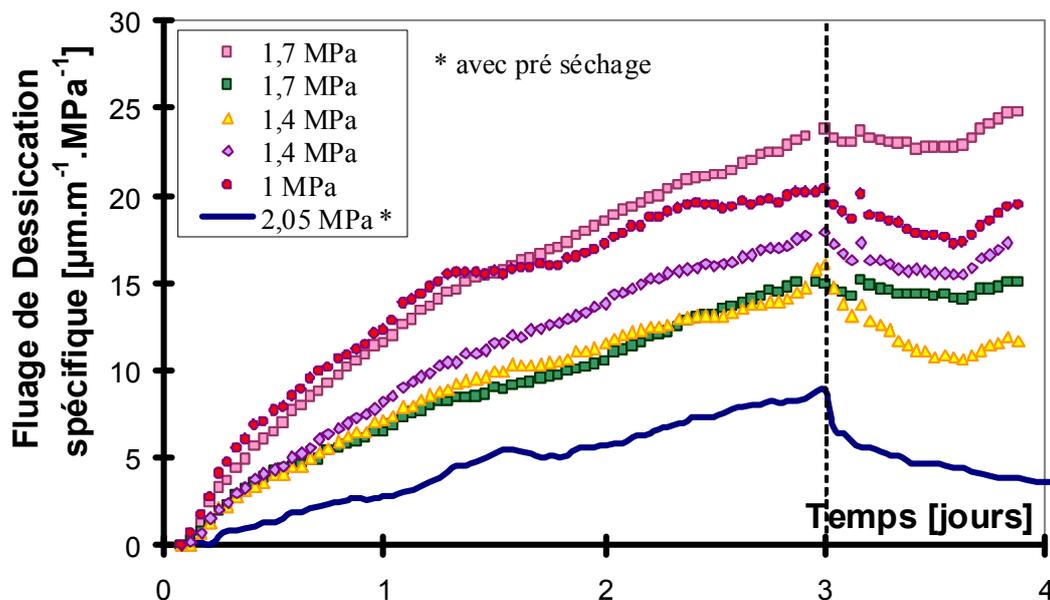


Figure 120 : Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique avec et sans pré-séchage des éprouvettes.

Pendant cet essai de fluage de dessiccation, une mesure de débit a été effectuée à l'aide d'un débitmètre dont la gamme est comprise entre 0 et 20 mL/min. Aucun débit n'a été mesuré pendant l'essai de fluage. Une mesure avait été également effectuée sur une éprouvette non chargée en condition séchante. Aucun débit n'avait pu être également mesuré. Lorsque l'éprouvette a été menée à la rupture en traction, nous avons lancé une acquisition particulièrement rapide afin de d'enregistrer toute augmentation de débit aux alentours de la rupture, cependant, malgré cette précaution, aucune valeur n'a été mesurée.

En conclusion, il semble que la durée de préséchage et la condition d'ambiance (choisies de telle façon à limiter la microfissuration induite par le séchage différentiel) ne soient pas adaptées à la mesure de débit de gaz. Il est à noter que l'allongement de la durée de préséchage ne doit pas conduire à charger l'éprouvette au-delà de 90 jours, sinon, la courbe de fluage obtenue ne pourrait être comparée à celles obtenues sans préséchage. De plus, si les éprouvettes de béton avaient été préséchées dans des conditions plus sévères, une microfissuration serait apparue en peau d'éprouvette d'une part. D'autre part, les déformations différées étant très sensibles à l'humidité relative interne, externe et à l'état de fissuration initial, les déformations mesurées n'auraient pas été représentatives de ce qui se passe sur enceinte. En effet, une éprouvette séchée à 105°C ne présente plus de déformations de fluage propre ([Pihlajaavara 1974], [Acker 1988], [Glücklich 1962]).

1.6.2 Fluage de dessiccation en compression

1.6.2.1 Essais de fluage de dessiccation LMT

Les essais de fluage de dessiccation en compression ont été réalisés au LMT en parallèle des essais de fluage propre. Les éprouvettes ont été déchargées au bout de 3 jours.

Comme pour les essais de fluage de dessiccation en traction, les essais sont corrigés par la moyenne des essais de fluage propre. Cependant, pour la correction du retrait de dessiccation, nous n'avons pris en compte que le seul essai de retrait exploitable.

La Figure 121 présente la comparaison des trois essais effectués. Sur ce graphe, seules les déformations élastiques ont été enlevées. On ne constate que peu de dispersion entre les essais.

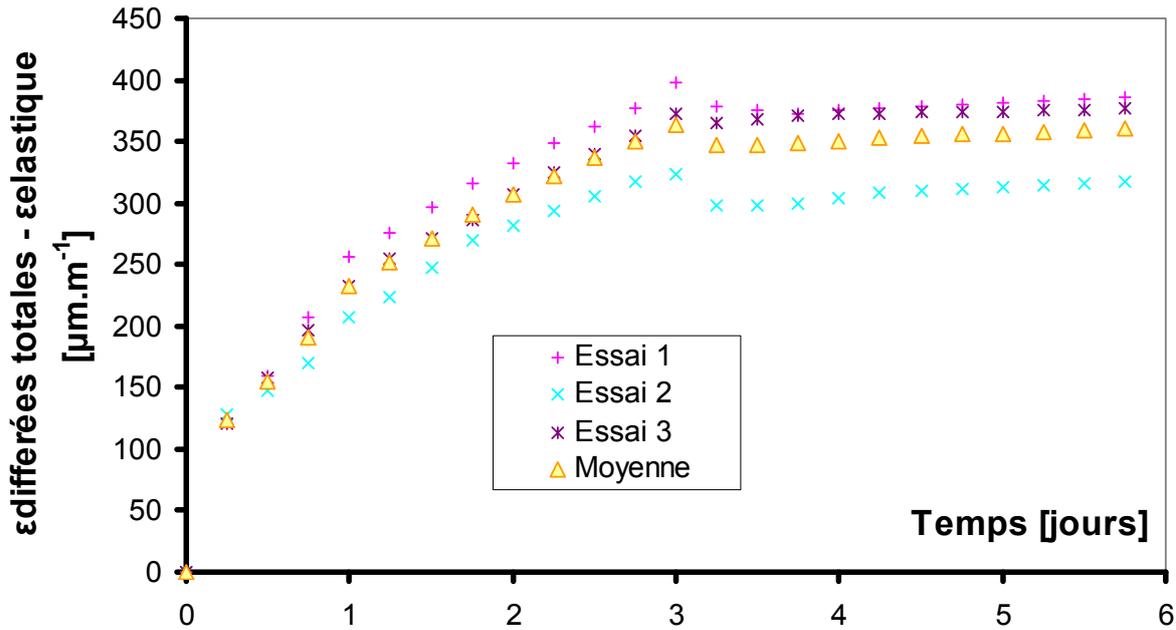


Figure 121 : Déformations différées totales – déformation élastique.

Après traitement des données (identique à celui effectué en traction), nous obtenons l'évolution du fluage de dessiccation spécifique pour les 3 essais, reportées sur la Figure 122. La dispersion des résultats devient importante. Ceci est dû à la dispersion obtenue lors des essais de fluage propre. On rappellera que les fluages spécifiques obtenus tiennent compte de la composante de fluage de dessiccation structurelle [cf. § 1.6.1].

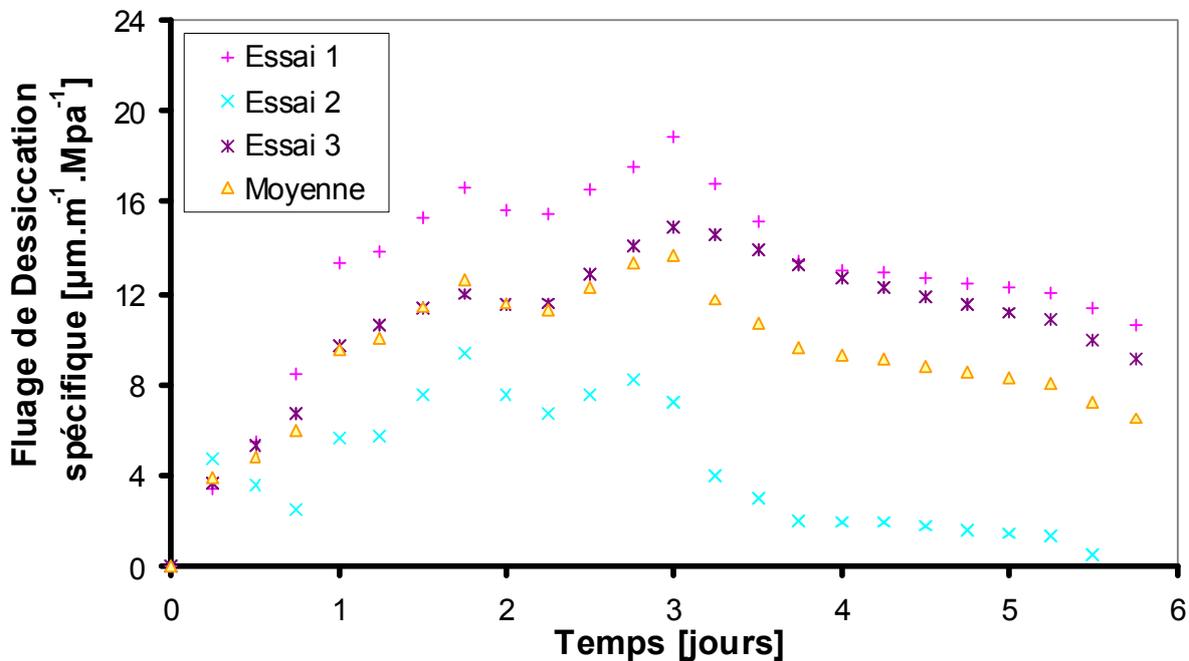


Figure 122 : Fluage de dessiccation spécifique en compression.

1.6.3 Comparaison des courbes de fluage de dessiccation spécifique en traction et en compression

Les essais de fluage de dessiccation en compression et en traction, réalisés dans ce travail, sont comparés avec ceux de [Granger 1996] sur la Figure 124. Nos résultats montrent que le fluage de dessiccation spécifique mesuré en traction est légèrement plus élevé que celui mesuré en compression. Comme nous l'avons souligné auparavant, la microfissuration (induite par le séchage différentiel) étant plus importante en traction qu'en compression, la déformation de fluage de dessiccation intrinsèque est surestimée en traction comme dans le cas de la compression (cf Figure 123). Par conséquent, il est difficile de trancher, sans simulation numérique aux éléments finis.

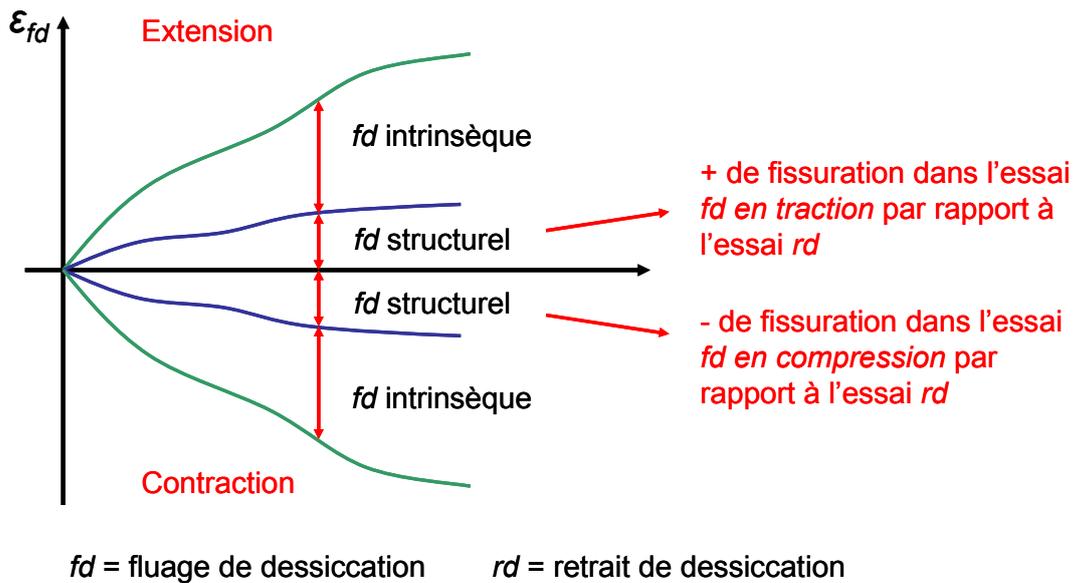


Figure 123 : Décomposition de la déformation de fluage de dessiccation dans le cas d'un essai de traction et de compression.

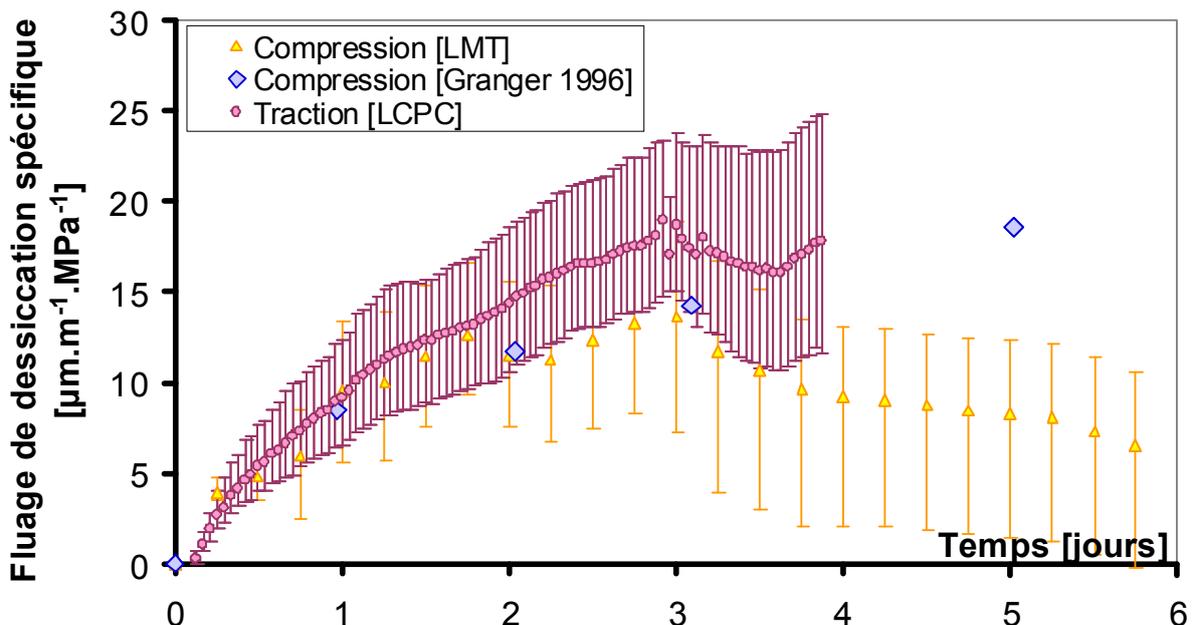


Figure 124 : Comparaison entre le fluage de dessiccation spécifique en traction, en compression et avec Granger.

On voit que le fluage est partiellement réversible (environ 24%). Ces résultats sont en concordance avec ceux, obtenus également en traction, de Brooks et Neville [Brooks et Neville 1977] qui observent également une recouvrance d'environ 20% à la décharge. De même que pour le fluage propre, ce résultat est similaire en traction à ce qui est observé en compression [Illston 1965].

1.6.4 Comparaison entre le fluage de dessiccation et le fluage propre

Dans la Figure 125, on trace l'évolution des courbes de fluage propre spécifique et de fluage de dessiccation spécifique en traction. On constate, en accord avec la littérature, que le fluage propre spécifique est bien plus faible que le fluage de dessiccation spécifique. Ce résultat est similaire à ce qu'on observe en compression.

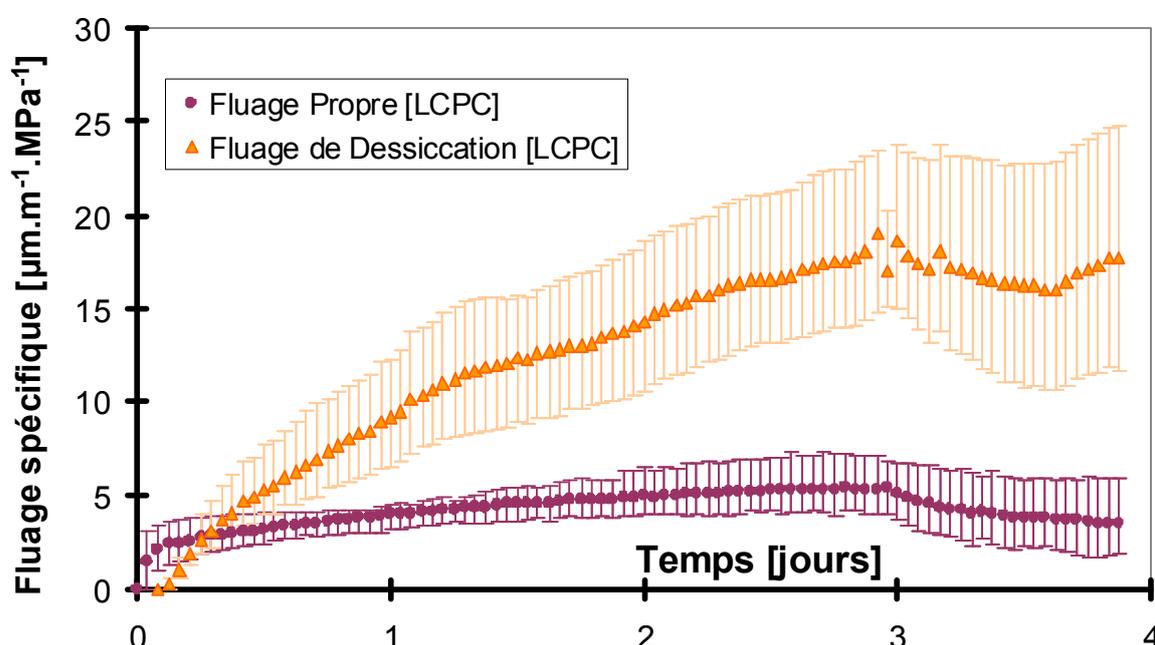


Figure 125 : Comparaison entre le fluage de dessiccation spécifique et le fluage propre spécifique en traction.

1.6.5 Proportionnalité entre le fluage de dessiccation et le retrait de dessiccation

L'évolution du fluage de dessiccation spécifique en fonction du retrait de dessiccation est donné sur la Figure 126 pour les essais en compression et en traction. Il est à noter que la partie négative au début de la courbe s'explique par la zone « dormante » observée sur la Figure 93.

On observe la proportionnalité entre fluage de dessiccation et retrait de dessiccation dans le cas de la compression [LMT], conforme aux résultats de la littérature [Gamble et Parrott 1978]. A notre connaissance, ce résultat n'a pas été confirmé dans la littérature dans le cas de la traction. Les résultats des 2 campagnes d'essais [LCPC] indiquent également que le fluage de dessiccation spécifique en traction est proportionnel au retrait de dessiccation, quel que soit l'essai (éprouvette creuse, pleine ou préséchée). Par contre, les différentes pentes des courbes ne coïncident pas. Les déformations étant affectées par la microfissuration, on ne peut pas

discuter à ce stade des différences de comportement entre les essais (ce qui sera fait dans la partie simulation numérique).

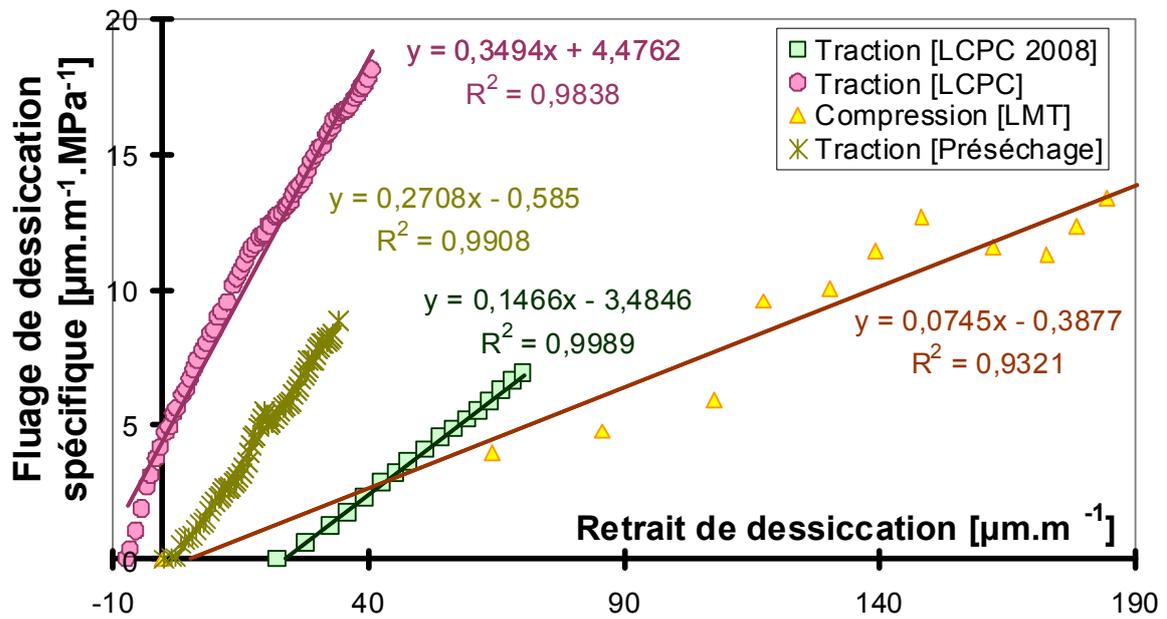


Figure 126 : Fluage de dessiccation spécifique en fonction du retrait de dessiccation (comparaison entre traction et compression).

1.7 Propriétés mécaniques résiduelles

1.7.1 Evolution du module d'Young

Lors des essais de fluage et de retrait de dessiccation en compression au LMT, le module d'Young a été mesuré avant et après essais sur la même éprouvette. Ces mesures permettent d'étudier les effets du séchage seul (retrait de dessiccation), les effets du fluage sans séchage (fluage propre) et enfin sur les effets du couplage séchage + fluage (déformations différées totales) sur le module d'Young. Les résultats sont donnés dans le Tableau 14.

Tableau 14 : Comparaison du module d'Young avant et après essai.

Eprouvettes 11x22 (90 jours environ)	Module d'Young (GPa)	
	Avant essai	Après essai
Fluage Propre 3 (sans séchage)	30,50	32,70
Déformations différées totales 3	32,30	35,80
Retrait de dessiccation 3 (sans chargement)	29,40	33,90

Sur la durée étudiée (4 jours), on ne met pas en évidence d'influence du fluage en compression ni du séchage sur le module d'Young. Il serait nécessaire, néanmoins, de faire des essais sur plus de spécimens pour tirer des conclusions définitives.

1.7.2 Effet du séchage sur la résistance du béton (sans fluage)

Le Tableau 15 présente les résultats de caractérisation du béton préséché à 40°C et 80 % HR. 6 éprouvettes 16x32 ont été testées (3 pour le fendage et 3 pour les essais de résistance en compression/module d'Young/coefficient de Poisson).

Tableau 15 : propriétés mécanique du B11 préséché à 40°C et 80 % HR.

Eprouvette	f_c [MPa] 90 jours	fendage [MPa]	module d'Young [MPa]	coefficient de Poisson
1	52,19	/	35,33	0,23
2	53,24	3,15	34,77	0,22
3	52,87	3,29	34,60	0,23

Le Tableau 16 permet de comparer les caractéristiques du béton conservé en conditions endogènes à 20°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 50 % ($\pm 5\%$) HR avec les caractéristiques du béton ayant subi un pré-séchage à 40°C ($\pm 1^\circ\text{C}$) et 80 % HR.

Tableau 16 : Effet du pré-séchage (40°C, 80 % HR) sur les caractéristiques du béton. Essais réalisés sur des éprouvettes 16x32.

	Sans séchage (moyenne sur 9 essais)	Avec pré-séchage à 40°C et 80 % HR (moyenne sur 3 essais)
$f_c > 90j$ (MPa)	49,35	52,77
fendage > 90j (MPa)	3,37	3,22
module d'Young > 90j (GPa)	33,81	34,90

Ces résultats montrent que le protocole de préséchage choisi permet de ne pas modifier sensiblement les propriétés mécaniques du béton (ce qui était le but recherché). Une conclusion définitive nécessiterait un plus grand nombre d'éprouvettes testées après préséchage.

1.7.3 Incidence du fluage et du séchage sur la résistance en traction résiduelle

Les évolutions de la contrainte à rupture (après fluage propre ou fluage total en traction) en fonction de la contrainte appliquée sont reportées sur la Figure 127. On constate globalement que les éprouvettes qui ont séché ont une contrainte de rupture (après déformation différée) plus faible que les éprouvettes chargées en conditions endogènes. La contrainte à la rupture après les essais de fluage propre est en moyenne de 3,47 MPa, alors qu'elle est de 2,72 MPa environ pour les essais de fluage total.

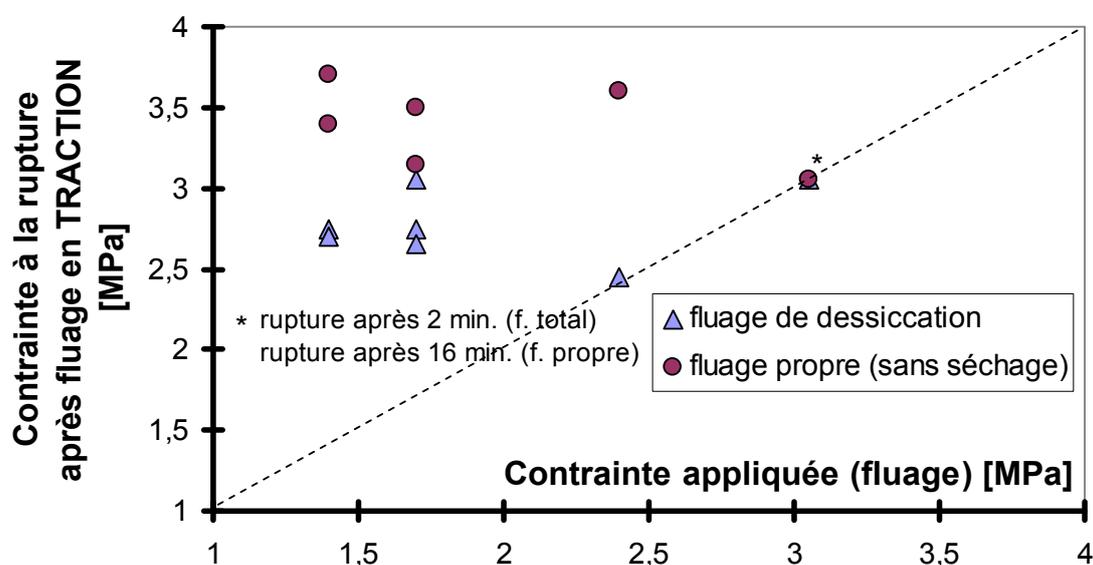


Figure 127 : Contrainte à la rupture (après fluage) en fonction de la contrainte appliquée.

La comparaison aux résultats de la littérature est délicate, car il existe peu de résultats concernant l'évolution des propriétés mécaniques en traction après séchage (comparativement au cas de la compression). Nous avons noté dans la partie bibliographie que la plupart des auteurs observent une diminution de la résistance en traction directe et par fendage après séchage, ce qui est conforme à nos résultats.

1.7.4 Incidence du fluage et du séchage sur la résistance en compression résiduelle

Des essais de caractérisation de la résistance en compression après fluage (avec et sans dessiccation, pendant 4 jours) en compression ont été également effectués. Les résultats sont donnés dans le Tableau 17. En compression, on n'observe aucun effet notable de l'effet du séchage sur la résistance résiduelle du béton. Cependant, seuls quatre essais ont été effectués.

Tableau 17 : Effet du séchage sur la limite en compression après fluage (6 MPa)

Eprouvettes 11x22 (90 jours environ)	f_c après fluage (MPa)
Fluage Propre 2 (sans séchage)	52,4
Fluage Propre 3 (sans séchage)	48,9
Déformations différées totales 2	54,9
Déformations différées totales 3	47,2

1.7.5 Comparaison de la résistance résiduelle en compression et en traction

La Figure 128 permet de comparer la résistance résiduelle (après fluage) en traction [LCPC] et en compression [LMT].

Comme nous l'avons vu précédemment, on remarque un effet marqué du séchage différentiel sur la résistance résiduelle après fluage en traction, cependant cet effet n'est pas observé pour le cas de la compression. Ce résultat est en concordance avec le mécanisme de fissuration par séchage différentiel. En effet, lors de la sollicitation de traction, les microfissures (induites par le séchage différentiel) ont tendance à coalescer et à initier plus rapidement la création d'une macrofissure conduisant à la rupture de l'éprouvette. Lors de la sollicitation de compression, les microfissures horizontales ont tendance à se refermer et à ne plus perturber significativement la rupture de l'éprouvette (fissures verticales). De plus, la zone en surface subissant des contraintes de traction (liées au séchage différentiel), l'application d'une sollicitation de traction entraîne la création de fissures plus rapidement que pour une éprouvette conservée en condition endogène.

Au vu des résultats, il semble que la diminution de la résistance en traction résiduelle n'est pas liée aux déformations de fluage de dessiccation subies lors de l'essai. En effet, la contrainte à la rupture ne semble pas dépendre de la contrainte appliquée lors du fluage. Néanmoins, ce résultat reste à confirmer notamment par la réalisation d'essais de traction directe sur des éprouvettes ayant séché (sans chargement mécanique) pendant 4 jours (durée des essais).

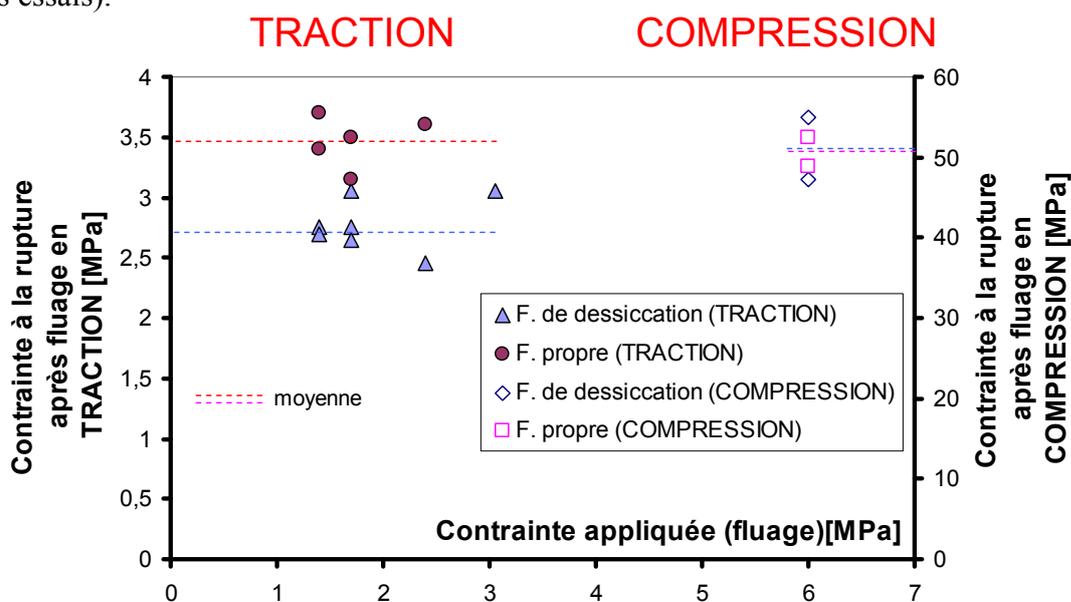


Figure 128 : Comparaison de la contrainte à la rupture résiduelle en traction et en compression.

1.8 Conclusion

La 1^{ère} étude expérimentale a concerné la reformulation du béton B11, afin de se rapprocher au mieux des propriétés rhéologiques (slump) et mécanique (résistance en compression) mesurées sur site. Des essais de déformations différées en traction et en compression (retrait de dessiccation, fluage propre et fluage de dessiccation) ont été effectués dans 2 laboratoires (LCPC et LMT) sur différentes géométries et différentes ambiances (température et humidité relative). Les résultats obtenus en fluage propre et en fluage de dessiccation ne concordent que partiellement à ce qui est couramment observé dans la littérature. Ainsi, sur ce matériau nous avons mesuré un fluage propre spécifique beaucoup plus faible en traction qu'en compression. Ce résultat est à inverser dans le cas du fluage de dessiccation. Les déformations sont en grande partie irréversibles lors de la recouvrance, dans le cas du fluage propre et du fluage de dessiccation. De plus, dans la gamme de chargement testé, nous avons observé pendant la charge un comportement visco-élastique linéaire. Enfin, nous avons obtenu pour tous nos essais que les déformations de fluage de dessiccation sont bien proportionnelles à celles de retrait de dessiccation. Ce résultat n'avait été confirmé, dans la littérature, que dans le cas de la compression. Des essais complémentaires de caractérisation mécanique et hydrique ont également été menés afin de compléter la base de données expérimentale.

Cette base de données nous permet alors de justifier, dans la partie suivante, le choix de la modélisation proposée. De plus, les paramètres matériaux de ces modèles seront identifiés à partir de ces essais. Cette étape permettra alors d'envisager des simulations numériques aux éléments finis sur des éléments de structure d'une enceinte de confinement.

2. Simulation numérique des résultats

Des simulations numériques (calculs aux éléments finis sous Cast3m) portant sur le séchage, les déformations de retrait de dessiccation, de fluage propre et de fluage dessiccation sont menées, analysées et comparées aux résultats expérimentaux sur le B11. La modélisation de la fissuration et la prise en compte de l'interaction fluage / fissuration sont également présentées. Ces simulations numériques ont pour but d'analyser les essais de fluage réalisés au LCPC.

2.1 Modélisation du séchage

Le processus de séchage, dans les matériaux à matrice cimentaire, est un phénomène très lent (1000 à 10000 fois plus lent que le processus de diffusion thermique). La zone en peau d'éléments en béton a tendance à se contracter plus que les zones à cœur. Les conséquences sont la création de contraintes de traction en peau et de contraintes de compression à cœur. Des microfissures apparaissent en peau, et peuvent affecter les propriétés mécaniques, mais également les processus de séchage et de transferts de gaz. Elles ont également une influence importante sur les déformations différées.

2.1.1 Description du modèle

Comme cela a été vu dans la bibliographie, le séchage est un phénomène complexe. De multiples mécanismes sont mis en jeu simultanément: perméation, diffusion, convection, sorption/désorption. Dans ce travail, nous nous proposons de prendre en compte uniquement le mécanisme de perméation de l'eau liquide qui semble prédominant lors du séchage à température ambiante pour ce type de matériaux ([Mainguy et al. 2001], [Thiery et al. 2008]). Afin de résoudre l'**équation de transfert de l'eau liquide**, il est nécessaire de :

- Relier la pression capillaire au degré de saturation ou de relier la teneur en eau à l'humidité relative. Cette relation correspond à la description de l'isotherme de désorption,
- Relier la perméabilité relative (à l'eau liquide) au degré de saturation.

Divers modèles existent dans la littérature, mais l'étude bibliographique montre que le modèle de van Genuchten [van Genuchten 1980] est le plus souvent utilisé. En effet, ce modèle a l'avantage de se baser sur une description physique de la porosité.

Nous allons nous servir des essais d'isotherme de désorption et de séchage sur le béton de Civaux B11 effectués au LCPC et au LMT [cf. § 1.3.2]. Grâce à ces données, le séchage sur la géométrie de l'éprouvette (cylindrique creuse) testée sera analysé.

2.1.1.1 Equation de conservation de la masse

Afin de modéliser le séchage, nous avons utilisé l'**équation de conservation de la masse de l'eau** en négligeant l'évolution de la pression du gaz et la diffusion de la vapeur d'eau et de l'air sec. A partir de ces hypothèses, nous obtenons finalement l'équation aux dérivées partielles suivante à résoudre [cf § 2.3 (Bibliographie)] :

$$\frac{dS_l}{dp_c} \frac{dp_c}{dt} = \text{div} \left(k_{rl}(S_l) \frac{K}{\mu_l \phi} \cdot \text{grad}(p_c) \right) \quad [40]$$

S_l représente le degré de saturation, p_c la pression capillaire, k_{rl} la perméabilité relative à l'eau liquide, K la perméabilité intrinsèque, μ_l la viscosité dynamique de l'eau liquide et ϕ la porosité ouverte.

L'isotherme de désorption (courbe teneur en eau en fonction de l'humidité relative, ramenée à la courbe S_l vs p_c) et la **perméabilité relative à l'eau liquide** sont décrites à l'aide du modèle de van Genuchten [van Genuchten 1980] (a et b étant les paramètres de la loi de van Genuchten) :

$$p_c(S_l) = b \left[S_l^{-\frac{1}{a}} - 1 \right]^{1-a} \quad [41]$$

$$k_{rl}(S_l) = S_l^p \left(1 - \left(1 - S_l^b \right)^{1/b} \right)^q \quad [42]$$

En se basant sur la description de la porosité de Mualem [Mualem 1976], on obtient $p = 0,5$ et $q = 2$ [Thiery et al., 2008]. Par la suite, nous avons également adopté l'hypothèse $p = 0,5$. Par contre, nous avons fait varier le coefficient q . En effet, il est à noter que dans le cadre de la prédiction de la perméabilité au gaz, plusieurs auteurs [cf § 2.3 (Bibliographie)] ont proposé une modification des paramètres de la loi de van Genuchten (établie au départ pour les sols) afin de reproduire avec une meilleure précision les résultats expérimentaux.

On peut remarquer que l'équation [40] est similaire à l'équation de diffusion de la chaleur. Celle-ci étant résolue dans le code de calcul aux éléments finis Cast3m, nous avons établi une analogie entre les variables hydriques et thermiques.

2.1.1.2 Conditions aux limites en surface

Nous avons vu en bibliographie qu'il existe une couche limite en surface lors du séchage où un gradient d'humidité relative existe au sein de l'air en contact avec l'éprouvette. Pour prendre en compte cette condition aux limites, il est possible d'utiliser une condition aux limites convective (comme dans le cas de la thermique). Dans la bibliographie, nous avons vu que le flux de matière $\vec{\varphi}$ pouvait s'écrire de la manière suivante [Obeid 2000] :

$$\vec{\varphi} = h_H (p_{vsurf} - p_{vext}) \vec{n} \quad [43]$$

p_{vsurf} est la pression de vapeur en surface, p_{vext} , la pression de vapeur extérieure et \vec{n} la normale à la surface dirigée vers l'extérieur et h_H un coefficient qui dépend entre autres de la température et de la vitesse de l'air.

L'équation de conservation de la masse [40] étant écrite en fonction de la pression capillaire, il est nécessaire d'établir une relation entre la pression de vapeur et la pression capillaire. La pression de vapeur peut s'écrire :

$$p_v = h p_{vs} \quad [44]$$

Où p_v est la pression de vapeur, p_{vs} la pression de vapeur saturante et h l'humidité relative qui peut être reliée à la pression capillaire p_c en utilisant la loi de Kelvin :

$$p_c = -p_l + p_g = -\frac{\rho_l RT}{M_e} \ln(h) \quad [45]$$

p_l la pression de l'eau liquide, p_g la pression du gaz (air sec et vapeur d'eau), ρ_l la masse volumique de l'eau liquide, R la constante des gaz parfaits, M_e la masse molaire de la molécule d'eau et T la température en [K].

Le **flux de masse** (de vapeur d'eau) peut alors s'écrire :

$$\vec{\varphi} = h_H p_{vs} \left(e^{\frac{M_e}{\rho_l RT} p_{csurf}} - e^{\frac{M_e}{\rho_l RT} p_{cext}} \right) \vec{n} = [h_{pc}(p_{csurf}, p_{cext})] (p_{csurf} - p_{cext}) \vec{n} \quad [46]$$

p_{csurf} est la pression capillaire de surface, p_{cext} , la pression capillaire « extérieure ».

On peut constater après calculs que la fonction h_{pc} évolue de façon quasi-linéaire en fonction de la pression capillaire en surface :

$$h_{pc} = h_0 (\alpha + \beta \cdot p_c) \quad [47]$$

où h_0 [SI] est une constante qui dépend de l'humidité relative extérieure. De même, $\alpha = 5,68 \cdot 10^{-9}$ et $\beta = 1,74 \cdot 10^{-17} \text{ Pa}^{-1}$ sont deux constantes identifiées à partir de la comparaison entre les équations [46] et [47].

Lors de nos simulations numériques, nous avons utilisé cette dernière équation.

Il est à noter que la convection n'est pas toujours prise en compte dans la littérature. Dans le cas de nos essais de courte durée (4 jours), il nous semble important de prendre en compte ce phénomène car l'humidité relative en surface n'atteint la valeur de l'air extérieur qu'après plusieurs semaines [Obeid 2000]. Par la suite, nous présenterons donc des résultats avec et sans prise en compte d'une condition aux limites convective, afin de comparer les 2 approches.

2.1.1.3 Validation de l'approche simplifiée pour décrire le séchage

Afin de valider le modèle simplifié de séchage (équation [40]), nous avons comparé les résultats de simulations numériques issus de ce modèle à des résultats obtenus par Thiery avec un modèle « complet » [cf § 2.3.1 (Bibliographie)].

Les paramètres d'entrée du modèle simplifié de séchage sont donnés dans le Tableau 18 (données matériaux issues de [Baroghel-Bouny et al.1999] et [Thiery et al. 2008]) :

Tableau 18 : Evolution de la perte en masse en fonction du temps. La courbe simulée est obtenue avec le modèle simplifié.

Modèle	e/c	Porosité [%]	a	b [Pa]	K [m ²]
BO simplifié	0,48	12,2	0,47	35,45.10 ⁶	3,5.10 ⁻²¹
BO "complet"					3,5.10 ⁻²¹
M25 simplifié	0,65	14,8	0,45	13,12.10 ⁶	3.10 ⁻²⁰
M25 "complet"					4,3.10 ⁻²⁰

A partir des résultats, nous avons identifié la perméabilité intrinsèque sur l'évolution de la perte en masse. Cette évolution est comparée à celle simulée avec le modèle simplifié et le modèle complet sur la Figure 129.

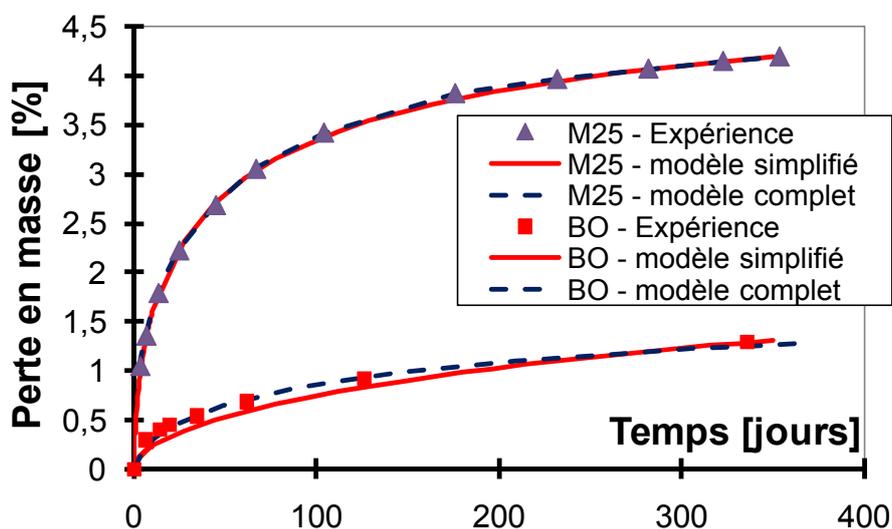


Figure 129 : Evolution de la perte en masse en fonction du temps. Les courbes simulées sont obtenues avec le modèle simplifié et complet. Les simulations avec le modèle complet ont été effectuées par Thiery.

On constate à partir de cette comparaison que pour ces 2 bétons, les différences d'évolution de perte en masse sont très faibles pour le BO et quasi-nulles pour le M25. Le béton que nous étudions ayant un rapport e/c égal à 0,57 (compris entre celui du BO et du M25), il nous apparaît judicieux (et justifié) de simuler le séchage avec le modèle simplifié, d'autant plus que le modèle « complet » nécessite la détermination expérimentale de nombreux facteurs (perméabilité au gaz, coefficient de Klinkenberg ...) et des développements numériques importants.

2.1.2 Identification des paramètres matériaux

Afin de déterminer la perméabilité intrinsèque K , il est nécessaire de mesurer la porosité (ϕ) et l'isotherme de désorption (identification de a et b). Ces différentes étapes sont présentées par la suite.

2.1.2.1 Porosité

Comme nous l'avons vu précédemment [cf. § 1.3.3], la porosité et la masse volumique du béton utilisé ont été déterminées expérimentalement :

Masse volumique apparente = 2,25 g/cm³

Porosité moyenne = 13,8 %

2.1.2.2 Isotherme de désorption

A partir de l'analyse des résultats du chapitre [§ 1.3.2], on obtient l'évolution expérimentale du degré de saturation en fonction de la pression capillaire. Les paramètres a et b (modèle de van Genuchten, équation [41]) sont alors identifiés en utilisant la méthode des moindres carrés et le solveur Excel. On obtient alors les valeurs suivantes pour a et b (Tableau 19), la courbe moyenne pour les trois éprouvettes est donnée sur la Figure 130.

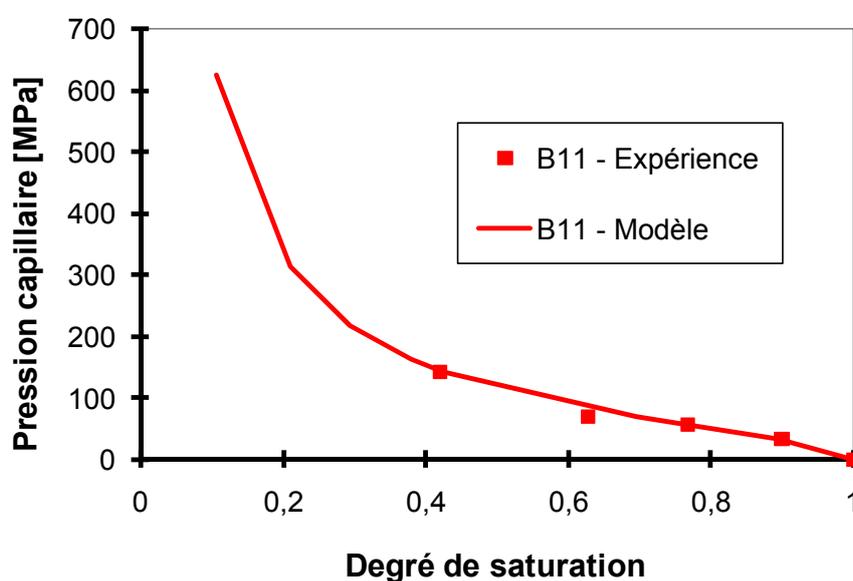


Figure 130 : Isotherme de désorption, modélisation et résultats expérimentaux.

En résumé, les paramètres déterminés sont donnés dans le Tableau 19 Tableau 19 suivant :

Tableau 19 : Paramètres de l'isotherme de désorption

Eprouvette	a	b [Pa]
1	0,497	$6,39 \cdot 10^7$
2	0,517	$7,45 \cdot 10^7$
3	0,486	$6,19 \cdot 10^7$
moyenne	0,500	$6,68 \cdot 10^7$

Pour la suite de la modélisation du séchage, nous utiliserons les paramètres moyens présentés dans ce Tableau 19.

2.1.3 Simulation numérique du séchage sans prise en compte de la convection

La simulation numérique du séchage a fait l'objet de deux études. L'une sans convection (on impose donc un fort gradient hydrique), l'autre en prenant en compte la convection (présence d'une couche limite sur la surface de l'éprouvette).

Ce chapitre présente le calcul de séchage sans convection pour trois essais différents :

- les essais [LCPC] à 20°C et 50% HR sur éprouvettes cylindriques creuses (13x50 cm)
- les essais [LMT] à 19°C et 42% HR sur éprouvettes cylindriques pleines (11x22 cm)
- les essais [LMT] à 25°C et 60% HR sur éprouvettes cylindriques pleines (13x10 cm)

Lors de ces essais, le séchage s'effectue uniquement radialement. Le maillage représente $\frac{1}{4}$ de l'éprouvette pour des raisons de symétrie et les simulations numériques sont effectuées en condition axisymétrique.

2.1.3.1 Suivi de la perte en masse LMT (25°C et 60% HR)

La géométrie et les conditions aux limites sont reportées sur la Figure 131. Nous avons commencé par cet essai, car c'est dans ces conditions que l'isotherme de désorption a été établie. L'humidité relative interne initiale étant inconnue, les calculs ont été réalisés avec une valeur de 97 %. Cette valeur correspond aux valeurs mesurées expérimentalement en auto-dessiccation sur ce type de béton (c.f. bibliographie). Une étude paramétrique a été également menée afin de déterminer l'importance de ce paramètre sur l'évolution du séchage. Lors des simulations numériques, nous avons conservé la valeur $q = 2$ (équation [42]).

La perméabilité intrinsèque a été identifiée à partir de l'évolution expérimentale de la perte en masse. On obtient la valeur $K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$. Les résultats sont reportés sur la Figure 131.

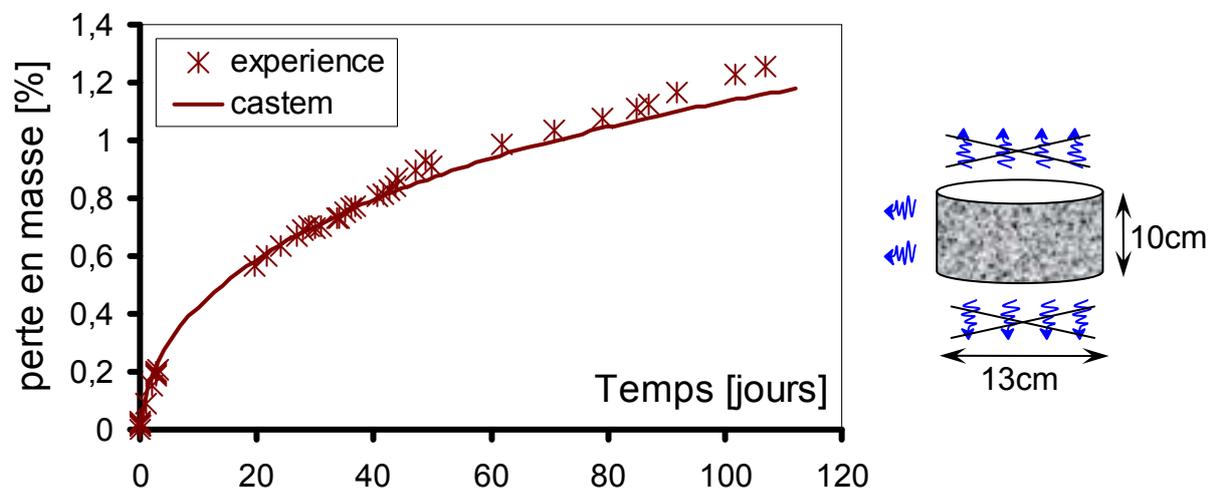


Figure 131 : Evolution expérimentale et simulée de la perte en masse ($K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$). Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées (25°C, 60 % HR).

On constate qu'on arrive à reproduire correctement l'évolution de la perte en masse pendant environ 80 jours. Ensuite, la courbe simulée tend à s'écarter de la courbe expérimentale. Il est à noter, qu'étant donné que les essais par la suite sont de courte durée, nous avons préféré plutôt nous focaliser sur le début de la courbe. La valeur de perméabilité identifiée est très faible. Nous rappelons qu'elle inclut les fortes interactions entre la matrice solide (hydrophile) et l'eau, ce qui explique qu'elle soit très inférieure à ce qui est mesuré avec d'autres liquides. Néanmoins, nous regroupons à titre de comparaison les valeurs utilisées dans la littérature par

plusieurs auteurs (Tableau 20). On constate que la valeur que nous obtenons est inférieure d'un ordre de grandeur. La prise en compte de la convection permettra d'obtenir une valeur plus réaliste.

Tableau 20 : Perméabilité intrinsèque identifiée dans la littérature

Auteur	Rapport e/c du béton	$K [m^2]$
[Baroghel-Bouny et al. 1999]	0,487	3.10^{-21}
[Meschke et Grasberger 2001]	$f_{c28} = 63,4 \text{ MPa}$	$2,78.10^{-21}$
[Courtois et al. 2006]	Civaux B11 (0,57)	5.10^{-21}
[Thiery et al. 2008]	0,487	3.10^{-21}

Le 1^{er} jeu de paramètres de référence est donné dans le Tableau 21.

Tableau 21 : Récapitulatif des paramètres matériaux du modèle de séchage sans convection.

a	$b [Pa]$	ϕ	$K [m^2]$
0,500	$6,68.10^7$	13,8	$2,57 10^{-22}$

2.1.3.2 Influence des conditions aux limites pour l'essai LCPC (20°C et 50% HR)

La géométrie et les conditions aux limites sont données dans la Figure 132.

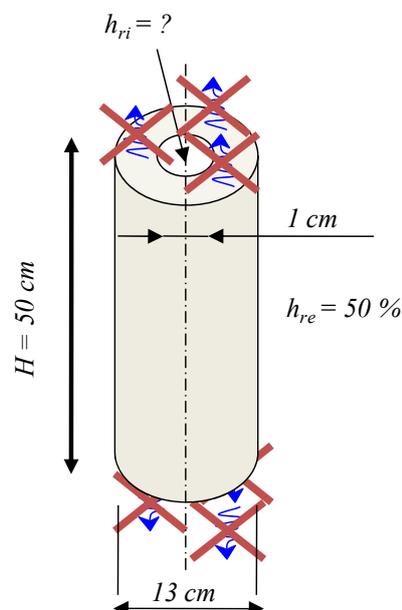


Figure 132 : Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées au LCPC.

Pour les simulations préliminaires du séchage des éprouvettes de fluage en traction, deux hypothèses ont été prises en compte :

- Dans le premier cas, on considère que le séchage n'a lieu que par la face externe de l'éprouvette ce qui correspond aux conditions d'essais lors du suivi de la perte en masse.
- Dans le deuxième cas on considère que l'éprouvette peut sécher par sa face externe mais également par le trou central. Cette deuxième hypothèse permet de prendre en compte la phase de préparation de l'éprouvette pour le collage des casques, où les faces supérieures et inférieures sèchent librement durant 24h, en supposant que cette durée est suffisante pour que l'humidité relative du trou central atteigne la valeur de 50 %.

L'évolution moyenne de la perte en masse en fonction du temps [LCPC] est comparée à celle obtenue par les simulations numériques dans la Figure 133.

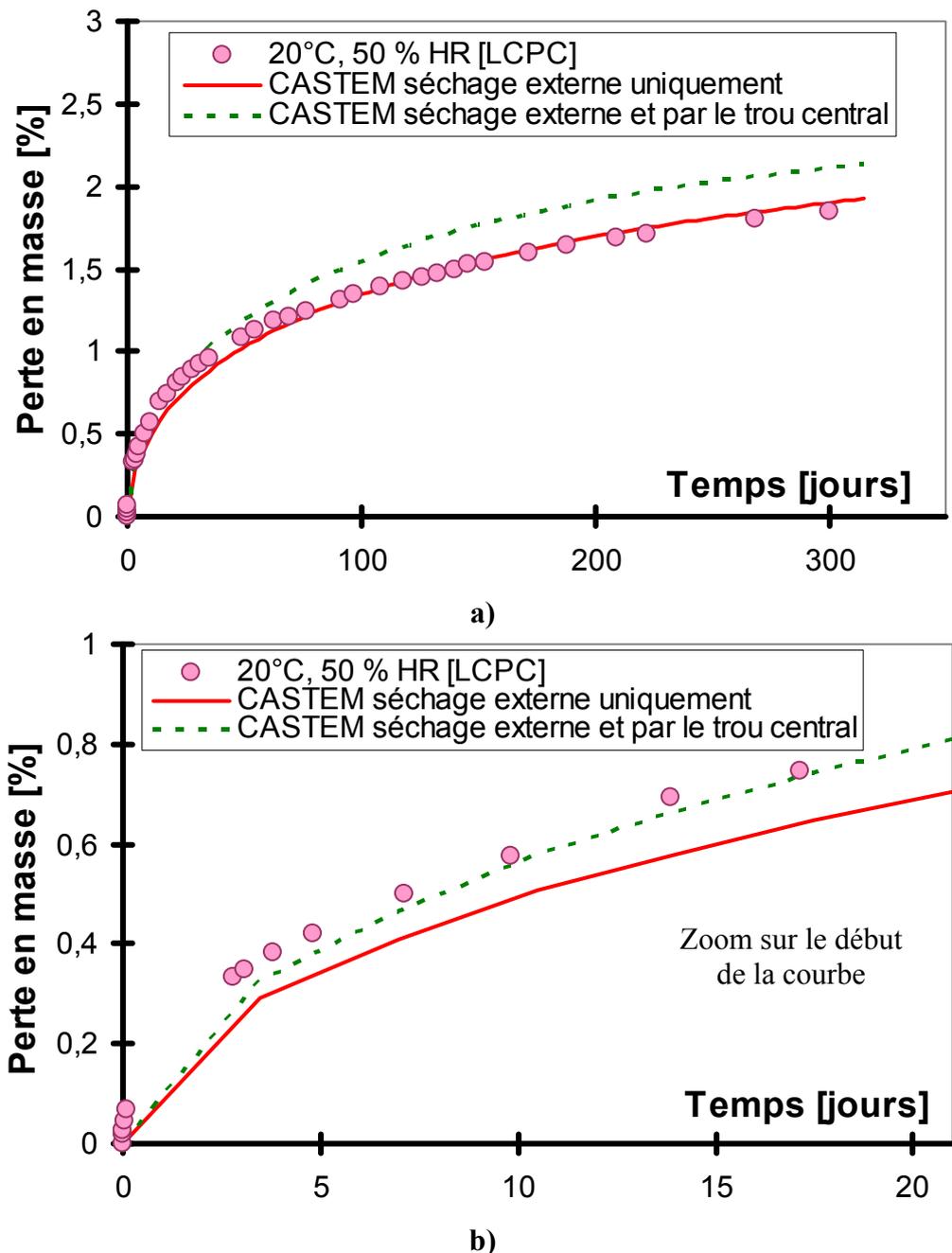


Figure 133 : Evolution de la perte en masse. Comparaison entre simulations numériques et expérience. ($K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$)

On constate que la valeur de K identifiée précédemment à 25°C et 60 % HR permet de retrouver correctement l'évolution de la perte en masse sur le long terme, si on ne considère que le séchage par la face extérieure. Par contre, la simulation prenant en compte le séchage externe et par le trou central est relativement proche de la courbe expérimentale les premiers jours de l'essai (Figure 133-b), puis elle a tendance à s'en écarter après une vingtaine de jours (Figure 133-a).

Pour la suite, nous allons considérer que le séchage se fait exclusivement par la face externe (afin de rester dans les conditions d'essai). L'humidité relative dans le trou central est alors considérée égale à l'humidité relative interne du béton.

2.1.3.3 Influence de l'humidité relative interne initiale de l'éprouvette

Etant donné que l'humidité relative interne de l'éprouvette n'a pas été mesurée, des simulations numériques pour différentes valeurs initiales (réalistes) d'humidité relative interne ont été effectuées. La Figure 134 permet de mettre en évidence que l'humidité relative interne initiale du béton a très peu d'influence sur la courbe de simulation numérique. Par conséquent, nous avons gardé par la suite la valeur de 97 % pour l'humidité relative initiale interne.

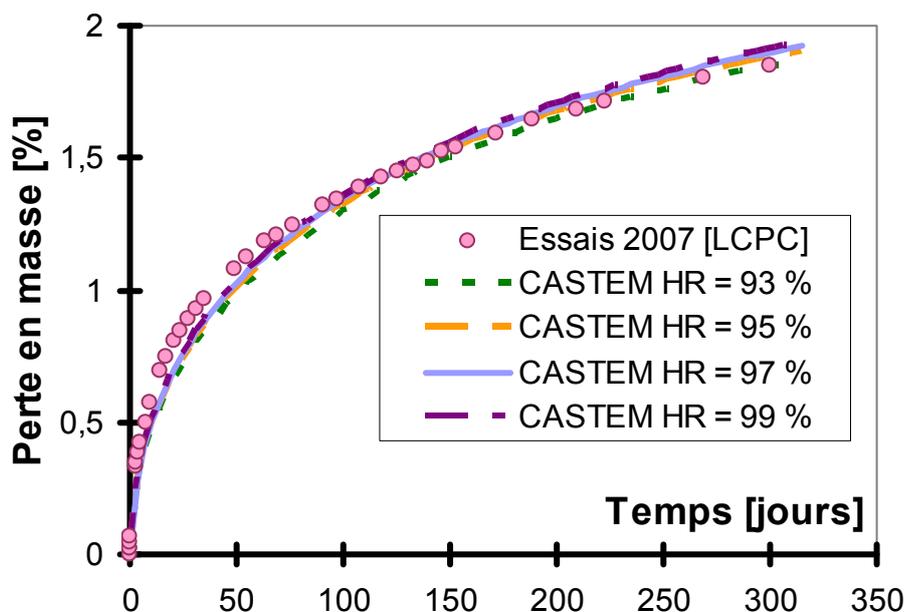


Figure 134 : Influence de l'humidité relative interne sur la simulation numérique.
($K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$)

2.1.3.4 Identification de la perméabilité intrinsèque pour les différentes courbes de perte en masse

La Figure 135 montre le bilan des essais de suivi de perte en masse ainsi que les simulations numériques associées, **pour le même jeu de paramètres** (Tableau 21). Les seules différences sont les géométries des éprouvettes et les conditions environnementales.

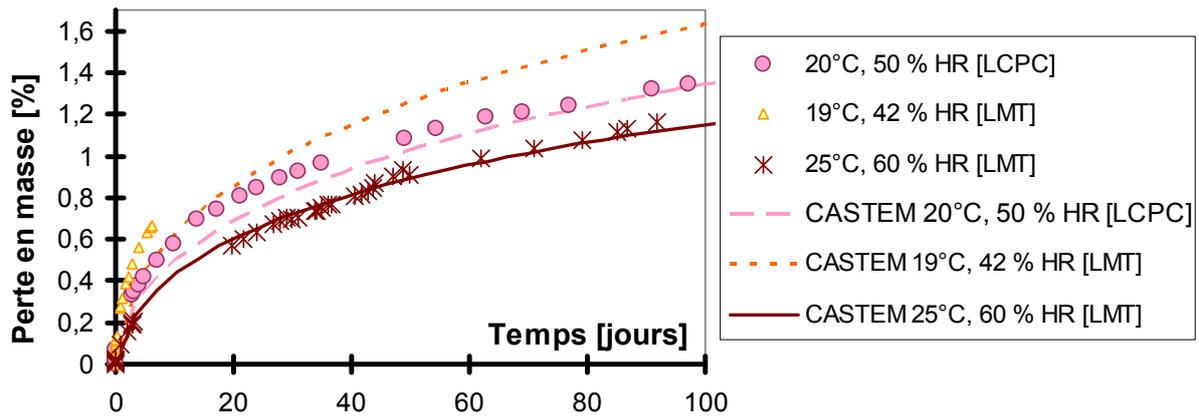


Figure 135 : Comparaison des courbes expérimentales et modélisées des essais de suivi de perte en masse sur 100 jours.

On remarquera, comme nous l'avons souligné auparavant, que seule la simulation de l'essai [LMT] en enceinte climatique (19°C, et 42% HR) est assez éloignée de la courbe expérimentale, cependant nous allons déterminer la valeur de K propre à chacun des essais [LMT 19°C et 42 % HR] et [LCPC].

2.1.3.5 Suivi de la perte en masse LMT en enceinte climatique (19°C, et 42% HR)

Afin de caler la courbe expérimentale, nous avons alors procédé à une nouvelle identification de la perméabilité intrinsèque sur la courbe de perte en masse. Nous comparons les courbes expérimentale et simulée sur la Figure 136, pour $K = 5,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$. L'écart avec la valeur précédente ($K = 2,57 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$) est relativement faible et est probablement lié à la variabilité du matériau. Pour un béton de composition identique, [Thiery *et al.* 2008] identifie une perméabilité intrinsèque de $2,3 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$ à 53 % HR et de $4,3 \cdot 10^{-20} \text{ m}^2$ à 71 % HR. Des écarts plus importants sur la même formulation peuvent être observés sur le coefficient de diffusion des ions chlorures [Deby 2008].

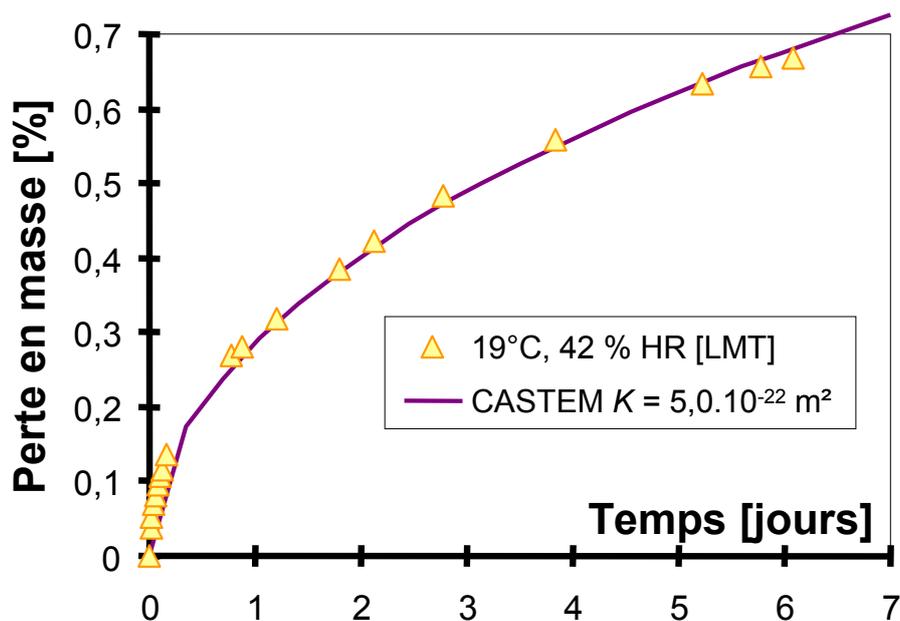


Figure 136 : Evolution expérimentale et simulée ($K = 5,0 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$) de la perte en masse.

2.1.3.6 Suivi de la perte en masse LCPC (20°C, et 50% HR)

De même pour les essais [LCPC], nous avons ré-identifié la perméabilité intrinsèque K sur la courbe de perte en masse, en se focalisant sur la durée de l'essai. Les comparaisons entre les simulations numériques et la courbe expérimentale sont reportées sur la Figure 137. L'écart entre les deux valeurs de K reste faible.

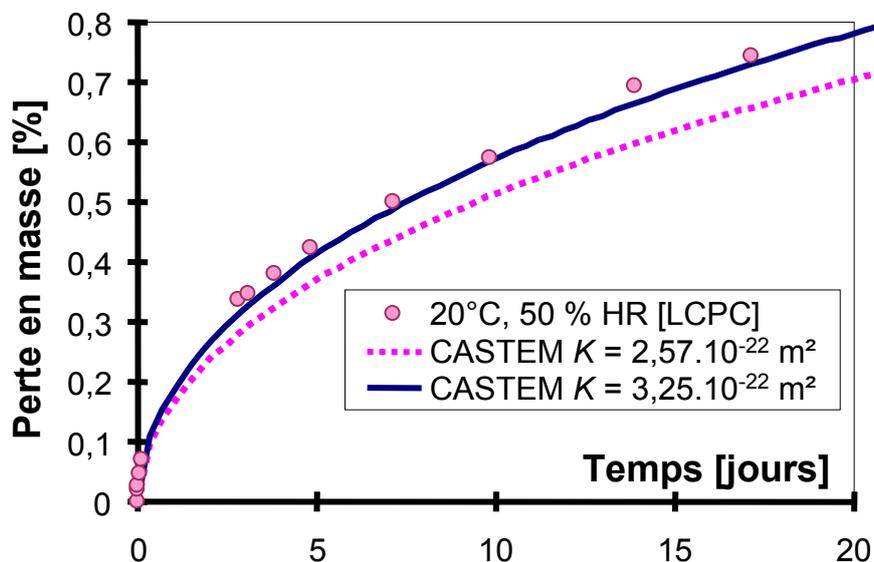


Figure 137 : Evolution de la perte en masse. Comparaison entre simulations numériques et expérience.

Le profil de degré de saturation et les isovaleurs obtenues sont reportés sur la Figure 138. On constate que l'éprouvette sèche légèrement, en partie externe, pendant la période d'essai. Les conséquences sont qu'une microfissuration est susceptible de se produire en surface. Néanmoins, son ouverture étant assez faible (ouverture de l'ordre de 0,25 μm à 50 μm , [Bažant et al. 1986], [Sicard et al. 1992], [Bisschop et van Mier, 2002]), elle ne devrait pas modifier la cinétique de séchage.

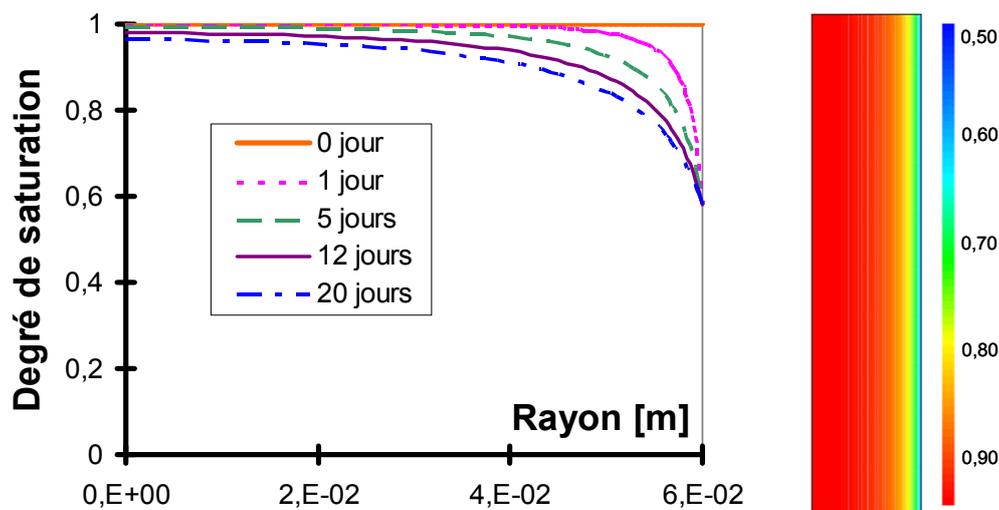


Figure 138 : Profil du degré de saturation pour la géométrie des éprouvettes LCPC et isovaleurs (après 20 jours). ($K = 3,25 \cdot 10^{-22} \text{ m}^2$)

2.1.3.7 Récapitulatif des paramètres identifiés

Le Tableau 22 présente un récapitulatif des paramètres utilisés pour chaque essai de suivi de perte en masse (sans prise en compte de la convection).

Tableau 22 : Paramètres pour les essais de perte en masse (sans convection).

	HR [%]	T [°C]	Dimension [cm]	Age au début du séchage [jours]	K [m ²] Court terme
20°C, 50 % HR [LCPC]	50	20	13x10	180	3,25 10 ⁻²²
25°C, 60 % HR [LMT]	60	25	13x10	90	2,57 10 ⁻²²
19°C, 42 % HR [LMT]	42	19	11x22	90	5,00 10 ⁻²²

2.1.4 Simulation numérique du séchage avec prise en compte de la convection

Ce chapitre présente les résultats obtenus pour la simulation numérique du séchage en considérant une couche limite à la surface de l'éprouvette.

Différents essais ont été simulés :

- les essais [LCPC] à 20°C et 50% HR sur éprouvette creuses (13x50 cm)
- les essais [LMT] à 19°C et 42% HR sur éprouvette pleines (11x22 cm)
- les essais [LMT] à 25°C et 60% HR sur éprouvette creuses (13x10 cm)
- les essais [LCPC 2008] à 20°C et 50% HR sur éprouvette pleines (13x50 cm)
- les essais avec préséchage à 40°C et 80% HR sur éprouvette creuses (13x50 cm)
- les essais à 20°C et 50% HR après préséchage sur éprouvette pleine (11x22 cm)

2.1.4.1 Simulation des essais LCPC (20°C et 50% HR)

De façon similaire aux calculs sans convection, nous avons dans un premier temps identifié la valeur de la perméabilité intrinsèque sur la courbe expérimentale de perte en masse. Pour cela, nous avons tout d'abord fixé la valeur du coefficient d'échange par convection h_0 (équation [47]) de telle façon que la valeur d'humidité relative en surface atteigne la valeur de l'air ambiant après quelques semaines (ce qu'on observe dans les simulations numériques, cf. Obeid [Obeid 2000]). Le paramètre h_0 a été déterminé après plusieurs calculs effectués pour plusieurs valeurs de h_0 . Comme nous pouvons le voir sur la Figure 139 associée au Tableau 23, il est impossible de reproduire la cinétique expérimentale de perte en masse, en ne faisant varier que la perméabilité intrinsèque K (équation [40]) pour une constante h_0 (équation [47]) donnée (et dont la valeur reste raisonnable).

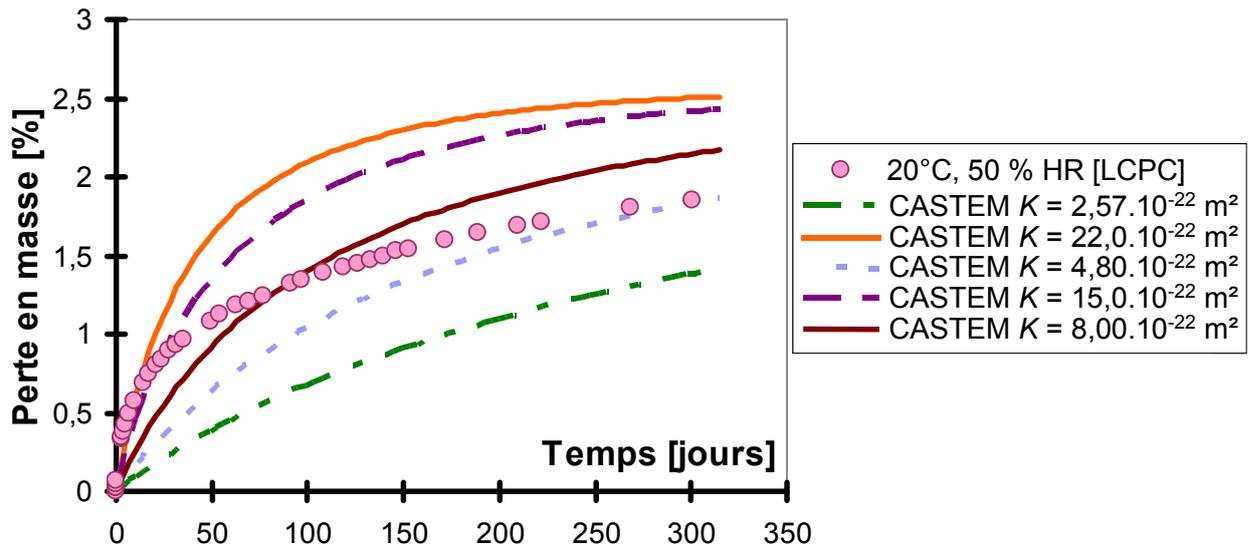


Figure 139 : Evolution de la perte en masse, comparaison entre simulations numériques et expérience pour $h_0 = 7.10^8$ [SI]. Avec convection.

Tableau 23 : Paramètres matériaux du modèle de séchage avec convection.

a	b [Pa]	ϕ	HR_{int}	h_0 [SI]
0,500	$6,68.10^7$	13,8	97 %	7.10^8

Par conséquent, nous avons décidé de modifier le coefficient q (équation [42]) du modèle de van Genuchten [van Genuchten 1980], comme l'ont proposé plusieurs auteurs [c.f. § 2.1.1.1].

La détermination de ce coefficient est la première étape de l'identification des paramètres. Comme nous pouvons le voir sur la Figure 140, la courbe expérimentale la mieux calée à long terme est obtenue pour $q = 4$. Il est à noter qu'un résultat similaire a été trouvé par de Sa dans le cadre du benchmark du projet national CEOS THM lors du calcul des poutres soumises à un séchage [Multon 2003]. Cette valeur plus importante du coefficient q accentue la non linéarité de la perméabilité relative (cf. Figure 141).

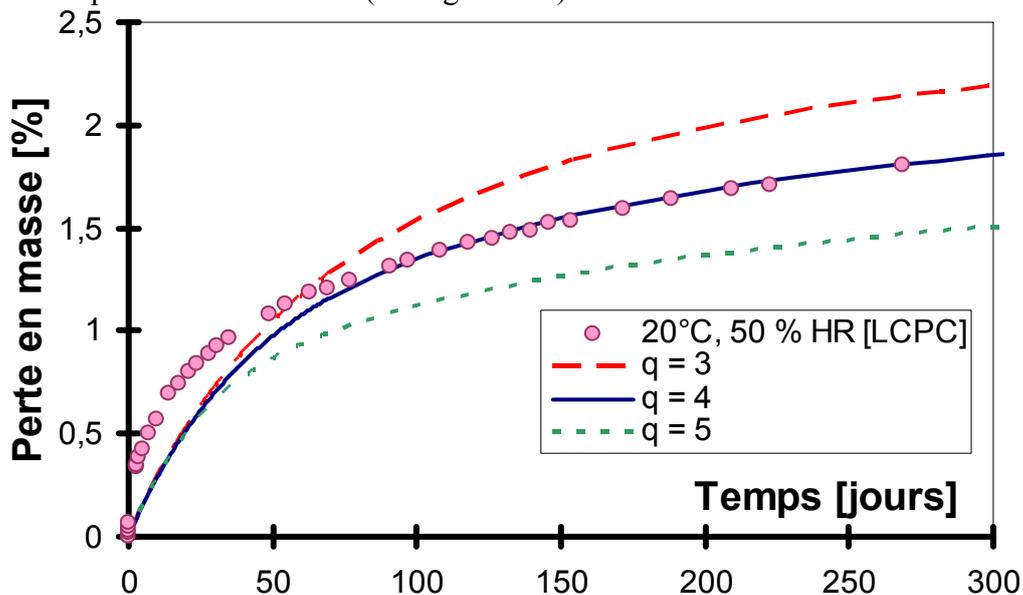


Figure 140 : Identification des paramètres : variation de q .

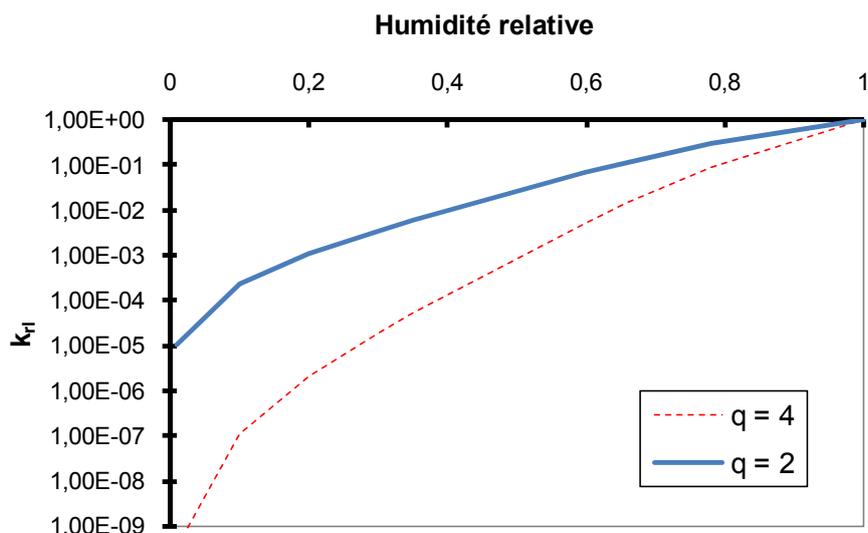


Figure 141 : Evolution de la perméabilité relative pour différentes valeurs de q .

Une fois le coefficient q fixé, nous avons calé la courbe expérimentale en déterminant un couple de paramètres h_0 et K (Figure 142). Nous nous sommes principalement intéressés aux premiers jours de l'essai car les essais de fluage que nous cherchons à traiter ont une durée de trois jours.

Le couple $h_0 = 2,8 \cdot 10^9$ [SI] et $K = 2,0 \cdot 10^{-21}$ m² est celui qui cale le mieux la courbe expérimentale sur les tous premiers jours.

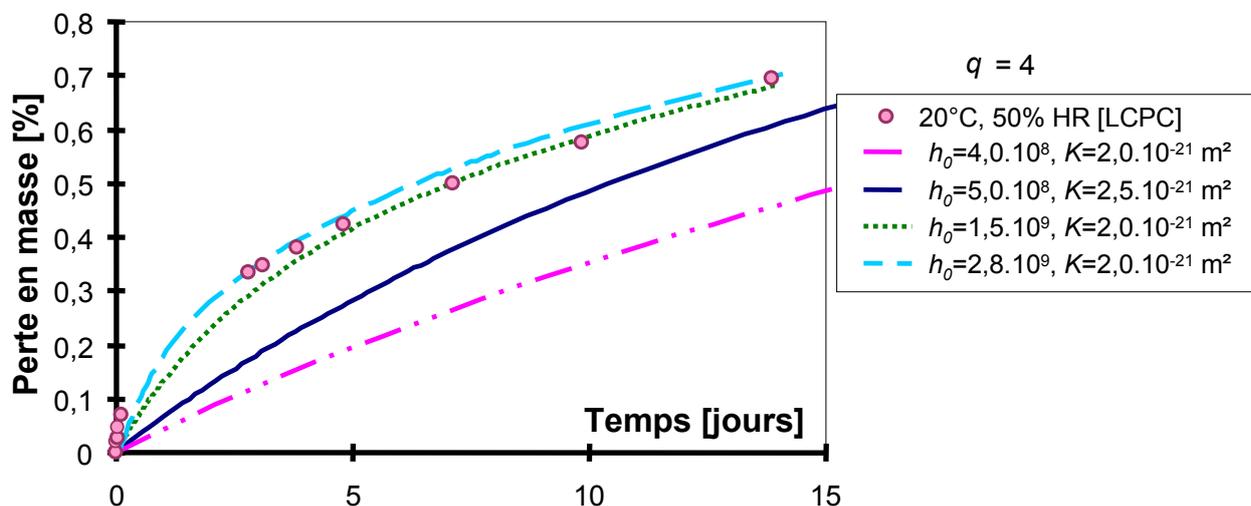


Figure 142 : Identification des paramètres pour le séchage avec convection.

La Figure 143 montre que comme pour le séchage sans convection, une faible variation de l'humidité relative imposée dans le trou central de l'éprouvette n'a qu'une très faible influence sur la cinétique de séchage. Les valeurs retenues des paramètres matériaux sont données dans le Tableau 24.

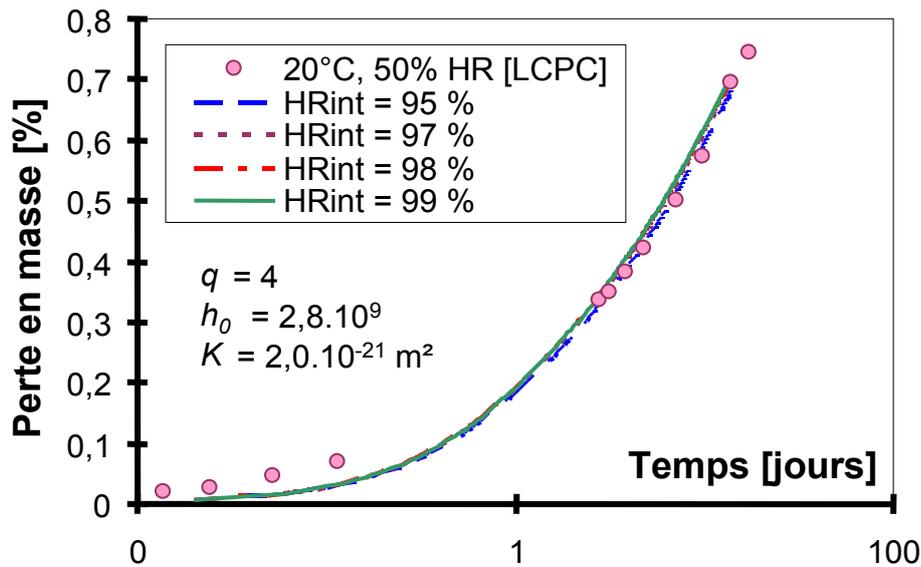


Figure 143 : Influence de la variation d'humidité relative dans le trou central sur la perte en masse.

Tableau 24 : Paramètres du modèle de séchage avec convection [LCPC].

a	b [Pa]	q	K [m ²]	h_0 [SI]	HR_{int}
0,500	$6,68.10^7$	4	$2,0 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$	97 %

La Figure 144 présente le profil de degré de saturation à 0, 1, 5, 12 et 20 jours obtenus lors du calcul sous Cast3m. De même que pour le séchage sans convection, l'éprouvette ne sèche pas totalement. On notera, contrairement aux simulations sans convection, que l'humidité relative en surface tend progressivement vers la valeur de l'humidité relative de l'air ambiant.

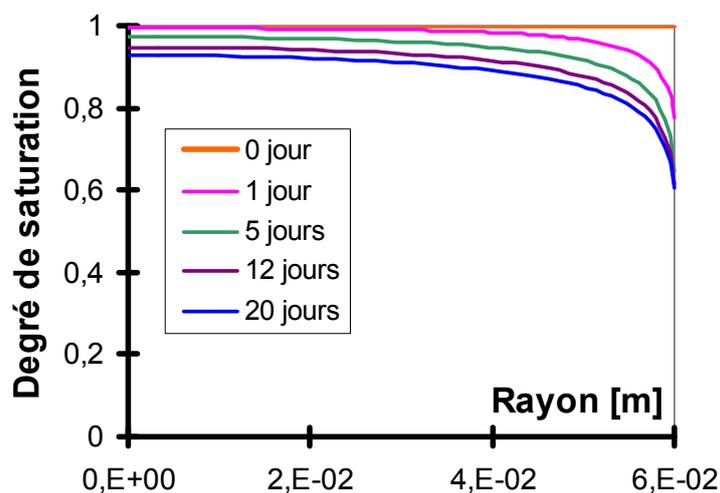


Figure 144 : Profil du degré de saturation pour la géométrie des éprouvettes LCPC pour du séchage avec convection.

Sur la Figure 145 nous comparons les différents résultats expérimentaux et les simulations numériques. Pour chaque simulation, nous avons tenu compte des paramètres propres à l'essai simulé (géométrie de l'éprouvette, HR extérieure) en conservant les valeurs des paramètres de séchage données dans le Tableau 24.

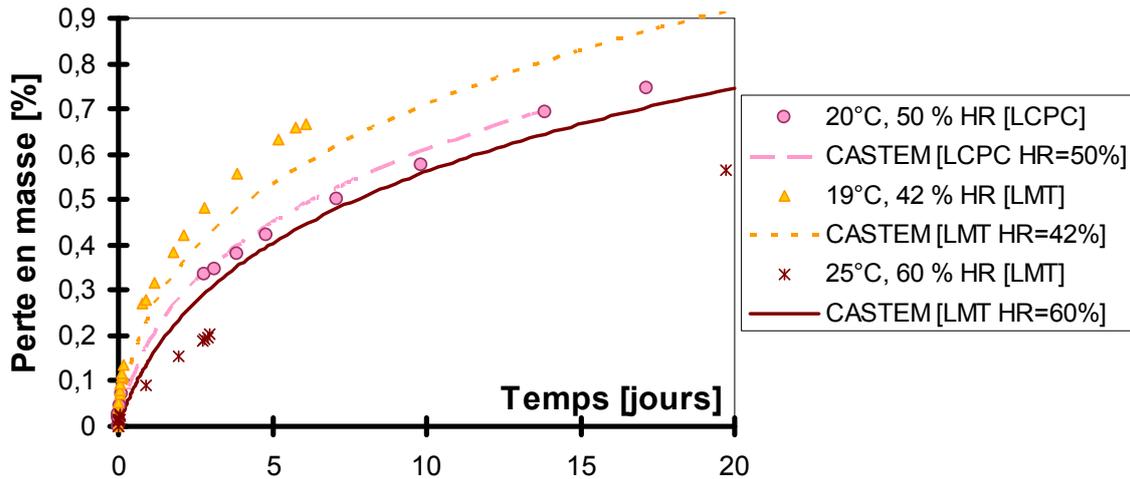


Figure 145 : Comparaison modèle/expérience sur plusieurs essais avec les mêmes paramètres matériaux.

Les résultats obtenus ne sont pas satisfaisants pour les essais LMT (19°C et 42 % HR) et (25°C et 60 % HR), comme dans le cas des calculs sans convection. Ainsi, nous avons donc identifié à nouveau les paramètres matériaux sur chacune des courbes expérimentales afin de quantifier l'effet de la température et de l'âge du matériau au début de l'essai. Par contre, nous avons conservé la valeur $q = 4$ dans toutes nos simulations.

2.1.4.2 Simulation des essais LMT (19°C et 42 % HR)

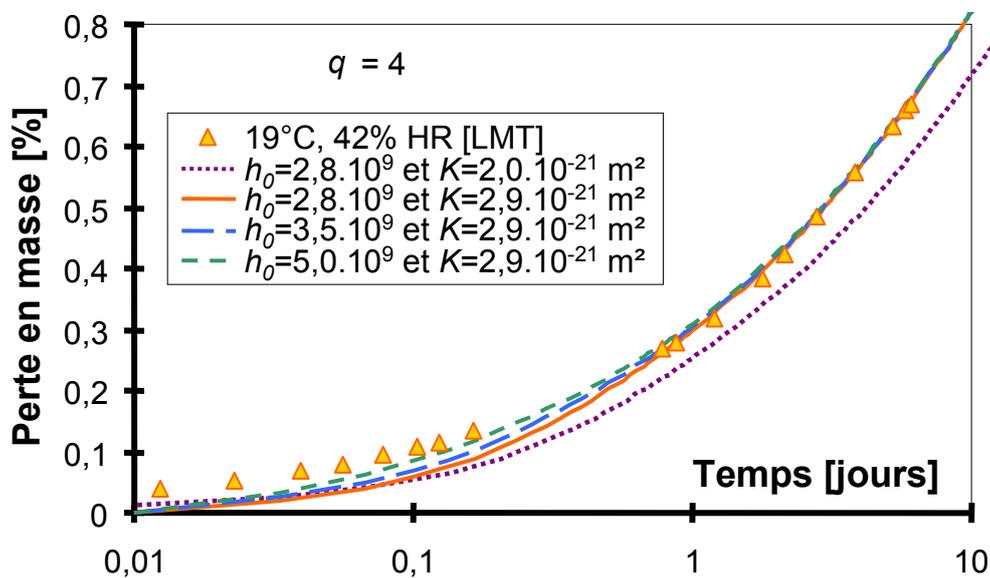


Figure 146 : Calage de l'essai LMT (19°C et 42 % HR).

La Figure 146 présente les différents résultats pour différents jeux de paramètres. La meilleure identification est obtenue pour une valeur de perméabilité intrinsèque, légèrement supérieure à celle déterminée pour les essais LCPC, $K = 2,9 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$.

Bien qu'en augmentant également la valeur du coefficient d'échange convectif h_0 , on obtienne des résultats légèrement meilleurs, nous avons décidé de garder une valeur unique $h_0 = 2,8 \cdot 10^9$ [SI] lors de toutes les simulations numériques, étant donné les faibles différences entre les conditions environnementales.

2.1.4.3 Simulation des essais LMT (25°C et 60 % HR)

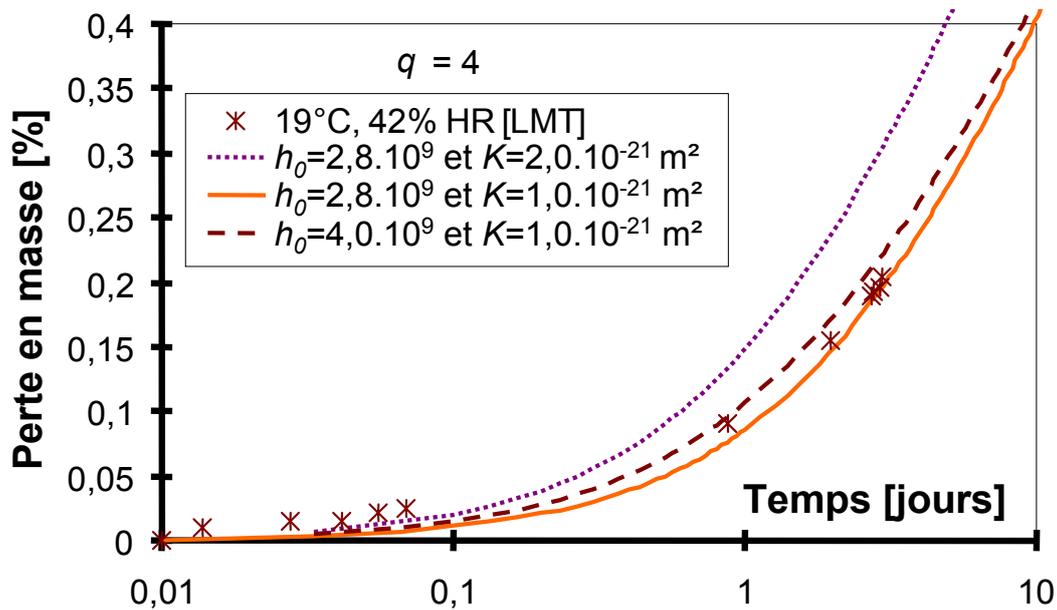


Figure 147 : Calage de l'essai LMT (25°C et 60 % HR).

La Figure 147 présente les résultats obtenus pour l'essai LMT à 25°C et 60 % HR.

De même que pour l'autre essai LMT (19°C et 42 % HR), nous avons modifié uniquement la valeur de la perméabilité intrinsèque K . Le meilleur résultat est obtenu pour $K = 1,1 \cdot 10^{-21} \text{ m}^2$.

2.1.4.4 Bilan des différentes simulations numériques (sans préséchage)

Sur la Figure 148, nous avons fait le bilan des essais calés avec leur propre valeur de la perméabilité intrinsèque K . Le Tableau 25 récapitule les différents paramètres.

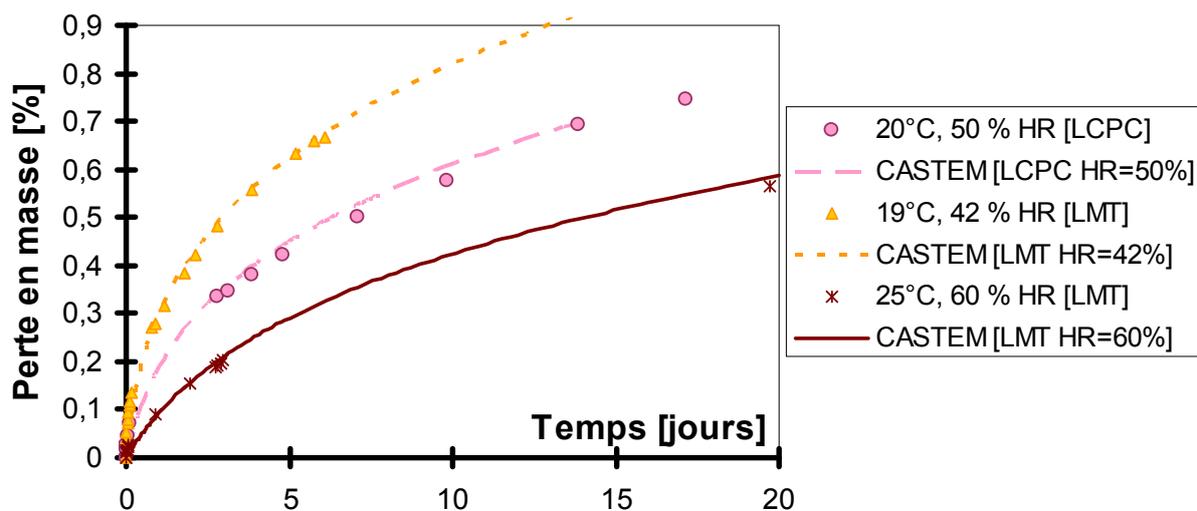


Figure 148 : Courbe bilan (calage des essais avec convection).

Tableau 25 : Comparaison des paramètres du modèle de séchage avec convection.

	a	b [Pa]	q	K [m ²]	h_0 [SI]
LCPC (20°C, 50 % HR)	0,500	$6,68 \cdot 10^7$	4	$2,0 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
LMT (19°C, 42 % HR)	0,500	$6,68 \cdot 10^7$	4	$2,9 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
LMT (25°C, 60 % HR)	0,500	$6,68 \cdot 10^7$	4	$1,1 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$

Comme dans le cas des simulations numériques, sans prise en compte de la convection, nous obtenons des valeurs de perméabilité intrinsèque peu différentes entre les essais. Les conclusions sont similaires. Par contre, nous pouvons remarquer que la valeur de perméabilité intrinsèque identifiée en prenant compte la convection est supérieure d'un ordre de grandeur à celle identifiée sans prendre en compte la convection. En effet, la convection « ralentit » le séchage, puisque l'humidité relative en surface décroît beaucoup plus lentement.

2.1.4.5 Simulation des essais de préséchage (40°C et 80 % HR)

Les évolutions expérimentales et simulées de la perte en masse sont reproduites dans la Figure 149 pour l'essai de préséchage (40°C et 80 % HR) des éprouvettes (11x22) à 40°C et 80% HR. Les paramètres ont été déterminés de manière à caler la courbe expérimentale. Seuls les paramètres b et K ont été modifiés (Tableau 26). En effet, les paramètres relatifs à l'isotherme de désorption dépendent de la température. Peu de résultats d'essais sont disponibles dans la littérature. Néanmoins, les essais d'isotherme de désorption réalisés par Robert [Robert 2008] sur des BAP montrent que seul le paramètre b relatif à la loi de van Genuchten [van Genuchten 1980] dépend de la température entre 20°C et 80°C, le paramètre a pouvant être gardé constant. Les valeurs des paramètres matériaux sont reproduites dans le Tableau 26.

Ces simulations numériques permettront de déterminer le degré de saturation initial des éprouvettes pré-séchées et donc d'identifier les paramètres matériaux relatifs au retrait et au fluage de dessiccation (éprouvettes 13x50).

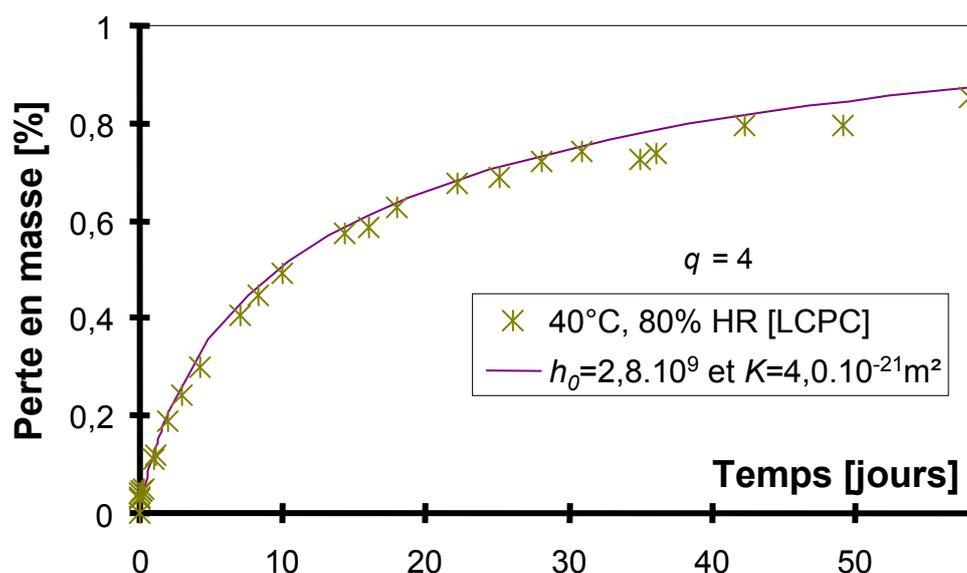
**Figure 149 : Identification des paramètres (40°C et 80 % HR).**

Tableau 26 : Paramètres de séchage (40°C et 80% HR).

	a	b [Pa]	q	K [m ²]	h_0 [SI]
LCPC (40°C, 80 % HR)	0,500	4,01.10 ⁷	4	4,0 10 ⁻²¹	2,8 10 ⁹

Les simulations numériques montrent, conformément aux essais réalisés par Robert [2008] qu'il n'est pas nécessaire d'identifier à nouveau le paramètre a . Par contre, la valeur de b obtenue à 40°C est environ 40 % inférieure à celle mesurée à 20°C, alors que Robert [Robert 2008] observe une diminution de 10 % entre 20°C et 50°C. Nous obtenons par identification, à 40°C, une valeur de perméabilité intrinsèque légèrement supérieure à celle identifiée à 20°C, ce qui est conforme aux résultats de la littérature.

La Figure 150 présente l'évolution du degré de saturation après préséchage. On remarque que l'éprouvette n'a pas eu le temps de sécher complètement.

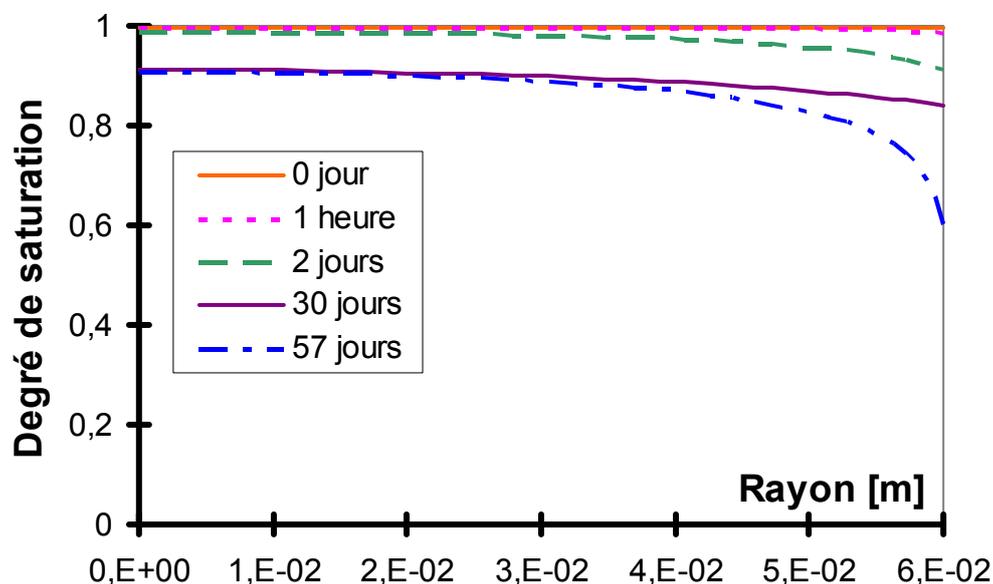


Figure 150 : Profil du degré de saturation pour la géométrie des éprouvettes avec préséchage pour du séchage avec convection.

2.1.4.6 Simulation des essais (20°C et 50 % HR) après préséchage (40°C et 80 % HR)

La Figure 151 présente les résultats de la simulation numérique de l'essai de perte en masse à 20°C et 50 % HR après préséchage à 40°C et 80 % HR (paragraphe précédent). Comme nous l'avons vu dans le paragraphe [§ 1.3.1.4], les points expérimentaux présentent une discontinuité inexplicée. Par conséquent, nous nous sommes focalisés sur le début de la courbe (jusqu'à 1 jour). Dans ce cas, nous obtenons par identification une valeur de perméabilité intrinsèque $K = 1,2.10^{-21}$ m². Cette valeur est légèrement inférieure à celle identifiée précédemment. Ce résultat souligne à nouveau que le mode de pré-séchage choisi n'a pas entraîné de fissuration importante dans l'éprouvette.

Les valeurs des paramètres matériaux sont regroupées dans le Tableau 27.

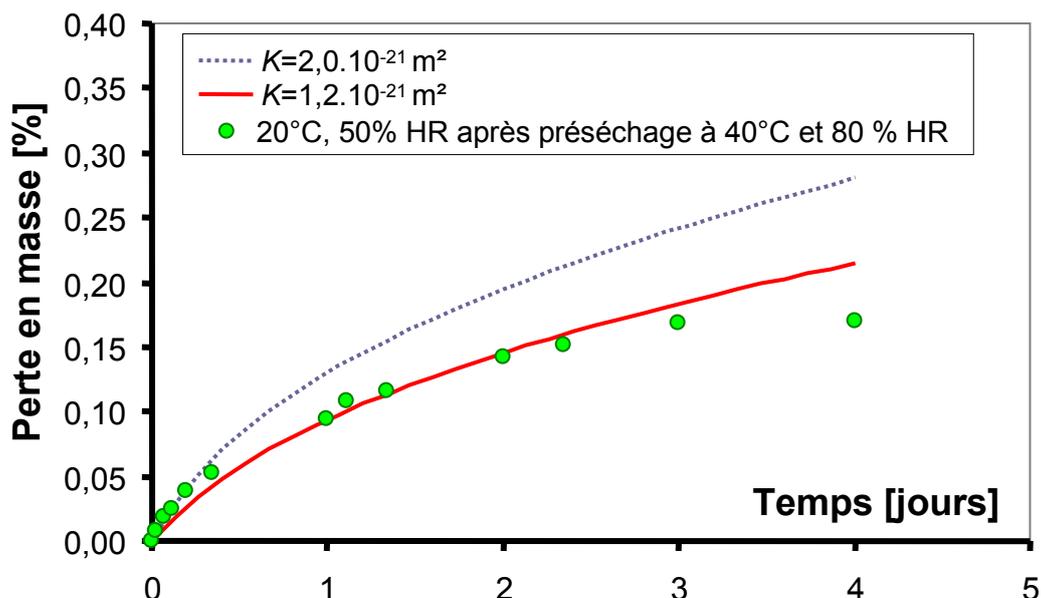


Figure 151 : Identification des paramètres (20°C et 50 % HR) après préséchage à (40°C et 80 % HR).

Tableau 27 : Paramètres de séchage (20°C et 50% HR) après préséchage.

	a	b [Pa]	q	K [m ²]	h_0 [SI]
(20°C, 50 % HR) après préséchage	0,500	$6,68.10^7$	4	$1,2 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$

2.1.4.7 Récapitulatif des paramètres identifiés (avec convection)

Le Tableau 28 présente un récapitulatif des paramètres de séchage avec convection identifiés dans ce chapitre.

Tableau 28 : tableau récapitulatif des paramètres de séchage.

	a	b [Pa]	q	K [m ²]	h_0 [SI]
LCPC (20°C, 50 % HR)	0,500	$6,68.10^7$	4	$2,0 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
LCPC 2008 (20°C, 50 % HR)	0,500	$6,68.10^7$	4	$2,0 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
LMT (19°C, 42 % HR)	0,500	$6,68.10^7$	4	$2,9 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
LMT (25°C, 60 % HR)	0,500	$6,68.10^7$	4	$1,1 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
Préséchage (40°C, 80 % HR)	0,500	$4,01.10^7$	4	$4,0 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$
Séchage (20°C, 50 % HR) après préséchage	0,500	$6,68.10^7$	4	$1,2 \cdot 10^{-21}$	$2,8 \cdot 10^9$

2.1.5 Conclusion

Ce chapitre sur la simulation numérique du séchage nous a permis de voir que les courbes expérimentales de perte en masse peuvent être reproduites avec et sans prise en compte de la convection. Néanmoins, des modifications au niveau du modèle de l'isotherme de désorption ont été effectuées.

Plusieurs auteurs, [Thiery et al. 2008], [Courtois et al. 2006], [Meschke et Grasberger 2001], [Baroghel-Bouny et al. 1999] avaient déjà identifié des paramètres pour simuler le séchage sans tenir compte la convection. Il est à noter que ces auteurs étudiaient le séchage sur le long terme.

Néanmoins, si le phénomène de convection n'est pas pris en compte durant le séchage, une perméabilité intrinsèque très faible (de l'ordre de 10^{-22} m^2) est identifiée sur les essais de perte en masse. Par contre, en prenant en compte la convection, la cinétique de séchage est réduite, et une valeur de perméabilité intrinsèque supérieure (10^{-21} m^2) est identifiée.

Etant donné que la convection modifie le gradient hydrique, la microfissuration prédite devrait être changée. Par conséquent, nous avons comparé les simulations numériques de retrait de dessiccation (ainsi que l'endommagement induit), avec et sans prise en compte de la convection.

Ainsi, dans le cas d'essais sur une courte durée (ce qui est notre cas) et/ou si la microfissuration induite par le retrait de dessiccation différentiel est à simuler, il nous apparaît important de tenir compte du phénomène de convection.

2.2 Modélisation de la fissuration

Afin de décrire la fissuration, notre choix s'est porté sur un modèle d'endommagement élastique isotrope, basé sur le modèle de Mazars (1984). En effet, c'est un modèle « simple » (toutes les équations locales sont analytiques) et robuste. Il permet de prédire correctement la fissuration en mode I (qui se produit lors du séchage). Des simulations numériques aux éléments finis montrent que ce modèle donne des résultats similaires à un modèle élasto-plastique endommageable orthotrope sur des éprouvettes et des poutres en flexion soumises à un séchage ou à une élévation de température [de Sa 2007], [de Sa et al. 2008].

Les contraintes apparentes σ sont reliées aux déformations élastiques ε_e par le biais du tenseur de rigidité E_0 et d'une variable d'endommagement scalaire D :

$$\sigma = (1 - D) \cdot \tilde{\sigma} = \mathbf{E}_0 \cdot (1 - D) \cdot \varepsilon_e \quad [48]$$

Le critère d'endommagement s'écrit [Mazars 1984] :

$$f = \hat{\varepsilon} - \kappa_0 \quad [49]$$

Où κ_0 est le seuil de déformation et $\hat{\varepsilon}$ est la déformation d'extension, définie par :

$$\hat{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon_e \rangle_+ : \langle \varepsilon_e \rangle_+} \quad [50]$$

La variable d'endommagement D est reliée à la variable d'endommagement en compression D_c et en traction D_t [Mazars 1984] :

$$D = (1 - \alpha_t) D_c + \alpha_t D_t \quad [51]$$

Où α_t est relié aux déformations principales de traction et compression induites par les contraintes de traction et compression [Mazars 1984] :

$$\alpha_t = \sum_i \frac{\varepsilon_{T_{-ii}} (\varepsilon_{T_{-ii}} + \varepsilon_{C_{-ii}}) \cdot [H(\varepsilon_{T_{-ii}} + \varepsilon_{C_{-ii}})]}{\hat{\varepsilon}^2} \quad [52]$$

Où H est la fonction de Heaviside. Les variables d'endommagement en compression D_c et de traction D_t sont reliées à la déformation équivalente d'extension $\hat{\varepsilon}$:

$$D_x = 1 - \frac{\kappa_0}{\hat{\varepsilon}} \left[(1 + A_x) \exp(-B_x \hat{\varepsilon}) - A_x \exp(-2B_x \hat{\varepsilon}) \right] \quad [53]$$

Où A_x et B_x ($x = c$ pour la compression et $x = t$ pour la traction) sont des paramètres matériaux constants identifiés sur la branche non linéaire de la courbe contrainte-déformation.

Le comportement adoucissant induit une dépendance au maillage et une rupture sans dissipation d'énergie si le maillage devient suffisamment fin, lors de la localisation des déformations [Pijaudier-Cabot et *al.* 1987]. Avant d'y remédier (partiellement), une longueur caractéristique l_c est introduite. Elle est reliée à la taille des éléments finis afin de dissiper la même quantité d'énergie après raffinement du maillage ([Rots 1988], [Cervera et Chiumenti 2006]).

La densité d'énergie dissipée g_{fx} ($x = c$ pour la compression et $x = t$ pour la traction) est reliée à l'énergie de fissuration G_{fx} par la relation suivante :

$$g_{fx} = \frac{G_{fx}}{l_c} \quad [54]$$

Les valeurs des paramètres du modèle mécanique en traction sont données dans le Tableau 29.

Tableau 29 : Valeur des paramètres matériaux du modèle mécanique en traction et compression.

A_t	B_t	A_c	B_c	κ_0	E [GPa]	f_t [GPa]
1	17.10^3	1,5	1300	$1,05.10^{-4}$	31,3	3,29

La Figure 152 présente la courbe contrainte-déformation en traction.

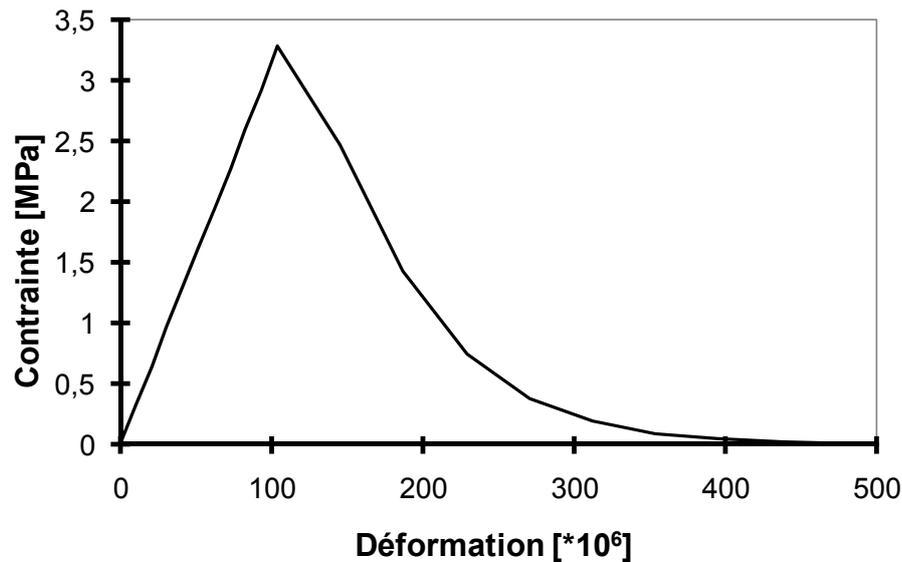


Figure 152 : Courbe contrainte-déformation en traction.

2.3 Modélisation du retrait de dessiccation

Afin d'identifier correctement les déformations de fluage de dessiccation et de prédire la micro-fissuration induite par le séchage, il est nécessaire de prédire les déformations de retrait de dessiccation de manière précise. L'analyse bibliographique a mis en évidence qu'il existe plusieurs modèles. Par conséquent, afin de simuler les déformations de retrait de dessiccation, nous avons choisi de comparer quatre modèles issus de la littérature, qui nous paraissent les plus pertinents. La déformation de retrait de dessiccation ε^{rd} s'écrit :

$$\text{- [Schrefler] :} \quad \varepsilon^{rd} = b_s \frac{1-2\nu}{E} S_l \times p_c \quad [55]$$

$$\text{- [Coussy] :} \quad d\varepsilon^{rd} = b_c \frac{1-2\nu}{E} S_l \times dp_c \quad [56]$$

$$\text{- [Granger] :} \quad d\varepsilon^{rd} = K_S \times dS_l \quad [57]$$

$$\text{- [Bažant] :} \quad d\varepsilon^{rd} = K_h \times dh \quad [58]$$

où b_s et b_c sont les coefficients de Biot associés à la phase liquide. Ils sont théoriquement compris entre la porosité ϕ et 1. S_l , p_c et h sont le degré de saturation, la pression capillaire et l'humidité relative. E et ν sont le module d'Young et le coefficient de Poisson, respectivement. K_S et K_h sont 2 constantes de proportionnalité. Les coefficients b_s , b_c , K_S et K_h sont à identifier à partir de l'évolution de la déformation de retrait de dessiccation.

L'approche dénommée [Schrefler] est basée sur le modèle développé par [Gawin et al. 2007], de même l'approche [Granger] développée par Granger [Granger 1996] se base sur celle de Carlson [Carlson 1937]. Le modèle proposé par Coussy a été repris par Baroghel-Bouny [Baroghel-Bouny 1999]. L'approche de Bažant a été développée dans [Bažant et Chern 1985]. Il est à noter que nous n'avons pas pris en compte les déformations de fluage sous l'action de la pression capillaire [Benboudjema, 2002], étant donné la courte durée des essais. En effet, la prise en compte des déformations de fluage permet de reproduire la zone asymptotique de la courbe retrait – perte en masse.

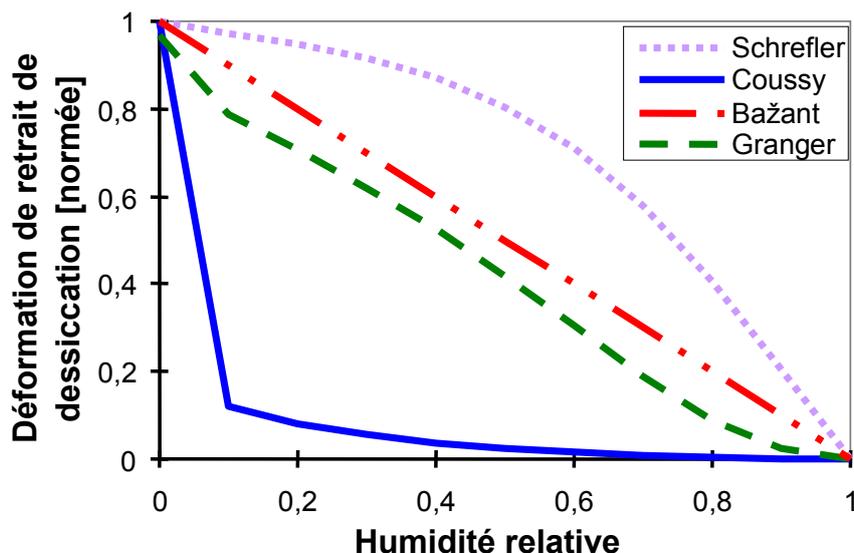


Figure 153 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation suivant les 4 modèles utilisés. (HR variant de 0 à 100 %).

Sur la Figure 153, les quatre approches sont comparées pour une humidité relative variant de 0 à 100% (de façon homogène). On voit que sous ces conditions, les réponses des 4 modèles sont assez éloignées les unes des autres. Cependant, si on réduit la gamme d'humidité relative entre 50 et 100 %, les écarts entre les différents modèles se réduisent fortement (Figure 154).

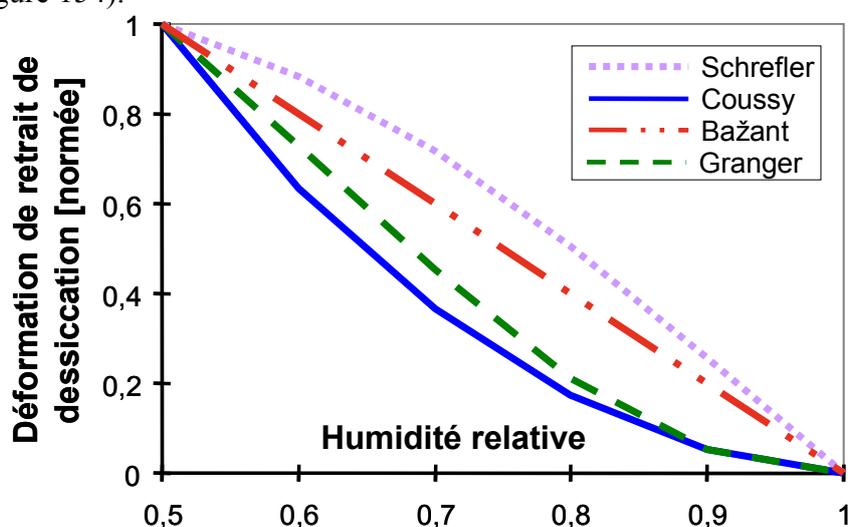


Figure 154 : présentation des différentes approches pour la simulation numérique du retrait de dessiccation. (HR variant de 50 à 100 %).

Par la suite, nous avons identifié chacun des paramètres matériaux b_S , b_C , K_S et K_h à partir des résultats expérimentaux de chaque campagne.

2.3.1 Simulation des essais de retrait de dessiccation (séchage sans convection)

Etant donné que la cinétique de séchage influence la cinétique et le gradient de déformation de retrait de dessiccation (et donc la microfissuration induite), nous avons effectué des simulations numériques avec et sans prise en compte de la convection. De plus le

fluage propre et le fluage de dessiccation ne seront pas pris en compte dans ce chapitre (les résultats avec fluage seront présentés par la suite). En effet, il n'est pas possible d'identifier séparément les paramètres de retrait de dessiccation et de fluage de dessiccation.

Les premiers calculs ont été effectués en élasticité et sans prise en compte du fluage.

Le Tableau 30 présente les paramètres utilisés pour chaque approche présentée ci-dessus, lors des simulations numériques. Les courbes obtenues sont présentées sur la Figure 155 et la Figure 156.

Tableau 30 : coefficient des différentes approches considérées.

Schrefler	Coussy	Granger	Bazant
Elastique	Elastique	Elastique	Elastique
b_s	b_c	K_s	K_h
0,18	0,135	8.10^{-4}	4.10^{-4}

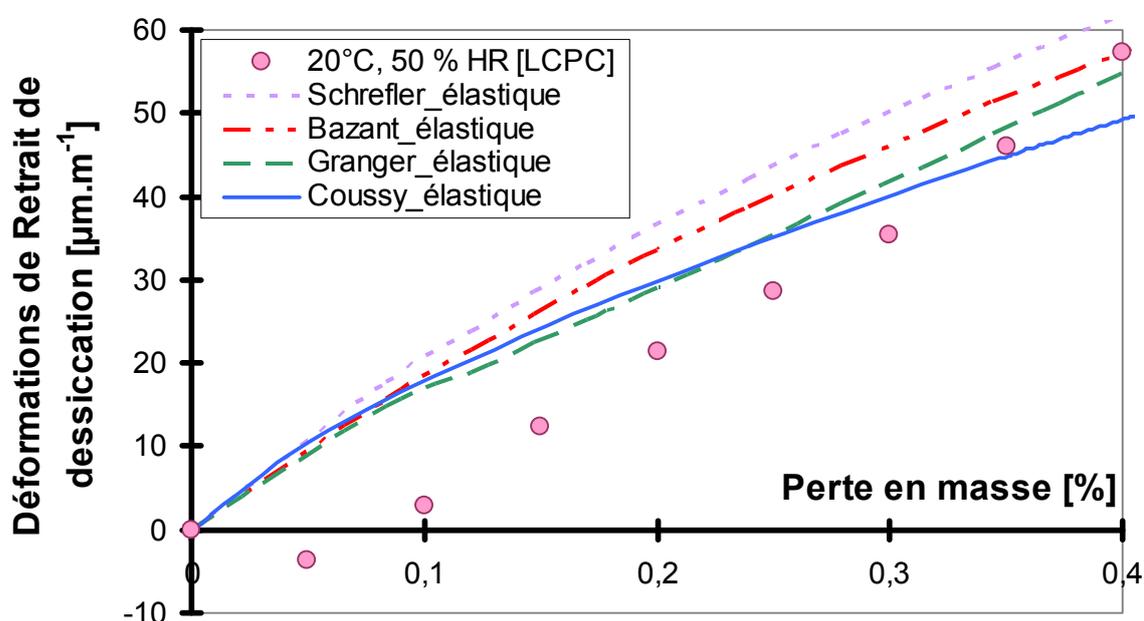


Figure 155: Simulation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse.

Comme on peut le voir sur la Figure 155 et la Figure 156, aucune des approches n'est satisfaisante dans ces conditions. En effet, l'allure de la courbe expérimentale, pour des valeurs faibles de perte en masse (phase dormante [Granger 1996] cf. § 1.4.2.1), n'est pas correctement reproduite par les simulations numériques. Etant donné que le modèle est élastique, la microfissuration (qui s'oppose aux déformations de retrait de dessiccation) ne peut pas être reproduite.

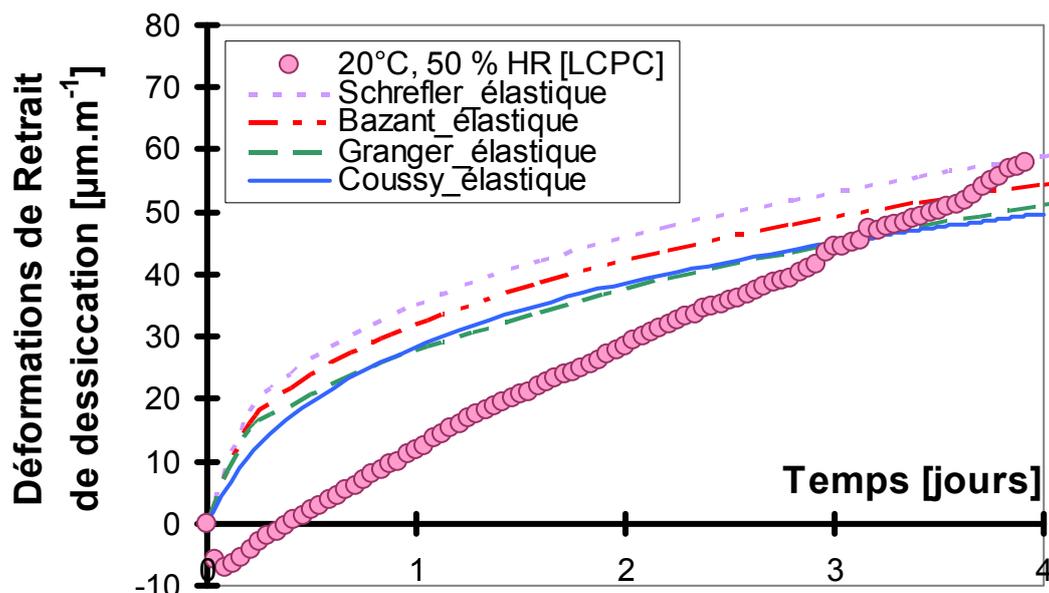


Figure 156 : Simulation de l'évolution des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps.

La Figure 157 présente les isovaleurs d'endommagement obtenues à partir des simulations numériques à 4 jours. On remarque l'apparition d'endommagement en peau (dû au retrait de dessiccation différentiel). De plus, l'endommagement est « localisé » sur une faible largeur et les valeurs sont très faibles. Par conséquent, les valeurs de retrait de dessiccation ne seront que très peu influencées par l'endommagement, comme nous pouvons le voir sur la Figure 158. De précédentes simulations numériques, sur ce béton B11, mettaient en évidence une zone dormante liée à la micro-fissuration en surface ([Granger 1996], [Benboudjema 2002], [de Sa 2007]). De plus, la taille de la zone endommagée a été trouvée plus importante. La différence de résultats est due à plusieurs facteurs. Nous nous sommes limités dans cette étude à 4 jours de séchage. Les simulations numériques aux éléments finis [Benboudjema 2002] montrent que la microfissuration liée au gradient hydrique ne se stabilise qu'après plusieurs mois. De plus, les simulations numériques précédentes ([Granger 1996], [Benboudjema 2002], [de Sa 2007], [de Sa et al. 2008]) utilisaient l'isotherme de désorption mesurée par Philajavaara [Philajavaara 1982], alors que nos simulations numériques utilisent celles que nous avons mesurées expérimentalement. En effet, la taille de l'éprouvette est plus faible, par conséquent le gradient hydrique est moins élevé ce qui induit une microfissuration plus faible.

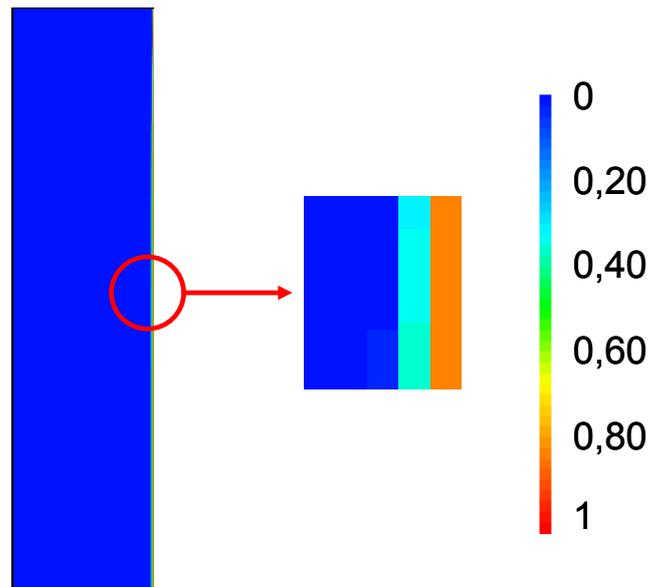


Figure 157 : Isovaleurs d'endommagement issues du calcul aux éléments finis CAST3M (approche [Cousy]).

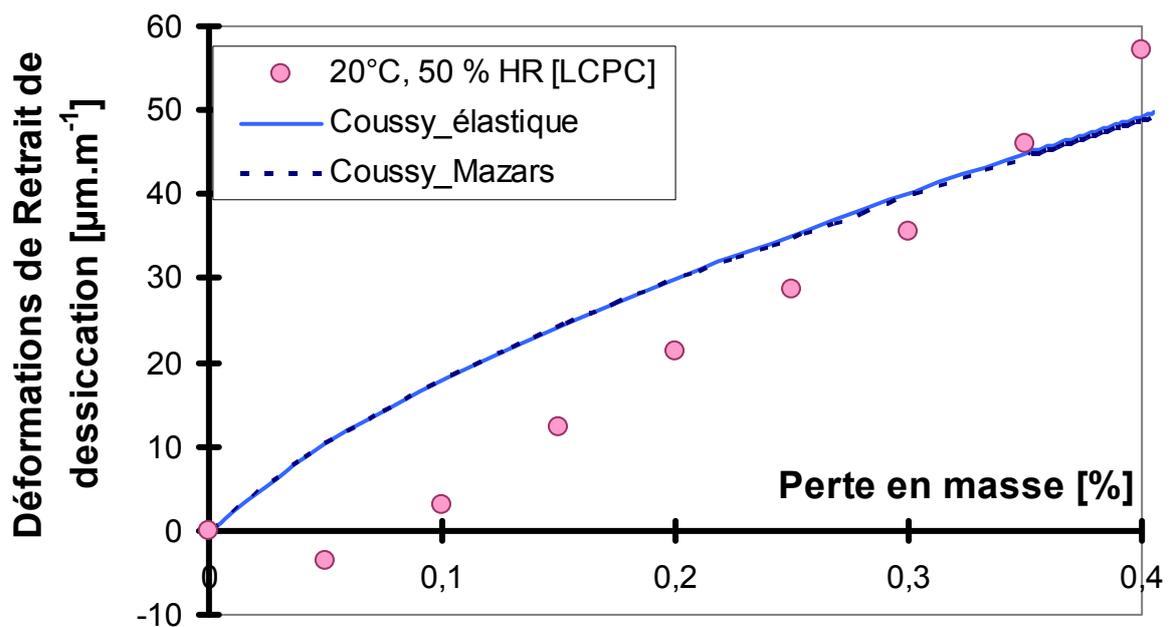


Figure 158 : Comparaison d'un calcul avec et sans prise en compte de l'endommagement pour une même approche [Cousy].

Ces résultats seront comparés par la suite à ceux obtenus en tenant compte de la convection.

2.3.2 Simulation des essais de retrait de dessiccation (séchage avec convection sans prise en compte du fluage)

Plusieurs simulations numériques ont été effectuées, pour les différents essais expérimentaux réalisés :

- les essais [LCPC] à 20°C et 50% HR sur éprouvette creuses (13x50 cm)
- les essais [LMT] à 19°C et 42% HR sur éprouvette pleines (11x22 cm)
- les essais [LCPC 2008] à 20°C et 50% HR sur éprouvette pleines (13x50 cm)
- les essais avec préséchage à 40°C et 80% HR sur éprouvette creuses (13x50 cm)
- les essais à 20°C et 50% HR après préséchage sur éprouvette pleine (13x50 cm)

Les simulations numériques ont été effectuées en tenant compte de la convection hydrique lors du séchage, mais sans prise en compte des déformations de fluage.

2.3.2.1 Simulation des essais de retrait de dessiccation LCPC (20°C et 50% HR)

Des simulations numériques ont été effectuées afin d'identifier les paramètres matériaux de retrait de dessiccation sur les essais expérimentaux [LCPC] (20°C et 50 % HR). La Figure 159 présente la déformée obtenue après 4 jours de séchage. Le maillage représente $\frac{1}{4}$ de l'éprouvette pour des raisons de symétrie et les simulations numériques sont effectuées en condition axisymétrique (comme dans le cas du séchage). Le trou central est donc situé à gauche de la figure (ce qui explique la libre déformation de l'éprouvette sur ce côté).

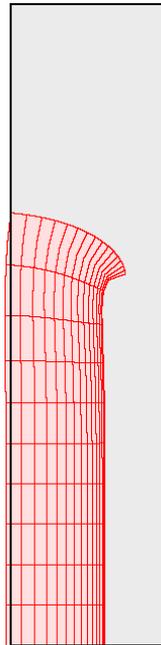


Figure 159 : Déformée sous Cast3M (amplification d'un facteur égal à $8,19 \cdot 10^3$).

Le Tableau 31 présente les coefficients bs , bc , Ks et Kh identifiés pour chaque approche sur la courbe expérimentale (loi de comportement élastique).

Tableau 31 : Paramètres matériaux identifiés pour les différentes approches considérées (LCPC).

Schrefler	Coussy	Granger	Bazant
Elastique	Elastique	Elastique	Elastique
b_s	b_c	K_s	K_h
0,18	0,135	8.10^{-4}	4.10^{-4}

La Figure 160 et la Figure 161 présentent les courbes obtenues (en fonction de la perte en masse et en fonction du temps, respectivement).

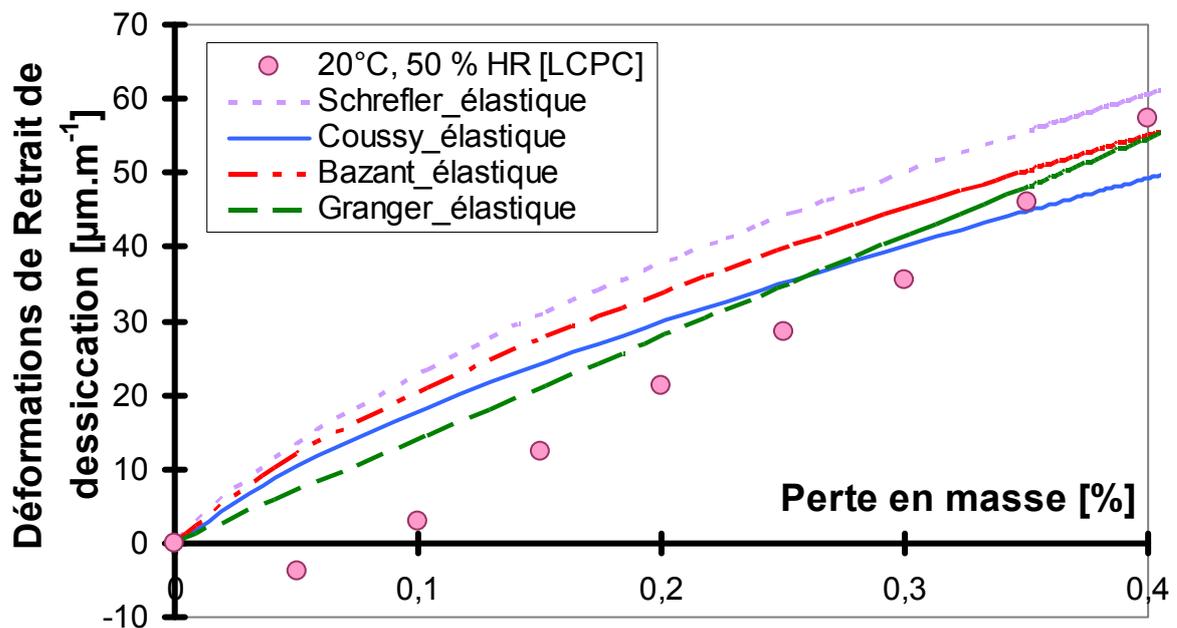


Figure 160 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (Avec convection).

On remarque sur la Figure 160 que le modèle de [Granger] est celui qui permet de mieux reproduire la courbe expérimentale.

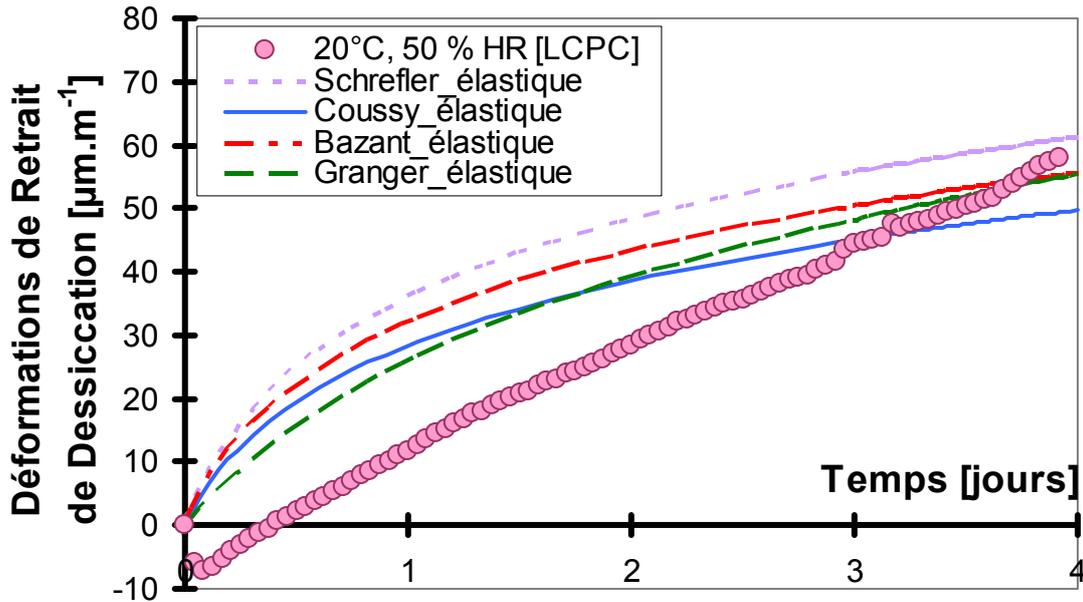


Figure 161 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps. (Avec convection).

Nous avons alors effectué une simulation numérique en tenant compte cette fois-ci de l'endommagement pour l'approche de [Granger]. La Figure 162 présente les isovaleurs d'endommagement, la Figure 163 et la Figure 164 présentent la comparaison entre la simulation en élasticité et avec le modèle d'endommagement proposé dans le [§ 2.2] pour la même valeur de coefficient K_s .

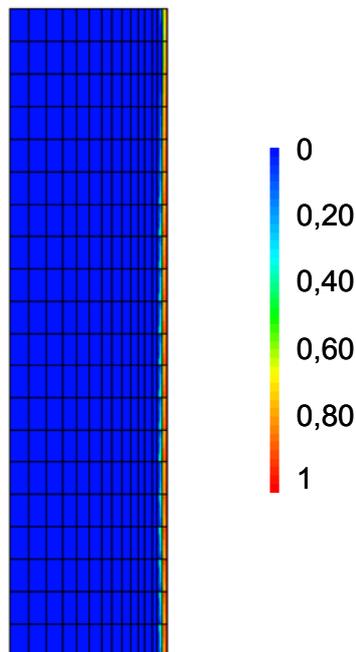


Figure 162 : Isovaleurs d'endommagement avec l'approche [Granger]

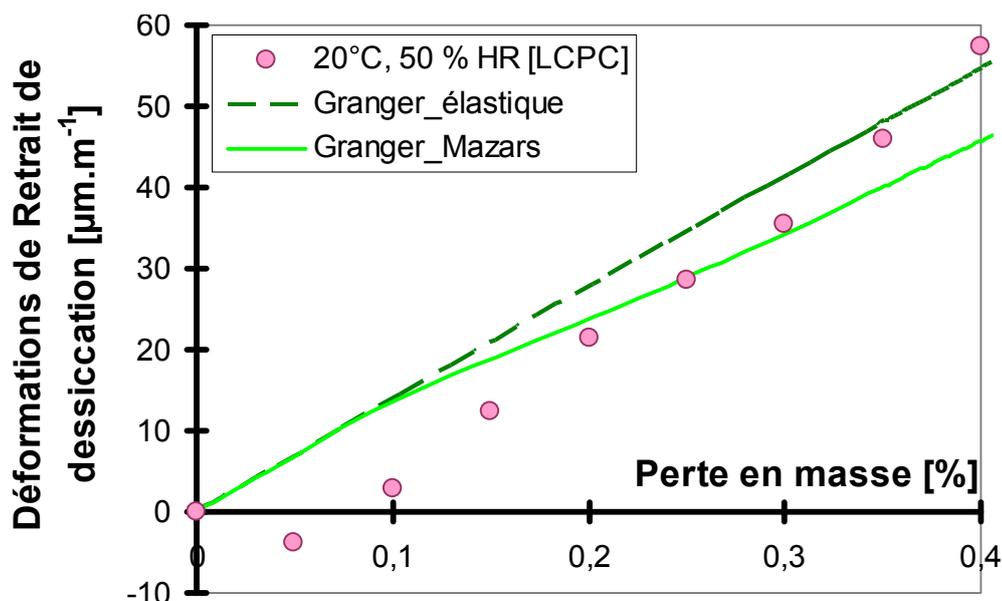


Figure 163 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse en tenant compte de la convection avec endommagement.

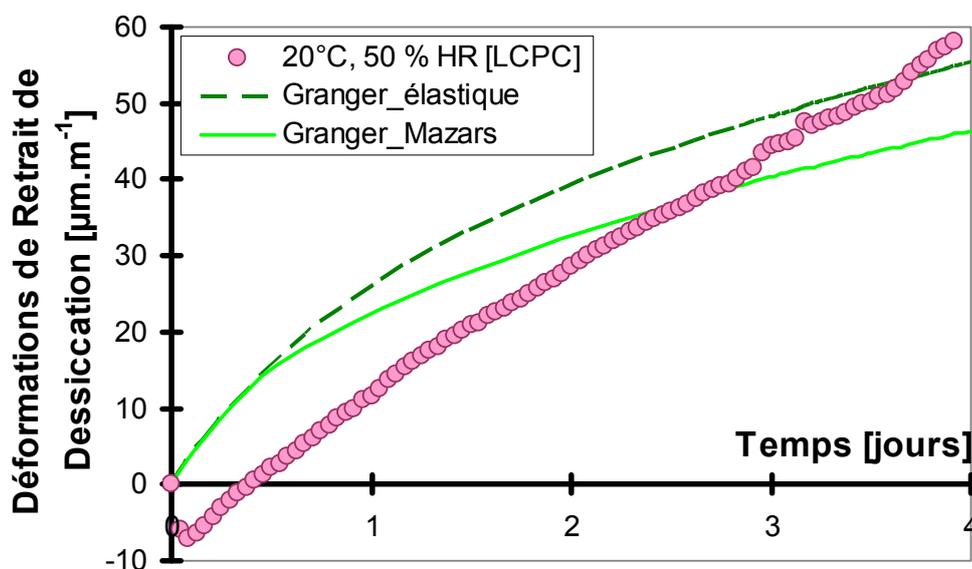


Figure 164 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps en tenant compte de la convection avec endommagement.

Ces figures mettent en évidence les effets de l'endommagement sur le retrait de dessiccation (même valeur pour le coefficient $K_s = 8.10^{-4}$). L'endommagement ne débute pas dès le début de l'essai (correspondant également au début du séchage) à cause du phénomène de convection qui permet d'éviter le « choc hydrique ». Par opposition aux calculs sans prise en compte de la convection, on observe une influence plus importante de l'endommagement sur les résultats. En effet, les gradients hydriques au sein de l'éprouvette (et donc de déformations de retrait de dessiccation) sont différents (l'augmentation de la valeur q accentue la non linéarité de la perméabilité relative, cf. Figure 141). Néanmoins, il est nécessaire de rappeler que les déformations de fluage ne sont, pour l'instant, pas prises en compte. Par conséquent, les auto-contraintes et la microfissuration sont surestimées. Ainsi, nous n'avons pas procédé à une ré-identification des paramètres matériaux en tenant compte de l'endommagement.

2.3.2.2 Simulation des essais de retrait de dessiccation LMT (19°C, 42 % HR)

La Figure 165 et la Figure 166 montrent l'application du modèle de retrait de dessiccation sur les essais effectués au LMT (19°C, 42 % HR). Les coefficients b_s , b_c , K_s et K_h ont été à nouveau identifiés pour chaque approche à partir des courbes expérimentales. Les valeurs obtenues sont reportées dans le Tableau 32.

Tableau 32 : Coefficient des différentes approches considérées (LMT).

Schrefler Elastique	Coussy Elastique	Granger Elastique	Bažant Elastique
b_s	b_c	K_s	K_h
0,37	0,35	$14 \cdot 10^{-4}$	$9 \cdot 10^{-4}$

Les valeurs de b_s , b_c , K_s et K_h déterminées pour chaque approche sont supérieures (d'un facteur 2 environ) à celles déterminées pour l'essai de retrait de dessiccation [LCPC].

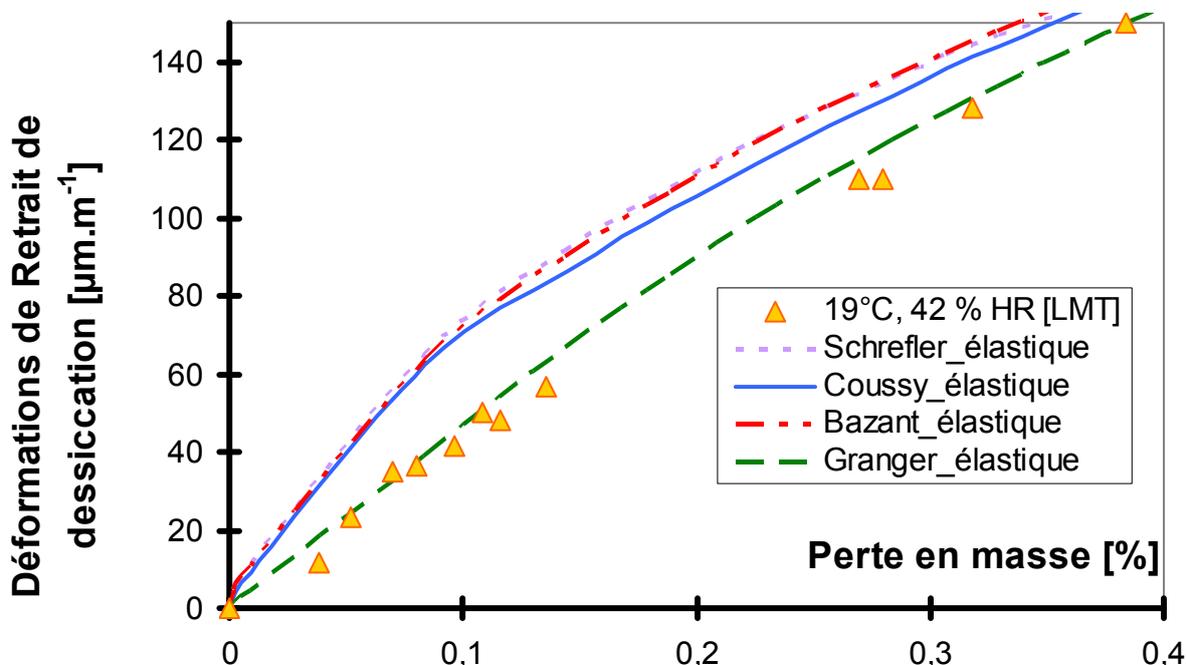


Figure 165 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (avec convection) en élasticité.

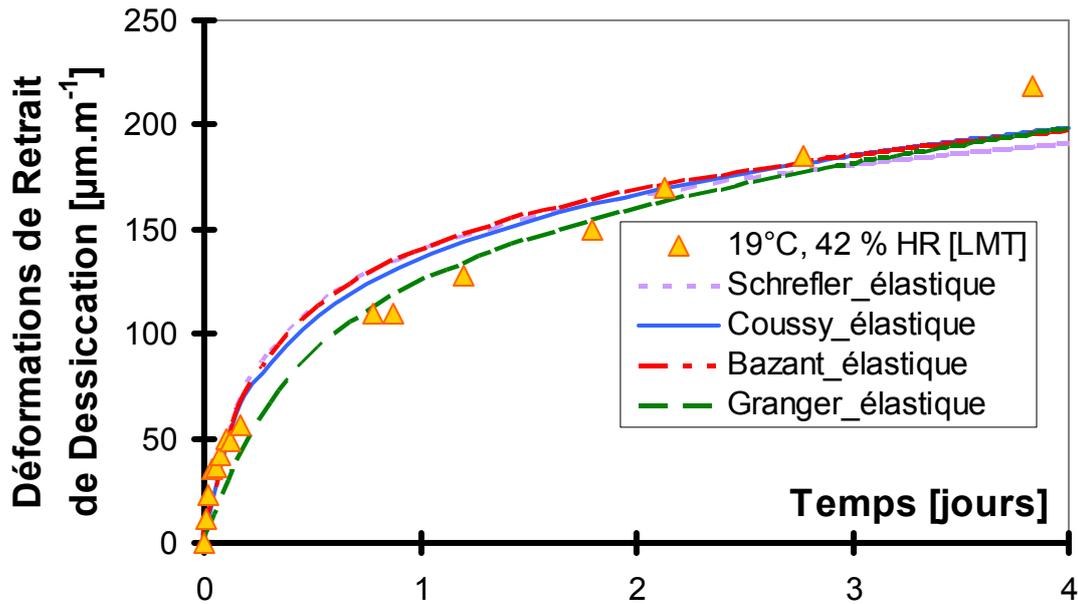


Figure 166 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps (avec convection) en élasticité.

Comme pour les essais LCPC, l'approche utilisée par Granger semble mieux reproduire la courbe expérimentale. C'est pourquoi nous avons effectué un calcul avec l'approche de Granger en tenant compte à nouveau de l'endommagement. (Figure 167 et Figure 168).

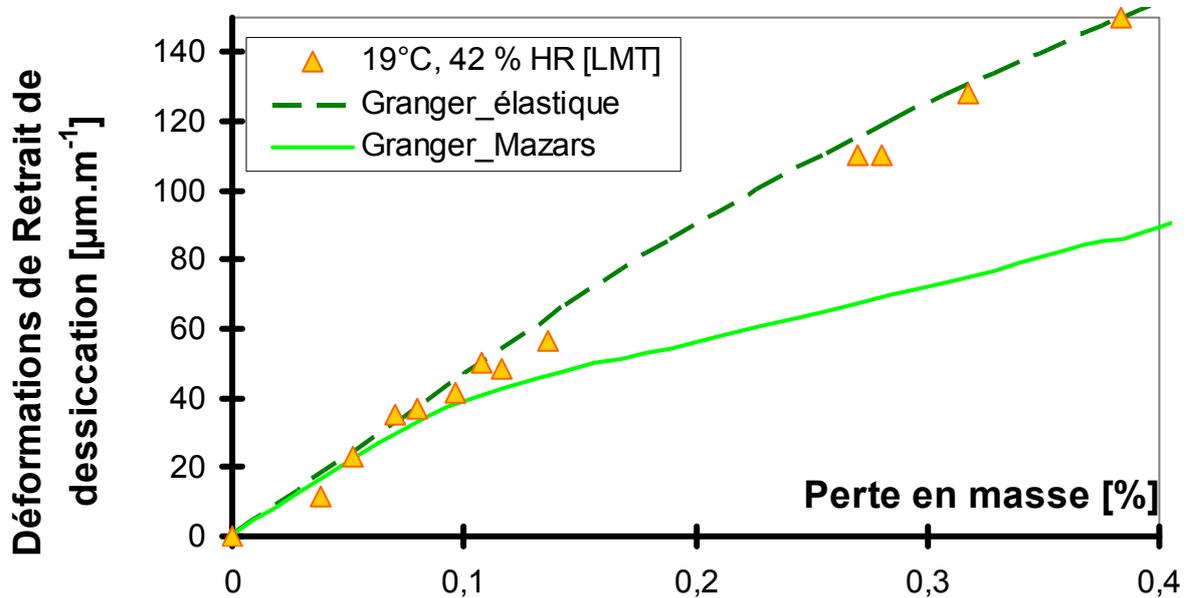


Figure 167 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (avec convection) avec endommagement.

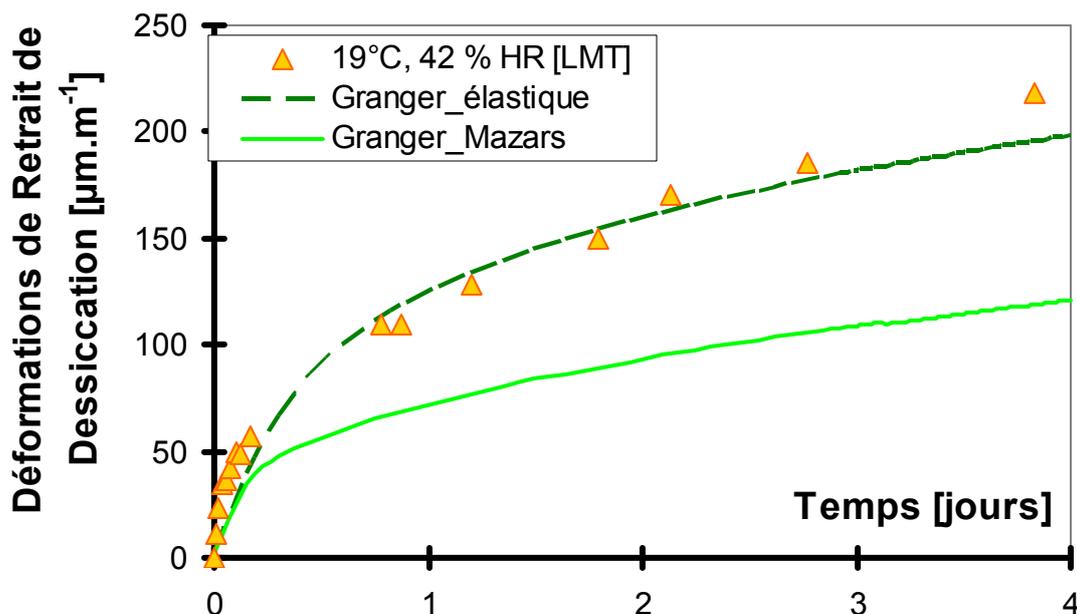


Figure 168 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps (avec convection) avec endommagement.

De façon similaire aux simulations effectuées lors des essais [LCPC], la courbe simulée avec prise en compte de l'endommagement s'éloigne de celle expérimentale. L'influence de l'endommagement est plus marquée. En effet, les déformations de retrait de dessiccation étant 2 fois plus importantes (valeurs intrinsèques cf. Tableau 31 et Tableau 32) et le rayon étant également plus important, les gradients de déformation de retrait de dessiccation sont également plus marqués, ce qui accentue la micro-fissuration en peau.

2.3.2.3 Simulation des essais de retrait de dessiccation LCPC 2008 (20°C, 50 % HR)

La Figure 169 et la Figure 170 montrent l'application du modèle de retrait de dessiccation aux essais effectués au LCPC [LCPC 2008] dans le cadre du contrat de collaboration avec l'IRSN [Tailhan 2008]. Les coefficients b_s , b_c , K_s et K_h sont présentés dans le Tableau 33.

Tableau 33 : Coefficient des différentes approches considérées [LCPC 2008].

Schrefler Elastique	Coussy Elastique	Granger Elastique	Bazant Elastique
b_s	b_c	K_s	K_h
0,25	0,23	14.10^{-4}	6.10^{-4}

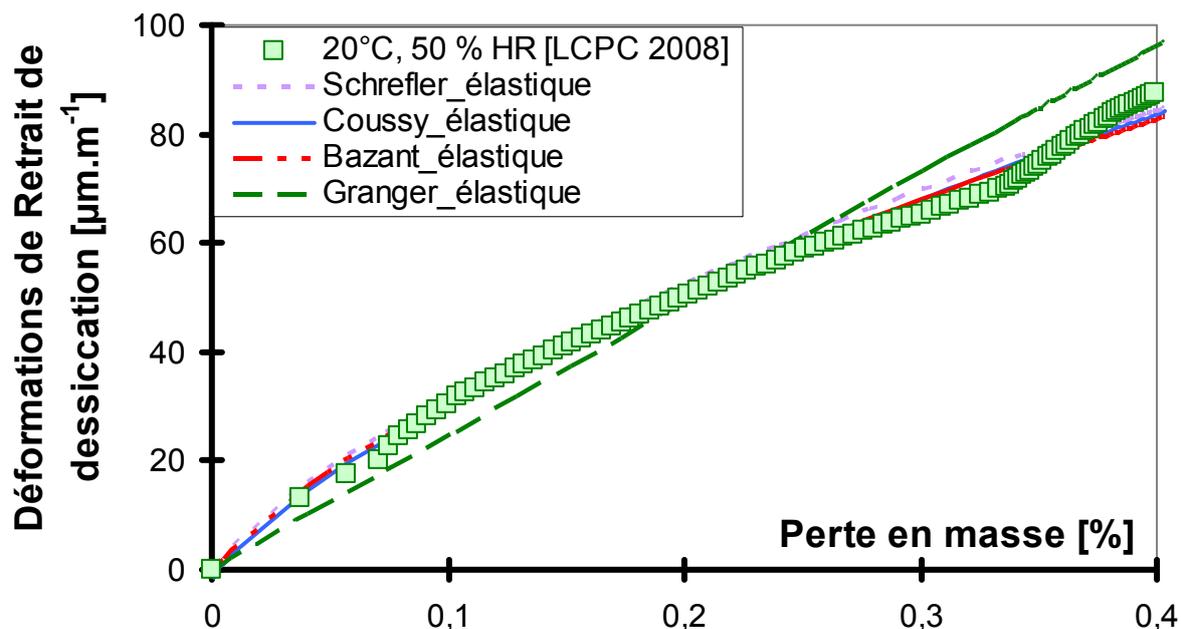


Figure 169 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse (avec convection) en élasticité.

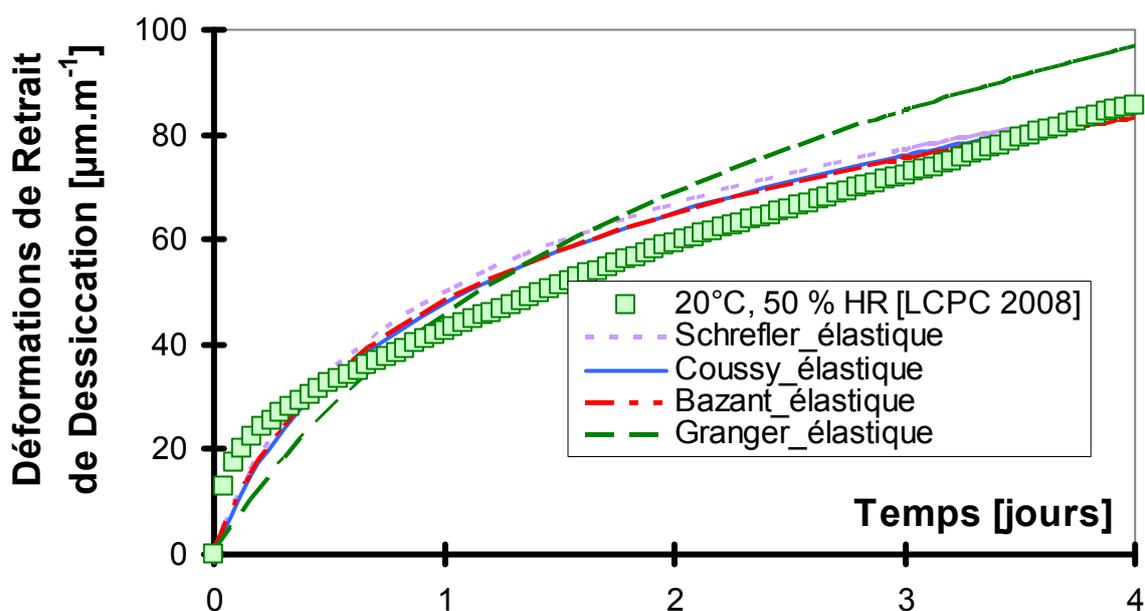


Figure 170 : Modélisation des déformations de retrait de dessiccation en fonction du temps (avec convection) en élasticité.

Pour cet essai, toutes les approches donnent des résultats assez similaires et relativement satisfaisants.

2.3.2.4 Simulation des essais de retrait de dessiccation (20°C, 50 % HR) avec préséchage (40°C, 80 % HR)

Pour cet essai, l'identification de b_s , b_c , K_s et K_h s'est effectuée à partir de la courbe de retrait de dessiccation en fonction du temps. En effet, le suivi de perte en masse à 20°C et 50 % HR après préséchage a eu lieu sur une éprouvette de géométrie différente de celle où la déformation de retrait de dessiccation a été mesurée. Les valeurs des coefficients b_s , b_c , K_s et K_h déterminés pour chaque approche sont présentés au Tableau 34.

Tableau 34 : Paramètres des différentes approches considérées (après préséchage).

Schrefler Elastique	Coussy Elastique	Granger Elastique	Bazant Elastique
b_s	b_c	K_s	K_h
0,336	0,28	$8,4 \cdot 10^{-4}$	$7 \cdot 10^{-4}$

La Figure 172 et la Figure 171 présentent les courbes simulées des différentes approches et la courbe expérimentale. La Figure 171 montre que le résultat obtenu pour chaque approche est cohérent et cale relativement bien la courbe expérimentale.

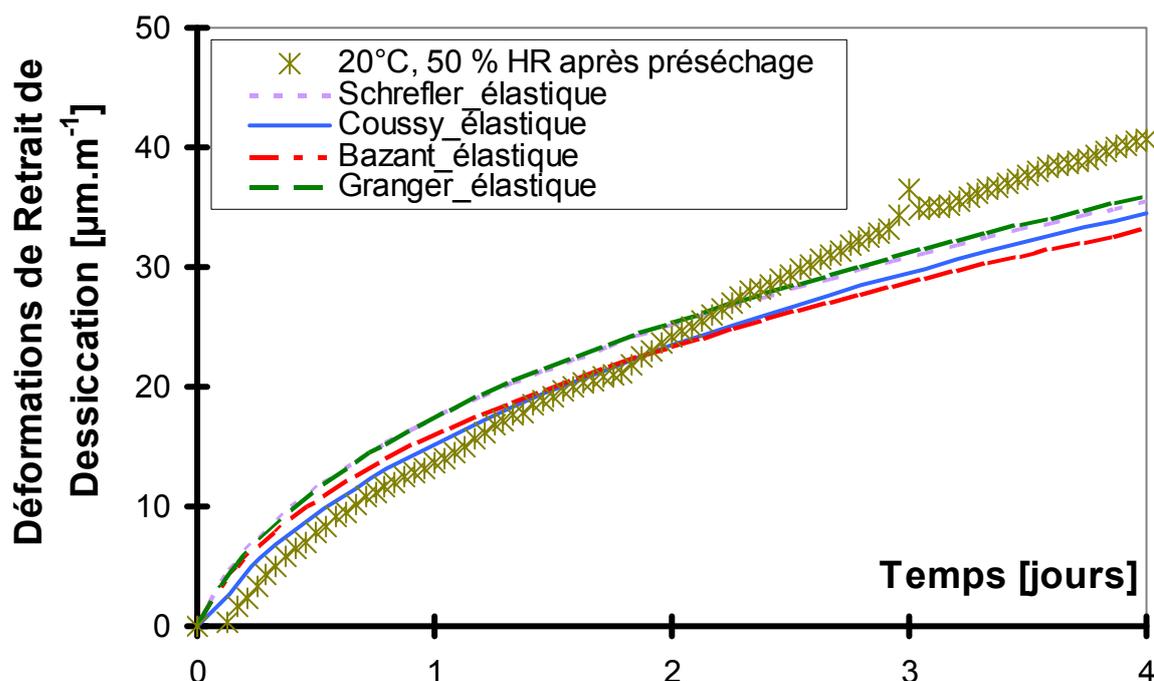


Figure 171 : Evolutions des déformations de retrait de dessiccation simulées et expérimentales en fonction du temps (avec convection, en élasticité).

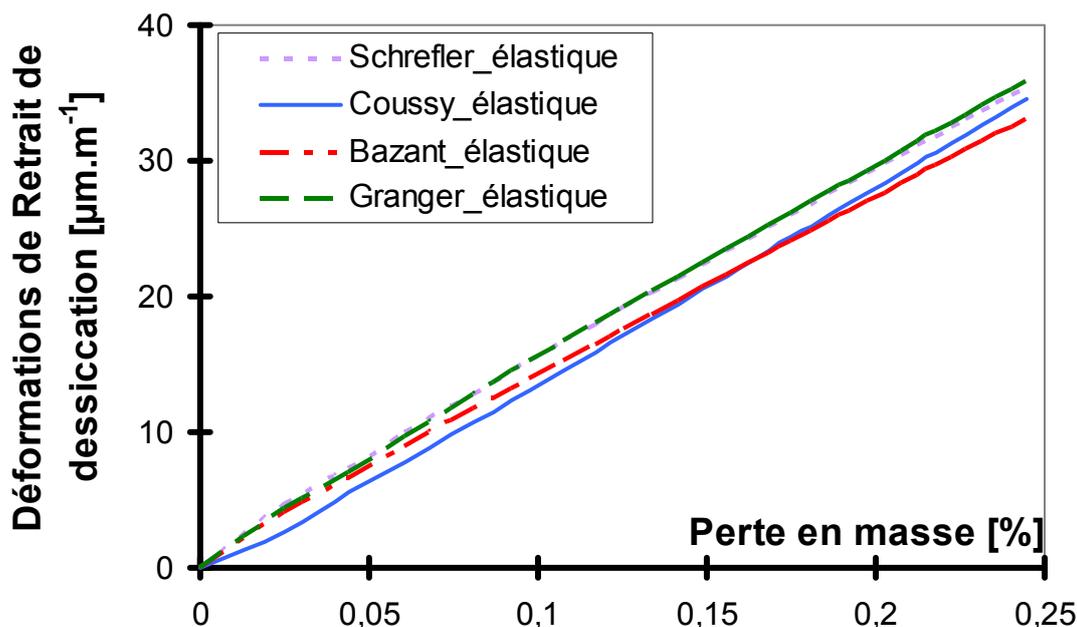


Figure 172 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation simulées en fonction de la perte en masse (avec convection, en élasticité).

A nouveau, les valeurs des paramètres matériaux sont proches de celles obtenues sur les autres essais.

2.3.2.5 Bilan de l'identification des paramètres matériaux

Le Tableau 35 est une synthèse de l'identification des coefficients b_s , b_c , K_s et K_h pour chaque essai effectué, et pour chaque approche.

Tableau 35 : Bilan de l'identification des paramètres matériaux relatifs au retrait de dessiccation pour chaque essai (séchage avec prise en compte de la convection, loi de comportement élastique).

	Schrefler Elastique b_s	Coussy Elastique b_c	Granger Elastique K_s	Bazant Elastique K_h
LCPC (20°C et 50 % HR)	0,18	0,135	$0,8 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-4}$
LMT (19°C et 42 % HR)	0,37	0,35	$1,4 \cdot 10^{-3}$	$9 \cdot 10^{-4}$
LCPC 2008 (20°C et 50 % HR)	0,25	0,23	$1,4 \cdot 10^{-3}$	$6 \cdot 10^{-4}$
20°C et 50 % HR après préséchage	0,336	0,28	$0,84 \cdot 10^{-3}$	$7 \cdot 10^{-4}$
Valeur moyenne	0,284	0,249	$1,11 \cdot 10^{-3}$	$6,5 \cdot 10^{-4}$
Ecart-type	0,085	0,09	$0,33 \cdot 10^{-3}$	$2,08 \cdot 10^{-4}$

Les simulations numériques mettent en évidence des écarts importants entre les valeurs des paramètres matériaux. Ces paramètres, quel que soit le modèle utilisé, varient du simple au double, ce qui se traduit directement par des déformations variant également du simple au double. Cette variabilité nous semble bien trop importante. De plus, il est à rappeler (cf. § 1.4.2.1) que la phase dormante au début de la courbe retrait de dessiccation/perde en masse,

n'a été observée que lors de la campagne [LCPC] (20°C et 50 % HR, éprouvette creuse de diamètre 13 cm), alors que les éprouvettes de la campagne [LCPC 2008] (20°C et 50 % HR) ont le même diamètre extérieur (et donc le gradient hydrique est plus important). Les difficultés expérimentales soulignées dans la partie « enseignement » sont peut-être à l'origine de ces différences. Aucune simulation numérique ne permet de reproduire la zone dormante. Les raisons ont été données plus haut [cf. § 2.3.1].

Le coefficient b_c associé à l'approche [Coussy] doit d'être théoriquement compris entre la valeur de la porosité (13,8 %) et 1 [Courtois et *al.* 2006]. Nos résultats sont donc théoriquement admissibles. Il est à noter que les valeurs que nous avons obtenues sont inférieures à celle trouvée (0,58) par Courtois et *al.* [Courtois et *al.* 2006] pour le même matériau (B11). Néanmoins, ces auteurs font le constat que la valeur, qu'ils ont obtenue, semble assez élevée pour un matériau comme le béton : la valeur de b_c serait plutôt assez proche de la valeur de la porosité (ce que nous avons globalement trouvé dans nos simulations). Il est à noter que Courtois et *al.* [Courtois et *al.* 2006] ont identifié leurs paramètres matériaux à partir des résultats expérimentaux de Granger [Granger 1996].

Granger [Granger 1996] a obtenu par identification inverse la valeur de $K_s = 1,68 \cdot 10^{-3}$ à partir de ses résultats expérimentaux. Ces valeurs sont assez proches de celles obtenues sur les éprouvettes pleines ([LMT] et [LCPC 2008]). Il est à noter que Granger a identifié ce paramètre sur une durée d'essai beaucoup plus importante (3 ans) que la notre (quelques jours).

Enfin, la comparaison des différentes approches montre que le modèle utilisé par [Granger] est celui qui a donné les meilleurs résultats. Les évolutions des déformations de retrait de dessiccation simulées et expérimentales sont tracées en fonction de la perte en masse et du temps, sur la Figure 173 et la Figure 174, respectivement.

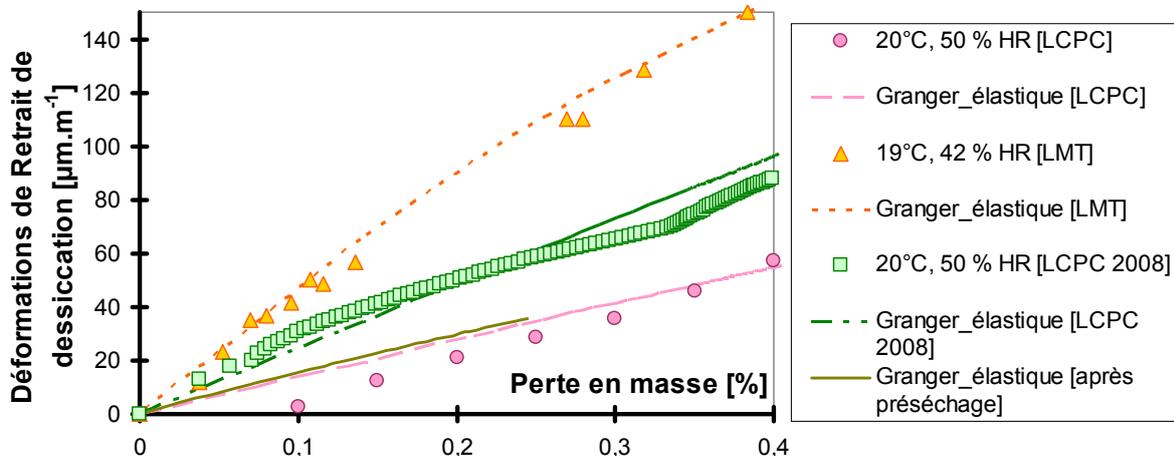


Figure 173 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation simulées en fonction du temps pour le modèle utilisé par [Granger] (avec convection, en élasticité).

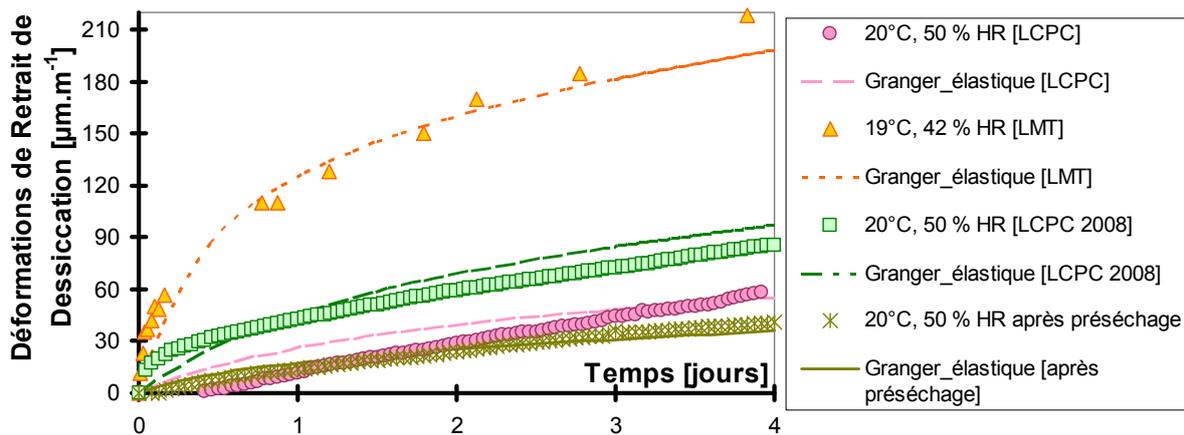


Figure 174 : Evolution des déformations de retrait de dessiccation simulées en fonction de la perte en masse pour le modèle utilisé par [Granger] (avec convection, en élasticité).

2.3.3 Conclusion

Dans cette partie, nous avons identifié, pour chaque modèle [Schrefler], [Coussy], [Granger] et [Bažant] les paramètres b_s , b_c , K_s et K_h permettant de reproduire au mieux la courbe expérimentale, et ce, pour les quatre types d'essais réalisés dans des conditions et sur des géométries différentes.

La zone dormante observée sur les essais LCPC n'a pas été reproduite lors des simulations numériques. La raison la plus probable est liée à la courte durée des essais (4 jours). Ceci explique que les modèles utilisés ont permis de reproduire correctement sur toute la durée des essais les résultats expérimentaux des campagnes [LMT] et [LCPC 2008], avec néanmoins des jeux de paramètres différents. Parmi les quatre modèles utilisés, celui proposé par [Granger] nous a semblé donner les meilleurs résultats. Par conséquent, c'est celui que nous avons conservé par la suite pour les simulations numériques de fluage de dessiccation.

Il est à rappeler que les simulations numériques ont été effectuées sans prendre en compte les déformations de fluage. Les résultats des simulations numériques du retrait de dessiccation avec prise en compte des effets du fluage seront présentés dans le chapitre [§ 2.5.2.2].

2.4 Modélisation des déformations de fluage propre

2.4.1 Description du modèle utilisé

Les déformations de fluage en traction sont assez mal connues, que ce soit du point de vue des mécanismes physico-chimiques en jeu ou de sa cinétique et son amplitude, par rapport aux déformations de fluage en compression. Nos essais ont montré que l'amplitude de la déformation de fluage propre en traction est très différente de celle en compression. Cette différence ne peut pas s'expliquer par un effet d'échelle, puisque les éprouvettes sont protégées de la dessiccation (les états de contraintes et de déformations sont homogènes à l'échelle macroscopique). Par conséquent, les modèles proposés dans la littérature ne peuvent pas être utilisés. Il est à noter que le modèle proposé par Benboudjema [2002] permet de retrouver un comportement différent en compression et en traction (via la partie positive présente dans la partie sphérique). Néanmoins, la différence, dans un essai uniaxial, n'est pas significative. Par conséquent, nous proposons dans ce travail une autre approche, qui peut être adaptée à la plupart des modèles de fluage propre utilisés dans la littérature.

Le fluage propre est modélisé à l'aide de plusieurs chaînes de Kelvin-Voigt placées en série. Un amortisseur est placé en série afin de retrouver une déformation partiellement réversible lors de la recouvrance (Figure 175).

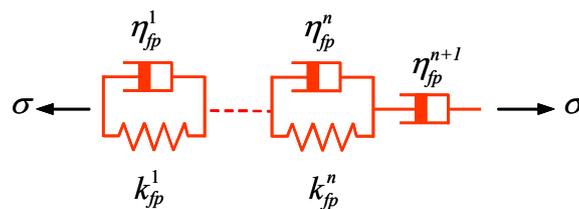


Figure 175 : Modèle de fluage propre.

Dans le cas de contraintes 1D, en considérant une chaîne de Kelvin-Voigt i et si on ne distingue pas le cas des contraintes de traction ou de compression, le modèle de fluage avec une chaîne de Kelvin-Voigt s'écrit :

$$\eta_{fp}^i \dot{\varepsilon}_{fp}^i(t) + k_{fp}^i \varepsilon_{fp}^i(t) = \tilde{\sigma} \quad [59]$$

Où ε_{fp}^i est la déformation du fluage propre au temps t , $\tilde{\sigma}$ est la contrainte effective (cf. équation 48), k_{fp}^i est la rigidité et η_{fp}^i est la viscosité associée à la chaîne de Kelvin-Voigt i . La prise en compte de la contrainte effective (et non la contrainte apparente) dans l'équation précédente indique seul le matériau non fissuré subit des déformations de fluage. Ce type d'approche n'est pas suffisant pour tenir compte du couplage fluage/fissuration. Ce point sera abordé par la suite [cf. § 2.6.1].

Le temps caractéristique τ_{fp}^i associé à la chaîne de Kelvin-Voigt i est défini par :

$$\tau_{fp}^i = \frac{\eta_{fp}^i}{k_{fp}^i} \quad [60]$$

La déformation de fluage propre dans l'amortisseur s'écrit :

$$\eta_{fp}^{n+1} \dot{\varepsilon}_{fp}^{n+1}(t) = \tilde{\sigma} \quad [61]$$

La déformation de fluage propre est obtenue en sommant les déformations élémentaires :

$$\varepsilon_{fp}(t) = \sum_{i=1}^{i=n+1} \varepsilon_{fp}^i(t) \quad [62]$$

Pour distinguer le fluage spécifique associé à des contraintes de compression et de traction, nous proposons la relation suivante où on introduit un paramètre ψ pour pondérer la part de fluage en traction :

$$\eta_{fp}^i \dot{\varepsilon}_{fp}^i(t) + k_{fp}^i \varepsilon_{fp}^i(t) = \langle \tilde{\sigma} \rangle^- + \psi \langle \tilde{\sigma} \rangle^+ \quad \text{et} \quad \eta_{fp}^{n+1} \dot{\varepsilon}_{fp}^{n+1}(t) = \langle \tilde{\sigma} \rangle^- + \psi \langle \tilde{\sigma} \rangle^+ \quad [63]$$

Ce modèle suppose que la cinétique de déformation est la même en compression et en traction. Si l'amplitude de fluage propre en traction est plus faible que celle en compression, on a alors $\psi < 1$.

On peut étendre classiquement ce modèle à un état de contraintes multiaxiales, en introduisant un coefficient de Poisson de fluage ν_{fp} , de façon analogue à l'élasticité, qui sera pris égal ici au coefficient de Poisson élastique :

$$\begin{aligned} \eta_{fp}^i \dot{\varepsilon}_{fp}^i(t) + k_{fp}^i \varepsilon_{fp}^i(t) &= (1 + \nu_{fp}) \langle \tilde{\sigma} \rangle^- - \nu_{fp} \langle tr(\tilde{\sigma}) \rangle^- \mathbf{1} + \psi (1 + \nu_{fp}) \langle \tilde{\sigma} \rangle^+ - \psi \nu_{fp} \langle tr(\tilde{\sigma}) \rangle^+ \mathbf{1} \quad [64] \\ \eta_{fp}^{n+1} \dot{\varepsilon}_{fp}^{n+1}(t) &= (1 + \nu_{fp}) \langle \tilde{\sigma} \rangle^- - \nu_{fp} \langle tr(\tilde{\sigma}) \rangle^- \mathbf{1} + \psi (1 + \nu_{fp}) \langle \tilde{\sigma} \rangle^+ - \psi \nu_{fp} \langle tr(\tilde{\sigma}) \rangle^+ \mathbf{1} \quad [65] \end{aligned}$$

Ce type de modèle est relativement simple à implanter dans un code de calcul, car la résolution numérique est effectuée de façon analytique (ce qui n'est pas le cas de chaîne de Maxwell, qui nécessite un algorithme, tel que l'« exponential algorithm » proposé par Bažant et Wu [Bažant et Wu 1974]).

De plus, l'effet de l'âge n'est pas pris en compte, néanmoins vu la courte durée des essais, l'effet du vieillissement peut être négligé.

Enfin, les rares mesures de déformations de fluage propre à différentes valeurs d'humidité relative, indiquent que les déformations de fluage propre en compression sont proportionnelles à l'humidité relative interne (par exemple, [Bažant et al. 1973]). Ceci n'a pas été pris en compte dans cette analyse, puisque les essais de fluage propre sur des éprouvettes préséchées en traction que nous avons réalisés ne mettent pas en évidence ce phénomène en traction.

L'algorithme de résolution numérique est le même que celui proposé par Benboudjema [Benboudjema 2002].

2.4.2 Identification des paramètres matériaux

L'identification des paramètres de fluage propre est basée sur la minimisation entre les déformations expérimentales $\varepsilon_{fpj}^{\text{exp}}$ (j représente le numéro de l'essai) et la déformation ε_{fp} calculée à l'aide de la formule [63], en se basant sur la méthode des moindres carrés. Cette méthode permet de trouver un jeu de paramètres qui s'approche de la courbe expérimentale, quel que soit le pas de temps considéré. On propose d'ajouter une fonction poids qui pondère l'erreur e , de telle façon que l'erreur soit minimale pour des temps élevés. Deux types d'identification ont été effectués en tenant compte dans le calcul de l'erreur de :

- soit la moyenne des courbes expérimentales (erreur e_1) ;
- soit la prise en compte de chaque courbe expérimentale (erreur e_2).

Ces calculs correspondent aux expressions suivantes :

$$e_1 = \sum_{i=1}^{i=\text{nombre points expé}} \left(\varepsilon_{fp}^{\text{exp-moy}}(t_i) - \varepsilon_{fp}(t_i) \right)^2 \times t_i \quad [66]$$

$$e_2 = \sum_{i=1}^{i=\text{nombre points expé}} \sum_{j=1}^{j=\text{nombre d'essais}} \left(\varepsilon_{fpj}^{\text{exp}}(t_i) - \varepsilon_{fp}(t_i) \right)^2 \times t_i \quad [67]$$

où t est le temps. Les erreurs e_1 et e_2 sont minimisées à l'aide du solveur Excel (méthode de Newton).

2.4.3 Conditions aux limites

La Figure 176 reporte la géométrie et les conditions aux limites des éprouvettes en traction [LCPC] et en compression [LMT].

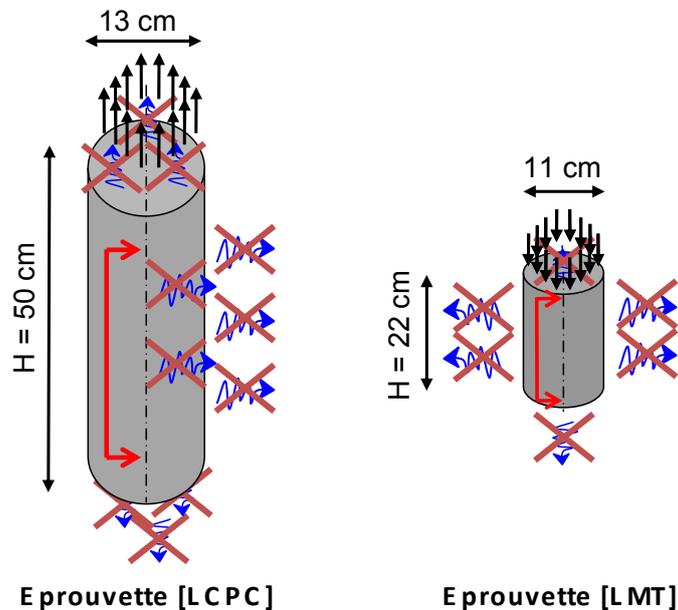


Figure 176 : Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées au LCPC et au LMT. Fluage Propre.

2.4.4 Simulation du fluage propre en traction

Les paramètres matériaux de fluage propre en traction sont tout d'abord identifiés séparément de ceux en compression. L'objectif est de vérifier la pertinence du modèle proposé pour caractériser simultanément les déformations de fluage propre en traction et en compression. La Figure 177 et la Figure 178 présentent deux résultats différents de la simulation numérique du fluage propre en traction.

Pour chacun de ces calculs, 3 chaînes de Kelvin-Voigt et un amortisseur en séries ont été utilisées ($\tau_{fp}^1 = 0,1$ jours, $\tau_{fp}^2 = 1$ jours, $\tau_{fp}^3 = 10$ jours).

Sur la Figure 177, nous avons reporté l'évolution du fluage propre spécifique simulé après minimisation de l'erreur en se basant sur la courbe moyenne expérimentale (Equation 66). Cette courbe est comparée à la moyenne expérimentale.

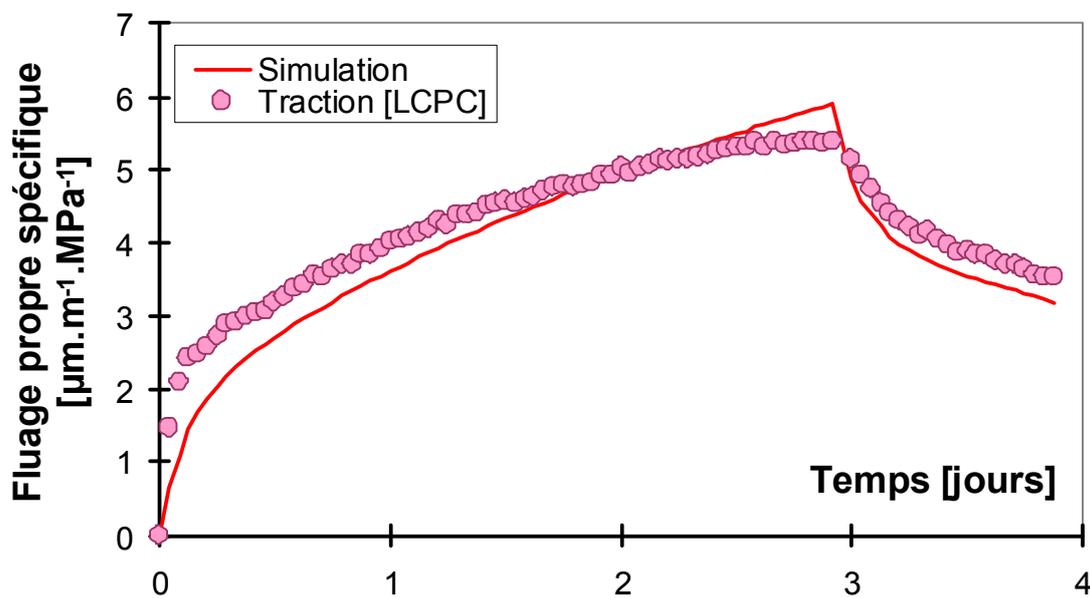


Figure 177 : Simulation numérique avec minimisation de l'erreur entre la moyenne des courbes expérimentales et la courbe simulée.

La Figure 178 présente la courbe simulée après minimisation de l'erreur en se basant sur chaque courbe expérimentale (Equation 67).

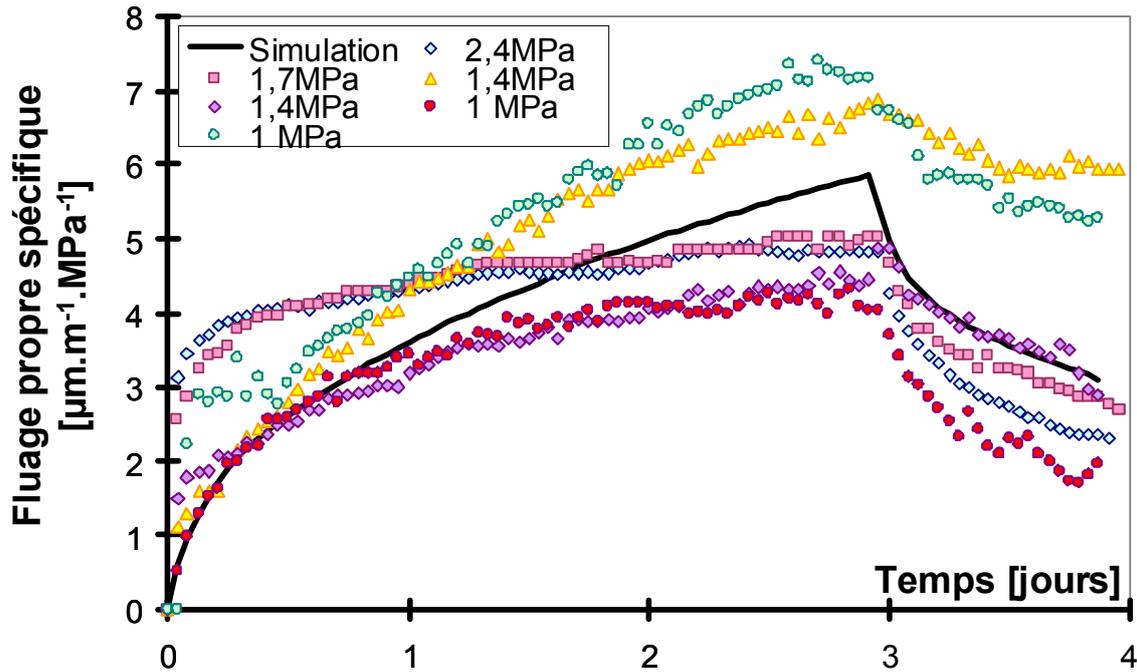


Figure 178 : Simulation numérique avec minimisation de l'erreur entre chaque courbe expérimentale et la courbe simulée.

Les deux résultats obtenus sont très similaires. La recouvrance est correctement reproduite.

Le Tableau 36 présente les paramètres obtenus après minimisation de l'erreur.

Tableau 36 : Valeurs des paramètres matériaux pour le fluage propre en traction.

TRACTION	k_{fp}^1	k_{fp}^2	k_{fp}^3	η_{fp}^{n+1}
	GPa	GPa	GPa	GPa.s
Minimisation de e^r /moyenne des courbes	641,15	659	87,1	6.10^{10}
Minimisation de e^r /chaque courbe	776,69	472	98,1	$2,44.10^{12}$

Les valeurs de viscosités η_{fp}^i sont obtenues en multipliant les valeurs de k_{fp}^i par les temps caractéristiques donnés précédemment.

2.4.5 Simulation du fluage propre en compression

De même que pour la traction, les paramètres matériaux de fluage propre en compression sont tout d'abord identifiés séparément de ceux en traction. La Figure 179 et la Figure 180 présentent les deux calculs différents pour l'identification des paramètres matériaux de fluage propre. La Figure 179 est le résultat de la minimisation de l'erreur e_1 (Equation 66) par rapport à la moyenne des courbes expérimentales, alors que la Figure 180 présente la courbe numérique déterminée à partir de la minimisation de l'erreur e_2 (Equation 67) par rapport à chaque courbe expérimentale.

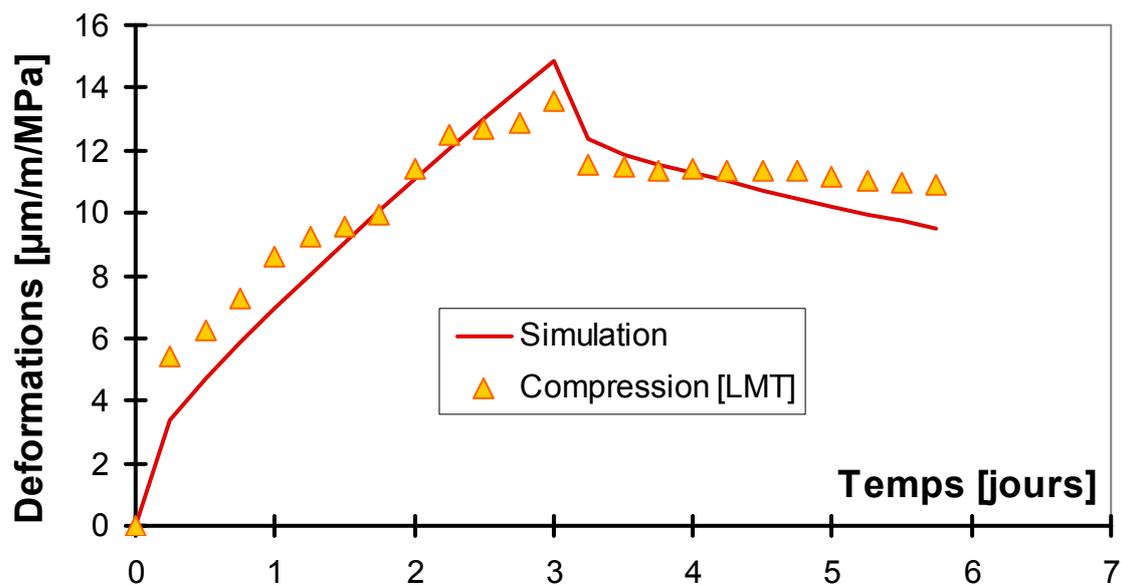


Figure 179 : Modélisation avec minimisation de l'erreur entre la moyenne des courbes de traction et la modélisation (COMPRESSION).

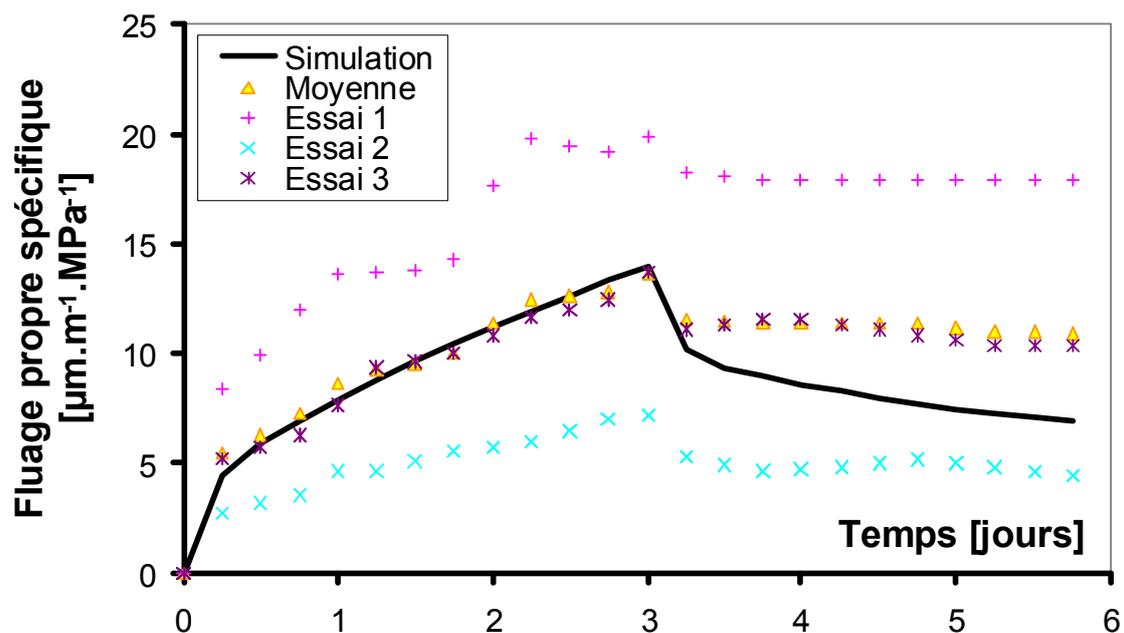


Figure 180 : Modélisation avec minimisation de l'erreur entre chaque courbe expérimentale et la modélisation (COMPRESSION).

Le Tableau 37 présente les valeurs des paramètres matériaux caractérisant le fluage propre en compression.

Tableau 37 : paramètres calés pour le fluage propre en compression.

COMPRESSION	k_{fp}^1	k_{fp}^2	k_{fp}^3	η_{fp}^{n+1}
	GPa	GPa	GPa	GPa.s
Minimisation de e^r /moyenne des courbes	420,64	336	21,0	2.10^9
Minimisation de e^r /chaque courbe	283,67	522,45	33,25	3.10^8

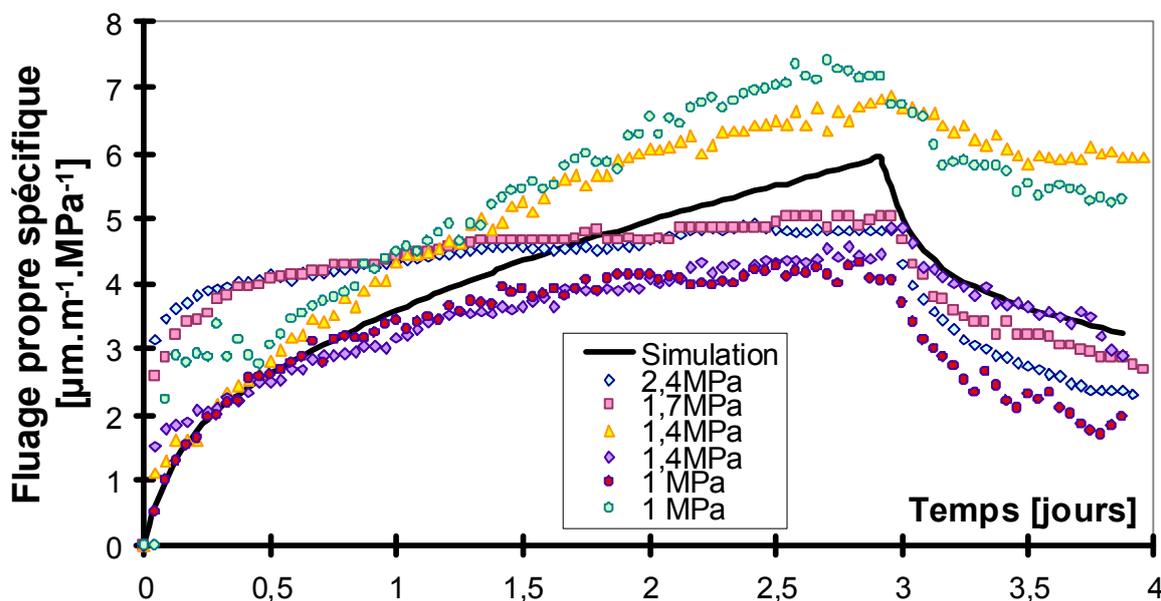
2.4.6 Modélisation combinée du fluage propre en traction et en compression.

Les paramètres matériaux caractérisant le fluage propre en traction et en compression sont identifiés à partir du calcul des déformations (équation 63). Le paramètre ψ est identifié de manière à avoir les mêmes valeurs de paramètres matériaux pour les chaînes de Kelvin-Voigt et de Maxwell en compression et en traction. Pour $\psi = 0,436$, on obtient les évolutions reportées sur la Figure 181 et la Figure 182.

Le Tableau 38 présente les valeurs des paramètres matériaux identifiés. Nous avons choisi de minimiser l'erreur par rapport à chaque courbe expérimentale (Equation 67).

Tableau 38 : paramètres calés pour le fluage propre en compression et en traction.

$\psi = 0,436$	k_{fp}^1	k_{fp}^2	k_{fp}^3	η_{fp}^{n+1}
	GPa	GPa	GPa	GPa.s
Minimisation de e^r /chaque courbe	755,83	460	298	$1,5.10^8$

**Figure 181 : Modélisation du fluage propre en traction pour $\psi = 0,436$.**

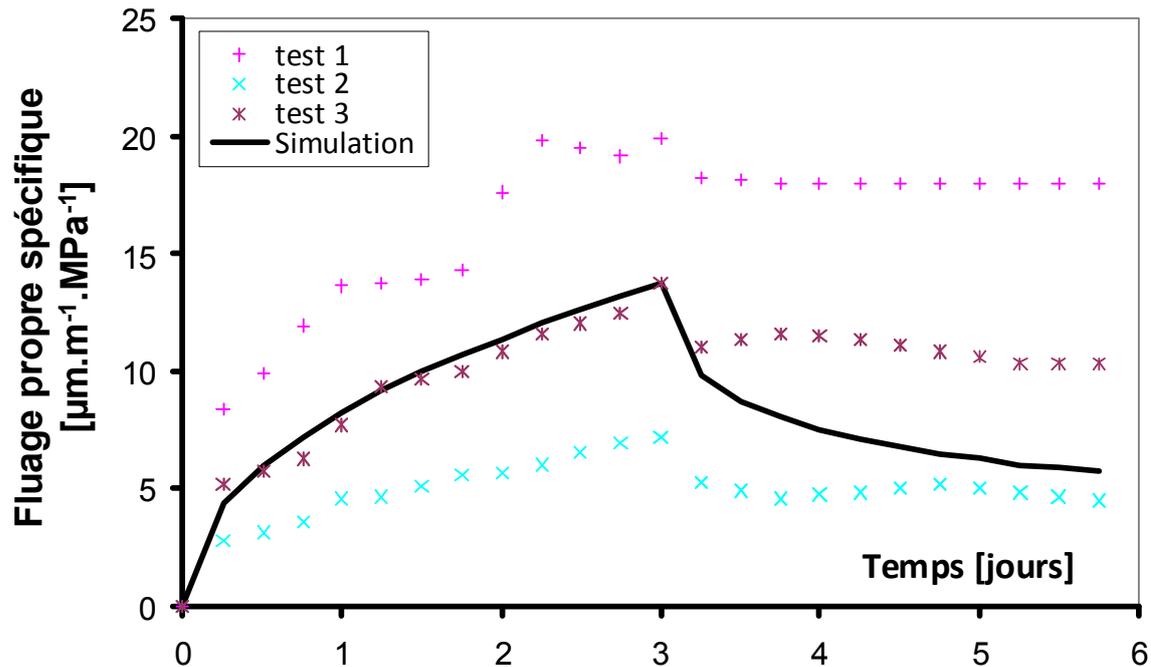


Figure 182: Modélisation du fluage propre en compression pour $\psi = 0,436$.

En traction, comme en compression, la courbe simulée est assez proche de celles expérimentales et celles issues des 2 minimisations indépendantes (cf. Figure 178 et Figure 180) lors du maintien de la charge. Par contre, la recouvrance est correctement reproduite uniquement en traction. Les simulations numériques surestiment les valeurs des déformations de fluage propre réversibles. Ce résultat était prévisible étant donné que nous avons mesuré des déformations de fluage propre réversibles (après décharge) plus importantes en traction qu'en compression. Le jeu de paramètre présenté dans le Tableau 38 a été utilisé par la suite lors des simulations numériques.

2.4.7 Conclusion

La modélisation du fluage propre proposée permet de reproduire correctement les évolutions des déformations de fluage propre sous des contraintes de traction et de compression, en introduisant un paramètre matériau additionnel ψ . Ce choix suppose que la cinétique de déformation reste la même en compression et en traction. Nous avons obtenu après identification la valeur $\psi = 0,436$, que nous avons conservée par la suite. Cette approche s'avère pertinente dans les conditions de nos essais pendant la phase de chargement. Par contre, la différence de recouvrance en compression et en traction ne peut pas être reproduite avec cette approche. Ce résultat ne peut pas être étendu étant donné que nous avons souligné dans la partie [§ 1.5.3] que nos observations ne sont pas totalement en accord avec les (rares) résultats disponibles dans la littérature.

2.5 Modélisation des déformations de fluage de dessiccation

Les résultats expérimentaux ont montré une différence de fluage de dessiccation spécifique en compression et en traction, comme dans le cas du fluage propre. Néanmoins, contrairement au fluage propre, nous avons souligné dans la partie [§ 1.6] que le fluage de dessiccation étant fortement sensible à la dimension des éprouvettes et des conditions d'essais (humidité relative de l'ambiance), l'analyse que nous avons menée est forcément approximative. Une analyse correcte ne peut se faire que par des simulations numériques aux éléments finis. Par conséquent, nous avons supposé tout d'abord que le fluage de dessiccation intrinsèque en traction et en compression est identique. De plus, nous avons observé pendant la durée des essais une proportionnalité entre les déformations de fluage de dessiccation en compression et en traction et les déformations de retrait de dessiccation. Ainsi, nous avons choisi le modèle proposé par Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985] pour la prédiction des déformations de fluage de dessiccation intrinsèque :

$$\dot{\varepsilon}_{fd} = \mu |\dot{h}| \tilde{\sigma} \quad [68]$$

où ε_{fd} est la déformation de fluage de dessiccation et μ est un paramètre matériau.

En effet, cette équation constitutive permet de retrouver la linéarité observée expérimentalement entre la déformation de fluage de dessiccation et le retrait de dessiccation, si on admet que le retrait est proportionnel à la variation d'humidité relative. Cependant, elle ne permet pas d'obtenir une réponse sensible à la vitesse de séchage, telle que cela a été obtenu expérimentalement par Day [Day et al. 1984].

2.5.1 Conditions aux limites

La Figure 176 reporte la géométrie et les conditions aux limites des éprouvettes.

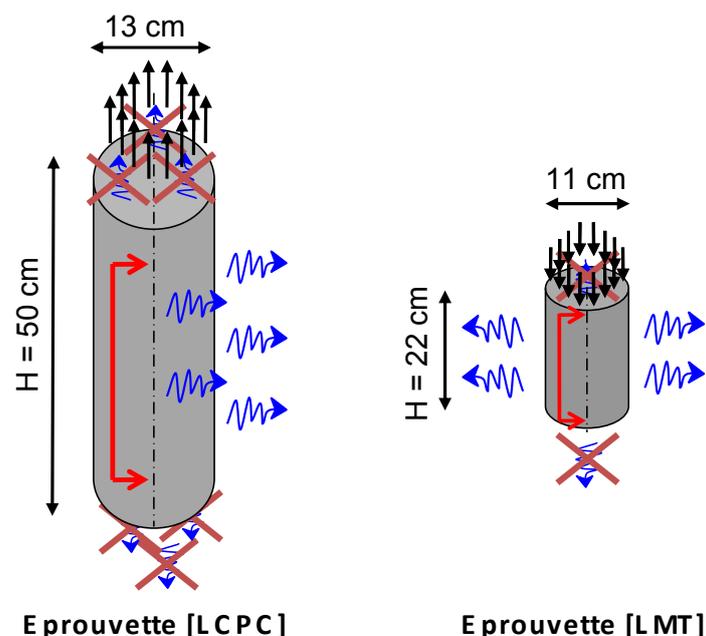


Figure 183 : Géométrie et conditions aux limites des éprouvettes testées au LCPC et au LMT. Fluage de dessiccation.

2.5.2 Analyse des déformations de fluage de dessiccation

Dans ce chapitre nous présentons les résultats des simulations numériques pour les 3 essais ([LCPC], [LMT] et [LCPC 2008]).

Pour la modélisation du retrait de dessiccation, le modèle utilisé par [Granger] a été utilisé (les valeurs du paramètre K_s sont données dans le Tableau 35). En effet, nous avons souligné dans le § 2.3.2.5 que cette approche donnait les meilleurs résultats. Le paramètre matériau a été identifié sans prendre en compte les déformations de fluage, ni la microfissuration induite lors du séchage. Nous justifierons ce choix par la suite.

2.5.2.1 Essais LCPC en traction (20°C, 50 % HR)

Afin de comparer les résultats obtenus par le calcul numérique et expérimentalement, nous nous sommes basés sur les courbes de « fluage total » c'est-à-dire les données brutes de l'essai de mesure de la déformée totale aux quelles on a retiré les déformations d'origine thermique et les déformations élastiques pendant la phase de chargement. Ainsi, la déformation en ordonnée inclue les composantes de retrait de dessiccation, de fluage propre et de fluage de dessiccation (structurel et intrinsèque). En effet, nous ne pouvons pas utiliser les données traitées [cf. § 1.6.1.1], puisque nous avons souligné que la microfissuration et l'état de contrainte inhomogène ne permettent pas d'obtenir directement à partir de l'expérience la composante de déformation de fluage de dessiccation intrinsèque.

Nous avons identifié une valeur du coefficient de fluage de dessiccation intrinsèque μ unique, permettant de reproduire au mieux les courbes expérimentales selon le niveau de chargement appliqué.

Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 184.

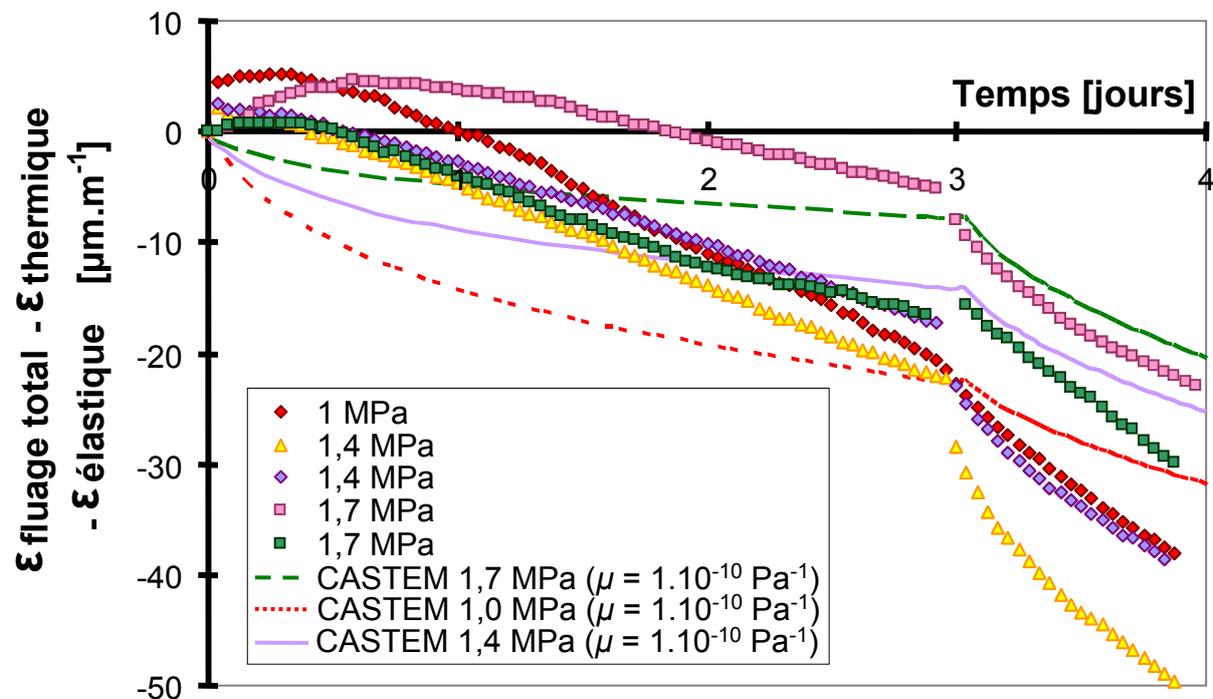


Figure 184 : Simulation du fluage total [LCPC] pour $\mu = 1.10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$.

Les résultats issus de la simulation numérique ne reproduisent pas correctement l'évolution des courbes expérimentales. Sur ces essais, il semblerait que le modèle proposé par Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985] ne soit pas adapté à la description du fluage de dessiccation en traction. Néanmoins, nous avons conservé ce modèle. Les raisons seront explicitées dans le paragraphe [§ 2.5.2.4]. Le coefficient μ identifié pendant ces essais est égal à 10^{-10} Pa^{-1} .

La Figure 185 présente les isovaleurs d'endommagement obtenues à la fin des simulations numériques (4 jours). On remarque que l'éprouvette n'est pas endommagée au cours de l'essai (contrainte appliquée de 1 MPa).

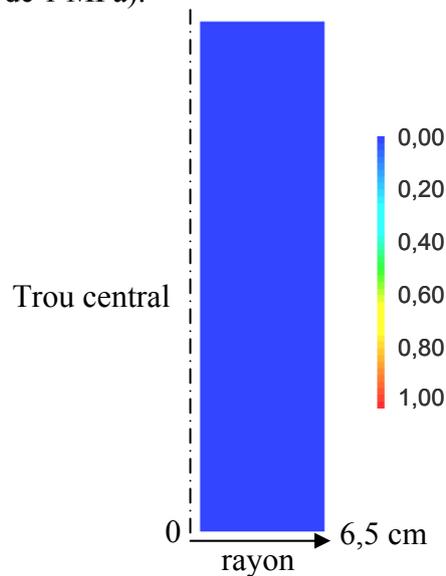
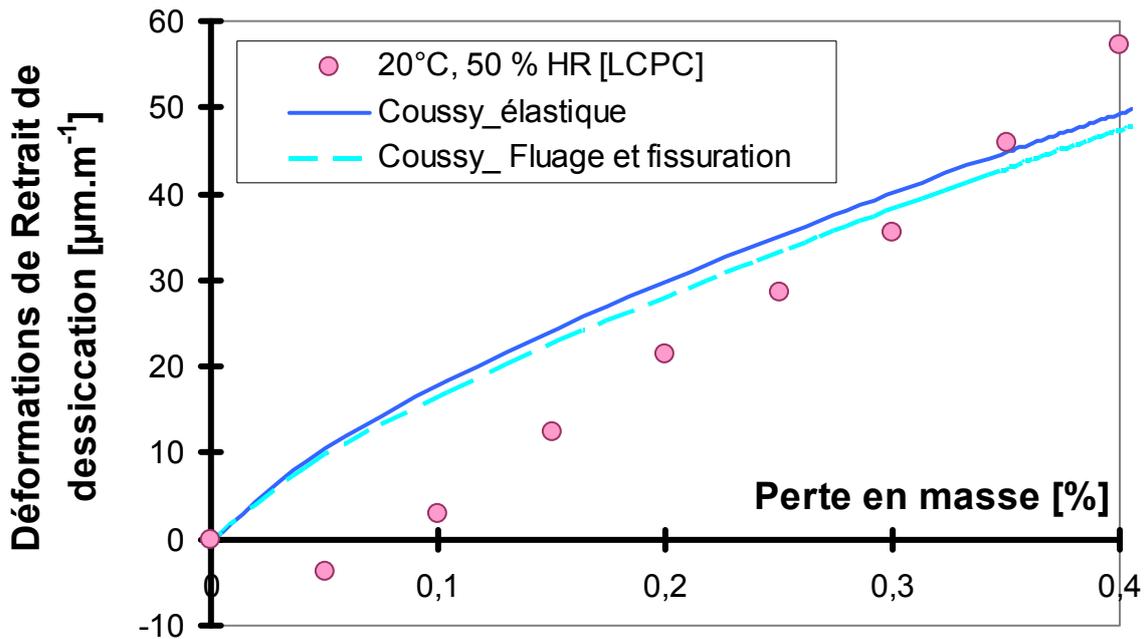


Figure 185 : Isovaleurs d'endommagement lors de l'essai de fluage total [LCPC] en axisymétrique.

2.5.2.2 Réanalyse du retrait de dessiccation avec prise en compte du fluage (20°C, 50 % HR)

Nous avons ensuite simulé à nouveau le retrait de dessiccation en prenant en compte le fluage de dessiccation et le fluage propre.



**Figure 186 : Simulation du retrait de dessiccation en traction [LCPC].
Comparaison entre les différentes approches.**

La Figure 186 compare les résultats obtenus pour la même approche [Coussey] avec et sans prise en compte du fluage et de la fissuration. Le résultat est indépendant du type de modèle de retrait de dessiccation utilisé. On remarque qu'il n'y a que très peu de différence entre les 2 courbes. Ce résultat est identique quelque soit le modèle de retrait de dessiccation utilisé. Nous rappelons, que les simulations effectuées (c.f. Figure 163) sans la prise en compte du fluage, montraient une forte influence de l'endommagement. En réalité (ce qui a justifié notre choix d'identifier les paramètres de retrait de dessiccation, sans prise en compte de l'endommagement et du fluage), les déformations de fluage en traction relaxent les contraintes dans l'éprouvette et réduisent fortement les valeurs d'endommagement. Par conséquent, la prise en compte du fluage est importante dès qu'il s'agit de prédire l'évolution de la déformation de retrait de dessiccation et la microfissuration (liée au retrait de dessiccation), si un modèle de fissuration est utilisé. Ceci n'est pas forcément pris en compte dans la littérature ([Alvaredo et Wittmann 1993], [Granger 1996], [Meschle et Grasberger 2001], [Burlion et al. 2005]).

2.5.2.3 Essais LMT en compression (19°C, 42 % HR)

Des simulations numériques similaires ont été effectuées pour les essais de fluage de dessiccation en compression. De même que pour la traction, les résultats expérimentaux et ceux issus de la simulation numérique correspondent aux déformations différées, auxquelles les déformations élastiques (à la charge et à la décharge) et les déformations d'origine thermique ont été ôtées.

La Figure 187 présente la comparaison entre la courbe expérimentale et simulée en compression.

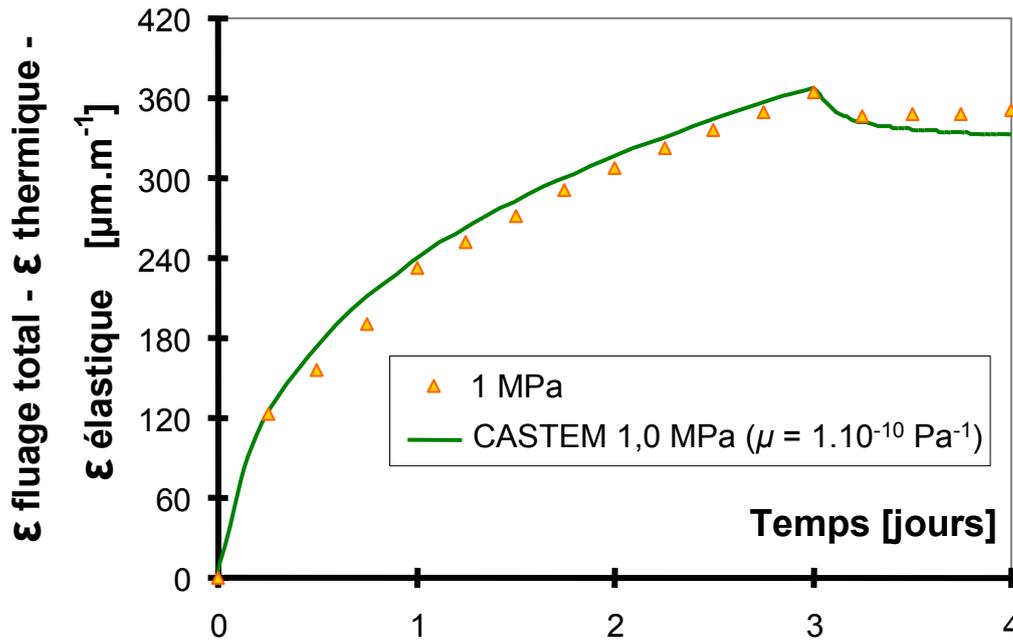


Figure 187 : Simulation du fluage de total en compression [LMT] pour $\mu = 1.10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$.

On remarque que la courbe expérimentale est correctement reproduite lors des simulations numériques pour $\mu = 1.10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$, correspondant à la valeur identifiée en traction.

La Figure 188, montre les isovaleurs obtenues en compression au bout de 4 jours. On remarque une très légère fissuration en peau (liée au gradient de déformation hydrique) et en partie supérieure de l'éprouvette (due à la restreinte de la cale en béton préalablement séchée).

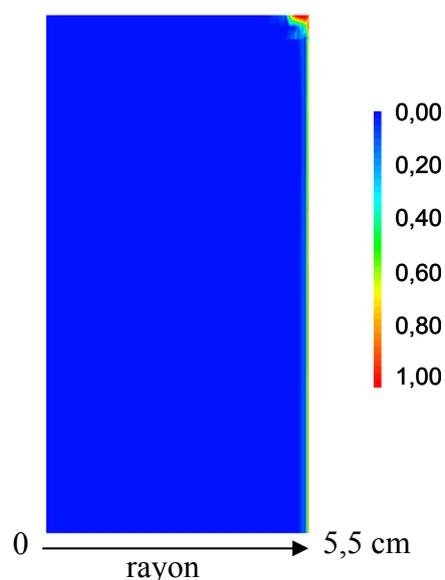


Figure 188 : Isovaleurs de fluage total [LMT] en axisymétrique.

2.5.2.4 Essais LCPC 2008 en traction (20°C, 50 % HR)

La Figure 189 présente les résultats obtenus pour les essais [LCPC 2008]. On remarque que contrairement aux essais réalisés sur éprouvettes creuses, les courbes expérimentales sont ici correctement reproduites. Les deux simulations numériques (1,2 MPa et 1,7 MPa) sont réalisées pour $\mu = 1.10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$ (valeur identifié sur les essais [LCPC 2008])

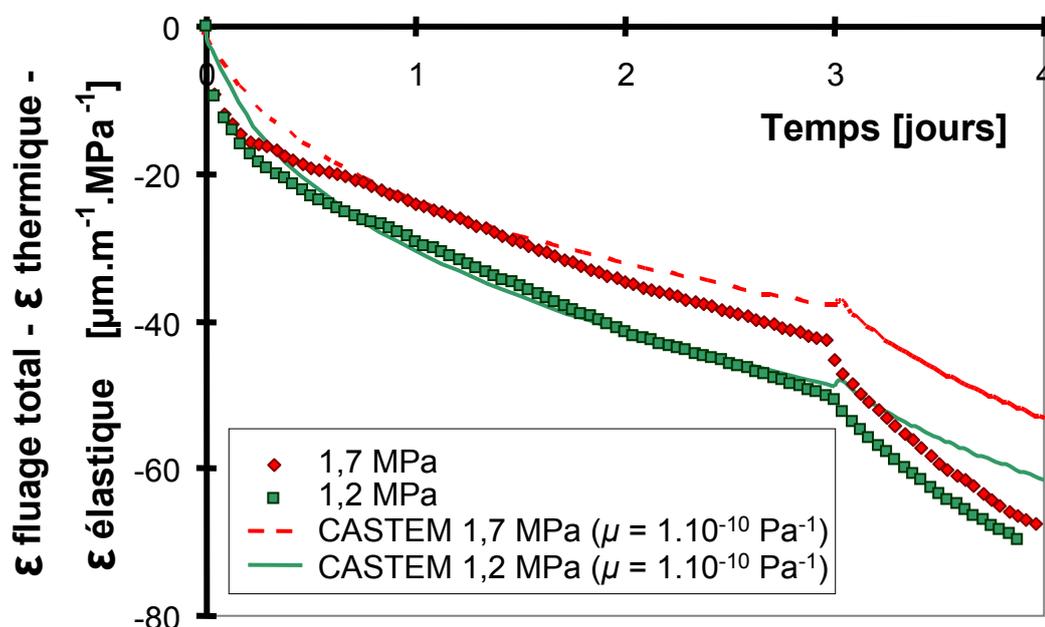


Figure 189 : Simulation du fluage total en traction [LCPC 2008] $\mu = 1.10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$.

La Figure 190 présente les isovaleurs d'endommagement obtenues au bout de 4 jours. Comme dans le cas des essais LCPC, on ne remarque aucun endommagement en peau.

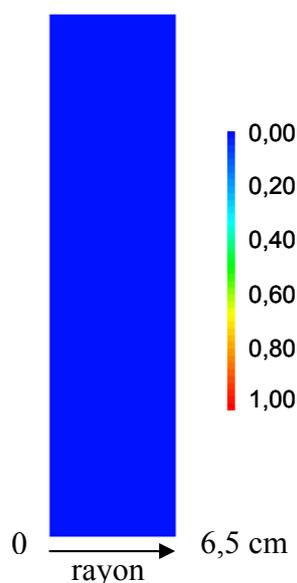


Figure 190 : Isovaleurs de fluage total [LCPC 2008] en axisymétrique.

2.5.3 Conclusion

Le modèle de fluage de dessiccation proposé par Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985] permet de reproduire correctement les résultats expérimentaux en traction dans le cas des éprouvettes pleines ([LCPC 2008]). En revanche, dans le cas des éprouvettes creuses ([LCPC]), les courbes simulées ne reproduisent pas correctement la cinétique des déformations expérimentales. Ceci peut être partiellement expliqué par les différences obtenues lors des essais de retrait de dessiccation. En effet, les simulations numériques des essais de retrait de dessiccation [LCPC] n'ont pas permis de reproduire les évolutions des courbes expérimentales (contrairement aux essais [LCPC 2008] et [LMT]).

Dans le cas des essais de compression, les simulations numériques avec une valeur identique du coefficient μ ($1.10^{-10} \text{ Pa}^{-1}$) en traction et en compression ont montré que pour les éprouvettes pleines, les déformations de fluage de dessiccation intrinsèque sont identiques en compression et en traction. On rappelle que cela n'a pas été le cas pour le fluage propre. Le Tableau 39 résume les valeurs des paramètres matériaux utilisées dans les simulations numériques.

Tableau 39 : Coefficient pour le calage des courbes de fluage total.

Type d'essai	$\mu \text{ Pa}^{-1}$
LCPC en traction (éprouvettes creuses)	1.10^{-10}
LMT en compression	1.10^{-10}
LCPC 2008	1.10^{-10}

2.6 Etude de l'interaction entre la fissuration et les déformations de fluage propre et dessiccation

2.6.1 Modélisation du couplage fluage fissuration

La prise en compte du couplage fluage-fissuration est ici effectuée en modifiant la déformation équivalente de traction (équation [50]) :

$$\hat{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon_e \rangle_+ : \langle \varepsilon_e \rangle_+ + \beta \langle \varepsilon_f \rangle_+ : \langle \varepsilon_f \rangle_+} \quad [69]$$

ε_f est la somme de la déformation de fluage propre et de dessiccation. β est un paramètre matériau identifié sur les courbes de déformations de fluage à différents niveaux de chargement. Ce type de couplage a été proposé par Mazzotti et Savoia [Mazzotti et Savoia 2003] et a été utilisé par Omar [Omar et al. 2003] et Torrenti et al. [Torrenti et al. 2008]. Ce couplage a été utilisé avec le modèle de Mazars modifié [§ 2.2]. Il ne permet pas de prendre en compte de l'évolution du coefficient de Poisson de fluage apparent en compression dans le temps [Li 1994], i.e. son augmentation, liée au développement de fissures verticales et également la dilatance.

2.6.2 Identification du paramètre de couplage

Le paramètre a été tout d'abord identifié sur les résultats expérimentaux de Roll [Roll 1964]. Ces simulations numériques ont été réalisées avant la réalisation de la campagne

expérimentale [Reviron et *al.* 2007]. Ces résultats ont été obtenus sur un béton de résistance en compression de 42 MPa à 28 jours, conservé à une ambiance de 60 % en humidité relative et à une température de 20°C. Les éprouvettes ont été chargées à 28 jours en compression.

L'évolution de la déformation de fluage est reportée sur la Figure 191 ($\beta = 0$) et la Figure 192 ($\beta = 0,24$). Ainsi, on constate que la prise en compte du couplage est très importante pour des niveaux de contraintes importants.

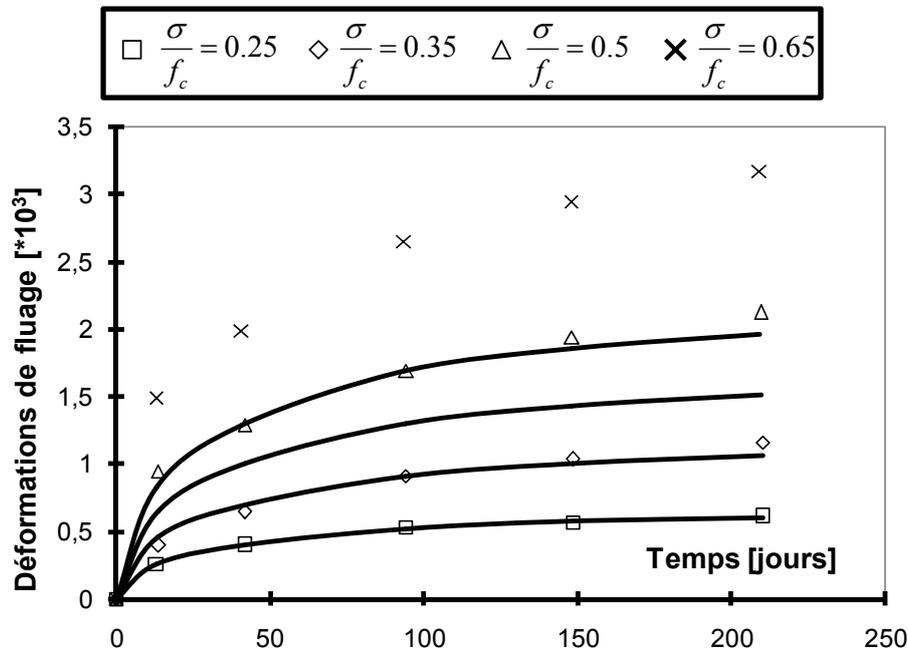


Figure 191 : Evolution des déformations de fluage, comparaison avec les résultats expérimentaux de Roll (1964) pour $\beta = 0$.

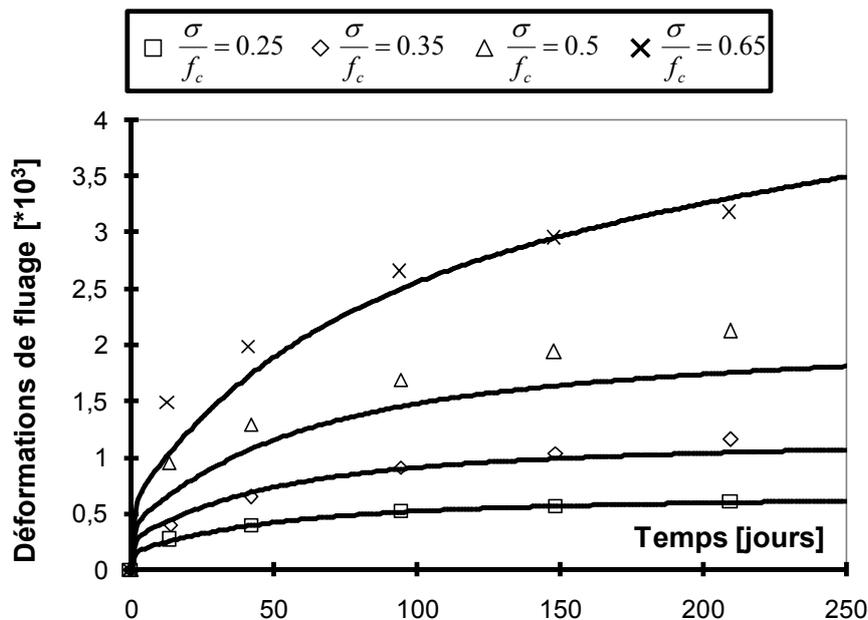


Figure 192 : Evolution des déformations de fluage, comparaison avec les résultats expérimentaux de Roll (1964) pour $\beta = 0,24$.

2.6.3 Rupture pendant l'essai de fluage en traction (essais LCPC)

Plusieurs calculs ont été effectués en traction dans le cas des essais [LCPC] (éprouvettes creuses). Ces simulations numériques ont pour but de reproduire la rupture constatée expérimentalement à un chargement de 3,05 MPa [cf. § 1.6.1.1.] Cette rupture a eu lieu lors des essais de fluage propre au bout de 16 minutes et également lors des essais de mesure de la déformation différée totale au bout de 2 minutes.

Les deux types de fluage ont été simulés à l'aide du logiciel aux éléments finis Cast3m, pour un paramètre $\beta = 0,24$ identifié sur les essais de Roll [Roll 1964].

2.6.3.1 Cas du fluage propre

La Figure 193 présente la courbe de fluage propre (avec la déformation élastique) obtenue lors d'une simulation numérique avec une contrainte de fluage de 3,1 MPa. En effet, pour une contrainte appliquée de 3,05 MPa, le calcul ne prédit pas ni rupture, ni fissuration au sein de l'éprouvette. Bien entendu, il est possible de reproduire la rupture à cette valeur de contrainte, en augmentant légèrement la valeur de β . Etant donné, le faible écart entre les niveaux de contrainte, la variabilité des propriétés mécaniques et le caractère aléatoire de la rupture, nous conservons la valeur $\beta = 0,24$.

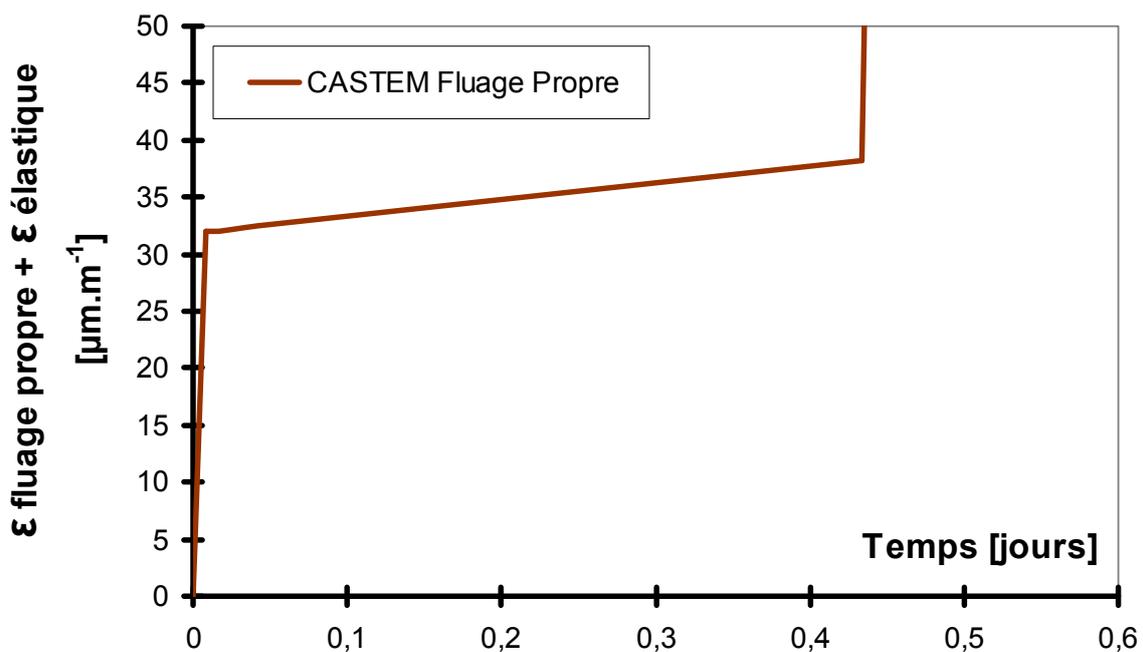


Figure 193 : Simulation numérique de la rupture en cours de fluage propre. Contrainte appliquée égale à 3,1 MPa, $\beta = 0,24$.

2.6.3.2 Cas du fluage de dessiccation

Comme pour le fluage propre, nous avons effectué des simulations numériques afin de reproduire la rupture lors de l'essai de fluage à 3,05 MPa. La Figure 194 présente la courbe de fluage obtenue pour une contrainte appliquée de 3,05 MPa. La rupture a lieu au bout de 27 heures environ.

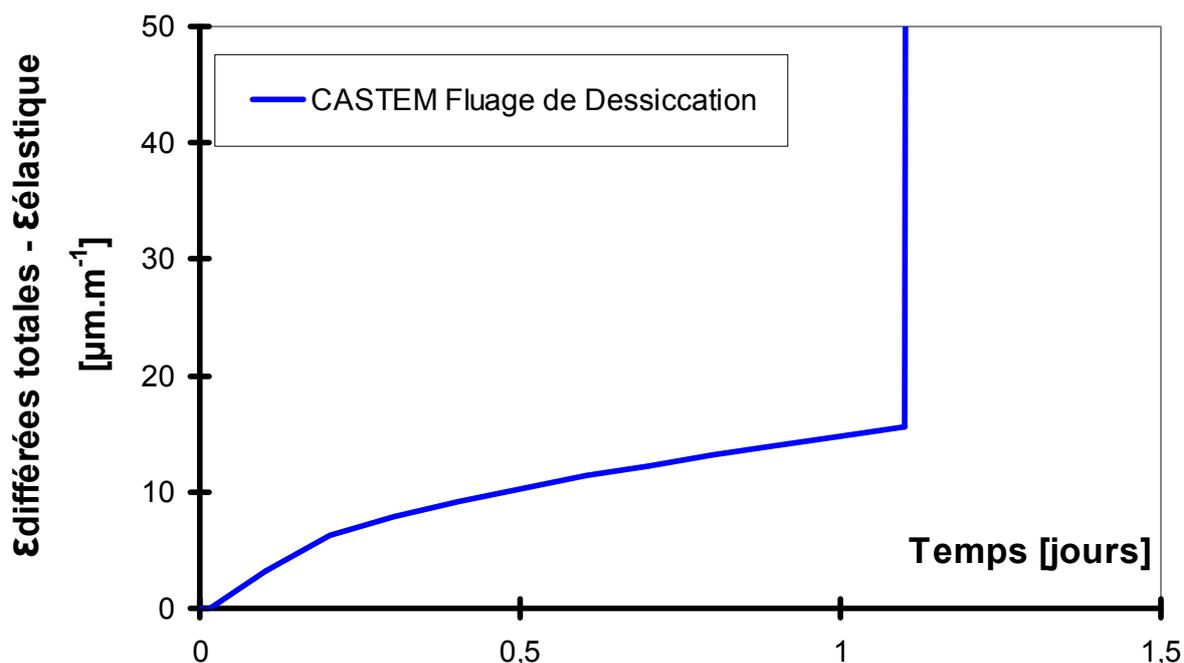


Figure 194 : Simulation numérique de la rupture en cours de fluage de dessiccation. Contrainte appliquée égale à 3,05 MPa, $\beta = 0,24$.

La contrainte de 3,00 MPa est la valeur seuil à partir de laquelle les ruptures des éprouvettes sont systématiquement prédites avant 3 jours. Ainsi, aucune rupture n'est prédite pendant l'essai de fluage si la contrainte appliquée est inférieure à 3,0 MPa.

La Figure 195 présente les isovaleurs d'endommagement obtenue lors du calcul numérique.

Ces isovaleurs sont issues du même calcul, mais à des pas de temps différents pour mettre en évidence la rupture brutale de l'éprouvette (aucune localisation d'ordre numérique n'a été observée).

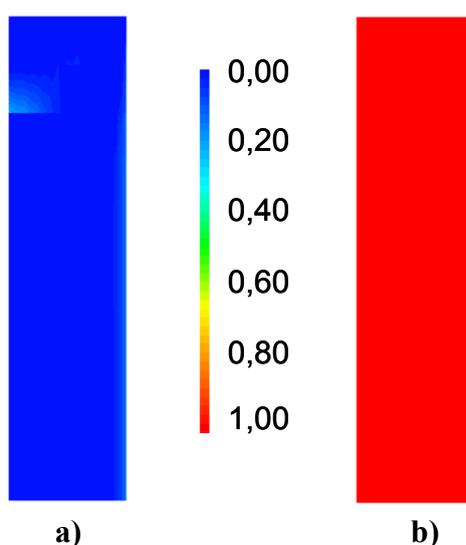


Figure 195 : Isovaleurs d'endommagement à deux pas de temps consécutifs. a) pas de temps juste avant la rupture, b) juste après la rupture.

2.6.3.3 Conclusion

L'interaction fluage/fissuration a été modélisée en prenant en compte dans la déformation d'extension une part de la déformation de fluage (propre et dessiccation). Ce couplage est relativement simple à implanter. Des simulations numériques antérieures aux essais ont permis d'identifier ce coefficient de couplage sur des essais de fluage en compression. La valeur obtenue a permis de retrouver la rupture d'éprouvette de fluage en traction. Ainsi, une rupture est prédite pour une contrainte supérieure à 3,1 MPa et à 3 MPa (pour une résistance en traction de 3,29 MPa) dans le cas du fluage propre et du fluage de dessiccation, respectivement. L'écart entre ces 2 niveaux de contraintes est lié essentiellement aux valeurs de déformations de fluage plus importantes lorsque l'éprouvette sèche. Ces simulations indiquent, comme nous l'avons souligné dans la partie [§ 1.5.1.1] que le comportement différé du béton en traction reste viscoélastique linéaire, quasiment jusqu'au pic de contrainte. Bien entendu, ce résultat reste à être validé à partir d'essais à des niveaux de chargement intermédiaire (entre 2,4 et 3,05 MPa).

2.7 Conclusion

La simulation numérique du séchage a été effectuée avec et sans prise en compte de la convection. Cependant, en prenant en compte la convection, la cinétique de séchage est réduite, et une valeur de perméabilité intrinsèque de l'ordre de 10^{-21} m² est identifiée. Ainsi, dans notre étude il nous est apparu important de tenir compte du phénomène de convection, étant donné la durée courte des essais.

Pour le retrait de dessiccation, les paramètres matériaux ont été identifiés pour chaque modèle ([Schrefler], [Coussy], [Granger] et [Bažant]). Parmi ces modèles, celui proposé par [Granger] nous a semblé donner les meilleurs résultats. Par conséquent, c'est celui que nous avons conservé par la suite pour les simulations numériques de fluage de dessiccation.

La modélisation du fluage propre proposée, permet de reproduire correctement les évolutions des déformations de fluage propre en traction et en compression avec la même loi de comportement grâce à l'introduction d'un paramètre matériau additionnel. Par contre, la différence de recouvrance en compression et en traction ne peut pas être reproduite avec cette approche.

Pour la simulation numérique du fluage de dessiccation, nous nous sommes basés sur le modèle proposé par Bažant et Chern [Bažant et Chern 1985]. Les simulations numériques avec ce modèle nous ont permis de montrer que les déformations de fluage de dessiccation en compression et en traction sont identiques. Ceci ne semblait pas le cas lors de l'analyse brute des résultats expérimentaux. En effet, le fluage de dessiccation ne peut pas être interprété sans simulations numériques, puisque l'état de contraintes est hétérogène et dépend fortement des dimensions de l'éprouvette et des conditions environnementales.

L'interaction fluage/fissuration a été modélisée, de façon simplifiée, en prenant en compte dans la déformation d'extension une part de la déformation de fluage (propre et dessiccation). Les ruptures obtenues en cours de fluage ont bien été retrouvées numériquement.

CONCLUSION GENERALE

1. Conclusions

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été menés afin de prédire le comportement différé du béton soumis à des contraintes de traction sur une durée de chargement de trois jours (représentative de la durée d'une épreuve d'enceinte). Le but était d'étudier l'influence d'une sollicitation maintenue avant pic, de déterminer l'impact sur la résistance résiduelle du matériau et sur sa durabilité. En effet, il est nécessaire de s'interroger sur les risques de fissuration lors d'une épreuve d'enceinte ou d'un accident grave.

Deux objectifs ont été visés :

- Etude de l'évolution de la microfissuration à faible niveau de sollicitation en traction sur une longue durée (comportement en situation de service)
- Etude du comportement sous charge élevée en traction sur une courte durée (3 jours, comportement en situation accidentelle).
- Impact des déformations différées sur la résistance résiduelle du matériau.

Dans le cadre de cette étude à l'échelle du matériau, plusieurs outils ont été utilisés :

- des outils expérimentaux : réalisation de différents essais pour la décomposition des déformations
- des outils numériques pour exploiter de façon pertinente les résultats expérimentaux (notamment à cause des champs hétérogènes se produisant lors d'essais en conditions séchantes)

Dans une première partie, la formulation du B11 a été mise au point afin de se rapprocher au mieux des propriétés rhéologiques (slump) et mécaniques (résistance en compression) mesurées sur site mais aussi pour servir de référence dans le cadre de plusieurs études en cours et à venir.

Ensuite, plusieurs campagnes d'essais de déformations différées ont été effectuées au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées et au Laboratoire de Mécanique et Technologie. Ces campagnes comprenaient un ensemble d'essais sous différents types de chargement (traction, compression, sans chargement) ainsi que différents niveaux de chargement. Les

conditions environnementales étaient également contrôlées (avec et sans séchage, avec pré-séchage).

D'autres essais ont également été réalisés afin de caractériser le séchage et d'identifier les paramètres nécessaires à la simulation numérique indispensable pour la décomposition des déformations.

Nous nous sommes également intéressés à la résistance résiduelle du béton (après avoir été sollicité en fluage et/ou soumis à un séchage).

Ces essais ont permis de mieux comprendre le comportement du béton soumis à une sollicitation de fluage en traction, et donc ainsi améliorer nos connaissances sur le comportement des enceintes de confinement, qui peuvent subir ce type de chargement. Cette étude est d'autant plus importante que ce phénomène est mal connu et a été très peu étudié. En effet, la littérature scientifique traite principalement de travaux sur le fluage en compression du béton.

Les résultats obtenus en fluage propre et en fluage de dessiccation ne concordent que partiellement à ce qui est couramment observé dans la littérature. Ainsi, sur ce matériau nous avons mesuré un fluage propre spécifique beaucoup plus faible en traction qu'en compression. De plus, les déformations de fluage propre en traction ne dépendent pas de l'état de saturation initial. Dans le cas du fluage de dessiccation, les résultats bruts expérimentaux montrent que le fluage spécifique est plus important en traction. Les simulations numériques (après identification des paramètres matériaux) ont montré que finalement, les fluages de dessiccation spécifiques intrinsèques en compression et en traction sont identiques. En effet, lors du séchage, un état de contraintes non homogène est initié dans l'éprouvette en béton, ce qui implique la réalisation de simulations numériques pour identifier correctement le comportement du béton.

Les déformations de fluage sont en grande partie irréversibles lors de la recouvrance, dans le cas du fluage propre et du fluage de dessiccation. De plus, dans la gamme de chargement testée, nous avons observé pendant la charge un comportement visco-élastique linéaire jusqu'à un niveau de 64 % de la résistance moyenne. Les éprouvettes chargées à 95 % de la résistance moyenne ont rompu au bout de quelques minutes.

Enfin, nous avons obtenu pour tous nos essais que les déformations de fluage de dessiccation sont bien proportionnelles à celles de retrait de dessiccation. Ce résultat n'avait été confirmé, dans la littérature, que dans le cas de la compression.

Des essais complémentaires de caractérisation mécanique et hydrique ont également été menés afin de compléter la base de données expérimentale. Après 4 jours de séchage, aucune modification significative du module d'Young et de la résistance n'a été mesurée en compression. Par contre, une diminution de 22 % de la résistance en traction a été mesurée. L'acquisition de l'isotherme de désorption a également été effectuée. Des mesures de retrait de dessiccation en fonction de la perte en masse ont été effectuées sur différentes géométries et dans différentes ambiances. Ces mesures ont montré des comportements différents, qui ne peuvent pas être imputés à un effet d'échelle ou à la microfissuration en surface des éprouvettes.

La comparaison effectuée dans cette étude entre les fluages spécifiques en traction et en compression trouve un débouché naturel pour la simulation numérique du fluage. L'objectif est de modéliser à la fois le fluage en compression et en traction avec une même loi rhéologique en adaptant des modèles de fluage existants et mettre ainsi au point un outil fiable pour la simulation numérique du comportement différé des ouvrages en béton armé

précontraint jugés « sensibles » sur le plan de la sûreté nucléaire telles les enceintes de confinement des bâtiments réacteurs.

Des mesures de perméabilités à l'air ont été effectuées dans le but d'étudier l'étanchéité du matériau lors des déformations différées. Le mode de conservation suivi (en condition non séchante à 20°C ou en préséchage à 40°C et 80 % d'humidité relative) n'a pas permis de mesurer de débit significatif. Ceci montre l'importance des aspects hydriques.

Dans la partie « simulation numérique », un modèle de comportement différé, incluant le séchage, le retrait de dessiccation, le fluage propre, le fluage de dessiccation, la fissuration et le couplage fissuration / fluage a été implanté dans le logiciel Cast3m.

Les simulations numériques avec un modèle aux éléments finis ont été comparées aux résultats expérimentaux. L'objectif est d'identifier les paramètres matériaux et de proposer un outil de simulation numérique fiable, capable de prédire le comportement d'une enceinte de confinement, lors d'un test décennal en zone courante et singulière en matière de déformations, fissuration.

Ces simulations nous ont permis d'obtenir des résultats satisfaisants entre les courbes numériques et expérimentales pour la plupart des calculs effectués (séchage, fluage propre, fluage de dessiccation et interaction fluage / fissuration), hormis pour le retrait de dessiccation.

Les simulations numériques, relatives au séchage, ont montré qu'une équation de diffusion non linéaire (conservation de la masse d'eau liquide) est suffisante (il n'est pas nécessaire d'intégrer la diffusion de la vapeur d'eau/air sec, ni la perméation de l'air). La convection hydrique en surface est également à prendre en compte étant donné la courte durée des essais. Sa prise en compte permet « d'obtenir » des valeurs plus faibles de perméabilité intrinsèque (étant donné que la convection « ralentit » le séchage).

Les simulations de retrait de dessiccation montrent une différence importante entre les paramètres matériaux (taille des éprouvettes et conditions environnementales), quelque soit le modèle utilisé. Ceci peut être dû à la variabilité (ici importante) associée au retrait de dessiccation ou à un problème de mesures expérimentale. Contrairement à plusieurs études précédentes, nous n'avons trouvé en peau qu'une très faible microfissuration. Ceci est lié à la prise en compte des déformations de fluage (qui relaxent les contraintes) et de la convection (qui réduit le gradient hydrique au début du séchage). Parmi les modèles de retrait de dessiccation que nous avons utilisés, celui proposé par [Granger] nous a semblé donner les meilleurs résultats. Par conséquent, c'est celui que nous avons conservé par la suite pour les simulations numériques de fluage de dessiccation.

La modélisation du fluage propre proposée, permet de reproduire correctement les évolutions des déformations de fluage propre en traction et en compression avec la même loi de comportement grâce à l'introduction d'un paramètre matériau additionnel. Par contre, la différence de recouvrance en compression et en traction ne peut pas être reproduite avec cette approche.

Les simulations numériques de fluage de dessiccation nous ont permis de montrer que les déformations de fluage de dessiccation en compression et en traction sont identiques. Ceci ne semblait pas le cas lors de l'analyse brute des résultats expérimentaux, comme nous l'avions indiqué auparavant. En effet, le fluage de dessiccation ne peut pas être interprété sans

simulations numériques, puisque l'état de contraintes est hétérogène et dépend fortement des dimensions de l'éprouvette et des conditions environnementales. De plus, comme dans le cas du retrait de dessiccation, une très faible microfissuration a été prédite, ce qui ne permet pas d'expliquer la dégradation de la résistance en traction mesurée après les essais de fluage en condition séchante.

L'interaction fluage/fissuration a été modélisée, de façon simplifiée, en prenant en compte dans la déformation d'extension une part de la déformation de fluage (propre et dessiccation). Les ruptures obtenues en cours de fluage ont bien été retrouvées numériquement.

2. Perspectives

On peut distinguer deux voies pour approfondir nos connaissances : la voie expérimentale et la simulation numérique.

Du point de vue expérimental, Il est important de continuer une étude sur le fluage en traction uniaxiale, sur les mêmes bâtis afin de résoudre définitivement les problèmes expérimentaux rencontrés lors de cette étude. Une fois ces problèmes résolus, des essais de suivi de débit de fuite en cours de fluage pourront être réalisés.

L'influence des contraintes de traction faibles sur une longue durée est mal connue (en termes de fissuration, rupture, résistance et étanchéité) alors que ce type de sollicitation est susceptible de se produire dans les enceintes de confinement. Une étude expérimentale reste à étudier, à cet égard, il convient de souligner que les bâtis utilisés lors de ce travail ont été conçus pour pouvoir réaliser de tels essais.

L'aspect multiaxial du fluage (traction/traction, traction/compression) reste à étudier car ce type de sollicitations correspond à celui subi in situ par les enceintes de confinement. Un programme expérimental a été initié sur la presse triaxiale Astrée du LMT-Cachan, avec une géométrie d'éprouvettes dimensionnée et optimisée par des simulations numériques [cf. ANNEXE 3] aux éléments finis (Cast3M).

Du point de vue de la modélisation, les simulations numériques montrent une très faible microfissuration des éprouvettes, qui ne peut pas expliquer la diminution de la résistance en traction. Etant donné que le béton est un matériau hétérogène, où seule la pâte de ciment subit la déformation de retrait de dessiccation (cette déformation est alors empêchée par les granulats), une décohésion et des fissures perpendiculaires aux inclusions sont initiées. Une prise en compte à l'échelle macroscopique basée, sur une étude expérimentale et numérique à l'échelle mésoscopique devrait permettre de retrouver cette diminution. Un travail de thèse sur la simulation mésoscopique est en cours à l'IRSN. Concernant les simulations numériques, plusieurs applications peuvent être encore menées, notamment sur le fluage en flexion. En effet, les essais réalisés par Omar [Omar 2004] peuvent être simulés à l'aide du logiciel Cast3m en utilisant le modèle de comportement différé développé et implanté lors de cette étude.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- ACI 209, « Modelling and calculation of shrinkage and creep in hardened concrete », Reported by ACI Committee 209 ACI 209.YR-XX.
- ACI 308-92 Standard Practice for Curing Concrete (Reapproved 1997)
- ACI 99 ACI Manual of Concrete Practice. Part 2, “Construction practices and inspection pavements”, ACI 305R-91, 1999.
- Acker P., « De la controverse sur les lois de fluage du béton et des moyens d’en sortir », Cement and Concrete Research, vol.13, p.580-582, 1983.
- Acker P., « Comportement mécanique du béton : apport de l’approche physicochimique », thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Rapport de recherche LCPC n°152, 1988.
- Acker P., Ulm F.-J., “Creep and shrinkage of concrete : physical origins and practical measurements”, Nuclear Engrg. Des., vol. 203, p.143–158, 2001.
- Ali I., Kesler C. E., “Mechanism of creep in concrete”, Symposium on creep of concrete, Détroit, American Concrete Institute, Publication, S-P 9, p. 35-63, 1964.
- Alnajim A., « Modélisation et simulation du comportement du béton sous hautes températures par une approche thermo-hydro-mecanique couplée. Application à des situations accidentelles », Thèse Université de Marne-la-Vallée, 2004.
- Altoubat S.A., Lange D.A., “The Pickett effect at early age and experiment separating its mechanisms in tension”, Materials and Structures, vol. 35, p.211-218, 2002.
- Alvaredo, A.M., Wittmann, F.H., “Shrinkage as influenced by strain softening and crack formation”, Creep and Shrinkage of Concrete, Z.P. Bažant et I. Carol eds., E & FN Spon, London, 1993.
- Armstrong L.D., Kingston R.S.T., “Effect of moisture content changes on creep of wood”, Nature, vol.4716, n°185, p. 862-863, 1960.
- Astudillo de la Vega E., « Etude expérimentale du comportement mécanique d’un béton fibré à ultra hautes performances (BFUHP) en traction biaxiale », Thèse de doctorat du LMT-Cachan, 2002.

- Baroghel-Bouny V., Mainguy M., Lassabatere T., Coussy O., "Characterization and identification of equilibrium and transfer moisture properties for ordinary and high-performance cementitious materials", *Cement and Concrete Research*, n°29, p. 1225-1238, 1999.
- Baroghel-Bouny V., "Water vapour sorption isotherms: basic data for analysis of hygral behavior and its relation to pore structure", proceedings of Conference "Cementitious materials as model porous media: Nanostructure and Transport processes", Monte Verità, Suisse, ed: K. Scrivener et E.Gallucci, Lausanne: p.13-18, 2005.
- Baroghel-Bouny, V., "Water vapour sorption experiments on hardened cementitious materials Part I: Essential tool for analysis of hygral behavior and its relation to pore structure". *Cement and Concrete Research* vol.37, p.414-437, 2007.
- Bažant Z.P., Najjar L.J., "Non linear water diffusion in non saturated concrete", *Materials and Structures*, vol. 5, n°25, p. 3-20, 1972.
- Bažant Z.P., Hemann J.H., Koller H., Najjar L. A., "Thin-wall cement paste cylinder for creep test at variable humidity or temperature", *Materials and Structures*, vol.6, n°34, p. 277-281, 1973.
- Bažant Z. P., Wu S. T., "Rate-type creep law of ageing concrete based on Maxwell chain", *Materials and Structures*, vol.7, p.45-60, 1974.
- Bažant Z.P., "Instability, ductility and size effect in strain softening concrete", *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, vol.102, p.331-344, 1976.
- Bažant Z.P., Oh B., "Crack band theory for fracture of concrete", *RILEM Materials and Structures*, vol.16, p.155-177,1983.
- Bažant Z. P., Chern J. C., "Concrete Creep at Variable Humidity: constitutive law and mechanism", *Materials and Structures*, vol.18, n°103, p.1-20, 1985.
- Bažant Z. P., Sener S., Kim J.K., "Effect of cracking on drying permeability and diffusivity of concrete", *ACI Materials Journal*, vol.84, p.351-357, 1986.
- Bažant Z.P., Prasannan S., "Solidification theory for concrete creep I. Formulation", *Journal of Engineering Mechanics*, vol.115, n°8, p.1691-1703, 1989.
- Bažant Z.P., Xi Y., "Drying creep of concrete : constitutive model and new experiments separating its mechanisms". *Materials and Structures*, vol. 27 p. 3-14, 1994.
- Bažant Z.P., Huggaard A.B., Baweja S., et Ulm F.J., « Microprestress solidification theory for concrete creep : Aging and drying effects". *Journal of Engineering Mechanics*, vol.123, n°11, p.1188-1194, 1997.
- Bažant Z.P., Xiang Y., "Crack growth and lifetime of concrete under long time loading", *Journal of Engineering Mechanics*, vol.123, n°4, p. 350-358, 1997.
- Bažant Z.P. (), Criteria for rational prediction of creep and shrinkage of concrete, *Structural Engineering Report 98-7/B675C to ACI Committee 209*, 25, 1998.
- Bažant Z.P., Huet C., "Thermodynamic functions for ageing viscoelasticity: integral form without internal variables", *International Journals of Solids and Structures*, vol.36, p.3993-4016, 1999.
- Bažant Z.P. Becq-Giraudon E., "Statistical prediction of fracture parameters of concrete and implications for choice of testing standard", *Cement and Concrete Research*, vol.32, p. 529-556, 2002.

- Bažant-a), Z.P., Li G.-H., Yu Q., “Explanation of excessive long-time deflections of collapsed reconrd-span box girder bridge in Palau”, Preliminary report, presented at Concreep8, Japan, 2008.
- Bažant-b) Z.P., Li G.-H., “Comprehensive Database on Concrete Creep and Shrinkage”, Structural Engineering Report No. 08-3/A210c, 2008.
- Benboudjema F., Meftah F., Torrenti J.-M., Heinfling G., Sellier A., “A basic creep model for concrete subjected to multiaxial loads”, 4th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, Cachan, France, p. 161-168, 2001a).
- Benboudjema F., Meftah F., Sellier A., Torrenti J.-M., Heinfling G., “On the prediction of delayed strains for concrete subjected to drying and loading simultaneously”, dans ‘Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of concrete and other Quasi-Brittle Materials’, édité par F.-J. Ulm, Z.P. Bažant and F.H. Wittmann, Elsevier, Cambridge, p. 245-250, 2001b.
- Benboudjema F., « Modélisation des déformations différées du béton sous sollicitations biaxiales. Application aux enceintes de confinement de bâtiments réacteurs des centrales nucléaires », Thèse de doctorat de l’Université de Marne la Vallée, 2002.
- Benboudjema F., Meftah F., and Torrenti J.M., “Interaction between drying, shrinkage, creep and cracking phenomena in concrete”, Engineering Structures, vol. 27, p.239–250, 2005.
- Benboudjema F., Meftah F., Torrenti J.M., “A viscoelastic approach for the assessment of the drying shrinkage behaviour of concrete”, Materials and Structures, vol.40, n° 2, p.163-253, 2007.
- Berthollet A., « Contribution à la modélisation du béton vis-à-vis du vieillissement et de la durabilité : interaction des déformations de fluage et du comportement non linéaire du matériau », Thèse de doctorat de l’INSA Lyon, 2003
- Bierwirth H., Stöckl S., Kupfer H., “Versuche zum Kriechen von Beton bei mehrachsiger Beanspruchung – Auswertung auf der Basis von errechneten elastischen”, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, p.5-54, 1994.
- Billard Y., « Contribution à l’étude des transferts de fluides au sein d’une paroi en béton. Application au cas des enceintes de confinement en conditions d’épreuve et accidentelle. », thèse de doctorat de l’INSA de Lyon, 2003.
- Bisschop J., van Mier J.G.M., “Effect of aggregates on drying shrinkage microcracking in cement-based composites”, Materials and Structures, vol.35, p.453–461, 2002.
- Bissonnette B, Pigeon M., “Tensile creep at early ages of ordinary silica fume and fiber reinforced concretes”, Cement and Concrete Research, vol. 25, n°5, p.1075-1085, 1995.
- Bissonnette B, Pierre P., Pigeon M., “Influence of key parameters on drying shrinkage of cementitious materials”, Cement and Concrete Research, vol.29, n°10, p. 1655-1662, 1999.
- Bissonnette B., Pigeon M., Vaysburd A., “Tensile Creep of concrete: study of its sensitivity to basic parameters”, ACI Materials journal, vol. 104, n° 4, p. 360 – 368, 2007.
- Boulay C., le Maou F., Renwez S., « Quelques pièges à éviter lors de la détermination de la résistance et du module en compression sur cylindres de béton », bulletin des laboratoires de ponts et chaussées, vol. 220, réf 4262, p. 63-74, 1999.
- Brooks J.J., Neville A.M., “A comparison of creep, elasticity and strength of concrete in tension and in compression”. Magazine of Concrete Research, vol.29, n°100, p.131–141, 1977.

- Buffo-Lacarrière L., « Préviation et évaluation de la fissuration précoce des ouvrages en béton », thèse de doctorat de l'INSA Toulouse, 2007.
- Buil M., « Etude numérique simplifiée de l'influence de l'effet de fissuration superficielle du béton dans des essais de fluage de desiccation récents », *Materials and Structures*, vol. 23 p.341–351, 1990.
- Burlion N., Bourgeois F., Shao J.-F., “Effects of desiccation on mechanical behaviour of concrete”, *Cement and Concrete Composites*, vol.27, p.367–379, 2005.
- Cannard G., Orcel G., Prost J., « Le suivi de la prise des ciments par ultrasons », *Bulletin de liaison des laboratoires des Ponts et Chaussées*, n° 168, p. 89 – 95, juillet août 1990.
- Carlson, R.W., « Drying shrinkage of large concrete members », *J. of the Am. Concrete Inst.*, vol.33, p.327-336, 1937.
- Carte d'identité de l'enceinte de Civaux – Tranche 1, Note Technique ECEIG00090, EDF branche énergie CNEN.
- CEA Commissariat à l'Energie Atomique - DEN/DM2S/SEMT, Cast3m logiciel aux éléments finis, disponible sur <http://www-cast3m.cea.fr/>
- CEA (Site internet) : <http://www.cea.fr>
- Cervera M., Chiumenti M., “Mesh objective tensile cracking via a local continuum damage model and a crack tracking technique”, *Computat. Methods Appl. Mech. Engrg.*, vol.196, p.304-320 2006.
- Charron, J. P., « Contribution à l'étude du comportement au jeune âge des matériaux cimentaires en conditions de déformations libre et restreinte », Université Laval, Thèse de Doctorat, 2003.
- Chateau X, Dormieux L, “Micromechanics of saturated and unsaturated porous media”, *Int. J Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 2002.
- Courtois A., Wyniecki P., Masson B., Guyon O., « Simulation numérique du séchage et du retrait de dessiccation d'une paroi d'enceinte de Confinement. Comparaison aux mesures en laboratoire et in situ.», Transfert 2006, colloque national, 2006.
- Coussy O., “Mechanics of Porous Continua”, John Wiley & Sons, 1995.
- Coussy O. et al., « Evaluation de perméabilité à l'eau liquide des bétons à partir de leur perte de masse durant le séchage », *Revue Française de Génie Civil*, p. 269-284, 2001.
- Coussy O., “Revisiting the constitutive equations of unsaturated porous solids using a Lagrangian saturation concept”, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, vol.31, n°15, p.1675-1694, 2007.
- Daïan J.-F. et al., « Évaluation des propriétés de transfert dans les matériaux cimentaires », *Revue Française de Génie Civil*, p.179-202, 2001.
- Dantec P., Terme G., « Séchage et comportement différé du béton : influence de la cinétique de dessiccation sur le comportement mécanique des bétons ». rapport technique, rapport 1.41.02.5 du LCPC, p.88, 1996.
- Day R.L., Cuffaro P., Illston J.M., “The effect of drying on the drying creep of hardened cement paste”, *Cement and Concrete Research*, vol.14, n°3, p. 329-338, 1984.
- Deby F., « Approche probabiliste de la durabilité des bétons en environnement marin », thèse de doctorat de l'université de Toulouse, 2008.

- de Jenlis, N. "Etude des caractéristiques hydriques et mécaniques du ciment du bâtiment réacteur de la centrale nucléaire de Civaux", Rapport de stage de M2 Génie Civil, ENS Cachan, 2008.
- de Larrard F., Bostvirronois J.L., "On the long term losses of silica fume high strength concretes", Magazine of Concrete Research, vol.43, n°155, 1991.
- de Sa C. « Etude hydro-mécanique et thermo-mécanique du béton, influence des gradients de des incompatibilités de déformation », thèse de doctorat de l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, 2007.
- de Sa C., Benboudjema F., Thierry M. et Sicard J., "Analysis of microcracking induced by differential drying shrinkage", Cement and Concrete Composites, doi:10.1016/j.cemconcomp.2008.06.015, 2008.
- de Schutter G., "Degree of hydration based Kelvin model for the basic creep of early age concrete", Materials and Structures, vol.32, p.260-265, 1999.
- Domone P.L., "Uniaxiale tensile creep and failure of concrete", magazine of concrete research vol.26, n°88, 1974.
- Dreux gorisse, « Guide pratique du béton », Collection de l'ITBTP, 1970.
- Elvery R.H., Haroun W., "A direct tensile test for concrete under long- or short-term loading", magazine of concrete research vol.20, n° 63, p.111 – 116, 1968.
- Eurocode 2 « calcul des structures en béton », prénorme européenne, 1998.
- Fafard M., Boudjelal M.T., Bissonnette B., Cloutier A., "Three-dimensional viscoelastic model with non constant coefficients", Journal of Engineering Mechanics, vol.126, n°8, p. 808-815, 2001.
- Feenstra P.H., de Borst R., "A composite plasticity model for concrete", Int. J. of Solids Struct., vol. 33, n°5, p.707-730, 1996.
- Feldman R. F., Sereda P. J., "The model for hydrated portland cement as deduced from sorption-length change and mechanical properties", Materials and Construction, 1, p. 509–520, 1968.
- Fouré B., « Note sur la chute de résistance à la traction du béton léger consécutive à l'arrêt de la cure humide », rapport technique, Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, 1985.
- Gamble B.R., Parrott L.J., « Creep of concrete in compression during drying and wetting », Magazine of Concrete Research, vol. 104, n°30, p. 129-138, 1978.
- Garboczi E.J., Halamickova P., Detwiler R.J., Bentz D.P., "Water permeability and chloride diffusion in Portland cement mortars", Cement and Concrete Research, vol.25, n°4, p.790-802, 1995.
- Gaucher C., « Fluage du béton : tentative de caractérisation du comportement rhéologique non linéaire dans la représentation par intégrales multiples », Rapport de Recherche LCPC, vol.108, 120, 1982
- Gawin D., Pesavento F., Schrefler B.A., "Modelling creep and shrinkage of concrete by means of effective stresses", Materials and Structures, vol.40, p. 579–591, 2007.
- Glücklich J., "Creep mechanism in cement mortar", Journal of American Concrete Institute, vol.59, p. 923-948, 1962.

- Gopalaratnam V.S., Shah S.P., "Softening response of plain concrete in direct tension", ACI Journal, vol.82, n°27, p. 310-323, 1985.
- Granger L., « Comportement différé du béton dans les enceintes de centrales nucléaires. Analyse et modélisation », Thèse de doctorat de l'ENPC, avril 1996.
- Gray W.G., Schrefler B.A., "Thermodynamic approach to effective stress in partially saturated porous media", European Journal of applied Mechanics in Solids, vol.20, p.521-538., 2001.
- Guénot-Delahaie I., « Contribution à l'analyse physique et à la modélisation du fluage propre du béton », thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1997.
- Hansen T.C. Mattock A.H., "Influence of size and shape of member on the shrinkage and creep of concrete", Journal of the American concrete Institute, vol.63, p. 267-290, 1966.
- Hanson J.A., "Effects of curing and drying environments on splitting tensile strength of concrete", Journal of the American Concrete Institute, vol.65, n°7, p.535-543, 1968.
- Hager I., « Comportement à haute température des bétons à haute performance - évolution des principales propriétés mécaniques », thèse de doctorat, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées et Ecole Polytechnique de Cracovie, 2004.
- Haouas A., Lamour V., Benboudjema F., Moranville M., « Nouvelle méthode de caractérisation et d'analyse du comportement de mortiers industriels au jeune âge », RF2B, Liège, Belgique, 5-6 juillet, 2004.
- Hauggaard A.B., Damkilde L., Hansen P.F., "Transitional thermal creep of early age concrete", Journal of Engineering Mechanics, vol.125, n°4, p. 458-465, 1999.
- Hild F., Roux, S., "CORRELI Q4, A software for "finite-elements" displacement field measurements by digital image correlation", rapport interne LMT-Cachan, avril 2008.
- Hover K.C., "Evaporation of water from concrete surfaces", ACI materials journal, vol.103, n°5, p. 384-389, 2006.
- Huet C., Acker P., Baron J., « Fluage et autres effets rhéologiques différées du béton », dans « Le béton hydraulique ». Paris, Presse de l'Ecole Nationale des Pont et Chaussées, 1982.
- Illston J.M., « The components of strains in concrete under sustained compressive stress » Magazine of Concrete Research, vol.17 n°50, p. 21 - 28, 1965.
- Ithuralde, G., "The permeability observed by the prescriber", Colloque Béton à hautes performances, Ecole Normale Supérieure, Cachan, 1989.
- Ju J.W., "On energy-based coupled elasto-plastic damage theories : Constitutive modelling and computational aspects", International Journal of Solids and structures, vol.25, n°7, p. 803-833, 1989.
- Kanna V., Olson R.A., Jennings H.M., "Effect of shrinkage and moisture content on the physical characteristics of blended cement mortars", Cement and Concrete Research, vol.18, n°10, p.1467-1477, 1998.
- Kanstad T., "Evaluation of material models for shrinkage and creep of concrete", Nordic concrete research, vol.10, p. 93-104, 1991.
- Kim J.K., Lee C.S., "Prediction of differential drying shrinkage in concrete", Cement and Concrete Research, vol.28, n°7, p. 985-994, 1998.

- Kovler K., « Testing system for determining the mechanical behaviour of early age concrete under restrained and free uniaxial shrinkage », *Materials and Structures*, vol.27, p.324 – 330, 1994.
- Kovler K., Igarashi S., Bentur A., “Tensile Creep behaviour of high strength concretes at early ages”, *Matériaux and structures* vol. 32, p383-387, juin 1999.
- Kunzel H.M., “Simultaneous heat moisture transport in building components. One and two dimensional calculation using simple parameters.IRB Verlag, 1995.
- Kupfer H.B., Gerstle K.H., “Behavior of concrete under biaxial stresses”, *Journal of Engineering Mechanics ASCE*, vol.99, p.853-866, 1973.
- la Borderie C., « Phénomènes unilatéraux dans un matériau endommageable – Modélisation et application à l’analyse de structures en béton », Thèse de doctorat, Université de Paris VI ENS de Cachan, 1991.
- Lagier F., « Influence du séchage sur la fissuration. Etude expérimentale et numérique d’un matériau modèle », stage de Master 2 Recherche, LMT – ENS Cachan, 2008.
- Lassabatère T., Torrenti J.-M., Granger L., « Sur le couplage entre séchage du béton et contrainte appliquée », *Actes du Colloque Saint-Venant*, Paris, France, p.331-338, 1997.
- Lee J., Fenves G.L., “Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures”, *Journal of Engineering Mechanics*, vol.124, n°8, p.892-900, 1998.
- Le Pape Y., Benboudjema F., Meftah F., “numerical analysis of the delayed behaviour of french nuclear power plants double containments”, VII International Conference on Computational Plasticity, COMPLAS, Barcelona, 2003
- Le Pape Y., Toulemonde C., le Q. V., He Q. C., Meftah F., “Modeling concrete creep as an heterogeneous material combining analytical and numerical approaches”, *conference Concreep 8*, vol.1, p. 223-227.
- Le Roy R., « Déformations instantanées et différées des bétons à hautes performances », Thèse de doctorat de l'ENPC, 1996.
- Li J., Yao Y., “A study on creep and drying shrinkage of high performance concrete”, *Cement and Concrete Research*, vol.31, p. 1203-1206, 2001.
- Li Z., “Effective creep Poisson’s ratio for damaged concrete”, *International Journal of Fracture*, vol.66, p.189-196, 1994.
- Loukili A., Richard P. and Lamirault J. “A Study on Delayed Deformations of an Ultra High Strength Cementitious Material”, *Special Publication*, American Concrete Institute SP-179, p.929- 950, 1998.
- Martinez F., “Experimental control of deformability at short-term loading in testing large-span prestressed structures”, *Matériaux and Structures*, vol. 25, p. 231-238, 1992.
- Mainguy M., Coussy O., Baroghel-Bouny V., “Role of air pressure in drying of weakly permeable materials”, *Journal of Engineering Mechanics*, vol.127, n°6, p. 582–592, 2001.
- Mazars J., « Application de la mécanique de l’endommagement au comportement non linéaire et à la rupture de béton de structure », Thèse de doctorat d’état, Paris VI, 1984.
- Mazzotti C., Savoia M., “Experimental study of non-linear creep of concrete at high stress level”, F.-J. Ulm, Z.P. Bažant and F.H. Witmann (Eds.), *Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of concrete and other Quasi-Brittle Materials*, Elsevier, Cambridge, p. 259-264, 2001.

- Mazzotti C., Savoia M., “Nonlinear Creep Damage Model for Concrete under Uniaxial Compression”. *Journal of Engineering Mechanics* vol.129, n°9, p.1065-1075, 2003.
- Meftah F., « Contribution à l'étude numérique des modes localisés de rupture dans les structures en béton de type poutre : Approche multicouches par la plasticité au gradient », Thèse de Doctorat, INSA de Lyon, 1997.
- Mehta P.K., “Concrete, structure, properties and materials”, In Englewood Cliff, New Jersey : Prentice-Hall, 1986.
- Mensi R., Acker P., et Attolou A., « séchage du béton : analyse et modélisation », *Materials and Structures*, vol.21 p.3–10, 1988.
- Meschke G., Grasberger S., “Numerical modelling of coupled hygromechanical degradation of cementitious materials”, *Journal of engineering mechanics*, n°4, p.383-392, 2003.
- Miyazawa S., Tazawa E., “Influence of specimen size and relative humidity on shrinkage of high-strength concrete”, *Concrete Science and Engineering*, vol.3, p.39-46, 2001.
- Montlouis-Bonnaire JP., Verdier J., Perrin B., “Prediction of the relative permeability to gas flow of cement-based materials”, *Cement and Concrete Research* vol.34, p.737-744, 2004.
- Moranville M., Lamour V., Benboudjema F., “Concrete Behavior Multiphysics and Multiscale Approach : Multi-physics and Multi-scale Computer Models in Non-linear Analysis and Optimal Design of Engineering Structures Under Extreme Conditions”, NATO-ARW, Bled, Slovenie, p.13-17, 2004.
- Morin D., Maso J.C., « fluage en traction des bétons ordinaires et des bétons légers », *Materials and Structures*, vol.15, n°89, p 469 – 473, septembre 1982.
- Mounajed G. et Obeid W., « Modélisation du comportement thermo-hygromécanique des bétons à hautes températures - rapport intermédiaire pour le livre bhp 2000 », Rapport technique, CSTB, division MOdélisation CAcalcul et Développement MOCAD, Juin 2001.
- Mualem Y., “A new model for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated porous media”, *Water Resources Research*, vol.12, no.3, 1976.
- Multon S., “Evaluation expérimentale et théorique des effets mécaniques de l'alcaliréaction sur des structures modèles”, Thèse de doctorat de l'Université de Marne la Vallée, mémoire paru aux presses du LCPC en 2004, Collection Etudes et Recherches des Laboratoires des Ponts et Chaussées, Série “Ouvrages d'Art”, OA 46, 2003.
- Nechnech W., « Contribution à l'étude numérique du comportement du béton et des structures en béton armé soumises à des sollicitations thermiques et mécaniques couplées : Une approche thermo-élastoplastique endommageable », Thèse de doctorat, INSA de Lyon, 2000.
- Neville A.M., Dilger W.H., Brooks J.J., « creep of plain and structural concrete, construction press, Longman group, Londres, 1983.
- Neville A.M., « Propriétés des bétons », traduction de la version anglaise par le CRIB, Editions Eyrolles, 2000.
- Obeid W., Mounajed G., Abdenour A., “étude du couplage thermo-hygro-mécanique en milieux poreux non saturés”, cahiers de CSTB, 2000.
- Obeid W Mounajed G., Alliche A., “Experimental identification of Biot's hydro-mechanical coupling coefficient for cement mortar”, *Materials and Structures*, vol.35, p. 229-236, 2002.

- Ollivier J.-P., Vichot A., « la durabilité des bétons. Bases scientifiques pour la formulation de bétons durables dans leur environnement », Presses de l'école nationale des Ponts et Chaussées, 2008.
- Omar M., Pijaudier-Cabot G., Loukili A., "Numerical models for coupling creep and fracture of concrete structures", Computational Modelling of Concrete Structures Euro-C; Proc. intern. symp, St Johan, Balkema, 2003.
- Omar M., « Déformations différées du béton : étude expérimentale et modélisation numérique de l'interaction Fluage – chargement », Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Nantes, 2004.
- Østergaard L., Lange D.A., Altoubat S.A., Stang H., "Tensile basic creep of early-age concrete under constant load", Cement and Concrete Research, vol.31, p.1895-1899, 2001.
- Ožbolt J., Reinhardt H.W., "Creep-cracking interaction of concrete – three dimensional finite element model", dans 'Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of concrete and other Quasi-Brittle Materials', édité par F.-J. Ulm, Z.P. Bažant and F.H. Wittmann, Elsevier, Cambridge, p. 221-228, 2001.
- Parrott L.J., "Lateral Strains in Hardened Cement Paste under Short and Long-term Loading", Magazine of Concrete Research, vol.26, N° 89, p. 198-202, 1974.
- Parrott L.J., Young J.F., "Shrinkage and swelling of two hydrated alite pastes", dans 'Fundamental Research on Creep and Shrinkage of Concrete', édité par F.H. Wittmann, Martinus Nijhoff Publishers, La Hague, Boston, Londres, p. 35-48, 1982.
- Pickett G., "The effect of change in moisture content on the creep of concrete under a sustained load", J. of the Am. Concrete Inst., vol.38, p. 333-355, 1942.
- Pihlajavaara S.E., "A review of some of the main results of a research on the aging phenomena of concrete: effect of moisture conditions on strength, shrinkage and creep of mature concrete", Cement and Concrete Research, vol.4, n°5, p.761-771, 1974.
- 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 », dans Creep and Shrinkage in Concrete Structures, édité par Bazant Z.P. et Wittmann F.H., John Wiley et Sons, p. 87-108, 1982.
- Pijaudier-Cabot, G. & Bažant, Z.P., "Nonlocal damage theory", J. of Engrg. Mech. ASCE, vol. 113, p.1512-1533, 1987.
- Pijaudier-Cabot G., Benallal A., "Strain localization and bifurcation in a nonlocal continuum", International Journal of Solids Structures, vol.30, p. 1761-1775, 1993.
- Porteneuve C., « Caractérisation de Bétons par Résonance Magnétique Nucléaire : Application à l'Étude de l'Altération par l'Eau », Thèse de Doctorat de l'Université Pierre et Marie Curie Paris VI, 2001
- Powers T. C., "The thermodynamics of volume change and creep", Materials and Constructions, vol.1, n°6, 1968.
- Powers T.C. et al, "Permeability of Portland cement paste", ACI Journal, vol.51, p.285-298, 1954.
- Ramtani S., « Contribution à la modélisation du comportement multiaxial du béton endommagé avec description du caractère unilatéral », Thèse de doctorat, Université de Paris VI ENS de Cachan, p.185, 1990.

- Raphael W., Kaddah F., Geara F., Favre J.-L., Calgaro J.-A. « Nouveau modèle de calcul pour la prédiction du fluage du béton », annales du bâtiment et des travaux publics, 2002.
- Regourd M., « Le béton hydraulique », chapitre « L'eau », Presse de l'ENPC, pp.59–68,1982.
- Reid S., Sedra S., "Interaction of creep, shrinkage and shrinkage-induced cracking of concrete", dans: Mihashi et Rokuzo K. (Eds.), *Fracture Mechanics of Concrete Structures*, Aedificatio Publishers, Freiburg, Allemagne, pp. 1377-1386, 1998.
- Reinhardt H.-W., Rinder T., "Tensile creep of high-strength concrete", *journal of advanced concrete technology*, vol.4, n°2, p.277-283, 2006.
- Reviron N., Benboudjema F., Torrenti J.-M., Nahas G., Millard A., "Coupling between creep and cracking in tension", conference FRAMCOS 6, 2007
- Robert F., « Comportement thermo-hydro-chimico-mécanique des bétons en cas d'incendie : caractérisation multi-échelle », Thèse de doctorat, ENS CACHAN, 2008.
- Roll R., "Long time creep-recovery of highly stressed concrete cylinders", ACI SP-9, Symp. on Creep, Portland Cement Association, Detroit, p.115–128, 1964.
- Rossi P., Gdart N., Robert J.-L., Gervais J.-P., Bruhat D., « Utilisation de la technique d'auscultation par émission acoustique pour étudier le fluage propre du béton », *Bulletin de Liaison des Laboratoire des Ponts et Chaussées*, vol.186, p. 88-92, 1993.
- Rots J.G., "Computational modeling of concrete fracture". Thèse de doctorat, Pays-Bas, Delft University of Technology, 1988.
- Ruetz W., "An hypothesis for the creep of the hardened cement paste and the influence of simultaneous shrinkage", *The structure of concrete and its behaviour under load*, proceedings, Londres, p.365–387, 1965.
- Sabri S., Illston J.M., "Isothermal drying shrinkage and wetting swelling of hardened cement paste", dans F.H. Wittmann (Eds.), *Fundamental Research on Creep and Shrinkage of Concrete*, Martinus Nijhoff Publishers, La Hague, Boston, Londres, p. 63-72, 1982.
- Schrefler B. A., Simoni L., Majorana C. E. , "A general model for the mechanics of saturated-unsaturated porous materials", *Materials and Structures*, p. 323-334, 1989.
- Saetta, A. et al., "Analysis of Chloride Diffusion into Partially Saturated Concrete", *ACI Materials Journal*, vol.90, n°47, p.441-451,1993.
- Shambira M.V., Nounu G.F., "Numerical simulation of shrinkage and creep in patch-repaired axially loaded reinforced concrete short columns", *Computers and Structures*, vol.79, p.2491-2500, 2001.
- Sicard V., François R., Ringot E., Pons G., "Influence of creep and shrinkage on cracking in high strength concrete", *Cement and Concrete Research*, vol.22, pp.159–168, 1992.
- Sicard V., Cubaynes J.-F., Pons G., « modélisation des déformations différées des bétons à hautes performances : relation entre le retrait et le fluage », *Materials and structures*, vol. 29., p.345-353, 1996.
- Skoczylas F., « Multiphysics processes in concrete », *Revue Européenne de Génie Civil, multiphysics Geomechanics*, p. 597-618, 2005.
- Sluys L.J., "Wave propagation localization and dispersion in softening solids", *Dissertation*, Delft University of Technology, Pays-Bas, 1992.

- Smilauer V., Bittnar Z., « Multiscale homogenization method for the prediction of paste creep based on fast Fourier transform », conference Concreep8 vol.1, p. 193-198, Japon, 2008.
- Soroka I., « Portland cement paste and concrete », Macmillan, Londres, 1979.
- Staquet S., Boulay C., Robeyst N., de Belie N., « Suivi ultrasonique de la prise et mesure du développement du retrait endogène d'un béton à hautes performances », GEODIM08, colloque national, 2008.
- Stefan L., Benboudjema F., Robert F., Moranville M., « Séchage et retrait : Influence de la fissuration induite », Revue Européenne de Génie Civil, Vol.11, n°6, p. 855-866, 2007.
- Szczésniak M., Burlion N., Shao J.F., « An experimental study of the roles of water saturation degree and aggregate size in the mechanical response of cement based composites ». Italy, FraMCoS-6, 2007.
- Szczesniak M., Burlion N., Shao J.F.. «Dessiccation shrinkage of cementitious composites : effects of the glass sphere diameter», GeoDim 8, colloque national, 2008.
- Tailhan J.-L., Le Maou F., «Rapport contractuel IRSN/LCPC – cadrage de l'étude», document interne LCPC, décembre 2005.
- Tailhan J.-L., Le Maou F., «Rapport contractuel IRSN/LCPC – Fluage en traction du béton ordinaire de Civaux – Rapport intermédiaire d'étude», document interne LCPC, octobre 2008.
- Tamtsia B.T., Beaudoin J.J., “Basic creep of hardened cement paste: A re-examination of the role of water”, Cement and Concrete Research, vol.30, p. 1465-1475, 2000.
- Thelandersson S., Martensson A., Dahlblom O., “Tension softening and cracking in drying concrete”, Materials and Structures, vol.21, p. 416-424, 1988.
- Thiery, M., Baroghel-Bouny, V., Bourneton, N., Villain, G., Stefani, C., « Modélisation du séchage des bétons : analyse des différents modes de transfert hydrique », Revue Européenne de Génie Civil, 2008.
- Torrenti J.M., « Comportement multiaxial du béton : Aspects expérimentaux et Modélisation », Thèse de doctorat de l'ENPC, 1987.
- Torrenti J.-M., Boulay C., « Résultats récents concernant l'essai de compression du béton », Annales de l'ITBTP, vol.513, p. 19-30, 1993.
- Torrenti, J.-M., Granger, L., Diruy, M., and Genin, P., “Modelling concrete shrinkage under variable ambient conditions », ACI Mat. J., 96 (1), 35-39, 1997.
- Torrenti J. M., Nguyen V. H., Colina H., Le Maou F., Benboudjema F., Deleruyelle F., “Coupling between leaching and creep of concrete”, Cement and Concrete Research, vol. 38, n° 6, p. 816-821, 2008.
- Torrenti J.-M. CEOS, « Retrait de dessiccation du béton. Analyse des modèles réglementaires. », rapport LCPC du projet national CEOSfr, novembre 2008.
- Toutlemonde F., le Maou F., « Protection des éprouvettes de béton vis-à-vis de la dessiccation. Le point sur quelques techniques de laboratoire. », Bulletin des laboratoires des ponts et chaussées, vol. 203, réf 4016, p. 105 – 119, 1996.
- Ulm F.J. et Acker P., « Le point sur le fluage et la recouvrance des bétons », Bulletin de liaison des Ponts et Chaussées spécial XX, p. 73–82, 1998.

- Ulm F.-J., Le Maou F., Boulay C., "Creep and shrinkage coupling: new review of some evidence", *Revue Française de Génie Civil*, vol.3, p. 21-37, 1999.
- Ulm F.J., Jennings H.M., Thomas J.J., Gevrenov J.S., Constandines G., "Nanostructure of C-S-H gel in cement paste as a function of curing conditions and relative humidity", *Concreep7*, Nantes, 2005.
- Valfort, J.L., « Réflexions sur les causes de l'augmentation sensible du taux de fuite global de la paroi interne de l'enceinte de confinement entre l'épreuve préopérationnelle et l'épreuve VC1 », Note interne EDF, 30 octobre 2001.
- van Genuchten M. Th., "A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils", *Soil Science Society of America*, vol. 44, p.892 - 898,1980.
- Van Vliet, M. R. A., Van Mier J. G. M., « Experimental investigation of size effect in concrete and sandstone under uniaxial tension », *Engineering Fracture Mechanics* vol. 65, pp 165-188, 2000.
- Van Zijl G., "Computational modeling of masonry creep and shrinkage", PhD thesis, Université de Delft, Pays-Bas, 170, 1999.
- Verdier J., "Contribution à l'étude de l'évolution de l'étanchéité du béton des enceintes internes du palier P4 et P'4, en conditions d'épreuve", thèse de doctorat, Université de Toulouse, p.262, 2001.
- Villain G., Baroghel-Bouny V., KoundouC., Hua C., « Mesure de la perméabilité aux gaz en fonction du taux de saturation des bétons », *RFGC, Transfert dans les bétons et durabilité* p.251-268, 2001.
- Ward M.A., Cook D.J., "The mechanism of tensile creep in concrete", *Magazine of Concrete research* vol.21, n°68, 1969.
- Witasse R. « Contribution à la compréhension du comportement d'une coque d'aéroréfrigérant vieilli : définition d'un état initial, influence des effets différés sous sollicitations hydromécaniques », Thèse de doctorat de l'INSA de Lyon, 2000.
- Wittmann F.H., "Surface tension, shrinkage and strength of hardened cement paste", *Materials and Structures*, vol.1, n°6, p.547-552, 1968.
- Wittmann F.H., « Einfluß des feuchtigkeitsgehaltes auf das kriechen des zementsteines », *Rheologica Acta*, 9, n°2, p.282-287, 1970.
- Wittmann F.H., Roelfstra P., "Total deformation of loaded drying creep", *Cement and Concrete Research*, vol.10, p. 601-610. 1980.
- Wittmann F.H., "Creep and shrinkage of concrete structures, chapter Creep and shrinkage mechanisms », *Londres*, 1982.
- Xi Y., Bazant Z.P., Molina L., Jennings H.M. « Moisture diffusion in cementitious materials: moisture capacity and diffusivity. » *Advanced Cement Based Materials*, vol.1, p.258-266, 1994.
- Yssorche M.P., « Microfissuration et durabilité des bétons à hautes performances », Thèse de doctorat de l'INSA de Toulouse, 1995.
- Yurtdas I., Peng H., Burlion N., Skoczylas F., "Influences of water by cement ratio on mechanical properties of mortars submitted to drying", *Cement and Concrete Research*, vol.36, pp.1286-1293, 2006.

ANNEXES

ANNEXE 1 : Fuseaux Granulaire fournis par EDF

Tableau 40 : Spécifications granulométriques sur gravillons et cailloux.

	Dimension (mm)	Limite supérieure	Limite inférieure
5 / 12,5	19,5	100 %	100 %
	12,5	100 %	90 %
	8,75	66 %	33 %
	5	10 %	0 %
	3,15	3 %	0 %
12,5 / 25	39	100 %	100 %
	25	100 %	90 %
	18,75	66 %	33 %
	12,5	10 %	0 %
	7,9	3 %	0 %

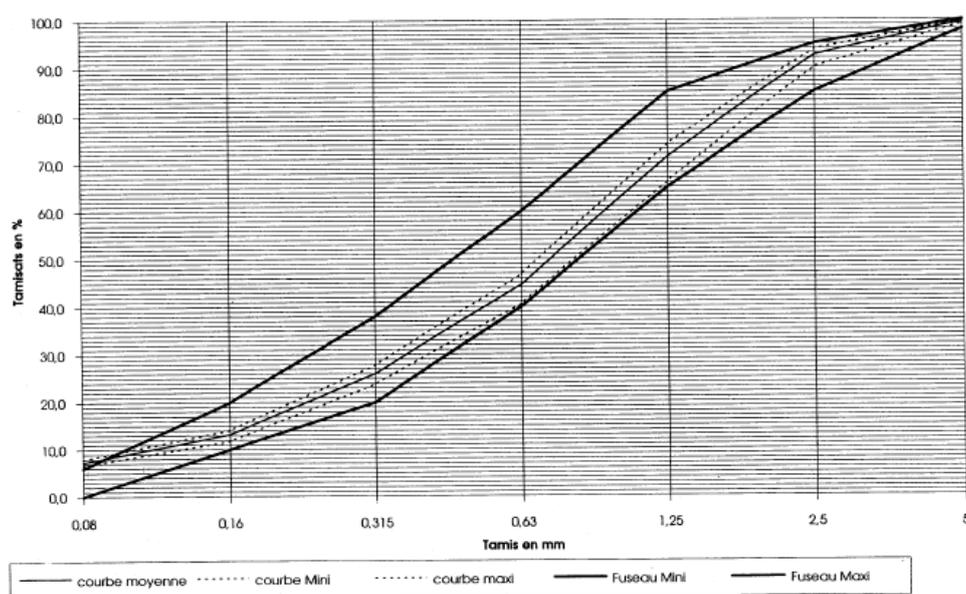


Figure 196 : Analyse granulométrique du sable 0/5 Juin 1990.

ANNEXE 2 : Calculs préliminaires pour la mesure de débit

Mesure de débits (Régime Permanent Etabli)

Le principe adopté est le contrôle en amont du gaz injecté dans l'éprouvette sous chargement. Les paramètres du modèle sont les suivants :

Le transfert de gaz peut être modélisé également par la loi de Darcy :

$$v_g = -\frac{K_g k_{rg}}{\mu_g} \left(1 + \frac{\beta}{p_g}\right) \text{grad}(p_g) \quad (1)$$

où v_g [m.s⁻¹] est la vitesse de filtration du gaz, K_g [m²] représente la perméabilité intrinsèque du matériau, β est le coefficient de Klinkenberg, η_g [kg. m⁻¹.s⁻¹ ou Pa.s] est la viscosité dynamique du gaz, k_{rg} est la perméabilité relative au gaz, qui dépend fortement de l'état hydrique du matériau et p_g [Pa] est la pression de gaz.

van Genuchten [van Genuchten 1980] propose également une loi pour la perméabilité relative au gaz. Toutefois, celle-ci n'est pas adaptée au béton. Cette loi a donc été légèrement modifiée :

$$k_{rg}(S_l) = \sqrt{1 - S_l} \left(1 - S_l^{\frac{1}{A'}}\right)^{2A'} \quad (2)$$

Le gaz étant fortement compressible, on utilise la loi des gaz parfaits pour exprimer sa masse volumique ρ_g en fonction de sa pression :

$$\rho_g = \frac{M}{RT} p_g \quad (3)$$

où M est la masse molaire du gaz, R la constante des gaz parfaits et T la température.

en écrivant alors l'équation de conservation de la masse en gaz, on obtient l'équation suivante :

$$\phi \frac{\partial(S_g p_g)}{\partial t} = \text{div} \left(\frac{K_g k_{rg}(S_l)}{\mu_g} \left(1 + \frac{\beta}{p_g}\right) p_g \text{grad}(p_g) \right) \quad (4)$$

Tableau 41 : Paramètres pour le transfert de gaz

$K_g k_{rg}(S_l)$ [m ²] (*)	ϕ [%]	S_g	β	p_{int} [bar abs]
2,06.10 ⁻¹⁹	14	0,08	0,5	3

(*) Dans une note interne EDF [Valfort 2001], la perméabilité apparente est comprise entre 1,5 et 4.10⁻²⁰ m² pour un degré de saturation compris entre 0,9 et 1.

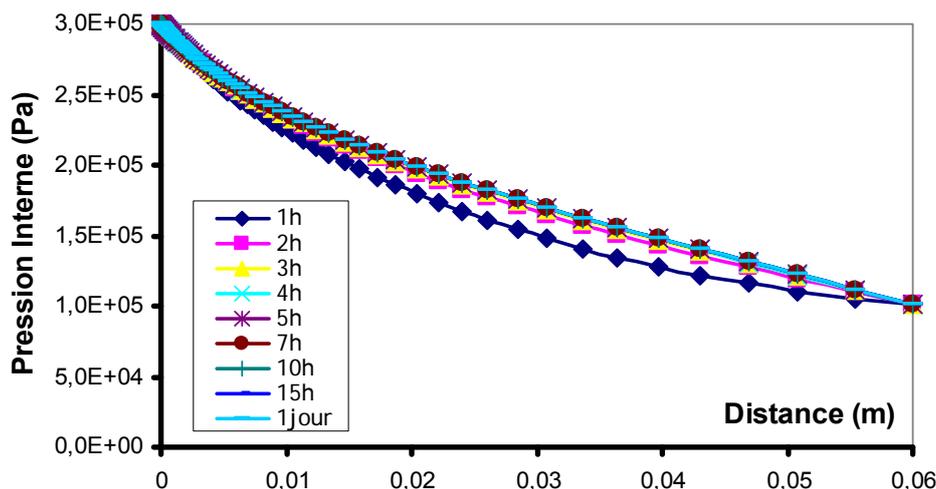


Figure 197 : Evolution des Champs de pression

La visualisation de l'évolution des champs de pressions dans l'éprouvette (Figure 197) nous permet d'estimer la durée d'établissement du régime permanent. On voit que le champ de pression n'évolue plus à partir des courbes entre 3h et 4h. Le régime permanent s'établit donc au bout de 3h30 environ.

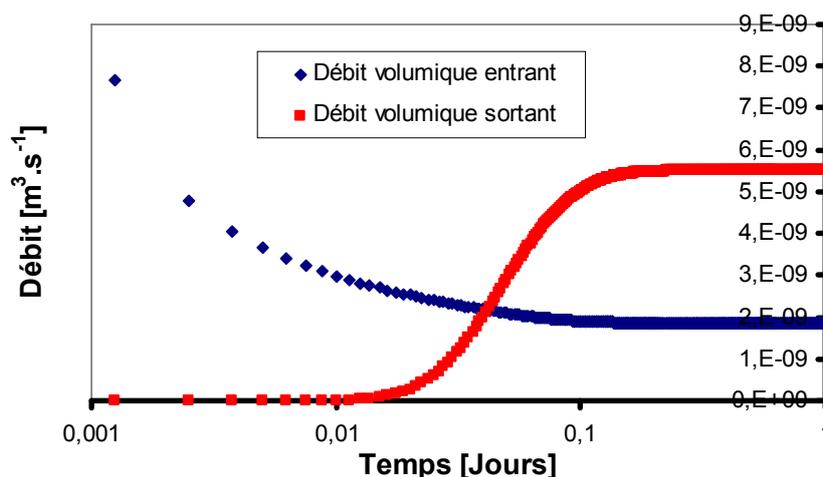


Figure 198 : Evolution des débits volumiques ($\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$)

La Figure 198 nous permet d'estimer les valeurs de débits à mesurer. Ces débits sont très faibles. Cependant, il faut rappeler qu'il ne s'agit que de prévisions numériques. Expérimentalement, la perméabilité du béton, donc le débit, est très fortement liée à l'état de fissuration du matériau.

La Figure 199 montre l'influence de l'effet Klinkenberg. On voit que l'effet Klinkenberg n'a pas d'effet marqué sur la mesure de débit

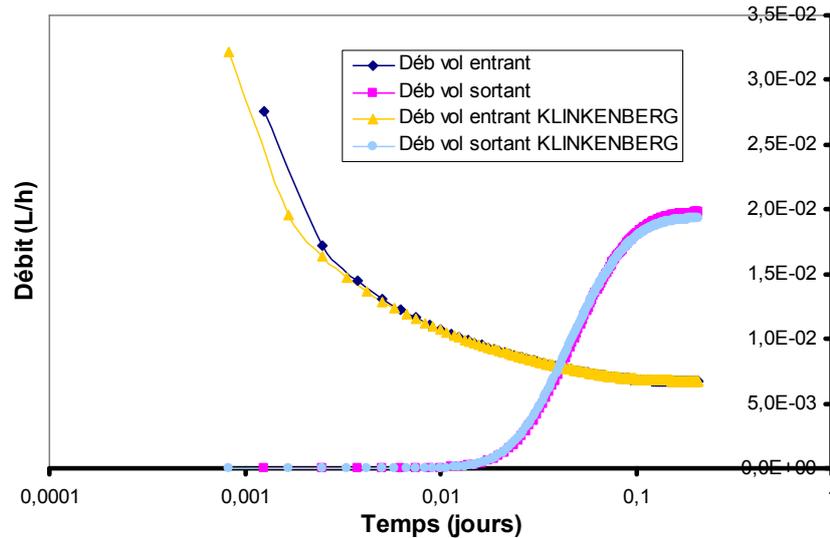


Figure 199 : Evolution des débits volumiques en $L.h^{-1}$ et mise en évidence de l'effet Klinkenberg

Mesures de chutes de pression (Régime Transitoire)

Cette méthode consiste à injecter une pression dans l'éprouvette, puis d'étanchéifier le système et de suivre l'évolution de la pression interne (décroissante) au cours du temps. Les résultats sont reportés sur la Figure 200.

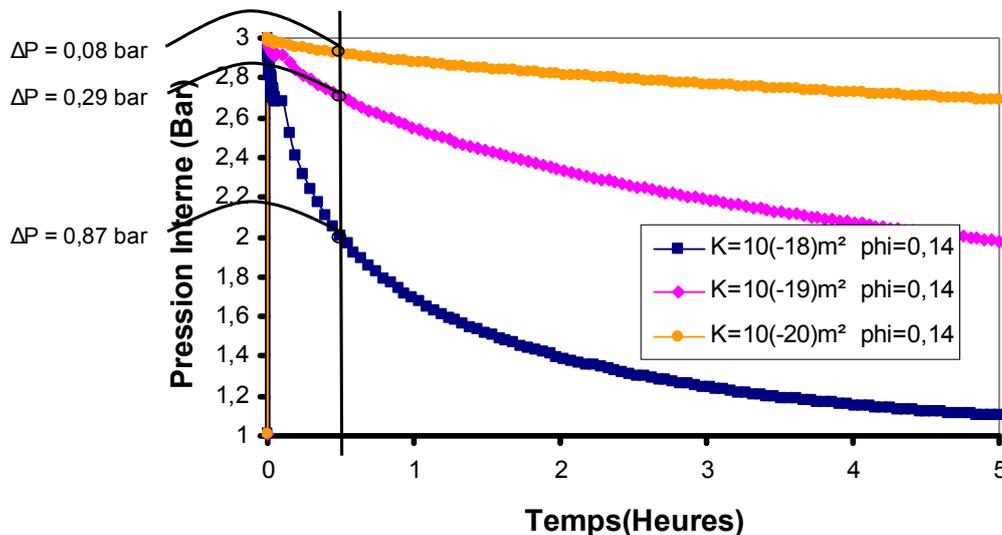


Figure 200 : Evolution des pressions au cours du temps.

ANNEXE 3 : Etude du fluage biaxial (Astrée)

Présentation de la campagne d'essais

Cette étude effectuée au LMT porte sur des essais de chargements biaxiaux effectués sur la machine triaxiale ASTREE (Figure 201).

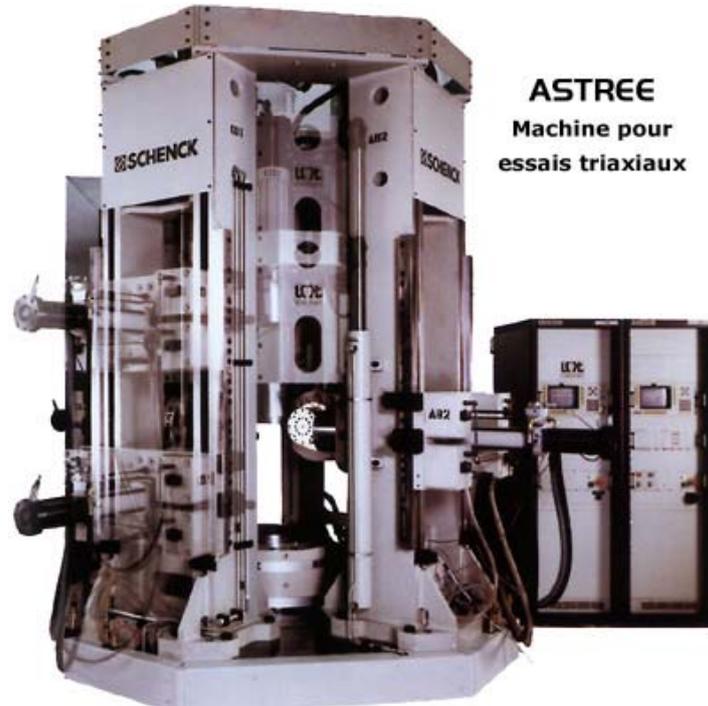


Figure 201 : Astrée.

Il s'agit de réaliser des essais de bitraction mais également de traction combinée à de la compression (état de contrainte possible dans une enceinte en cas d'accident).

Au début de cette étude nous avons dimensionné les éprouvettes en forme de croix de manière à obtenir des résultats satisfaisants tout en restant dans la gamme de capacité de la machine. Ce dimensionnement a été fait à l'aide du logiciel de calcul aux éléments finis CAST3M (Figure 202).

Pour cela, nous avons décidé d'usiner la partie centrale des pièces afin d'y avoir une réduction de section pour y mesurer des déformations avant rupture de l'éprouvette.

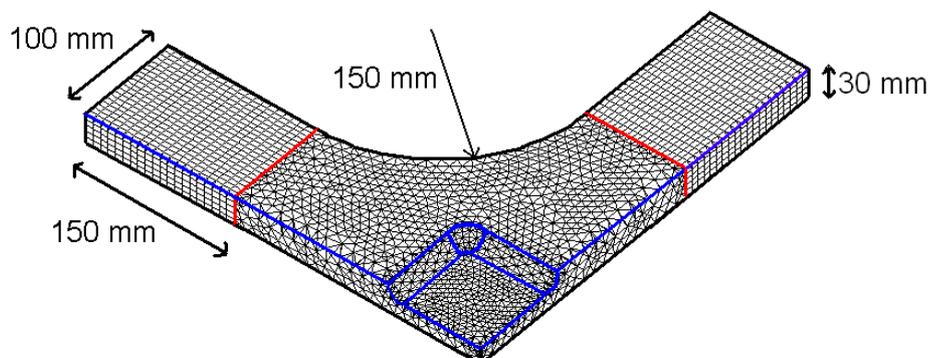


Figure 202 : Maillage d'un huitième de l'éprouvette usinée.

Dimensionnement des éprouvettes

Pour cela nous nous sommes basés sur le travail de thèse d'Esteban Astudillo de la Vega [Astudillo de la vega 2002] qui portait sur le même type d'éprouvettes.

Notre premier choix était d'usiner la partie centrale des éprouvettes en utilisant un arc de cercle pour liaison (EP5). Les simulations numériques nous ont montrées qu'une jonction à l'aide d'un arc elliptique (EP7) (comme dans le cadre de la thèse d'E. Astudillo) permet de réduire la concentration de contraintes et ainsi d'augmenter la contrainte maximale dans la zone d'étude (centre de l'éprouvette). Avec l'ellipse, on peut appliquer sur un bras de l'éprouvette une contrainte de $0,78 \times f_t$ (avec f_t la limite en traction du béton) ce qui nous donne une contrainte de $0,68 \times f_t$ dans la zone utile. Les géométries sont reportées dans la Figure 203 et les dimensions sont fournies dans le Tableau 42. Figure 204 et le Tableau 43 regroupent les résultats des simulations numériques.

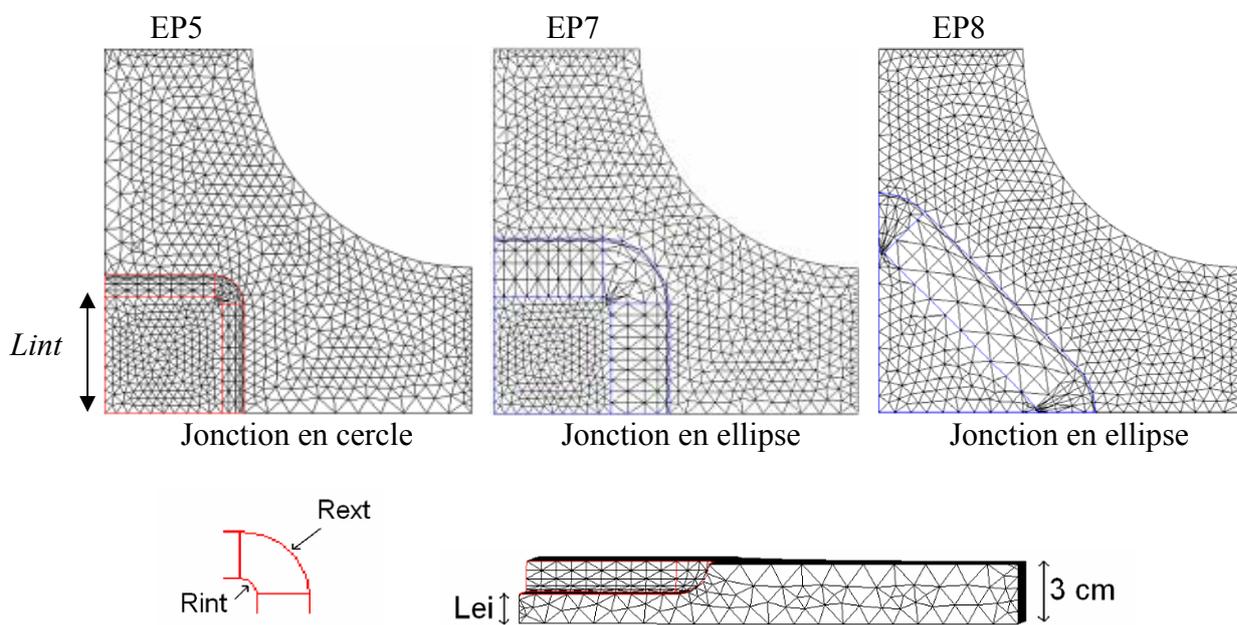


Figure 203 : Différentes géométries considérées

Tableau 42 : Tableau récapitulatif des longueurs caractéristiques

	EP5	EP7	EP8
Jonction	cercle	Ellipse	Ellipse
<i>Lint</i>	75	75	75
<i>Lei</i>	15	15	15
<i>Rint</i>	5	5	5
<i>Rext</i>	20	45	45

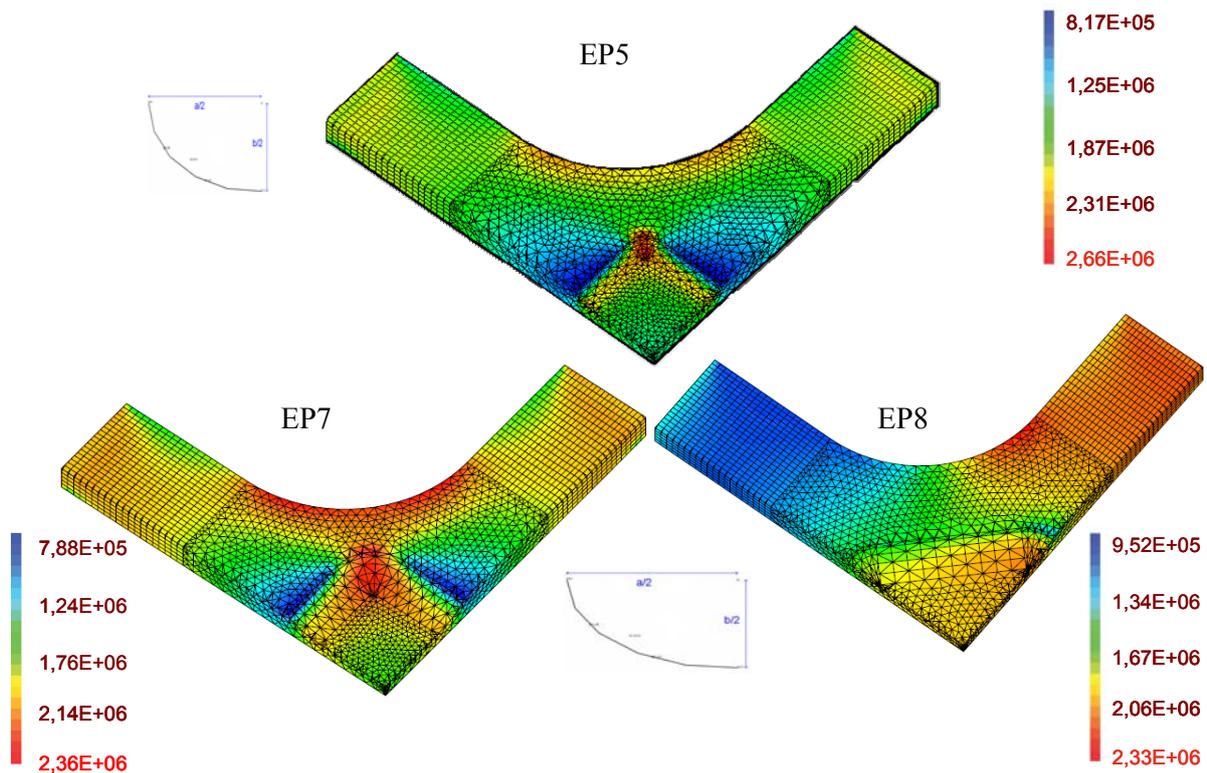


Figure 204 : Modélisation Castem pour une contrainte appliquée = 1,85 MPa

Tableau 43 : Tableau récapitulatif des contraintes dans l'éprouvette selon la géométrie

CONTRAINTES DANS L'ÉPROUVETTE TOTALE		
EP5	Avec $\sigma_{\text{appliquée}} = 1,85 \text{ MPa}$ on a : $\sigma_{11\text{max}} = 2,66 \text{ MPa}$	$\sigma_{\text{max}} = 3,7 \times \frac{1,85}{2,66} = 2,57 = 0,7 \times f_t$
EP7	Avec $\sigma_{\text{appliquée}} = 1,85 \text{ MPa}$ on a : $\sigma_{11\text{max}} = 2,36 \text{ MPa}$	$\sigma_{\text{max}} = 3,7 \times \frac{1,85}{2,36} = 2,90 = 0,78 \times f_t$
EP8	Avec $\sigma_{\text{appliquée}} = 1,85 \text{ MPa}$ on a : $\sigma_{11\text{max}} = 2,33 \text{ MPa}$	$\sigma_{\text{max}} = 3,7 \times \frac{1,85}{2,33} = 2,94 = 0,79 \times f_t$
CONTRAINTES EN ZONE UTILE		
EP5	$\sigma_{\text{ZU}} = 1,57 \text{ MPa}$	$\sigma_{\text{max}} = 3,7 \times \frac{1,57}{2,66} = 2,18 = 0,59 \times f_t$
EP7	$\sigma_{\text{ZU}} = 1,63 \text{ MPa}$	$\sigma_{\text{max}} = 3,7 \times \frac{1,63}{2,36} = 2,55 = 0,69 \times f_t$
EP8	$\sigma_{\text{ZU}} = 1,58 \text{ MPa}$	$\sigma_{\text{max}} = 3,7 \times \frac{1,58}{2,33} = 2,51 = 0,68 \times f_t$

Nous avons effectué différents calculs sur les 3 géométries d'éprouvettes considérées. Ces calculs CASTEM nous ont permis de voir que pour la géométrie EP8, on a une contrainte

maximale importante et où l'on a le moins de concentration de contraintes. C'est cette géométrie que nous avons choisie.

Une fois les dimensions ont fixées, trois moules ont été réalisés au Département Génie Civil de l'ENS-Cachan. Ces moules permettent de couler les éprouvettes entières. La partie centrale amincie sera obtenue par usinage afin d'éviter les effets de bords.

Des éprouvettes test ont ensuite été réalisées (même gâchée que pour les essais [LCPC]) et usinées chez un marbrier à Gouvieux.

Essai 1 sur éprouvette pleine (formulation Béton Ordinaire LMT)

Tout d'abord un essai sur une éprouvette pleine a été effectué afin de se familiariser avec le protocole de collage et le pilotage de la machine (Figure 205).

Pour ce premier essai nous voulions faire un essai de bitraction en imposant une consigne à 30% de la rupture estimée.

Il est à noter que l'éprouvette a été peinte en noire pour pouvoir utiliser une caméra thermique pour nous renseigner sur les variations du champ thermique que subit l'éprouvette lors de l'essai. Cependant ce dispositif n'a finalement pas été utilisé pour ne pas compliquer le protocole pour le tout premier essai.

Ce corps d'épreuve a été réalisé avec une formulation quelconque d'un Béton Ordinaire afin de tester les moules.

La rupture de l'éprouvette s'est produite quelques minutes seulement après le lancement de l'essai, pour une valeur de 8 kN de consigne pour chaque vérin, ce qui représente environ 30 % de la rupture estimée de l'éprouvette.



Figure 205 : Test avec une éprouvette non usinée.

De nombreux facteurs peuvent rentrer en compte dans la rupture prématurée de l'éprouvette, tout d'abord la technique d'accroche de la croix sur la machine. En effet, chaque bras de l'éprouvette est collé entre deux équerres, elles-mêmes vissées sur le nez du vérin. La procédure consiste à visser les quatre équerres inférieures sur les vérins latéraux, vérifier la planéité et le niveau de chaque éprouvette individuellement et les unes par rapport aux autres. Ensuite on encolle les équerres inférieures et l'on dépose l'éprouvette simultanément sur les quatre équerres. Il ne reste plus qu'à encoller la face supérieure de chaque bras de la croix et de positionner les équerres supérieures sur le béton et de les visser rapidement sur le vérin avant que la colle ne durcisse.

Cette procédure demande une grande précision et une rapidité d'exécution à cause des propriétés de la colle (rapidité de durcissement).

De plus cette procédure de collage est compliquée par système de pilotage de la machine ASTREE. En effet, le système actuel oblige à couper l'hydraulique lorsque l'on veut changer de mode de pilotage. Cette étape est incontournable car le collage s'effectue obligatoirement en « pilotage en déplacement » (pour le positionnement de l'éprouvette) et l'essai doit de dérouler avec un « pilotage en effort » car dans un essai de fluage l'effort est imposé constant.

Ainsi de nombreuses causes peuvent être à l'origine de la rupture prématurée de l'éprouvette.

Afin de mieux comprendre la localisation de la rupture, un calcul simplifié en 2D a été élaboré sous CAST3M. La loi de comportement des équerres et de la colle est élastique. Le modèle de Mazars est utilisé pour le béton. Les conditions aux limites et la géométrie sont reportées sur la Figure 206.

Dans ce calcul, on remarque que la concentration de contrainte Figure 207 se situe au droit de l'équerre, ce qui explique que la rupture ait eu lieu dans le bras et non pas dans la zone « coudée » de l'éprouvette.

La rupture s'est d'abord produite dans un bras puis la réaction des vérins pour compenser la chute de l'effort a provoqué la rupture dans les 2 autres bras.

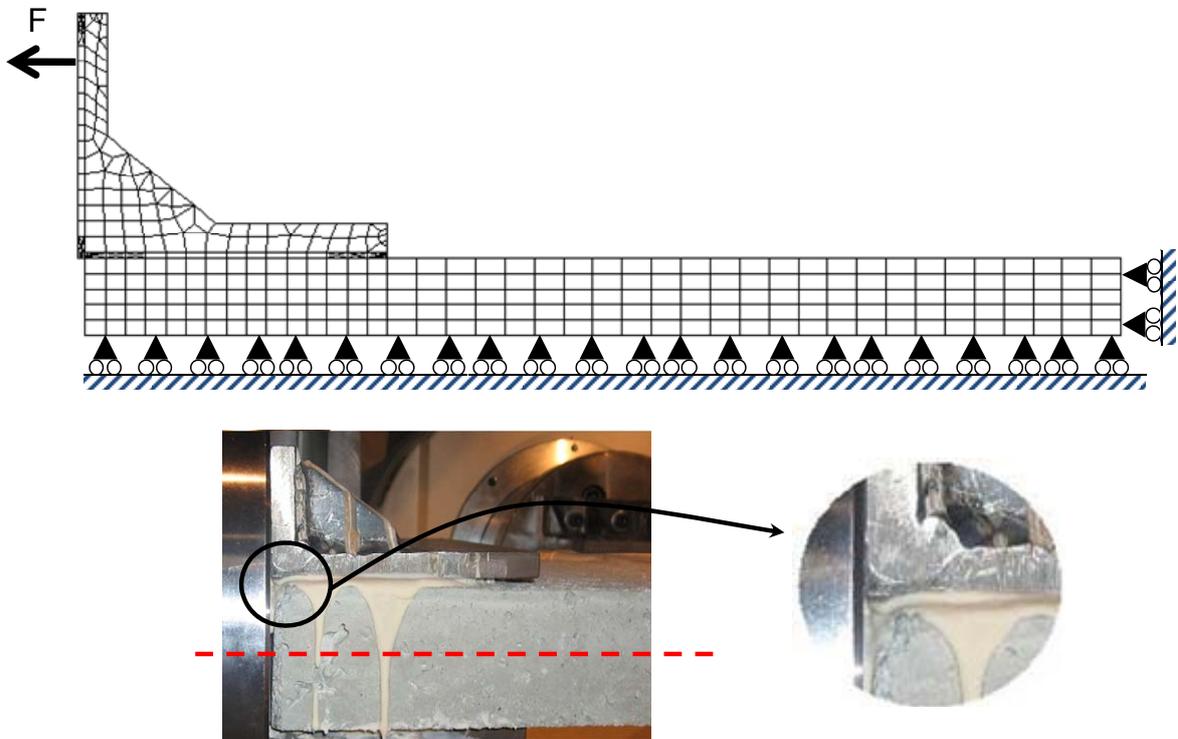


Figure 206 : maillage du collage et correspondance avec la réalité.

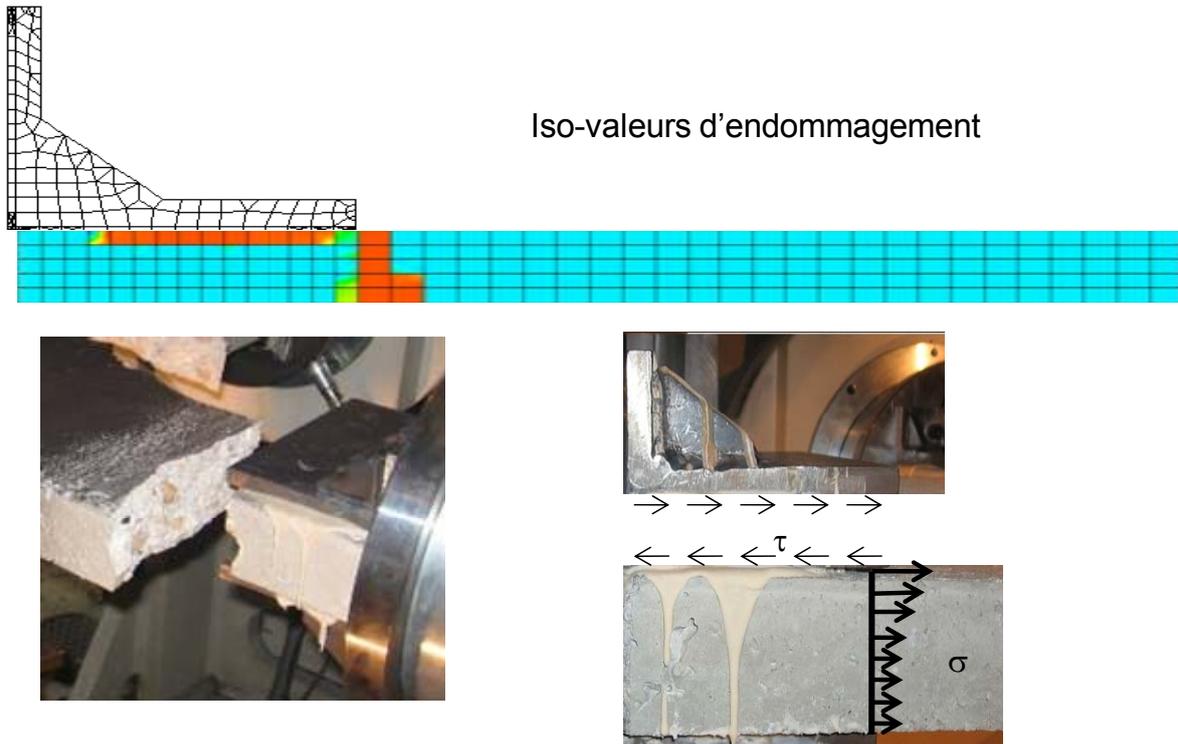


Figure 207 : résultat du calcul CAST3M et interprétation.

Ainsi, ce premier essai permet de se rendre compte de la complexité expérimentale de l'essai. Les premiers maillages de l'éprouvette ne tenaient compte du béton. Par la suite, nous avons effectué les simulations numériques en tenant compte de l'éprouvette de béton, de la colle et des équerres métalliques. De plus, une campagne de caractérisation de la colle (module d'Young, coefficient de Poisson, résistance en traction et en cisaillement) est prévue.

Essai 2 sur éprouvette usinée (formulation Béton Ordinaire LMT)

L'éprouvette de cet essai a été usinée trois mois et demi après coulage selon les calculs CAST3M effectués au début de ma thèse.

Trois semaines avant l'essai, des jauges ont été collées sur une des éprouvettes (Figure 208). Une rosette de trois jauges a été collée sur la face supérieure de l'éprouvette. Ce collage à pour conséquence un séchage de l'éprouvette au centre. En effet on ne peut plus certifier que l'éprouvette est entièrement protégée de la dessiccation entre la fabrication et l'essai, puisqu'elle est déjà déballée pour l'usinage qui s'effectue sous eau, et subit un traitement important à base de produits chimiques et d'un séchage important pour le collage des jauges, alors que nous prenons soin à bien ré-emballer l'éprouvette après chaque étape.



Figure 208 : Collage des jauges : préparation et résultat

Ce deuxième essai s'est déroulé avec la même procédure de collage que pour l'éprouvette pleine, de la manière suivante (asservissement en déplacement) :

- positionnement équerres inférieures
- déballage uniquement des bras de l'éprouvette (on garde l'aluminium sur le reste de l'éprouvette)
- collage de l'éprouvette sur les équerres inférieures
- collage des équerres supérieures

Cependant nous avons été confrontés à un nouveau problème : l'adhérence de l'éprouvette directement sur le vérin.

En effet, lors du changement de mode de pilotage entre le collage et l'essai, l'éprouvette doit entièrement être démontée des quatre vérins latéraux car leur réaction est aléatoire lorsque l'on coupe l'hydraulique et donc leur mouvement risquerait d'endommager la croix, avant même la réalisation de l'essai de fluage.

Il faut préciser que le collage doit obligatoirement s'effectuer sur ASTREE afin d'être sûr que les équerres sont positionnées de la bonne manière par rapport aux trous de vis des vérins. Nous sommes donc obligés de :

- fixer les équerres inférieures sur les vérins
- coller l'éprouvette sur les équerres inférieures
- coller les équerres supérieures et les visser sur les vérins pour les positionner correctement avant que la colle ne prenne
- dévisser les huit équerres des vérins
- enlever l'éprouvette
- changer de mode de pilotage
- refaire une approche en effort des vérins latéraux sur l'éprouvette
- revisser les huit équerres

Cette procédure est complexe, lourde et pénible à mettre en œuvre à cause des conditions d'essais puisque nous travaillons dans un espace confiné avec un dégagement de chaleur important puisque la température des vérins est d'environ 60°C.

Pour ce deuxième essai, lors du collage des équerres supérieures, de la colle a coulé entre l'éprouvette et le nez du vérin. Ceci a eu pour conséquence une rupture de l'éprouvette lorsque nous avons voulu décoller les vérins pour le changement de mode d'asservissement, comme nous pouvons le voir sur la Figure 209.

L'essai a donc été abandonné, et les bras collés sur les vérins ont été cassés. Seuls deux bras étaient collés aux vérins et il s'agissait de deux bras opposés. Les équerres ont été décollées sans abîmer les 2 bras sains, ainsi, nous avons obtenu une éprouvette « uniaxiale » utilisable.



Figure 209 : Test avec éprouvette usinée en condition endogènes au centre

Cet essai n'a pas permis d'obtenir des résultats de fluage, mais a permis d'améliorer la procédure de collage. En effet il faut noter un gain de temps d'une journée entière sur la préparation (collage) de l'éprouvette par rapport au premier essai, de plus il a été plus facile de positionner les équerres.

Essai 3 sur éprouvette « uniaxiale »

Un troisième test, « uniaxial » a été réalisé sur la même éprouvette que l'essai 2. Cependant la procédure de collage a été modifiée. En effet, le confinement du bras de l'éprouvette entre deux équerres collées provoquait une concentration de contrainte importante dans le béton, au droit de l'équerre :

- fixation des équerres inférieures (vérification de l'horizontalité et de la planéité par rapport aux autres équerres)
- placement d'un morceau de mousse sur l'équerre pour s'assurer que la colle ne coulera pas sous l'éprouvette
- asservissement des vérins en effort
- Epaisseur de colle assurée en mettant des cuillers en plastique entre le vérin et l'éprouvette (consigne : 5N en compression) (contact des vérins horizontaux)
- on place des protections sur le côté pour faire un « coffrage » à la colle
- collage avec un léger bourrelet
- on relie les jauges au pont de Wheatstone



Figure 210 : éprouvette « uniaxiale » instrumentée.

L'essai est lancé (consigne 8 kN en traction) environ 40 min après le collage, mais une rupture se produit dans le béton à l'interface avec la colle au bout de 13 heures. L'éprouvette ne semblant pas endommagée, elle a tout de suite été réutilisée pour un autre essai, (après recollage le bras de la croix qui s'était décollé du vérin). De plus il a fallu insister sur les bourrelets de colle en haut et sur les côtés du bras de la croix (Figure 210).

La mise en traction a été effectuée 1 h après collage, et maintenue à 8 kN pendant 22 h et 48min. Puis un nouveau palier à une consigne à 13 kN. Cependant, une nouvelle rupture s'est produite au bout de 2h30 à l'interface avec la colle, sur le même bras que précédemment (Figure 211).



Figure 211 : Bras de l'éprouvette décollé.

Essai 4 sur éprouvette « biaxiale »

Pour cet essai une éprouvette usinée a été utilisée, de la même gâchée que l'éprouvette utilisée pour les essais 2 et 3. L'instrumentation de l'éprouvette a été particulièrement soignée en collant une rosette sur la partie usinée supérieure et sur la partie inférieure de l'éprouvette.

L'éprouvette a été testée en conditions endogènes (Figure 212).



Figure 212 : Epreuve collée et testée en conditions endogènes.

La mise en place et le collage de l'éprouvette a été effectué suivant la même procédure que pour l'essai numéro 3. Cependant avant le lancement de l'essai une panne du groupe hydraulique s'est produite pendant 24h. Une fois le problème résolu, l'essai a été lancé avec une consigne de 8kN en traction sur les 4 vérins. Un déséquilibre et une dérive des efforts appliqués par les vérins ont été observés. La rupture s'est produite au bout de 16h20 d'essai.

L'essai a été arrêté car l'éprouvette s'est décollée des vérins. Cependant en déballant l'éprouvette (plusieurs jours plus tard), celle-ci était complètement coupée en deux (Figure 213). Il n'y a pas moyen de savoir si cette rupture a eu lieu avant ou après le décollement des bras des vérins.



Figure 213 : Rupture de l'éprouvette (déballée après l'essai).

Problèmes rencontrés et conclusions

Le premier problème constaté est qu'aucun effort de compression n'est réellement appliqué sur la colle avant son durcissement, ce qui a pour conséquence de fragiliser le collage.

De plus les problèmes liés à la manipulation de la presse (changement du mode d'asservissement, problèmes hydrauliques) rendent la manipulation assez complexe et peu

fiable. En effet nous avons toujours observé une dérive sur le maintien de l'effort dans les vérins. Seule la valeur moyenne de l'effort est respectée, ce qui signifie que l'état de contraintes appliquées n'est pas contrôlé correctement.

La difficulté de mise en œuvre de l'essai et les conditions environnementales (chaleur, espace confiné, main d'œuvre...) par rapport aux peu de résultats obtenus a conduit à mettre cette campagne expérimentale entre parenthèse en attendant que la presse soit modernisée avec un pilotage et une acquisition numérique. La rénovation du centre d'essai au LMT a eu lieu cet été et le budget pour la modernisation d'ASTREE a été voté et accepté. Le choix de l'entreprise chargée de la modernisation de la presse est en cours de décision (projet Sésame, coût entre 150 et 200 k€).

Suite aux problèmes expérimentaux (essais non menés jusqu'au bout) les données n'ont pas été complètement traitées, c'est pourquoi aucune courbe n'est présentée dans ce document. Un post-doc financé par le LMT est prévu pour la réalisation de cet essai.