

COMPORTEMENT AU JEUNE ÂGE ET DIFFÉRÉ D'UN BFUP ÉCROUISSANT SOUS LES EFFETS THERMOMÉCANIQUES

THÈSE N° 3827 (2007)

PRÉSENTÉE LE 28 JUIN 2007

À LA FACULTÉ DE L'ENVIRONNEMENT NATUREL, ARCHITECTURAL ET CONSTRUIT
Laboratoire de maintenance, construction et sécurité des ouvrages
PROGRAMME DOCTORAL EN STRUCTURES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE FÉDÉRALE DE LAUSANNE

POUR L'OBTENTION DU GRADE DE DOCTEUR ÈS SCIENCES

PAR

Aicha KAMEN

Magister in civil engineering, University of science and technology of Oran, Algérie
et de nationalité algérienne

acceptée sur proposition du jury:

Prof. I. Smith, président du jury
Prof. E. Brühwiler, directeur de thèse
Prof. A. Loukili, rapporteur
Prof. K. Scrivener, rapporteur
Prof. F. Wittmann, rapporteur



ÉCOLE POLYTECHNIQUE
FÉDÉRALE DE LAUSANNE

Suisse
2007

Préface

Le Laboratoire de Maintenance, Construction et Sécurité des ouvrages (MCS) à l'EPFL étudie depuis 1999 l'utilisation de matériaux cimentaires à ultra-hautes performances pour améliorer le comportement mécanique et la durabilité des ouvrages en béton. Parmi ces matériaux, les bétons fibrés ultra-performants (BFUP) montrant un comportement écrouissant prononcé en traction, sont les plus prometteurs.

Les recherches antérieures ont permis de dégager le besoin d'étudier de manière détaillée le comportement au jeune âge et différé des BFUP écrouissant. Ceci d'autant plus que l'approche fondamentale du MCS consiste à utiliser les BFUP pour des éléments composés lorsqu'une nouvelle couche de BFUP est coulée sur une couche existante de béton armé conventionnelle. Ce procédé appliqué depuis 2004 pour la réhabilitation d'ouvrages en béton provoque un état de contraintes en traction dans la couche de BFUP. Il en découle un certain risque de fissuration qui pourrait mettre en péril les excellentes propriétés de durabilité du BFUP.

Dans sa thèse de doctorat, Mme Kamen s'est proposée comme objectif d'étudier les phénomènes qui se présentent pendant l'hydratation du BFUP sous différentes conditions d'entrave et de température. Un dispositif d'essai innovant, la TSTM (Temperature Stress Testing Machine), a été développé pour étudier le comportement de matériaux cimentaires au très jeune âge et sous conditions d'entrave et de diverses températures. Ainsi, l'évolution de l'hydratation du BFUP et le développement des propriétés mécaniques au jeune âge ainsi que le retrait endogène et le fluage d'un BFUP ont été mis en évidence expérimentalement et validés par de modèles. La thèse contient une grande quantité de résultats originaux pour décrire le comportement au jeune âge et différé des BFUP sous les effets thermomécaniques. Ce travail apporte une amélioration significative des connaissances et les résultats sont applicables pour l'ingénierie.

Par la présente thèse, Mme Kamen apporte la preuve de sa maîtrise de méthodes scientifiques, ainsi que de son aptitude à résoudre des problèmes complexes de manière indépendante. Je tiens à remercier Mme Kamen pour son intérêt et son engagement pour ce sujet difficile, et je la félicite chaleureusement pour l'excellente qualité de sa recherche.

En juin 2007

Professeur Eugen Brühwiler

« L'une des meilleures façons d'aider quelqu'un est de lui donner une responsabilité et de lui faire savoir que vous lui faites confiance ». Booker T. Washington

Table des matières

Résumé	7
Résumé en arabe	8
Abstract	9
Remerciements	10
Dédicace	10
Chapitre 1 : Introduction	11
1 Contexte de la recherche	11
1.1 Introduction	11
1.2 Sources de déformations et conséquences	11
1.3 Effets thermomécaniques sous conditions d'entrave	12
1.4 Evaluation du risque de fissuration (Approche numérique)	13
1.5 Approche expérimentale	14
1.6 Indices de fissuration déduits expérimentalement	14
1.7 BFUP comme matériau de réhabilitation	15
2 Objectifs de la recherche	16
3 Structure de la thèse	16
Chapitre 2 : Etat des connaissances	19
1 Hydratation de matériaux cimentaires	19
1.1 Processus d'hydratation et autodessiccation	19
1.2 Facteurs influençant l'hydratation	20
1.3 Mesure de la progression de l'hydratation	21
1.4 Modélisation	22
1.5 Concept de maturité	22
2 Déformations au jeune âge	23
2.1 Déformations endogènes	23
2.2 Mécanismes du retrait endogène	24
2.3 Facteurs influençant le retrait endogène	25
2.4 Mesures du retrait endogène	28
2.5 Risque de fissuration sous condition d'entrave	28
2.6 Modélisation	29
3 Fluage	29
3.1 Types de fluage	30
3.2 Mécanismes du fluage	30
3.3 Facteurs influençant le fluage	31
3.4 Mesures du fluage	33
3.5 Modélisation	34
4 Bétons Fibrés Ultra Performants (BFUP)	35
4.1 Historique	35
4.2 Formulations et applications	37
4.3 Hydratation et microstructure de bétons à ultra haute performance	39
4.4 Comportement au jeune âge et différé de bétons à ultra haute performance	41
4.5 Conclusion	44

Chapitre 3 : Méthodes expérimentales.....	45
1 Matériaux	45
1.1 Composition du BFUP	45
2 Programme expérimental	46
2.1 Performances mécaniques	46
2.2 Caractéristiques thermiques et hygrométriques	46
2.3 Hydratation et microstructure	47
2.4 Retrait linéique et fluage en compression	50
2.5 Réponse physico-mécanique sous conditions libres et entravées au jeune âge	52
Chapitre 4 : Hydratation et microstructure	65
1 Performances mécaniques	65
1.1 Résistance à la compression, module d'élasticité et module de rupture	65
1.2 Comportement à la traction	66
2 Hydratation.....	68
2.1 Evolution de température durant l'hydratation	68
2.2 Autodessiccation	70
2.3 Degré d'hydratation	71
2.4 Microstructure	77
3 Retrait et pertes en poids	81
3.1 Retrait endogène.....	81
3.2 Pertes en poids et influence des conditions de cures.....	82
3.3 Influence des fibres sur le retrait endogène.....	83
4 Corrélation entre degré d'hydratation et propriétés physico-mécaniques....	84
4.1 Corrélation entre degré d'hydratation et propriétés mécaniques	84
4.2 Corrélation entre le degré d'hydratation et le retrait endogène.....	85
5 Conclusion.....	86
Chapitre 5 : Etude des effets thermiques.....	87
1 Influence de la cure thermique sur l'hydratation	87
1.1 Influence de la cure thermique sur le degré d'hydratation.....	87
1.2 Influence de la cure thermique sur l'autodessiccation	89
1.3 Influence de la cure thermique sur l'évolution de température.....	91
2 Influence de la cure thermique sur les performances mécaniques.....	92
2.1 Influence de la cure sur la résistance à la compression.....	92
2.2 Influence de la cure thermique sur le comportement en flexion	95
3 Influence de la cure thermique sur le retrait endogène	99
3.1 Résultats expérimentaux	99
3.2 Prédiction du retrait endogène pour les différentes cures	100
4 Estimation de l'énergie d'activation pour le dégagement de chaleur	101
4.1 Introduction	101
4.2 Estimation de l'énergie d'activation du BFUP testé	102
5 Application du concept de maturité	103
6 Conclusion.....	104

Chapitre 6 : Comportement au jeune âge..... 105

1	Essais isothermes à 20 °C : résultats, analyses et interprétation	105
1.1	Evolution de température – cure 20°C	105
1.2	Evolution des déformations libres – cure 20°C.....	106
1.3	Evolution des contraintes générées	107
1.4	Evolution du fluage en traction	108
1.5	Tests de reproductibilité	109
2	Influence de la cure thermique sur le comportement au jeune âge	111
2.1	Cure à 30°C- résultats et analyses	111
2.2	Cure réaliste-résultats et analyses	115
3	Essais de fluage en traction	119
3.1	Résultats d’essais et discussions	119
3.2	Corrélation retrait-fluage en traction.....	121
3.3	Distinction de l’effet du taux de sollicitation sur le fluage en traction	122
4	Modélisation du fluage en traction.....	123
4.1	Modèles rhéologiques	123
4.2	Simulations numériques des essais de fluage en traction.....	125
4.3	Simulation numérique de l’essai de fluage incrémental (test restreint)	129
4.4	Simulation numérique du test avec traverse bloquée.....	129
4.5	Simulation numérique de l’évolution des contraintes dans la TSTM.....	131
5	Modélisation du retrait endogène au jeune âge- modèle de Hedlund	133
6	conclusion	136

Chapitre 7 : Simulations numériques des effets thermomécaniques au jeune âge..... 137

1	Simulations numériques du retrait endogène à différentes cures thermiques	137
1.1	Simulations du retrait endogène au jeune âge (dispositif libre de la TSTM)	137
2	Simulations numériques des autocontraintes à différentes cures avec MLS	148
2.1	Prédiction des autocontraintes au jeune âge (dispositif restreint de la TSTM)	148
3	Simulations numériques du fluage à différentes cures thermiques	149
3.1	Prédiction du fluage au jeune âge (dispositif restreint de la TSTM)	149
4	Conclusions	153

Chapitre 8 : Comportement différé..... 155

1	Fluage en compression	155
1.1	Introduction	155
1.2	Résultats expérimentaux et analyses	156
1.3	Modélisation.....	158
2	Retrait endogène et de séchage	167
2.1	Résultats expérimentaux et analyse	167
2.2	Modélisation.....	168
3	Corrélation entre fluage et retrait	170
4	Conclusion.....	171

Chapitre 9 : Etude du comportement d'éléments de structures composites	173
1 Simulations numériques d'éléments de structures mixtes	173
1.1 Paramètres considérés	173
2 Poutre mixte	174
2.1 Prédiction du comportement d'une poutre avec différentes conditions d'entrave	174
3 Bordure de pont.....	179
3.1 Prédiction du comportement d'une bordure de pont.....	179
3.2 Prédiction du comportement de la bordure-coupe longitudinale	183
4 Conclusion.....	186
Chapitre 10 : Conclusions et perspectives	187
Références bibliographiques	195
Notation	213
Annexe A : Retrait volumétrique	214
Annexe B : Calcul du degré d'hydratation.....	219
Annexe C : Code modèle 90-fluage.....	220
Annexe D : Propriétés des matériaux pour MLS.....	222
Annexe E : Programmes d'essais.....	226
Table des figures.....	237
Table des tableaux.....	243
Curriculum Vitae	245

Résumé

Cette thèse est consacrée à l'étude du comportement au jeune âge et différé ainsi qu'à la réponse thermomécanique sous entrave d'un Béton Fibré à Ultra Haute Performance (BFUP) écouvrissant. La connaissance du comportement du BFUP est indispensable pour estimer le risque de fissuration dans des éléments de structures mixtes. Les phénomènes qui se développent au cours de l'évolution de l'hydratation du matériau, à savoir le développement de la microstructure et des propriétés physico-mécaniques ont été étudiés. Enfin l'influence des conditions de cure thermique sur ces phénomènes a été analysée. Les résultats d'essais, de modélisation et de simulations numériques sont présentés et discutés dans ce rapport.

→ Le BFUP testé se caractérise par des performances mécaniques élevées avec une évolution plus rapide du module d'élasticité par rapport aux autres propriétés. Les propriétés mécaniques peuvent être prédites avec le modèle CEB-FIP adapté.

→ Le BFUP testé se caractérise par un faible degré d'hydratation dû au faible rapport (E/L), ce résultat expérimental a été également confirmé par une estimation par le biais des modèles de Powers adapté et celui de Waller ainsi que par une estimation numérique basée sur les chaleurs dégagées.

→ Une corrélation linéaire entre les performances mécaniques et le degré d'hydratation a été montrée et l'action de l'évolution de la microstructure sur le développement des performances mécaniques a été mise en évidence, elle est attribuée à l'effet bénéfique de la fumée de silice et du ciment non hydratés au confinement de la structure poreuse.

→ Le BFUP est caractérisé par ailleurs par une cinétique rapide du retrait endogène en relation avec l'action dominante de l'autodessiccation durant les premiers jours de l'hydratation. La mesure de l'autodessiccation sous différentes températures a permis de distinguer et de mettre en évidence l'effet de la température sur la structure poreuse, les pressions capillaires et par voie de conséquence sur la contraction de la matrice solide grâce à un calcul faisant appel aux lois de Laplace et de Kelvin. La contribution et l'effet bénéfique des fibres vis-à-vis du retrait endogène ont été aussi observés et ce du fait que les fibres agissent comme entrave interne empêchant la matrice de se déformer librement.

→ Les températures élevées augmentent largement le taux d'hydratation au jeune âge (7 jours) et conduisent ainsi à accentuer initialement le retrait endogène. A long terme, un effet inverse de la température a été observé sur l'évolution du degré d'hydratation et des propriétés physico-mécaniques mesurées, attribué à l'influence de la température sur la précipitation et la diffusion des ions au cours du processus d'hydratation. L'influence de la température sur le degré d'hydratation et la résistance à la compression a été caractérisée et modélisée et a permis d'estimer l'énergie d'activation du BFUP étudié.

→ Le rôle dominant du retrait endogène au jeune âge a été élucidé et les contraintes associées qui se développent au jeune âge sous entrave totale ont été quantifiées par le biais de la TSTM. Ces contraintes demeurent modérées. Le potentiel de fluage du BFUP testé est important. Ceci a été attribué à l'importance du volume de pâte (88%), qui est susceptible de fluer.

→ Des modèles existants dans la littérature ont été utilisés, certains ont permis de prédire le comportement du BFUP d'une manière satisfaisante et avec une certaine précision.

→ Les résultats des simulations numériques des contraintes sont dépendants du logiciel numérique utilisé et en particulier du modèle de fluage et dans notre cas le modèle de Maxwell généralisé implémenté dans MLS a été utilisé.

Mots clés

BFUP, hydratation, retrait, fluage en traction, température et effets thermomécaniques.

Résumé en arabe

كرست هذه الأطروحة إلى دراسة سلوك الخرسانة الجّد عالية الخواص (خ.ج.ع.خ) في المدى القصير والبعيد و كذلك الاستجابة الميكانيكوحرارية تحت شروط عائقة. معرفة سلوك خ.ج.ع.خ أساسية لتقدير خطر التصدع في عناصر المباني المختلطة. الخواص التي تتطور أثناء عملية التميّه على سبيل المثال: تطور البنية الدقيقة والخواص الفيزيوميكانيكية تمّت دراستها. أخيرا تأثير الحرارة على هذه الخواص حُلل. النتائج التجريبية و النمذجية قدمت و نوقشت في هذا التقرير.

← خ.ج.ع.خ المختبرة تتميز بخواص ميكانيكية جّد عالية مع آلية تطور سريعة لمعامل يونغ مقارنة مع الخواص الأخرى. الخواص الميكانيكية يمكن تقديرها عن طريق نموذج (CEB-FIB).

← خ.ج.ع.خ المختبرة تتميز بدرجة تميّه ضعيفة بسبب نسبة (الماء/الإسمنت) الصغيرة. هذه النتيجة المخبرية تمّ تأكدها أيضا عن طريق نموذج باورس المكيف ونموذج فالر، كذلك من خلال تقدير كمي للحرارة المنبعثة خلال عملية التميّه.

← علاقة خطية بين الخواص الميكانيكية و درجة التميّه وجدت. تأثير تطور البنية الدقيقة على تطور الخواص الميكانيكية تمّ تبيينه. نسب هذا الأخير إلى التأثير الإيجابي لدخان السلس و حبيبات الإسمنت الغير مميهة على البنية المسامية (اكتناز جيد).

← خ.ج.ع.خ تتميز من جهة أخرى بتقلص ذاتي سريع بسبب التجفّف الداخلي أثناء الأيام الأولى لعملية التميّه. قياس التجفّف الذاتي تحت درجات حرارة مختلفة سمح بتمييز و تحديد تأثير الحرارة على البنية المسامية، على الضغوط الناتجة في المسامات و بالتالي على تقلص المادة الصلبة من خلال تقدير كمي على أساس قوانين لابلاس و كالفين. المساهمة و الدور الفعّال للألياف ضد التقلص الذاتي تمّ ملاحظتهما و هذا ناتج عن دور الألياف التي تشكل عائق داخلي يعمل على منع التشويه الحرّ للمادة.

← درجات الحرارة العالية ترفع درجة التميّه في المدى القصير و تؤدي إلى رفع التقلص الذاتي. في المدى البعيد تمّ ملاحظة أن تأثير الحرارة على تطور درجة التميّه والخواص الفيزيوميكانيكية المحددة يعكس. هذا نتيجة تأثير الحرارة على رسوب و انتشار الأيونات خلال عملية التميّه. تأثير الحرارة على درجة التميّه والمقاومة الميكانيكية تحت الضغط تمّ تقديره و تحديده من خلال نماذج. من خلال عوامل نموذج المقاومة الميكانيكية تمّ تعيين طاقة التشغيل ل خ.ج.ع.خ المختبرة.

← الدور الفعّال للتقلص الذاتي في المدى القصير تمّ تبيينه والإجهادات الناتجة التي تتطور في المدى القصير تحت شروط عائقة كلية تمّ تقديرها عن طريق آلة تحديد الإجهادات تحت تأثير الحرارة. هذه الإجهادات تضلّ متوسطة. قدرة الزحف لل خ.ج.ع.خ المختبرة جّد عالية. و هذا بسبب حجم المادة الرابطة (88%) المعرضة للزحف.

← بعض النماذج الموجودة في المراجع استعملت. البعض منها يسمح بتحديد جيد و دقيق لسلوك خ.ج.ع.خ المختبرة.

← الإجهادات المحددة من خلال التحليل العددي مرتبطة بنوعية النموذج العددي المستعمل، خاصة نموذج الزحف. في هذا البحث تمّ استعمال نموذج ماكسوال.

كلمات مفاتيح

خ.ج.ع.خ، تميّه، تقلص، زحف تحت الشد، الحرارة، الفعل الميكانيكوحراري.

Abstract

This thesis is dedicated to study the early age behavior and time dependant as well as the thermo-mechanical response under restraint of a hardening Ultra High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC). The knowledge of the UHPFRC behavior is indispensable to estimate the cracking risk in composites structures. The phenomena which develop during the hydration progress of the material as the capillary network development and the physico-mechanical properties were considered. The effect of temperature curing conditions on these phenomena was characterized.

The test and predicted (issue from modelling and numerical simulations) results are presented and discussed in this report.

→ The tested UHPFRC is characterized by high mechanical performances with a faster evolution of the Young modulus with regard to the other properties. The measured mechanical properties can be predicted very well with the CEB-FIB model.

→ The tested UHPFRC is characterized by a low degree of hydration due to the low water-binder (w/b) ratio. This experimental result was confirmed by a numerical estimation by means of the adapted Powers and Waller models as well as a numerical estimation through the heat realized during the hydration process.

→ A linear relationship between the mechanical performances and the degree of hydration was shown and the action of the microstructure evolution on the mechanical performances development was elucidated. It was attributed to the beneficial effect of the unhydrated particles of silica fume and cement because of the pore size refinement in the microstructure.

→ Besides, the current UHPFRC is characterized by a fast autogenous shrinkage kinetics related to the dominant self-desiccation during the first days of the hydration. Thanks to a numerical estimation with Laplace and Kelvin laws, self desiccation measurement under various temperatures were used to distinguish and to put in evidence the effect of the temperature on the porous structure, the capillary pressures and consequently on the contraction of the solid matrix. The contribution and the beneficial effect of fibres towards the autogenous shrinkage were also showed. In fact, fibres act as internal restraint and can prevent the free matrix deformation.

→ The high temperatures improve widely the rate of hydration at early age (7 days) and so lead to increase initially the autogenous shrinkage. In the long term, an inverse effect of the temperature was observed on the evolution of the degree of hydration and the measured physico-mechanical properties, which was attributed to the influence of the temperature on the ions haste and distribution during the hydration process. The influence of the temperature on the degree of hydration and the compressive strength was characterized and modeled and the corresponding parameters were used to estimate the energy of activation of the studied UHPFRC.

→ The dominant role of the autogenous shrinkage at early age was clarified and the associated stresses, which develop at the early age under total restraint, were quantified by means of the TSTM. These stresses remain moderate. The UHPFRC creep potential is important. UHPFRC exhibits high creep. This was attributed to the high volume of paste (88 %), which is subjected to creep.

→ Existing models in the literature were used; certain models predict the UHPFRC behavior in a satisfactory way and with a certain precision. □

→ One notes that the early age stress predictions are dependent on the software used and especially on the creep model. In our case, the generalized Maxwell model was used.

Keywords

UHPFRC, hydration, shrinkage, tensile creep, temperature, thermo-mechanical effects.

Remerciements

Que toutes celles et tous ceux qui ont contribué de loin ou de près à ce travail de recherche, trouvent ici ma sincère reconnaissance.

Tout d'abord, un très grand merci au Professeur Eugen Brühwiler, directeur de thèse et Docteur Emmanuel Denarié, adjoint scientifique, qui ont su me faire partager leur immense savoir faire, leur rigueur scientifique et leur goût pour la recherche et surtout leur passion pour le développement et la vulgarisation du BFUP pour la réhabilitation des ouvrages existants. Je les remercie également pour leur disponibilité, leur encadrement et leur soutien tout au long de ces années de thèse sans oublier de mentionner leur grande gentillesse pour m'avoir choisie et acceptée dans leur laboratoire et équipe.

Le travail expérimental effectué dans le cadre de cette thèse n'aurait pas vu le jour sans Roland Gysler, un grand merci pour son aide et son apport. Ce travail n'aurait pas pu être mené à terme sans le soutien et les encouragements de Madame et Monsieur Marchand que je remercie également pour leur aide et sympathie.

Un grand merci au Professeur Smith pour avoir accepté de présider ce jury. Merci aux rapporteurs Professeur Scrivener, Professeur Wittmann et Professeur Loukili d'avoir accepté la lourde tâche d'examiner cette thèse.

Je remercie Monsieur Karadeniz du Laboratoire de Métallurgie Mécanique pour m'avoir accueillie et aidée dans l'utilisation de l'équipement pour la mesure du degré d'hydratation. Ainsi qu'au Docteur Gallucci du Laboratoire des Matériaux de Construction pour son aide à la préparation d'échantillons et les observations au microscope électronique à balayage, ainsi que Monsieur Simonin pour m'avoir permis d'utiliser leurs équipements et locaux et Messieurs Gabrion, Dizerens et Vulliemin pour leurs aides. Mes remerciements s'adressent également à Monsieur Morais du Laboratoire de Technologie des Poudres pour sa collaboration pour l'analyse thermogravimétrique.

J'ai trouvé au MCS une ambiance chaleureuse et efficace de travail, je tiens à remercier l'équipe pour cette bonne et agréable ambiance. Je tiens également à remercier le staff technique de l'Institut de Structure : Demierre, Perrin, Reist et Galley pour leurs aides.

Mes pensées vont à Jim Birdsall que j'ai sollicité maintes fois pour des corrections d'anglais et John Wuest pour sa collaboration. Et enfin à Christine Benoit pour ses conseils qui m'ont énormément apporté et sa bonne humeur.

Mon passage au MCS a croisé d'autres connaissances, je pense particulièrement à mes ami(e)s sans exception que je remercie chaleureusement pour leur bonne humeur et les moments de partage passés ensemble. Enfin merci au Professeur Jean Philippe Charron, Docteurs Hamid Sadouki, Pierre Mounanga et Farid Benboudjema pour leurs conseils.

Enfin mes remerciements sont adressés à ma grande famille en particulier ma chère mère pour son grand soutien et son vif et permanent encouragement.

A vous tous merci.

Dédicace

Cette thèse est dédiée à ma chère mère, mes sœurs et frères. A mes professeurs et collègues à l'Université des Sciences et de Technologie d'Oran, Algérie.

Chapitre 1 : Introduction

Ce chapitre présente le contexte de la thèse et met l'accent sur le comportement au jeune âge sous les effets thermomécaniques. Il présente également les objectifs et la structure de la thèse.

1 Contexte de la recherche

1.1 Introduction

L'endommagement dû à la fissuration précoce à cause de mauvaises conception et planification ou d'une incompatibilité de comportement des matériaux utilisés dans les éléments mixtes peut réduire la fonction structurale et par conséquent la durabilité. Cependant, depuis quelques années un grand intérêt a été porté sur ce phénomène et un grand effort a été consacré à la mesure et la prédiction des contraintes sous conditions d'entrave, résultant particulièrement du retrait endogène et des variations volumiques dues à la variation de température et d'humidité qui sont dominants dans les dernières générations de bétons à faibles rapports Eau/Liant (E/L) et contenant des ajouts minéraux.

1.2 Sources de déformations et conséquences

Dès les premières heures, les matériaux cimentaires développent de grandes variations volumétriques à cause de l'évolution des réactions chimiques exothermiques qui sont accompagnées du développement des performances mécaniques et de la microstructure. Ces variations peuvent être génératrices de fissures prématurées dans certaines conditions climatiques et structurales. Les matériaux cimentaires à faible rapport Eau/Ciment (E/C) sont particulièrement sensibles au risque de fissuration au jeune âge à cause de l'amplitude et de la cinétique de leurs déformations (retrait endogène et effets thermiques). Cette fissuration précoce tend à modifier les propriétés de transfert : «pénétration d'eau, d'ions de chlorures et agents agressifs» et peut constituer un danger sur la matrice et les aciers d'armature menant ainsi à l'endommagement de la structure en mettant en péril sa durabilité.

Toutefois le risque d'apparition de fissures dépend de nombreux facteurs (voir figure 1), à savoir :

- Les propriétés mécaniques du matériau au jeune âge (évolution du module élastique, de la résistance à la traction et du coefficient de dilatation).
- La géométrie et les conditions structurales (degré d'entrave externe), la présence d'armature (entrave interne)
- Les conditions de cure et enfin les propriétés viscoélastiques, Ces dernières présentent l'avantage de relaxer les contraintes générées et donc d'atténuer le risque de fissuration.

Il est donc indispensable de connaître le bilan déformationnel des matériaux afin d'évaluer leur capacités à résister aux contraintes sans se fissurer.

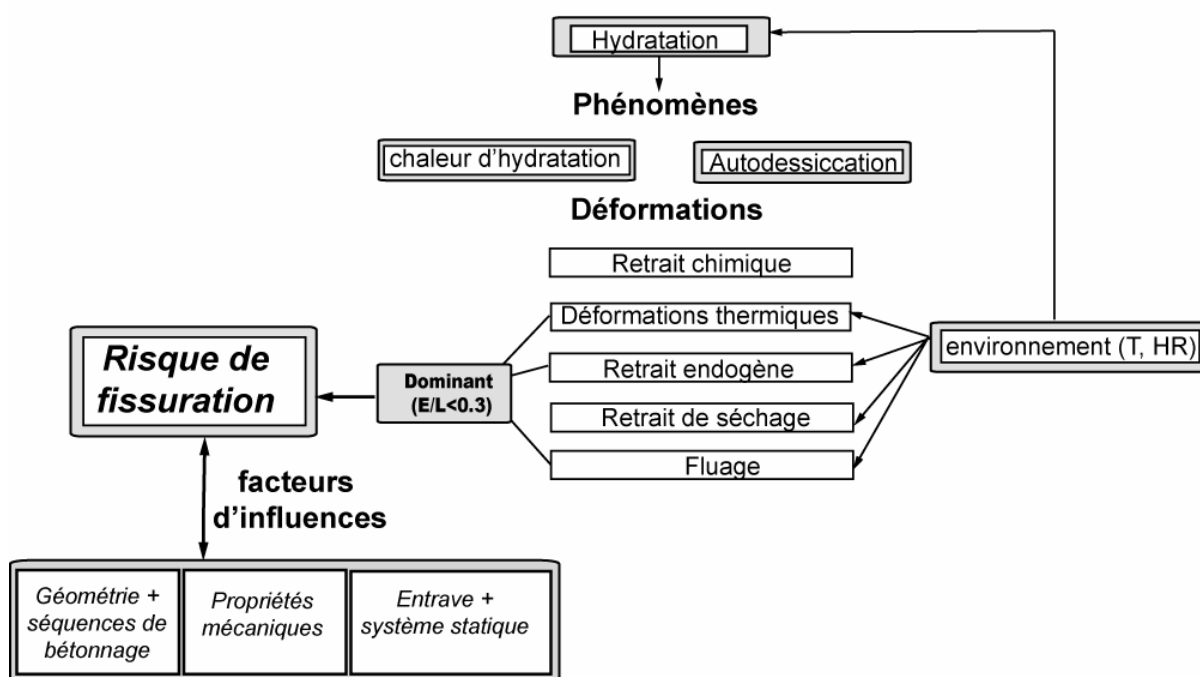


Figure 1: Sources de déformations et conséquences

1.3 Effets thermomécaniques sous conditions d'entrave

L'hydratation du béton est une réaction chimique exothermique. La réaction qui débute dès le premier contact eau-ciment est accompagnée d'un dégagement de chaleur, qui résulte en un accroissement de température non uniforme dans la section du fait que la surface du béton est influencée par les conditions ambiantes. L'évolution de température au jeune âge induit des contraintes de compression dans la section, voir Figure 2. Après le pic de température les contraintes s'annulent. Puis la température tend à décroître pour atteindre la température ambiante et donc des contraintes de traction commencent à se développer. Si ces contraintes dépassent la résistance à la traction, des fissures traversantes peuvent être générées.

La majeure partie des fissures qui apparaissent en phase d'expansion croissent durant la phase intense de l'hydratation et tendent à se refermer dans le temps suite à l'évolution de l'hydratation et au phénomène d'auto-cicatrisation, et généralement n'influent pas sur la capacité portante de la structure. Mais les fissures qui apparaissent durant la phase de contraction peuvent être à la fois de nature traversantes et permanentes et constituent un danger vis-à-vis de la capacité portante de la structure.

La Figure 2 indique le seuil d'apparition de fissures sous effet thermique. L'atteinte de ce seuil dans un élément de structure dépend principalement de ces trois facteurs :

- Le comportement mécanique.
- L'évolution de température au jeune âge
- Le degré d'entrave (système structural, rigidité).

Dans le passé, les mesures contre les fissures dues aux effets thermiques consistaient à réduire principalement la différence de température par rapport au climat ambiant et au support. Depuis quelques années d'autres facteurs que la température ont été considérés pour analyser le risque de fissuration au jeune âge.

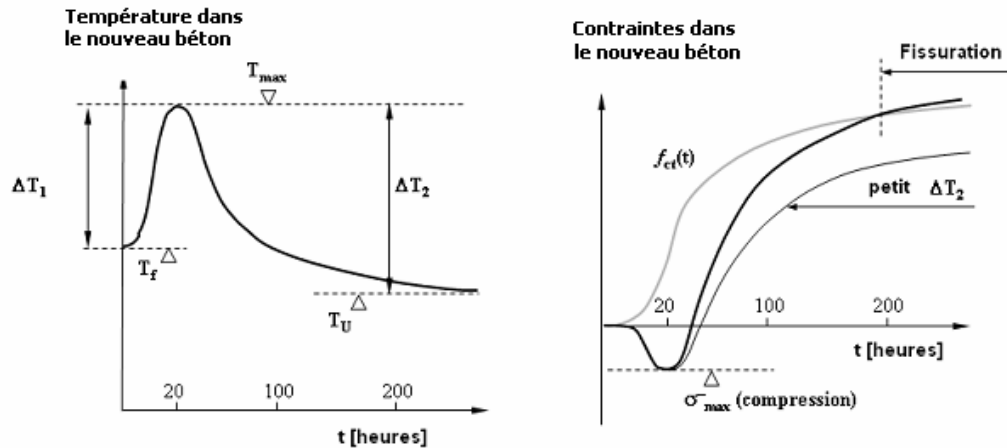


Figure 2: Schéma de risque d'apparition de fissures en conditions de déformations empêchées, selon Bernard [00]

1.4 Evaluation du risque de fissuration (Approche numérique)

Le comportement au jeune âge est un phénomène complexe à cause de nombreux processus qui entrent en jeu : la formation de la microstructure durant le processus d'hydratation, le développement des propriétés physico-mécaniques et les phénomènes de transport qui y sont impliqués. L'ensemble de ces paramètres doit être disponible afin de pouvoir évaluer le risque de fissuration. Ce contrôle peut être effectué par différents modèles ou logiciels (2D ou 3D) simulant le comportement structural et considérant l'interaction de tous les facteurs essentiels influençant le risque de fissuration. Il est aussi important que ces modèles soient fiables et robustes de manière que l'effet des mesures à prendre contre les fissures au jeune âge puisse être quantifié et comparé avec plus de précision.

Parmi ces logiciels, on peut citer MLS développé par Femmasse. Les modèles utilisés dans ce code peuvent être trouvés dans [Femmasse, 07]. Les phases du calcul numérique par MLS et de la structure simplifiée du logiciel est donnée sur la Figure 3.

L'estimation ou l'analyse du risque de fissuration peut être élaborée en avance pour en déterminer les mesures appropriées en différentes étapes de la conception d'une structure : avant (dimensionnement et choix des matériaux), durant la conception (conditionnement des matériaux et du coffrage, temps du bétonnage et de reprise de bétonnage) et après la conception (durée de cure) ou même plus tard pour des raisons d'analyses ultérieures.

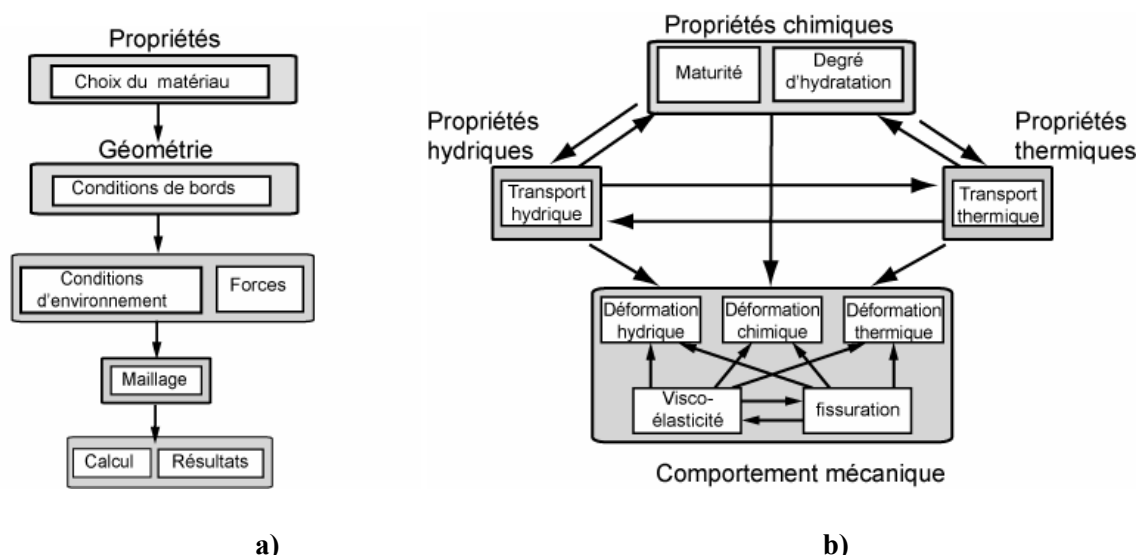


Figure 3: a) Phases de simulation numérique et b) structure simplifiée de MLS [Habel, 04]

1.5 Approche expérimentale

Le comportement thermomécanique peut être déterminé expérimentalement par un système de type TSTM (Temperature Stress Testing Machine), qui permet de simuler les conditions d'entrave dans une structure et les conditions thermiques (isotherme ou réaliste). Cette procédure d'essai a été adoptée depuis une vingtaine d'années [Paillère et coll., 89] pour évaluer d'abord les déformations libres (dispositif libre) et les autocontraintes générées sous entrave totale (dispositif avec entrave nommée à l'époque «self cracking test»).

Un intérêt particulier a été porté ensuite sur le fluage en traction pour mieux caractériser le comportement au jeune âge et évaluer le risque de fissuration de manière fiable en particulier dans le cas de structures mixtes ou réhabilitées. Mais les mesures de fluage en traction sont difficiles à réaliser d'où leur rareté. Ainsi l'usage de système de type TSTM s'est étendu à la mesure du fluage en traction au jeune âge, qui semble être le plus approprié.

Le bilan déformationnel sous entrave totale dans le système de type TSTM est calculé par la relation suivante :

$$\Delta\varepsilon_{\text{élastique}} + \Delta\varepsilon_{\text{fluage}} + \Delta\varepsilon_{\text{thermique}} + \Delta\varepsilon_{\text{endogène}} = 0 \quad \text{Eq. 1}$$

Noter que la composante de fluage ($\Delta\varepsilon_{\text{fluage}}$) inclue la déformation d'endommagement sous haut niveau de sollicitation.

1.6 Indices de fissuration déduits expérimentalement

Les études antérieures ont montré qu'il est possible d'identifier le risque de fissuration à travers des indices que l'on détermine à partir des propriétés mesurées expérimentalement. Le premier correspond au rapport entre les contraintes induites par l'entrave externe et la résistance à la traction qui se développent au jeune âge [Neville & Brooks, 87]. Ce rapport traduit le comportement macro mécanique en conditions d'entraves. Il a été montré que si ce rapport dépasse 50 %, il y aura risque de macro-fissures [Bentur, 01]. D'autres travaux ont montré que sous chargement constant développé en conditions de déformations

empêchées, les fissures peuvent apparaître pour des rapports entre 50 et 75 % et que les armatures (en faible taux) retardent l'apparition des macro-fissures ou l'empêche [Sule & Van Breugel, 00 et 01 ; Habel, 04]. Selon Neville [95], si les fissures se forment au très jeune âge et si l'humidité a accès à ces fissures, plusieurs d'entre elles peuvent se refermer grâce au phénomène « d'auto-cicatrisation ».

Le second indice est le rapport entre le fluage et le retrait qui a été proposé par Bissonnette et qui selon l'auteur constitue un paramètre judicieux lors du choix des matériaux destinés à la remise en état des structures [Bissonnette, 96].

1.7 BFUP comme matériau de réhabilitation

Les Bétons Fibrés à Ultra hautes performances (BFUP) ont des propriétés spécifiques qui les prédisposent pour des applications in situ sans faire appel à des méthodes et à des équipements sophistiqués pour leur fabrication et leur mise en place et conviennent aussi pour réparer et renforcer les structures existantes ou pour concevoir de nouveaux éléments de structures mixtes. Mais de telles structures peuvent être vulnérables au risque de fissuration précoce, car l'entrave des variations volumétriques libres susceptibles de se développer au jeune âge peut générer des contraintes internes. Si celles-ci atteignent la résistance à la traction du matériau, elles peuvent induire des fissures traversantes nuisibles à la durabilité, du fait que la présence des fissures favorise les mécanismes de transferts. D'où l'intérêt de caractériser le comportement du BFUP sous les effets thermomécaniques.

Les BFUP étant classés parmi les matériaux cimentaires avec un très faible rapport eau/ciment peuvent être sujets à des variations volumétriques importantes au jeune âge. Donc il est nécessaire de connaître l'amplitude et la cinétique des déformations de ce matériau dès le jeune âge.

Enfin il est important de rappeler que l'amplitude des contraintes générées au jeune âge et la probabilité de fissuration dépendent du développement des propriétés mécaniques (en particulier le module d'élasticité et la résistance à la traction) à cet âge. Le plus important c'est le temps à partir duquel les propriétés mécaniques se développent de façon significative car cela correspond au temps d'apparition des contraintes.

Désormais, on connaît aussi que les propriétés viscoélastiques contribuent à relaxer les contraintes qui se développent au jeune âge. Les BFUP contiennent un fort dosage en ciment et en fumée de silice et donc un grand volume de pâte qui peut leur conférer un fluage important, ce qui peut atténuer le risque de fissuration. D'où la nécessité d'évaluer les contraintes pouvant se développer sous entrave et les propriétés viscoélastiques du BFUP.

Pour cerner et mettre en évidence l'interaction des phénomènes complexes qui agissent simultanément au jeune âge à savoir : l'hydratation, les variations volumétriques, l'évolution des performances et de la microstructure ainsi que le fluage dans le cas du BFUP, les objectifs de la recherche ont été orientés comme suit : d'une part, évaluer les déformations endogènes en conditions libre et entravée au cours des 7 premiers jours car c'est autour de cette période que les variations volumétriques importantes se produisent. La caractérisation du fluage en traction est aussi en vue, ainsi que le développement des performances mécaniques, du degré d'hydratation, de l'autodessiccation et de la microstructure du BFUP qui évoluent simultanément.

L'étude de l'influence de la température sur le développement des propriétés physico-mécaniques est envisagée. Et d'autre part de déterminer le comportement différé du BFUP.

Enfin, il faut noter que la connaissance des variations volumiques et des effets thermomécaniques est d'une importance majeure pour pouvoir assurer une meilleure durabilité. Du fait que ceci permettra d'améliorer les performances in situ et de réduire significativement les coûts globaux de maintenance des structures.

2 Objectifs de la recherche

Cette recherche est dédiée à l'étude du comportement déformationnel du BFUP sous sollicitations thermomécaniques afin de pouvoir prédire le risque d'apparition des fissures au jeune âge et à long terme.

Les objectifs visés sont :

I. Les contraintes qui se développent en conditions de déformations empêchées au jeune âge et qui sont à l'origine des fissures, doivent être maîtrisées et contrôlées pour pouvoir conserver la performance initiale du BFUP sous les différentes sollicitations durant la mise en service de la structure. *Cette étude vise donc à évaluer de quelle manière la température influe sur le comportement au jeune âge du BFUP. Son influence est-elle monotone ? Pour quelle température les déformations (mesurées dès les premières heures du contact eau-liant) sont-elles critiques vis-à-vis du risque de fissuration ?*

II. L'emploi optimal des BFUP sous les sollicitations de service requière une exploitation maximale de leurs performances en traction. Dans cette optique, *le second objectif consiste à étudier quelle est l'influence du niveau de sollicitation et de l'âge du chargement sur le comportement viscoélastique du BFUP ?*

III. A partir des résultats expérimentaux et existants sur les BFUP, la modélisation des lois de comportement du retrait endogène et des propriétés viscoélastiques sera élaborée. Lors de cette étape on s'efforcera de répondre aux questions suivantes : *peut-on appliquer pour ces matériaux les modèles développés pour décrire le comportement des bétons classiques et à hautes performances, ou nécessitent-ils une adaptation ou une nouvelle modélisation ?*

IV : En dernier lieu il s'agit *d'appliquer les modèles par le biais du programme d'éléments finis MLS [Femmasse, 07], en considérant leurs effets couplés pour étudier quel est le risque de fissuration dans des éléments de structures de géométrie donnée soumis à différentes cures thermiques ?*

3 Structure de la thèse

Cette thèse porte sur une partie expérimentale pour évaluer le comportement thermomécanique d'un BFUP écrouissant sollicité au jeune âge, du comportement viscoélastique linéaire et non linéaire en traction ainsi qu'en compression et de ses propriétés physico-mécaniques sous différentes conditions de cure et d'autre part sur la modélisation du comportement du BFUP. La modélisation a porté surtout sur des modèles disponibles dans la littérature dans le but de vérifier leur validité ou fiabilité à prédire le comportement du BFUP. La structure de ce mémoire de thèse englobe 10 chapitres :

Le chapitre 1 d'introduction présente le contexte et les objectifs de la recherche.

Le chapitre 2 est consacré à la revue de la littérature portant sur l'hydratation, les mécanismes du retrait endogène et les facteurs l'influençant ainsi que les mécanismes de fluage et les facteurs l'influençant. Et enfin les BFUP, leur application et leur comportement au jeune âge et différé.

Le chapitre 3 présente les méthodes expérimentales utilisées pour caractériser le BFUP du point de vue performances mécaniques, dégagement de chaleur, degré d'hydratation, autodessiccation, retrait, fluage et comportement sous effets thermomécaniques au jeune âge. Une attention particulière a été portée sur la conception et la validation de la TSTM (dispositif conçu dans le cadre de cette thèse) pour étudier le comportement au jeune âge du BFUP en conditions libre et entravée et sous températures contrôlées.

Les résultats relatifs au développement des performances mécaniques, du dégagement de chaleur, du degré d'hydratation, de l'autodessiccation, de la microstructure du BFUP sont donnés au chapitre 4. Une analyse de ces résultats est menée pour mettre en évidence les interactions existantes entre l'évolution du matériau aux micro- et macro- niveaux. Dans ce chapitre on présente également la prédiction de certaines propriétés du BFUP par des modèles numériques existants.

Le chapitre 5 est consacré à l'étude des effets thermiques sur les propriétés physico-mécaniques du BFUP, à savoir les performances mécaniques (résistance à la compression et résistance en flexion), le degré d'hydratation, le dégagement de chaleur, l'autodessiccation et le retrait endogène. Dans ce chapitre on présente également la prédiction du comportement du BFUP sous des conditions de cures différentes, ainsi que la détermination théorique de l'énergie d'activation du BFUP. La validité du concept de maturité est aussi analysée dans ce chapitre.

Le chapitre 6 est consacré à l'analyse des résultats de la TSTM, donc l'évaluation du retrait libre et des contraintes ainsi que le potentiel viscoélastique du BFUP 90 minutes depuis le premier contact eau-ciment, caractérisant l'intense phase d'évolution microstructurale, chimique et mécanique (première semaine de l'hydratation).

Il inclue aussi l'influence de la cure (températures isothermes 20 et 30 °C, et cure réaliste) sur l'évolution des déformations endogènes et des contraintes développées. Les résultats d'essais de fluage en traction au jeune âge sont aussi présentés dans ce chapitre.

Ce chapitre comprend également les résultats des simulations numériques portant sur la prédiction du comportement viscoélastique et des contraintes engendrées sous entrave au jeune âge et donc à la validation de nos mesures expérimentales pour une cure isotherme de 20 °C.

Le chapitre 7 résume les résultats des simulations numériques des effets thermomécaniques au jeune âge effectués en vue de valider les modèles de l'outil d'analyse d'élément de structure (MLS) en particulier le modèle de maturité.

Le chapitre 8 est consacré au comportement différé du BFUP, ainsi que sa modélisation. Une analyse et une comparaison des résultats expérimentaux à ceux prédits par les modèles appliqués sont aussi traitées dans ce chapitre.

Le chapitre 9 résume l'ensemble des résultats des simulations numériques avec MLS de quelques éléments de structures mixtes en BFUP, en vue d'analyser le développement des

contraintes et l'analyse de la sensibilité de ces éléments de structures au risque de fissuration.

Le chapitre 10 contient les conclusions générales ainsi que les perspectives futures de recherche pour approfondir et compléter celle-ci.

Chapitre 2 : Etat des connaissances

Les matériaux cimentaires peuvent être sujets au risque de fissuration dès le jeune âge à cause de l'entrave de leurs variations volumétriques qui génère des contraintes internes. Si celles-ci atteignent la résistance du matériau cimentaire utilisé, des fissures traversantes se développent et peuvent ainsi compromettre la durabilité de l'ouvrage. L'évaluation du comportement des matériaux cimentaires sous les effets thermomécaniques ainsi que les phénomènes complexes qui entrent en jeu (hydratation, dessiccation, variations volumétriques, viscoélasticité et développement des performances mécaniques) est donc d'une importance primordiale afin de réduire le risque de fissuration au jeune âge.

1 Hydratation de matériaux cimentaires

1.1 Processus d'hydratation et autodessiccation

1.1.1 Processus d'hydratation

Le processus d'hydratation est complexe, exothermique et thermoactivé [Ma et coll., 94]. Le processus d'hydratation correspond à plusieurs réactions chimiques qui se manifestent simultanément. Les silicates (C_3S et C_2S) réagissent avec l'eau et produisent des silicates de calcium hydratés (C-S-H), dont les principales propriétés mécaniques en dépendent, le second composant formé pendant cette réaction est la portlandite ($Ca(OH)_2$) qui contribue à la durabilité.

Alors que les aluminates (C_3A et C_4AF) réagissent avec l'eau et les sulfates contenus dans le gypse pour former dès les premiers instants du contact eau-ciment l'ettringite primaire. Une fois tout le gypse consommé, l'ettringite devient une source d'ions sulfates pour les aluminates (C_3A et C_4AF) non encore hydratés pour former des mono-sulfoaluminates et parfois des aluminates hydratés secondaires [Baron & Sauterey, 82].

La fumée de silice réagit avec la portlandite ($Ca(OH)_2$) libérée pour former des silicates de calcium hydratés (C-S-H). La fumée de silice est caractérisée par une réactivité pouzzolanique élevée, attribuée à sa grande surface spécifique, agissant ainsi favorablement sur la cinétique d'hydratation en formant des sites de nucléation aux hydrates formés [Neville, 95 ; Aitcin, 01].

Le processus d'hydratation se produit en trois phases : (1) la première période correspond à une lente réaction qui s'achève au moment du début de la prise, (2) c'est l'étape de nucléation et d'accroissement des produits d'hydratation. Cette période de forte accélération d'hydratation est caractérisée par un pic important de dégagement de chaleur, durant cette phase les couches d'hydrates formés autour des grains anhydres croissent et se connectent, ceci se traduit à l'échelle macroscopique par l'augmentation de la rigidité du matériau (3) c'est la réaction contrôlée par diffusion et qui dure plus longtemps [Jennings, 00].

1.1.2 Processus d'autodessiccation

Durant l'hydratation, le retrait chimique se manifeste par une diminution du volume absolu des hydrates produits. Cette contraction est accompagnée après la prise, par l'apparition d'un volume gazeux induisant des ménisques dans les capillaires [Justnes et coll., 94 ;

Jensen, 00 ; Bentur, 00]. Avec l'avancement des réactions d'hydratation, le nombre de ménisques augmente et leurs rayons diminuent ce qui résultent en une diminution de l'humidité relative (autodessiccation) et se traduit par une diminution du volume externe suite à une mise en traction de l'eau des pores et à une mise en compression du squelette solide [Hua et coll., 95].

L'autodessiccation est donc un phénomène résultant du retrait chimique, en conditions isothermes, traduite par une diminution de l'humidité relative interne [Justnes et coll., 94 ; Jensen, 00]. Elle ne se produit plus au-dessous d'une humidité relative critique, à ce taux d'humidité l'hydratation s'arrête aussi [Hua et coll., 95].

1.2 Facteurs influençant l'hydratation

1.2.1 *Influence de la composition du ciment et ajouts minéraux*

La composition minéralogique du ciment et sa finesse constituent des caractéristiques importantes qui ont une influence majeure sur l'hydratation. En outre la présence de certains ajouts minéraux (fumée de silice, laitiers de hauts fourneaux, cendres volantes et la pouzzolane naturelle) peut influencer la cinétique et l'amplitude de l'hydratation. Par exemple, la fumée de silice qui est connue pour son rôle binaire : rôle physique (effet filler) et rôle chimique (effet pouzzolanique) contribue aux réactions d'hydratation en formant avec la portlandite de nouveaux silicates de calcium hydratés (C-S-H). La fumée de silice a un effet accélérateur sur les réactions d'hydratation à cause de son extrême finesse et constitue des sites de nucléation et de germination aux hydrates formés [Aitcin, 01].

1.2.2 *Influence du rapport E/C*

L'eau est le milieu de dissolution du ciment, de ce fait elle influe sur la cinétique d'hydratation. Donc dans les mélanges avec peu d'eau la solution est saturée plus rapidement. Pour les faibles rapports E/C, la précipitation est plus rapide et le taux d'hydratation est plus élevé dans la période initiale. Le nombre de contacts entre les grains augmente lorsque le rapport E/C diminue. Ces zones de contact agissent comme des sites préférentiels pour la nucléation des premiers C-S-H et accélèrent les réactions d'hydratation [Mounanga, 04].

Dans le cas de faible rapport E/C, les processus de dissolution-précipitation sont limités du fait qu'on atteint la dé-saturation plus rapidement [Bentz, 97a]. Par contre selon Baroghel [94], l'hydratation progresse lorsque l'eau capillaire fait défaut, et les grains de ciment plus hydrophiles que les hydrates utilisent l'eau adsorbée sur ces derniers pour s'hydrater.

Lorsque l'hydratation est contrôlée par diffusion, le coefficient de diffusion de l'eau à travers les produits d'hydratation est influencé par la densité plus ou moins grande des C-S-H et peut être à l'origine du ralentissement des réactions dans le cas des pâtes à faible rapport E/C [Baroghel, 94].

1.2.3 *Influence de la température*

La chaleur d'hydratation est un facteur déterminant affectant la prise et le comportement caractéristique des matériaux cimentaires. Une augmentation de la température conduit à une accélération des réactions d'hydratation, des études récentes l'ont également montré [Ma et coll., 94 ; Kjellsen & Detwiler, 92 ; Escalante-Garcia & Sharp, 98 a et b ; Escalante-Garcia, 03 ; Heikal et coll., 04 ; Mouret et coll., 97].

La température modifie aussi la nature et la morphologie des hydrates [Regourd, 82 ; Kjellsen et coll., 91 ; Kjellsen & Detwiler, 92 ; Jennings, 00]. Selon Jennings [00], les chaînes de silicates de C-S-H sont plus longues à hautes températures. Kjellsen et coll. ont observé une variation de la morphologie de la portlandite en fonction de la température. La Portlandite se présente sous forme de lamelles allongées à faibles températures et plus compactes pour des températures élevées [Kjellsen et coll., 91]. Selon Odler et coll. [87] des C-S-H avec faible teneur en eau et rapport C/S élevé se forment sous températures élevées.

La température d'hydratation influe aussi sur la porosité et la distribution de la taille des pores dans les matériaux d'hydratation formés [Odler et coll., 87 ; Neville & Brooks, 87 ; Taylor, 90]. Un accroissement de température de 5 à 50 °C conduit à un accroissement de la porosité et peut avoir des effets négatifs sur la durabilité [Kjellsen et coll., 90 a].

La variation de température peut affecter les phases d'aluminates dans le ciment, certains chercheurs ont montré que l'ettringite devient instable à hautes températures et des monosulfates (AFm) la remplace [Odler et coll., 87 ; Brown & Bothe, 93].

1.2.4 Influence de l'humidité relative

Jensen [00] a montré que l'humidité relative du milieu environnant influe sur la cinétique d'hydratation des phases du clinker de façon différente. L'hydratation du C₃A est moins sensible que celle du C₃S et C₂S lorsque l'humidité relative ambiante est faible. Les valeurs limites d'humidité relative au-delà desquelles l'hydratation du C₃A, C₃S et C₂S ne se poursuit plus sont 60 %, 85 % et 90 % respectivement. Patel et coll. [88] ont observé que les constituants du ciment réagissaient plus lentement lorsque l'humidité relative du milieu ambiant diminue.

Bentz et coll. [97 b] ont aussi observé que le changement de cure de 100 à 90 % quelques heures après l'hydratation influe de façon importante sur l'évolution du degré d'hydratation.

Selon Powers [48], si l'humidité relative descend en-dessous d'une limite de 80 %, l'hydratation s'arrête, alors qu'Atlassi [91] a obtenu une stabilisation du taux d'hydratation à 75 %.

1.3 Mesure de la progression de l'hydratation

L'évolution de l'hydratation peut être déterminée par différentes manières, telles que les mesures de : (1) la quantité de portlandite, (2) la chaleur dégagée durant l'hydratation, (3) la gravité spécifique de la pâte, (4) la quantité d'eau liée chimiquement, (5) la quantité de ciment non hydraté et (6) indirectement à partir des résistances [Neville, 95].

Les techniques suivantes peuvent être utilisées : (1) la perte au feu et la thermogravimétrie qui permettent de quantifier la quantité d'eau liée [Gutteridge & Dalziel 90 a et 90 b ; Loukili, 96 ; Loukili et coll., 99 ; Mounanga, 04]. (2) la calorimétrie adiabatique, semi-adiabatique ou calorimétrie isotherme qui permettent de déduire la chaleur d'hydratation [Boumiz et coll., 96 ; Kada et coll., 97 et 00 ; Wirquin et coll., 02 ; Morin et coll., 01]. (3) l'analyse par diffractométrie aux rayons x (DRX) qui permet de quantifier le ciment non hydraté, ou par analyse d'images prises sur une section polie du matériau au microscope électronique à balayage [Mouret et coll., 97 ; Scrivener, 04]. Mais cette méthode nécessite

un temps conséquent et un grand nombre d'images pour pouvoir évaluer la proportion de chaque phase (ciment anhydre, hydrates, porosité...etc.) [Parrott et coll., 90].

La résonance magnétique nucléaire (RMN) s'adapte bien à l'étude des matériaux peu ou pas cristallisés. La RMN de la silice permet de quantifier les silicates anhydres et les C-S-H présents dans l'échantillon. Alors que la RMN de l'aluminium permet de quantifier les différentes phases contenant de l'aluminium, le C_3A , ettringite et monosulfates de calcium hydraté [Mounanga, 04].

1.4 Modélisation

Plusieurs chercheurs ont tenté de modéliser l'évolution de l'hydratation, par exemple le modèle de De Schutter [95]. Ainsi que d'autres modèles qui permettent de prédire le degré d'hydratation en présence de fumée de silice, tel que celui de Powers adapté par Jensen & Hansen [01] et le modèle de Waller [00]. Il existe aussi des logiciels qui permettent de simuler l'hydratation et la microstructure du béton tels que CEMHYD3D [Bentz et coll., 97 b].

1.5 Concept de maturité

Le concept de maturité a été introduit dans les années 50, pour prédire les propriétés mécaniques en particulier les résistances.

En 1951 Saul a défini le concept de maturité comme suit «deux bétons de même composition et à maturité égale présenteront la même résistance, quel que soit l'historique de température qu'ils auront subi pour atteindre cette maturité» [Carino & Lew, 01]. Par la suite l'expression d'âge équivalent a été introduite, définissant la durée pendant laquelle le matériau doit être conservé à une température de référence (généralement 20 °C) pour atteindre la même maturité que dans les conditions réelles de cure.

Toute propriété qui est une conséquence du processus d'hydratation telle que : la chaleur d'hydratation, le retrait chimique, déformation endogène,...etc peut être décrite par le concept de maturité [Jensen & Hansen, 99].

Dans les nouveaux bétons contenant des ajouts minéraux (fumée de silice ou cendre) en parallèle à l'hydratation du ciment, les ajouts s'hydratent et contribuent au développement des résistances et du retrait chimique. Selon Jensen & Hansen [99] les réactions pouzzolaniques ont généralement une énergie d'activation différente de l'hydratation du ciment. Ceci indique que le développement des propriétés du béton est probablement contrôlé par de multiples énergies d'activation. L'énergie d'activation de la réaction pouzzolanique de la fumée de silice est approximativement de 80 kJ/mol et celle des ciments normaux est de 33,5 kJ/mol.

Théoriquement, les propriétés du béton qui résultent de la combinaison de processus avec différentes énergies d'activation ne peuvent être décrites par une seule énergie d'activation [Korhonen & Vilhonen, 63]. Malgré ceci en pratique les propriétés des bétons contenant de la pouzzolane sont modélisées par une seule énergie d'activation, ceci peut être acceptable tant que la propriété est dominée ou gouvernée par l'hydratation du ciment. Cependant la déformation endogène et l'humidité relative interne, dans quelques cas est fortement influencées par la présence de fumée de silice. Ceci indique que les cinétiques d'hydratation du ciment et de la fumée de silice sont significatives. Dans ce cas, pas seulement une seule énergie d'activation permet de décrire entièrement la déformation endogène de manière satisfaisante. Cependant le concept de maturité traditionnel n'est pas

applicable [Jensen & Hansen, 99]. Selon les auteurs le concept de maturité traditionnel ne s'applique pas aussi sur les variations de l'humidité relative interne (autodesiccation).

D'autres recherches récentes ont montré que le taux et l'amplitude du retrait sont influencés par l'histoire de température [Bjontegaard, 99 ; Loukili et coll., 00], ceci remet en cause la validité du concept de maturité usuel.

Par contre Turcry et coll. [02] ont montré que le concept de maturité est applicable pour la prédiction du retrait endogène de pâtes de ciment pour des températures entre 10 et 40 °C. Alors qu'il ne l'est pas pour des températures élevées. Les auteurs proposent pour palier à ceci d'utiliser différentes énergies d'activation, cette proposition a été validée par Mounanga [04].

2 Déformations au jeune âge

2.1 Déformations endogènes

Les déformations au jeune âge peuvent être liées à deux origines : origine physico-chimique dû à « la contraction Le Châtelier et l'autodesiccation liée au processus d'hydratation et l'évolution de la microstructure » et d'origine thermique dû à « l'effet thermique lié à l'exothermie de l'hydratation ».

2.1.1 *Retrait chimique (contraction Le Châtelier)*

Durant l'hydratation, le retrait chimique se manifeste par un déficit volumétrique des hydrates produits. Dès que la prise commence, le squelette solide commence à se former, celui-ci devient de plus en plus rigide et s'oppose à la contraction Le Châtelier.

2.1.2 *Retrait thermique*

Du fait de l'exothermie de la réaction d'hydratation, la température s'élève par rapport à la température initiale et durant le refroidissement, le béton subit un retrait thermique.

Le dégagement de chaleur lors de l'hydratation du matériau cause des gradients thermiques entre la surface qui refroidit et le cœur qui reste à des températures élevées. En cas de déformations libres, ces gradients engendrent des fissures de peau, par contre lorsque les déformations sont empêchées des contraintes de traction accompagnent le refroidissement d'où le risque d'apparition de fissures traversantes si celles-ci dépassent la résistance à la traction du matériau. La majorité des contraintes développées au jeune âge sont liées aux effets thermiques [Bjontegaard & Sellevold, 01 ; Bjontegaard et coll., 04 ; Bernard et coll., 01 ; Sanchez de Rojas et coll., 93 ; Sule & Van Breugel, 00].

2.1.3 *Gonflement*

Le gonflement sous l'eau est attribué aux phénomènes de capillarité [Neville, 95]. Par contre, les origines du gonflement qui se produit en conditions isothermes n'ont pas été complètement élucidées. Trois explications ont été proposées : (1) la réabsorption de l'eau de ressuage qui s'accumule en surface de l'échantillon au moment de la prise, en particulier pour les matériaux cimentaires avec des rapports E/C élevés [Bjontegaard, 99]. (2) la formation d'ettringite et la croissance des phases cristallines de la portlandite qui peuvent générer des pressions sur les parois des pores [Odler & Colan-Subauste, 99 ; Jensen, 00 ; Barcelo et coll., 01 ; Loukili, 96 ; Bjontegaard et coll., 04]. Ce mécanisme s'applique plutôt au mélange avec faible rapport E/C. (3) le gonflement peut être aussi

expliqué par le fait que les hydrates formés occupent un volume plus grand que les grains de ciment anhydres qui se sont hydratés [Van Breugel, 91].

2.1.4 *Retrait d'autodessiccation*

Le retrait d'autodessiccation se produit au cours de l'hydratation en condition isotherme (sous température constante et sans aucun échange d'humidité avec le milieu ambiant). Avec l'avancement des réactions d'hydratation, le nombre de ménisques augmente et leurs rayons diminuent ce qui résulte en une diminution de l'humidité relative (autodessiccation) et se traduit par une diminution du volume externe suite à une mise en traction de l'eau des pores et à une mise en compression du squelette solide.

2.2 Mécanismes du retrait endogène

Le retrait endogène et le retrait de séchage résultent de la dessiccation durant le processus d'hydratation c'est-à-dire suite à une diminution de la pression de vapeur d'eau d'équilibre qui provoque les mêmes conséquences mécaniques. Le retrait de séchage peut être expliqué par trois mécanismes [Hua, 95 a et Tazawa & Miyazawa, 95] : a) variation de la dépression capillaire, b) variation de la tension superficielle et c) variation de la pression de disjonction

Selon Hua et coll. [95], l'autodessiccation est une conséquence de l'hydratation. Et l'hydratation se produit seulement à haute humidité relative (100 – 80 %). Selon les auteurs la variation des dépressions capillaires joue un rôle dominant sur l'autodessiccation et donc le retrait d'autodessiccation, du fait que les dépressions capillaires peuvent varier de 0 à 30 MPa dans cette étendue d'humidité relative. Un calcul élémentaire avec les lois de Kelvin et Laplace montre qu'à 90 % d'humidité relative, dans un pore de rayon de (100 Å), la dépression capillaire atteint une valeur de l'ordre de 14 MPa. Par contre la variation des tensions superficielles et la variation des pressions de disjonction ont des effets négligeables sur le retrait endogène [Hua et coll., 95].

Selon Wittmann [77] ; Ferraris & Wittmann [87], les variations dimensionnelles qui se manifestent en dessous de 50 % HR peuvent être attribuées aux variations de tensions superficielles. Tandis qu'au-delà de 50 %, la variation des pressions de disjonction serait le mécanisme dominant. Koenders & Van Breugel [97] ont proposé un modèle numérique pour prédire le retrait endogène sur la base de l'équation de Bangham donc basé sur le mécanisme de tension superficielle.

Selon Van Breugel [00], l'ordre de dominance des trois mécanismes invoqués pour expliquer l'origine des variations dimensionnelles fait l'objet de discussions. L'auteur mentionne qu'il n'est pas facile de juger la prédominance de l'un des deux mécanismes de dépressions capillaires et de pressions de disjonction.

Par contre selon Lura et coll., [03] le mécanisme de tension superficielle n'est pas dominant si $HR > 75\%$.

Notons enfin que des prédictions satisfaisantes de retrait ont été obtenues d'une part par le modèle de Hua et coll., [95] et d'autre part par le modèle de Koenders & Van Breugel [97] bien qu'ils soient basés sur des mécanismes différents.

2.2.1 *Mécanisme de variation de la dépression capillaire*

Ce mécanisme est relié à l'autodessiccation dans les pores capillaires. Durant l'autodessiccation, des ménisques se forment à l'interface des phases liquide/vapeur d'eau dans les pores capillaires (voir Figure 4), en créant une tension dans le liquide qui résulte en une contraction des pores. Ce mécanisme est décrit par deux lois : (1) la loi de Kelvin et (2) la loi de Laplace qui décrivent l'équilibre du ménisque sous différentes pressions de part et d'autre, et l'équilibre hygrométrique entre le liquide et la vapeur d'eau.

$$P_v - P_c = \frac{2\sigma}{r} \cos \theta \quad (\text{Laplace})$$

$$P_c - P_v = \frac{RT}{MV} \ln(h) \quad (\text{Kelvin})$$

Eq. 2

$$-\frac{2\sigma}{r} \cos \theta = \frac{RT}{MV} \ln(h) \quad (\text{Kelvin - Laplace})$$

avec : P_c : pression dans l'eau, P_v : pression dans la vapeur d'eau, souvent prise égale à zéro, r : rayon du pore avec ménisque, θ : angle de mouillage, σ : tension de surface à l'interface liquide/vapeur d'eau, V : volume de l'eau, M : masse molaire de l'eau, R : constante des gaz parfaits, T : température et h : humidité relative.

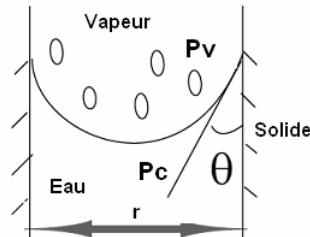


Figure 4: Interface liquide/vapeur dans un pore non saturé

2.3 Facteurs influençant le retrait endogène

De nombreux paramètres peuvent influencer l'autodessiccation et donc le retrait endogène à savoir : le rapport E/C, la nature du ciment, la présence d'ajouts minéraux, les granulats, les adjuvants et la température.

2.3.1 Influence du rapport E/C

De nombreux auteurs ont montré que le retrait endogène est faible pour les rapports E/C élevés comparativement aux mélanges avec des rapports E/C inférieurs à 0.30, du fait que l'autodessiccation est faible (Figure 5 a) [Hua et coll., 95 and Tazawa & Miyazawa, 95 ; Loukili et coll., 00 ; Igarashi et coll., 00 ; Persson, 98].

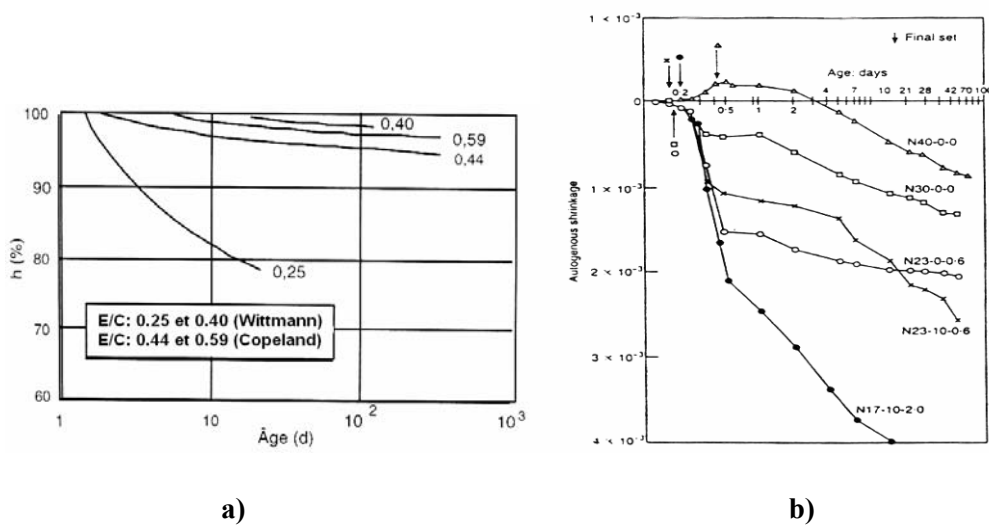


Figure 5: Influence du rapport E/C sur : a) l'autodessiccation [Tiré de Hua et Coll., 95], b) le retrait endogène [Tiré de Tazawa & Miyazawa, 95]

Le retrait endogène est élevé et commence plus tôt lorsque le rapport E/C est faible (Figure 5 b) et quand la microstructure devient dense [Tazawa & Miyazawa, 95]. Les auteurs ont trouvé pour une pâte de ciment avec E/C = 0.17, un retrait endogène de l'ordre de 2500×10^{-6} et 4000×10^{-6} à 1 et 14 jours respectivement.

Par ailleurs Loukili [96] a montré que le retrait endogène devient de nouveau faible pour les bétons de très hautes performances (BPR) avec des rapports E/L très faibles (0.09). Du fait que le retrait endogène commence à se développer immédiatement après la prise, il est nécessaire de commencer les mesures dès le très jeune âge, autrement une grande partie du retrait n'est pas considérée. Ceci peut se répercuter sur les valeurs obtenues à long terme et peut expliquer les divergences des résultats obtenus par certains auteurs. L'importance de commencer les mesures du retrait très tôt a été mise en évidence dans différents travaux [Bjontegaard, 99 ; Charron, 03 ; Toma, 99 ; Habel, 04].

2.3.2 *Influence de la nature et de la finesse du ciment*

La composition minéralogique et la finesse du ciment influencent l'autodessiccation [Jensen, 00 ; Loukili, 96]. Selon Tazawa & Miyazawa [95, 97], le C₃A est le composant qui influence le plus l'autodessiccation du fait que sa réaction pour former de l'ettringite consomme le plus d'eau et engendre des variations volumiques importantes.

Tazawa & Miyazawa [95, 97] ont proposé une équation pour évaluer le retrait endogène de la pâte de ciment en fonction de sa composition minéralogique et le degré d'hydratation de chaque phase. Dans laquelle le C₃A et le C₄AF constituent les phases minéralogiques influençant de façon dominante le retrait endogène [Neville, 95]. Ils ont obtenu une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et ceux prédits pour des pâtes avec différents types de ciment et avec un rapport E/C = 0.3.

Par contre, Jensen [00] a observé que l'accroissement de la teneur en C₃A dans le ciment conduit à une forte réduction du retrait endogène et de l'autodessiccation, qu'il attribue à l'expansion due à la formation d'ettringite qui va contrecarrer le retrait.

Ces divergences montrent qu'il n'existe pas encore une explication claire de l'influence de la composition minéralogique du ciment sur le retrait endogène.

La finesse du ciment influe aussi sur le retrait endogène du moment qu'elle influence l'hydratation, plus la finesse est grande plus la surface totale en contact avec l'eau est grande, plus la cinétique d'hydratation et le retrait endogène sont élevés [Tazawa & Miyazawa, 95 ; Jensen, 00]. L'importance du retrait endogène est liée à la petite taille des pores capillaires qui engendrent des forces de tensions capillaires importantes.

En outre, le retrait mesuré sur des pâtes avec ciment à haute résistance est plus grand par rapport à celui obtenu sur pâte avec ciment portland ordinaire [Tazawa & Miyazawa, 95 et 97].

2.3.3 *Influence de la fumée de silice*

La fumée de silice influe sur l'autodessiccation et le retrait endogène [Jensen, 00 ; Bentur, 00 ; Igarashi, 00 ; Persson, 98].

Jensen [00] attribue ceci au fait que : (1) la réaction pouzzolanique de la fumée de silice induit une contraction chimique supérieure à celle du ciment, (2) la réaction pouzzolanique de la fumée de silice n'est pas sensible à une chute d'humidité relative, (3) la surface

spécifique importante de la fumée de silice conduit à un confinement de la structure poreuse ce qui engendre des forces de tensions capillaires importantes.

En outre, un dosage important de fumée de silice conduit à une autodessiccation et à un retrait endogène importants [Tazawa & Miyazawa, 95].

Par contre, les essais réalisés sur des bétons avec différents dosages en fumée de silice par Brooks et coll. [98] ont montré que son influence sur le retrait endogène est minime pour des dosages inférieurs à 15 %.

2.3.4 *Influence de l'adjuvant*

L'adjuvant peut influencer l'autodessiccation s'il contient des alcalis selon Baroghel [94]. D'après Tazawa & Miyazawa [95], l'influence du type et du dosage d'adjuvant sur le retrait endogène est minime, ils attribuent ceci à sa faible influence sur le taux d'hydratation.

2.3.5 *Influence de la température*

L'influence de la température au jeune âge sur les déformations et les contraintes développées dans les bétons conventionnels et de hautes performances a fait l'objet de nombreuses études. Deux approches ont été considérées lors de ces études. La première consiste à évaluer l'influence de la température sur les phénomènes précités sous différentes températures isothermes. La seconde consiste à étudier cette influence sous des conditions de températures réelles simulant l'évolution de la température dans le matériau durant son hydratation (échauffement puis refroidissement) [Bjontegaard, 99 ; Bjontegaard & Sellevold, 00 ; Sule & Van Breugel, 01 ; Hedlund, 00 ; Westman, 99 ; Loukili et coll., 00 ; Turcry et coll., 02 ; Lura et coll., 01 ; Charron, 03 ; Radocea, 98]. Les plus récentes études montrent que l'influence de la température sur le comportement au jeune âge du béton en condition isotherme n'est pas monotone.

Dans les essais réalistes, le découplage des déformations d'origine thermique et du retrait endogène dépend essentiellement de la valeur et de la méthode de détermination du coefficient de dilatation thermique.

Turcry et coll. [02] ont montré que le principe de maturité permettait de prédire assez correctement l'évolution du retrait endogène de pâte de ciment ($E/C = 0.25$) en condition isotherme de 10 à 40 °C.

Bjontegaard [99] a effectué des essais de retrait libre sur des bétons avec un rapport ($E/C=0.4$ et 5 jusqu'à 15 % de FS) pour différents types d'évolution de températures (réalistes continues, réalistes en dents de scie, isothermes, isothermes en dents de scie, poly-isothermes). Il a observé à différentes températures isothermes, que le retrait endogène augmente aussi bien pour une réduction que pour une augmentation de la température comparativement aux résultats obtenus à 20 °C. Il a ainsi pu montrer que le concept de maturité ne peut être appliqué pour décrire les effets de la température sur le retrait endogène. Ceci a été confirmé par la suite par Charron [03] pour des bétons de hautes résistances de rapport E/C variables (0.3 à 0.45). Ceci avait déjà été mis en évidence par Radocea [98].

Charron [03] explique le phénomène par l'interaction complexe d'au moins trois paramètres qui modifient le développement des dépressions capillaires dans les pores et par conséquent la cinétique du retrait endogène, la cure de température modifie le processus d'hydratation et donc l'évolution du processus d'autodessiccation, la distribution de la taille des pores des hydrates formés et la tension à l'interface vapeur-liquide dans le réseau des pores.

Lura et coll. [01] ont étudié aussi l'influence de la température (10 à 40 °C) sur le retrait endogène de bétons adjuvantés ($E/C=0.37$), mais avec deux types de ciments. Ils ont observé que la température influe sur l'amplitude du retrait endogène et que cette influence dépend du type de ciment utilisé, le béton avec le ciment de type I présente des retraits endogènes équivalents à 10 et à 40 °C après 6 jours, mais inférieur à celui mesuré à 30 °C. De tels résultats ne sont pas en accord avec le principe de maturité.

L'influence de la température sur le retrait endogène n'est pas entièrement claire (l'augmentation et la réduction des températures engendrent une augmentation du retrait endogène). D'autres investigations sont indispensables pour une certaine étendue de températures (10 - 40° C).

Par contre, pour les bétons, l'influence de la température sur les contraintes de traction induites par le retrait endogène en conditions de déformations empêchées sous différentes températures isothermes est uniforme [Charron, 03 ; Bjontegaard, 99]. Seulement l'élévation de température provoque une augmentation des contraintes. Sule et Van Breugel [01] ont montré qu'une augmentation de température de 20 à 40 °C provoque une fissuration après 96 jours suite à une forte augmentation des contraintes du fait de l'avancement des réactions d'hydratation.

2.4 Mesures du retrait endogène

Deux méthodes peuvent être utilisées, les mesures de retrait endogène de types volumétrique ou linéique. La mesure par la méthode volumétrique a été utilisée par de nombreux chercheurs [Loukili et coll., 00 ; Turcry et coll., 02 ; Charron, 03 ; Mounanga, 04 ; Lura & Jensen, 05 ; Morin et coll., 01]. Mais les résultats issus de cette méthode de mesure sont sujets à des erreurs liées aux artefacts de mesures (la présence d'eau de ressuage à la périphérie de l'échantillon entre la membrane et le matériau et les pressions exercées par la membrane et l'eau environnante sur l'échantillon). La mesure par la méthode linéique peut s'effectuer sous deux configurations verticalement ou horizontalement, la variation des longueurs est suivie grâce à un enregistrement des mouvements des extrémités (horizontalement) ou du haut de l'échantillon (verticalement). Au jeune âge, les mesures obtenues selon ces deux configurations sont différentes, car avant et durant la prise les mesures verticalement représentent totalement la contraction Le Châtelier, tandis que dans le cas horizontal, les déformations débutent avec la création du squelette rigide, et c'est à partir de cet instant que les déformations des deux configurations devraient être identiques en supposant un comportement isotrope du matériau. Les déformations linéiques transformées en divisant les mesures volumétriques par trois, donnent généralement des valeurs supérieures (trois fois plus que celles des mesures linéiques) [Bjontegaard, 04 ; Lura, 00].

2.5 Risque de fissuration sous condition d'entrave

Les éléments de structure peuvent être sujets à des contraintes internes et par conséquent au risque de fissuration sous différentes conditions environnementales (T, HR, vent,...etc) et/ou structurelles (joints de bétonnage, variations de températures et d'humidité dans les éléments composants la structure elle-même).

En pratique, l'entrave interne ou externe existe toujours dans les éléments de structure. Son importance diffère d'un cas à l'autre et par conséquent l'ampleur des contraintes qui en résultent et l'âge d'apparition de fissure. L'existence de fissures générées sous des conditions d'entrave dans des éléments de structure (tabliers ou bordures de ponts, tunnels,...etc) situés en milieux agressifs favorise les propriétés de transport et de

pénétration d'eau dans la matrice, par conséquent augmente le risque de corrosion des aciers et donc la dégradation de la structure.

Les matériaux avec faible rapport E/C développent des déformations considérables au jeune âge et sont donc plus sensibles au risque de fissuration.

Toutefois, le risque d'apparition de fissure dépend de nombreux facteurs à savoir les propriétés mécaniques du matériau au jeune âge (évolution du module élastique, de la résistance à la traction et du coefficient de dilatation), la géométrie et les conditions structurales (degré d'entrave externe), la présence d'armature (entrave interne), les conditions de cure et enfin les propriétés viscoélastiques qui présentent l'avantage de relaxer les contraintes générées, donc d'atténuer le risque de fissuration. Pour pouvoir prédire le risque de fissuration, il faut tenir compte de l'ensemble de ces paramètres.

Dans le but de cerner et d'aborder la question du risque de fissuration au jeune âge d'une manière plus fondamentale, plusieurs travaux de recherche ont permis le développement de techniques d'essais plus avancées et basées sur un appareil de retrait restreint. Parmi ces techniques, on peut distinguer trois types de tests: (1) test par anneau où l'entrave est assurée par le biais d'un anneau central rigide, (2) tests par panneaux où l'entrave est assurée par le contour du panneau, (3) tests longitudinaux où l'entrave est assurée par le biais d'une cellule de force permettant d'appliquer une force sur l'une des têtes (l'autre est fixe) [Bentur, 00 ; Bentur, 01].

Enfin, la connaissance du comportement au jeune âge est nécessaire pour l'établissement de modèles ou la modification de modèles existants ainsi que pour fournir des directives ou recommandations susceptibles de limiter ou éliminer les risques de fissuration précoce au jeune âge.

2.6 Modélisation

Radocea [98] a proposé un modèle pour prédire le retrait endogène basé sur l'évolution des pressions négatives dans la structure poreuse.

Le modèle CESAR (développé au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées) est adapté à prédire le retrait endogène. Ce dernier est évalué à partir de deux paramètres: le retrait ultime qu'il faut déterminer à partir de la composition du béton et le degré d'hydratation qui est déterminé par des simulations réalisées à l'aide du logiciel CESAR, sur la base des résultats d'un essai de calorimétrie adiabatique qui est peu répandu et qui constitue un inconvénient du modèle malgré qu'il peut s'appliquer à tous les types de mélanges [Charron, 03].

Hedlund [00] a proposé un modèle qui considère l'effet de la température sur le retrait, en conditions isothermes. L'influence de la température sur la cinétique du retrait est prise en compte par un premier paramètre dépendant de la maturité et un second paramètre qui ajuste l'amplitude du retrait endogène selon la température.

3 Fluage

Le fluage est la déformation qui croît dans le temps sous une charge constante. Lors d'un essai sur éprouvette de matériaux cimentaires maintenue sous charge constante, on obtient une déformation totale qui est composée de trois composantes : (1) la déformation instantanée correspondante à la déformation élastique mesurée immédiatement après la

mise en charge, (2) le retrait mesuré depuis le moment de la mise en charge et (3) la déformation de fluage (qui comprend la déformation d'endommagement sous haute sollicitation), voir Figure 6.

$$\varepsilon_{Totale} = \varepsilon_{fluage} + \varepsilon_{retrait} + \varepsilon_{elastique} \quad \text{Eq. 3}$$

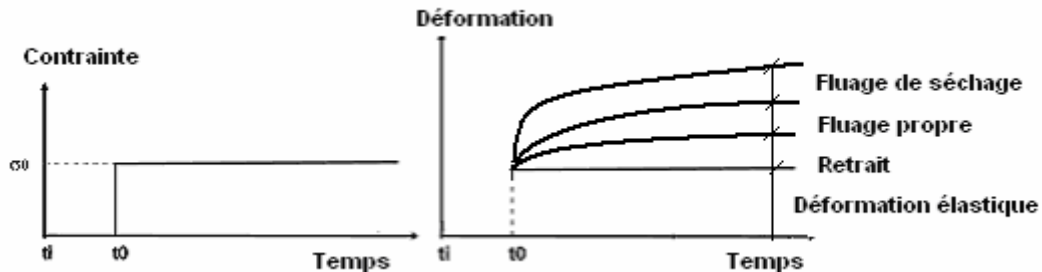


Figure 6: Déformation différée sous une contrainte, σ_0

On utilise souvent deux terminologies pour décrire le fluage, le fluage spécifique qui correspond au fluage par unité de contrainte appliquée et est exprimé en $[\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}]$. Le fluage spécifique permet de comparer le potentiel viscoélastique de différents matériaux, le coefficient de fluage qui est donné par le rapport entre le fluage et la déformation élastique du matériau exprimé sans unité [-].

3.1 Types de fluage

a) Fluage propre

Le fluage propre correspond à la déformation d'une éprouvette chargée mais totalement isolée de son milieu environnant (conditions scellées), que l'on déduit par soustraction de la déformation instantanée et du retrait mesuré sur éprouvette non chargée et isolée du milieu ambiant, de la déformation totale mesurée sur éprouvette chargée et conservée dans les mêmes conditions.

b) Fluage avec séchage

Le fluage avec séchage ou total correspond à la déformation d'une éprouvette chargée et soumise au séchage.

3.2 Mécanismes du fluage

Les mécanismes de fluage sont [Neville, 95 ; Baron & Sauterey, 82] :

- a) Mouvements internes de l'eau adsorbée ou intercrystalline.
- b) Ecoulement visqueux.
- c) Glissement entre les particules de gel.
- d) Microfissuration.

Brooks & Neville [77] ont suggéré que le fluage peut être mieux expliqué par la combinaison des deux premiers mécanismes et ce sur la base des résultats d'essais en traction et en compression. Selon Mehta [86], c'est le premier mécanisme qui est à l'origine du fluage.

Le mécanisme de microfissuration est moins dominant, à l'exception du cas d'un chargement cyclique, et est limité au béton chargé au très jeune âge et à des hauts niveaux de chargement [Neville, 95 ; Mehta, 86].

Les mécanismes de fluage demeurent incertains et sont encore mal élucidés [Neville, 95 ; Baron & Sauterey, 82].

3.3 Facteurs influençant le fluage

De nombreux paramètres peuvent influencer le fluage des matériaux cimentaires sous sollicitations mécaniques et leurs interactions sont complexes et non complètement clarifiées [Mehta, 86].

3.3.1 *Influence de l'âge du chargement et l'intensité de la contrainte appliquée*

Plusieurs travaux ont montré que la cinétique et l'amplitude du fluage diminuent si l'âge du chargement augmente du fait du vieillissement [Cheyrezy & Behloul, 01 ; Loukili, 96 ; Baron & Sauterey, 82].

Le fluage est proportionnel à la contrainte appliquée à l'échantillon jusqu'à une certaine limite. Cette limite (rapport entre contrainte et résistance du matériau) est entre 0.4 et 0.6 pour le béton, entre 0.3 et 0.75 pour les bétons à haute résistance et 0.8 et 0.85 pour les mortiers [Neville, 95]. Au-delà de la limite de proportionnalité, le taux et l'amplitude de fluage croissent de façon significative, et l'on peut atteindre la rupture après une certaine durée, si le rapport entre contrainte et résistance atteint une valeur entre 0.8 et 0.9 %.

Mazzotti & Savoia [01] ont élaboré des essais de fluage en compression par cycles de courte durée (une heure pour chaque niveau) sur échantillons de béton à différents niveaux de sollicitation et à différents âges : 7, 28 et 60 jours. Ils ont observé l'apparition de la non linéarité à partir d'un niveau de chargement de 50 à 60 %, et au delà du niveau de chargement de 85 %, le fluage tertiaire. Ils ont également évalué l'indice d'endommagement (diminution de la rigidité) durant les essais de fluage pour les différents niveaux de sollicitation testés. Ils ont observé un accroissement d'endommagement très significatif seulement dans le cas des hauts niveaux de sollicitation, c'est-à-dire au moment de l'apparition du fluage tertiaire.

3.3.2 *Influence du rapport E/C*

Les bétons avec faible rapport E/C présentent un fluage propre plus faible mais avec une cinétique rapide. Une diminution de l'ordre de 50 % a été observée pour un béton de très haute performance par rapport à un béton ordinaire [De Larrard, 88]. L'auteur attribue cette diminution au faible volume des hydrates formés en présence d'un faible rapport E/C comparativement au cas des bétons normaux ainsi que la diminution de l'humidité relative interne.

Acker [01] explique le faible fluage spécifique dans les matériaux cimentaires à faible rapport E/C par le fait qu'une grande part de fluage se produit au jeune âge sous les contraintes internes qui croissent avec l'autodessiccation et ce avant l'application de la sollicitation externe.

Par contre, selon Neville [95], le fluage est indépendant du rapport E/C pour un même niveau de sollicitation.

3.3.3 *Influence du dosage en ciment et du type de ciment*

Il est connu que la matrice cimentaire hydratée est le siège du fluage. Malgré cela le fluage augmente si le dosage en ciment diminue et si les interfaces entre granulats et ciment augmentent selon Bissonnette et coll. [01]. Par contre, selon Mehta [86], pour un même rapport E/C, l'augmentation du dosage en ciment résulte en une augmentation du fluage du fait que le volume de pâte croît aussi.

Le type du ciment influence aussi le fluage du fait qu'il influe sur la résistance du matériau. Le fluage à un âge de chargement donné diminue si la résistance du matériau augmente [Neville, 95 ; Mehta, 86].

La finesse du ciment influence aussi l'évolution des résistances au jeune âge et donc le fluage. Selon Neville [95], un ciment extrêmement fin donne un fluage au jeune âge élevé mais à long terme un plus faible fluage.

3.3.4 *Influence de la fumée de silice*

Généralement, les bétons avec fumée de silice présentent un fluage plus faible que celui des bétons normaux sans fumée de silice, si le matériau est sollicité à un âge avancé. Ceci est attribué à la résistance élevée et à la microstructure plus dense à l'âge de chargement du béton mature contenant de la fumée de silice.

Par contre, d'autres études ont montré que les bétons contenant de la fumée de silice et sollicités dès le jeune âge (1 à 2 jours) présentent un fluage plus élevé que les bétons sans fumée de silice. Les causes de cette différence de réponse viscoélastique entre un chargement au jeune âge et à un âge plus tardif n'ont pas été élucidées jusqu'à présent [Igarashi et coll., 00 ; Bissonnette & Pigeon, 95].

Par ailleurs selon Loukili [96], la cinétique du fluage des bétons de hautes performances contenant de la fumée de silice est plus rapide que celle des bétons classiques.

Selon Mehta [86], les ajouts minéraux capables d'affiner la structure poreuse présentent généralement un fluage plus élevé, du fait que le fluage est directement lié à l'eau tenue dans les petits pores.

3.3.5 *Influence de l'adjuvant*

Les adjuvants peuvent augmenter le fluage propre. Les adjuvants fluidifiants à base de ligno-sulfonates tendent à augmenter le fluage propre plus que les adjuvants à base de carboxylate [Neville, 95]. Les adjuvants qui assurent une meilleure dispersion des particules mènent aussi à un affinement de la structure des produits d'hydratation et donc augmentent le fluage [Mehta, 86].

3.3.6 *Influence de la température*

L'effet de la température sur le fluage a été observé depuis 1959 par Ross pour les bétons ordinaires, d'après le même auteur le fluage est plus sensible aux changements de la maturité qu'aux changements de la résistance ou le module élastique [De Schutter, 01].

D'après Brooks et coll. [91], le fluage transitoire (induit par l'effet de température) est fortement lié au degré de maturité et au taux d'accroissement de température.

La plupart des études ont été consacrées au fluage en compression à des hautes températures et montrent une augmentation graduelle du fluage en fonction de la température (Figure 7 a). [Bengougam et coll., 01] ont observé que l'amplitude du fluage et le taux de fluage à des températures élevées sont plus importants pour un même niveau

de sollicitation et la même durée : le fluage à 55°C est environ 2 à 3 fois plus grand que celui à 20°C.

Selon Neville [95], le fluage d'un béton ($E/C=0.6$) sous 70 °C peut être 3.5 fois supérieur que celui à 21°C, selon l'auteur l'accroissement du fluage du béton sous hautes températures peut être dû aux faibles résistances à long terme sous des températures élevées.

D'après Schwesinger et coll. [87], pour des températures élevées le comportement viscoélastique devient non linéaire.

D'un autre côté, les essais réalisés par Charron [03] indiquent que la capacité de fluage du béton est grande à basses températures et limite par conséquent plus efficacement les contraintes provoquées en conditions de déformations empêchées.

3.3.7 Influence de l'humidité ambiante

Le fluage augmente si l'humidité relative de l'environnement diminue (voir Figure 7 b), du fait qu'elle conditionne le processus de séchage c'est-à-dire la diffusion de l'eau adsorbée et l'eau des micropores des hydrates vers l'ambiance [Neville, 95 ; Mehta, 86]. Par contre, l'influence de l'humidité relative est faible ou même négligeable si l'échantillon a atteint l'équilibre hygrométrique avec son milieu ambiant avant l'application de la charge.

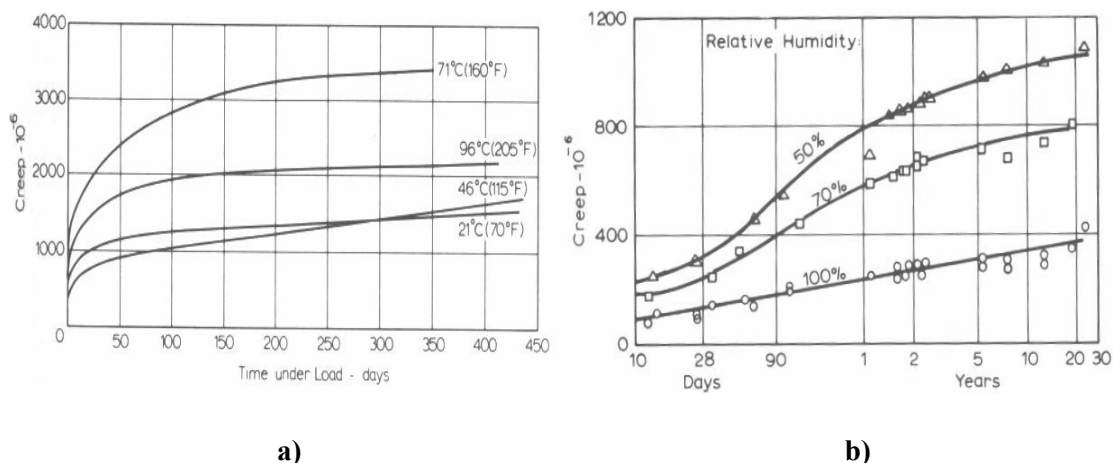


Figure 7 : Influence de : a) la température, b) l'humidité relative sur le fluage [Tiré de Neville, 95]

3.4 Mesures du fluage

3.4.1 Fluage en compression et fluage en traction

Plusieurs travaux ont montré que les coefficients de fluage du béton en traction et en compression sont comparables et varient entre 2 et 3.5 [Bissonnette et coll., 01].

Par contre selon Neville [95] et Baron & Sauterey [82], le fluage en traction est de 20 à 30 % supérieur que le fluage en compression sous une même contrainte. Cette différence dépend de l'âge de chargement, elle peut être plus grande si le béton est chargé au jeune âge et conservé à 50 % d'humidité relative. Cette différence peut aussi être expliquée par la difficulté des expériences en traction d'où leur rareté.

Le séchage influe de la même manière sur le fluage en traction qu'en compression [Neville, 95].

Selon Illston [65] et Domone [74], la limite de proportionnalité dans le cas du fluage en traction se situe entre 60 et 85 % de la résistance en traction. Au-dessus de cette limite la déformation augmente avec un taux important (fluage tertiaire).

Bissonnette et coll. [01] ont fait des essais de fluage en traction, du fait qu'il constitue une propriété importante en cas de déformations empêchées, en évaluant l'effet du niveau de chargement (0.25, 0.38 et 0.5 de la résistance à la traction à 7 jours) et l'influence de la variation de la composition (dosage en ciment, la quantité des granulats). Ils ont montré que la composition des bétons peut être choisie de manière à améliorer la capacité de fluage (réduire par exemple le volume de pâte). Ils ont aussi mis en évidence l'importance du rapport (fluage/retrait), considéré comme indice pour évaluer la capacité du matériau à se contracter sans risque de fissuration.

3.5 Modélisation

En 1993 Rostasy a proposé un modèle de fluage propre en fonction du degré d'hydratation au chargement, alors que Bournazel et Mazars ont remplacé le degré d'hydratation par la maturité [De Schutter 01].

Le modèle de Granger pour prédire le fluage en compression prend en considération la température et le vieillissement en cours du chargement, aucune limitation pour la validité du modèle n'a été proposée par l'auteur [Charron, 03].

Schwesinger et coll. [87] ont observé une grande dispersion, en particulier pour les éprouvettes scellées, en appliquant les modèles de fluage de Bazant et Panula et de Wolfel qui s'appliquent aux températures inférieures à 100 °C d'après Bazant.

Pane & Hansen [01] ont montré que la loi proposée (loi de puissance deux logarithmique) par Bazant & Chern [85] est la plus adaptée pour prédire le fluage en traction, ils ont obtenu une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux. Ces auteurs proposent d'utiliser le module de relaxation dans le cas des déformations empêchées pour analyser les contraintes et les fissures, qui est obtenu en résolvant une intégrale linéaire numériquement par la méthode des trapèzes.

Larson [03] a modifié cette loi pour prédire le fluage des bétons à hautes performances à partir d'un âge inférieur à 2 jours.

Bengougam et coll. [01] ont utilisé la loi modifiée par Huet [80] et applicable aux matériaux viscoélastiques. Le modèle est composé de deux paramètres, le premier représente la déformation instantanée et le second le produit de plusieurs facteurs tenant compte du temps de chargement, du temps actuel, de la température et d'un paramètre caractérisant le matériau et un autre de temps majorant la déformation. L'application du modèle a donné de bonnes corrélations avec les résultats expérimentaux.

En outre, Il existe une autre série d'expressions numériques simples [Ross, 37 ; Loukili, 96 ; CEB, 93 ; ACI 209 R92] et des modèles complexes [Bazant, 72 ; Bazant & Chern, 85 ; Bazant & Prasannan, 89 ; Bazant, 92] qui permettent de prédire le comportement viscoélastique des matériaux.

Le fluage non linéaire a aussi suscité l'attention des chercheurs et a permis le développement de nouveaux modèles.

Loukili et coll. [01] ont proposé un modèle numérique qui permet le couplage entre le fluage et l'endommagement. Le fluage est décrit soit avec un modèle de Kelvin généralisé, ou avec un modèle de Maxwell généralisé, puis le couplage avec le modèle d'endommagement est réalisé. Les modèles élaborés ont été implémentés dans le programme d'éléments finis EFICOS. Ils ont démontré l'efficacité des deux modèles dans le cas des bétons compacts renforcés CRC, en comparant les résultats numériques avec des résultats expérimentaux issus d'essai de fluage en compression dans le cas du modèle de Maxwell généralisé et d'un essai de relaxation en flexion trois points dans le cas du modèle généralisé de Kelvin. Les prédictions de leurs modèles montrent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux en compression et en flexion.

Carol & Murcia [89] ont proposé un modèle non linéaire incrémental basé sur le modèle de Maxwell généralisé, également utilisable dans le cas de la viscoélasticité linéaire (contraintes modérées). Le modèle est non vieillissant (modèle rhéologique et équations indépendantes du temps), ce qui a permis une formulation simple et facile à implémenter dans un programme de calcul. Il permet de reproduire le fluage non linéaire et la courbe enveloppe de rupture. Le modèle a été validé dans le cas du fluage en compression et a donné une valeur de 80 % de la résistance à la compression comme limite de rupture.

4 **Bétons Fibrés Ultra Performants (BFUP)**

4.1 Historique

L'évolution des matériaux cimentaires a connu une grande envergure depuis l'apparition de plusieurs variétés d'adjuvants. En particulier les fluidifiants ou superplastifiants réducteurs d'eau, dont l'usage simultané avec certains types d'additions minérales inertes ou réactives, notamment la fumée de silice, a permis l'obtention de performances exceptionnelles et supérieures à celles des bétons conventionnels. En particulier en terme de compacité, d'ouvrabilité et de résistances mécaniques et par voie de conséquence de durabilité.

Ces matériaux répondent ainsi aux exigences controversées depuis la mise en œuvre, la mise en service jusqu'à la durée d'utilisation prévue des ouvrages.

L'introduction des fibres d'acier remonte à une soixantaine d'années et les premières applications de bétons de fibres se sont limitées à des dallages industriels et bétons projetés [Loukili, 96].

Parmi les premières générations des bétons à ultra haute performance renforcés de fibres, on peut citer le SIFCON (Slurry Infiltrated Fibred Concrete) inventé aux Etats-Unis par David Lankard en 1979, qui est constitué d'un coulis fluide de mortier injecté à des fibres courtes (5 à 20 %). Bache en 1981 a fabriqué le DSP (Densified small particle), qui est composé de ciment, fumée de silice (25 %), de granulats extrêmement durs tels que la bauxite calcinée ou le granit dont le diamètre maximal est inférieur à 4 mm et de superplastifiant (jusqu'à 5 %), leur résistance à la compression peut varier entre 150 et 400 MPa.

En 1986, les Danois (Aalborg compagnie) ont développé une variété ductile connue sous le nom de CRC (Compact Reinforced Concrete), en incorporant au DSP des fibres (5 à 10 % avec une longueur de 6 mm et un diamètre de 0.15 mm) pour palier à sa faible ductilité et faible résistance à la traction.

En France, deux autres variétés de bétons à ultra haute performance ont été développées respectivement par la division scientifique Bouygues [Richard & Cheyrezy, 95 a et 95 b] et le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées. Le premier connu sous le nom de RPC (Reactive Powder Concrete) contenant (au maximum 2.5 % de fibres d'une longueur de 13 mm et un diamètre de 0.16 mm) et le second connu sous le nom de MSCC (multi-scale cement composite) produit à partir d'un mélange de fibres courtes et longues [Rossi et coll., 95 a et 95 b].

Les trois bétons à ultra haute performance (CRC, RPC et MSCC) ont servi comme base et ont permis le développement d'autres matériaux dans le monde. Le Ductal est parmi les récents matériaux dont les principales modifications résident dans l'amélioration de la compacité et donc de la résistance en utilisant des fillers durs et de très faible diamètre, l'amélioration de l'adhérence entre la matrice et les fibres grâce à un traitement chimique de leur surface et enfin l'augmentation de l'homogénéité grâce à la substitution du sable par des microfibres. Il existe sous trois types (Ductal A, Ductal B et Ductal C) [Rossi, 02].

Le BFUP utilisé dans cette étude appartient à la famille des CEMTEC_{multiscale}[®] qui est produit selon le concept de MSCC (multi-scale cement composite) avec quelques modifications qui résident dans le type de fibres utilisé et leur pourcentage. Le CEMTEC_{multiscale}[®] constitue la dernière évolution des travaux réalisés au LCPC sur les composites multi-échelles [Rossi, 02 ; Rossi et coll., 05].

Il existe deux formes de fibres droites ou à crochets. Il existe aussi deux variétés de fibres : métalliques ou synthétiques.

L'ajout de fibres a pour but d'améliorer la ductilité en agissant sur le processus de fissuration à deux échelles : à l'échelle du matériau (augmentation de la résistance à la traction) et à l'échelle de la structure (augmentation de la capacité portante et de la ductilité) [Rossi, 97 ; Rossi, 02 et Rossi et coll., 05].

Selon Rossi, à l'échelle du matériau l'ajout de fibres courtes et en fort pourcentage, peut améliorer les résistances et la ductilité du béton. Alors qu'à l'échelle de la structure, les fibres longues incorporées en faible pourcentage peuvent améliorer la capacité portante et la ductilité des structures. Donc pour assurer une action rationnelle des fibres du point de vue comportement mécanique, c'est-à-dire aux deux échelles, l'auteur préconise de combiner les fibres courtes et longues [Rossi et coll., 95 b et Rossi et coll., 96].

Il est à noter toutefois, que l'élanement (l_f/d_f) des fibres joue un rôle important vis-à-vis de la maniabilité et de l'ancrage des fibres. Un accroissement du pourcentage de fibres et/ou de l'élanement (l_f/d_f) conduit à réduire l'ouvrabilité du mélange. Une bonne ouvrabilité peut être obtenue par des fibres courtes et de faibles diamètres alors qu'un meilleur ancrage peut être obtenu avec des fibres longues pour permettre le transfert des forces à travers les macro-fissures.

En analysant le processus de fissuration en traction on peut distinguer quatre phases (voir Figure 8) :

- 1) OA : Domaine élastique
- 2) AB : Multifissuration (micro-fissures, puis macro-fissures distribuées). C'est la zone ayant un comportement durcissant caractérisé par une augmentation de la résistance et de la capacité de déformation, du fait que les fibres peuvent «coudre» les micro-fissures et macro-fissures créées à ce stade d'endommagement.

3) BC : Localisation progressive d'une ou plusieurs macro-fissures, puis d'une macrofissure unique. Cette zone correspond à la branche descendante de la courbe connue sous le nom « comportement adoucissant ».

4) C : Rupture complète au droit d'une macrofissure localisée.

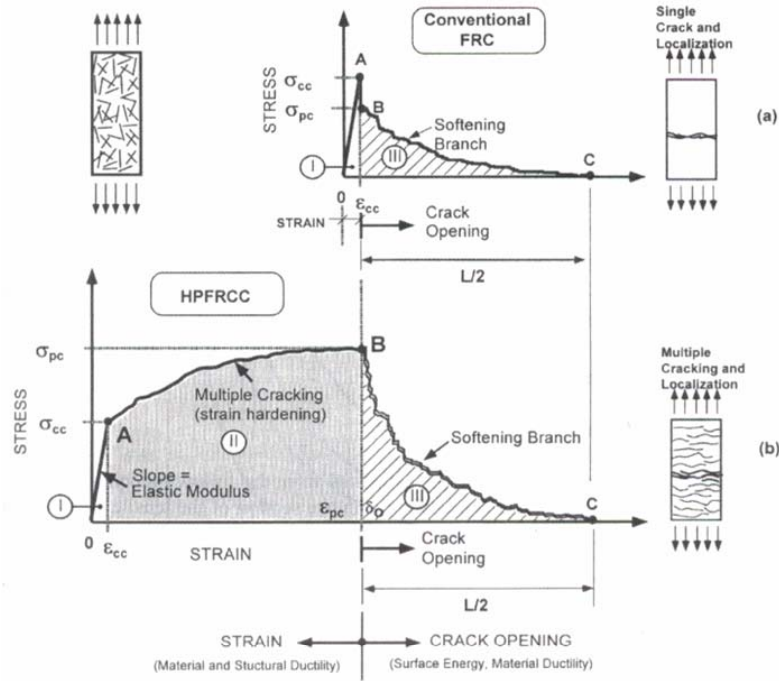


Figure 8: Comportement à la traction d'un BFUP et d'un béton de fibre conventionnel d'après Naaman [03]

4.2 Formulations et applications

4.2.1 Formulations

Le principe de base de la formulation de bétons à ultra haute performance repose sur les principaux critères suivants [Richard & Cheyrezy, 95 a et 95 b] :

- La réduction de la taille des granulats pour améliorer l'homogénéité du mélange.
- L'augmentation du volume de pâte (ciment et additions réactives).
- L'optimisation de la distribution granulométrique des poudres et granulats.
- La réduction du rapport eau/liant à une valeur minimale.
- L'ajout de fibres pour augmenter la capacité de déformation et la résistance à la fissuration.

4.2.2 Applications

De par leurs propriétés mécaniques au jeune âge et leur ouvrabilité, les BFUP s'approprient à la préfabrication et l'exploitation sur chantier lorsqu'une rotation rapide des coffrages est nécessaire. Les BFUP permettent la conception d'éléments de structure minces et de petite géométrie telle que bordure de pont ou la réhabilitation d'ouvrages existants tels qu'un tablier de pont sans l'usage de couche d'étanchéité [Brühwiler et coll., 05].

A titre d'exemple, le BFUP a été appliqué pour la première fois en coulage sur place en suisse en 2004, Figure 9 a). Le projet consistait à la réhabilitation d'un pont routier sur la Morge, Figure 9 b) sous la direction du Laboratoire de Maintenance et Sécurité des Ouvrages avec le soutien du Service des Routes et Cours d'Eau du Département des Travaux Publics du Canton du Valais. L'ouvrage en question d'une portée de 10 m et âgé de 50 ans présentait d'importants dégâts de corrosion [Brühwiler & Denarié, 06 ; Denarié, 05].



a)

b)

Figure 9 : a) Coulage du BFUP et b) vue du pont réhabilité, tiré de [Denarié, 05]

Les BFUP sont parfaitement adaptés à l'environnement agressif grâce à leur très faible perméabilité (microstructure ultra-compacte) [Reinhardt & Jooss, 03 ; Charron et coll., 04 ; Bonneau et coll., 97 ; Orange et coll., 00 ; Matte & Moranville, 99 ; Roux et coll., 95], qui leur procure une meilleure résistance à la pénétration d'eau, de chlorures, de gaz et de substances chimiques nocives et donc une meilleure durabilité [Roux et coll., 95]. Les BFUP peuvent donc être utilisés dans des halles industrielles, centrales nucléaires [Richard & Cheyrezy, 95 a], conduites d'eau et d'eaux usées [Dauriac, 97], plates-formes aéronautiques et structures militaires [Rossi, 02].

Grâce aux renforcements de la matrice du BFUP aux fibres, notamment les fibres métalliques, le BFUP se caractérise par une ductilité et une grande capacité de déformation, et peut être exploité avantageusement dans les zones sismiques en permettant une grande déformation dans le cas de sections transversales réduites et une grande énergie d'absorption (comportement adoucissant).

Ainsi que dans le domaine de la précontrainte. Les BFUP apportent une nouvelle approche à la conception du béton précontraint parce qu'ils peuvent être utilisés pour résister aux tensions primaires. Ils permettent aussi d'éliminer les armatures transversales résistant à l'effort tranchant dans les poutres préfabriquées [Rossi et coll., 95 a ; Dauriac, 97 ; Behloul, 95].

Le prix du BFUP est élevé, à titre d'exemple (le prix aux matériaux bruts de notre BFUP est de 5900 Frs/m³, soit 2110 Frs la tonne pour une densité égale à environ 2.8), mais l'objectif de notre laboratoire est de promouvoir le BFUP dans le domaine de la réhabilitation des ouvrages (couches minces) donc son prix doit être considéré au m².

Le coût demeure exorbitant mais il faut garder à l'esprit que le matériau apporte d'autres gains aussi bien à court terme « suppression de couche d'étanchéité, délais d'exécution et réduction des contraintes relatives à un chantier » qu'à long terme « durée de vie plus grande et nombre d'interventions faibles ». Le prix du BFUP ne doit donc pas constituer une barrière vis-à-vis de sa vulgarisation et son développement car pour ce type de matériau le critère à considérer doit être plutôt le coût/performance. Pour conclure, l'utilisation rationnelle de BFUP dans le domaine de réhabilitation ou la conception d'éléments de structures neufs doit être fondée sur une bonne exploitation de ses potentialités.

A titre d'exemple, on peut citer d'autres applications des bétons à ultra hautes performances. Le BPR a été utilisé en 1997, dans la construction du pont pour piétons et cyclistes de Sherbrooke au Canada (Figure 10 a) [Aïtcin et coll., 98] et l'isolation des conteneurs de déchets nucléaires en Europe.



Figure 10: Applications des bétons à ultra haute performance : a) passerelle cyclo-pédestre à Sherbrooke et b) passerelle de Séoul

Le Ductal a été exploité dans la construction de la passerelle de Séoul en Corée (Figure 10 b), dans le but d'alléger la structure et satisfaire à l'aspect esthétique. Sa composition était similaire à celle qui a été utilisée pour la fabrication de poutres précontraintes à Cattenom. La conception de l'ouvrage a été réalisée par un architecte français Ricciotti appartenant au groupe Bouygues [Behloul & Lee 03]

4.3 Hydratation et microstructure de bétons à ultra haute performance

Les BFUP sont caractérisés par une hydratation très faible comparativement aux bétons conventionnels qui peuvent atteindre un degré d'hydratation de 50 % en quelques jours, la réaction du ciment et la réaction pouzzolanique sont loin d'être complètes à cause du faible rapport E/L [Loukili, 96 ; Cheyrezy et coll., 95 a et 95 b ; Morin et coll., 01 et 02 ; Habel et coll., 06]. Il est à noter que l'hydratation est rapide pendant les deux premières semaines.

A 28 jours, Loukili et coll. ont obtenu un degré d'hydratation égale à 57.5 % pour un CRC composé de 24 % de fumée de silice, sable fin de taille maximale de 4 mm avec un rapport E/C = 0.2, et estime que 377 kg/m³ de ciment reste non hydraté [Loukili et coll., 99].

Morin a également estimé le degré d'hydratation à partir de la chaleur dégagée (mesures isothermes) d'un BPR avec un rapport E/C=0.21, il a obtenu un degré d'hydratation de 18 % après 70 heures [Morin et coll., 01 et 02].

Par contre l'étude de Matte et coll. sur la matrice de BPR, en utilisant le modèle de NIST (microstructural model) [Bentz, 97 b] a montré que 99 % de l'eau est consommée après 40 jours et qu'à partir de cette échéance, le processus d'hydratation s'est stabilisé. Le degré d'hydratation global obtenu avec ce modèle est de l'ordre de 41 % après 200 jours [Matte et coll., 00].

L'hydratation peut se poursuivre dans le temps en présence d'une source d'eau externe, tel qu'il a été observé par Matte & Moranville [99], sur des échantillons conservés dans l'eau dé-ionisée pendant 6 mois, pour lesquels le degré d'hydratation par analyse d'image (BSEI) a atteint 94%.

Malgré le faible développement du processus d'hydratation, la microstructure du BFUP est très dense grâce à la contribution des grains de ciment et de fumée de silice non hydratés au confinement de la structure poreuse « effet de filler actif » qui se traduit à l'échelle macroscopique par une augmentation des performances mécaniques du BFUP.

En outre, les grains de ciment non hydratés procurent au matériau un potentiel d'auto-cicatrisation sous conditions de fissuration et apport d'eau [Dauriac, 97 ; Richard & Cheyrezy, 95 b].

L'analyse au porosimètre à mercure élaborée par Loukili après 24 heures a montré l'absence de pores capillaires larges «dont le diamètre ≥ 50 nm », et un pic situé à 30 nm, indiquant que la porosité du CRC est principalement constituée à cet âge de pores formés dans les hydrates «dont le diamètre est compris entre 6 et 50 nm ». Pour les échantillons âgés de 7 jours, les mesures ont révélé une translation du pic de 30 nm à 20 nm, attribué à un confinement de la structure poreuse avec l'évolution de la réaction pouzzolanique. Au-delà de 7 jours l'analyse porométrique n'a pas décelé un changement de la structure poreuse [Loukili et coll., 99].

Donc les bétons de très hautes performances se caractérisent par une structure poreuse mono-modale (un seul pic) comparativement aux bétons conventionnels caractérisés par une structure poreuse bi-modale, comme l'a montré l'analyse au porosimètre à mercure élaborée par Cheyrezy et Loukili [Cheyrezy et coll., 95 a ; Loukili, 96].

Enfin, les bétons à ultra haute performance sont caractérisés par une porosité totale très basse et non connectée [Bonneau et coll., 97 ; Orange et coll., 00 ; Matte & Moranville, 99, Cheyrezy et coll., 95 a ; Roux et coll., 95]. Par exemple les BPR traités thermiquement à 90°C sont quasi imperméables et peuvent présenter une très grande résistance à la pénétration d'ions de chlorures [Bonneau et coll., 97]. Ceci peut être attribué à l'action de la fumée de silice au confinement de la structure poreuse de la matrice et sa contribution à la réaction pouzzolanique. A titre d'exemple la porosité totale du BPR est de $4 \pm 1\%$ [Matte et Moranville, 99].

La porosité totale d'un BFUP conservé dans l'eau peut être deux à trois fois plus grande que celle d'un BFUP traité thermiquement [Rossi et coll., 05].

4.4 Comportement au jeune âge et différé de bétons à ultra haute performance

4.4.1 Retrait

Les BFUP présentent un retrait endogène très important et représente 400 $\mu\text{m/m}$ à 90 jours et 440 $\mu\text{m/m}$ à six mois sans stabilisation à cette échéance [Cheyrezy & Behloul, 01].

Le CRC est aussi caractérisé par une grande cinétique de retrait endogène durant la première semaine (470 $\mu\text{m/m}$ à 7 jours). Au-delà de 10 jours l'évolution du retrait endogène commence à se stabiliser. La forte cinétique du retrait endogène au jeune âge est reliée à la forte autodessiccation du CRC. L'humidité relative du CRC décroît rapidement pour atteindre 73 % à 8 jours du fait que les réactions d'hydratation sont intenses à cette échéance, puis diminue plus lentement pour atteindre 68 % en seulement 3 mois [Loukili ,96 ; Loukili et coll., 99]. Par contre le BPR (E/L =0.17 à 0.20) a présenté un retrait endogène de l'ordre de (450 $\mu\text{m/m}$ à 140 jours) sans qu'il y ait stabilisation après 365 jours. Les valeurs ultimes du retrait endogène du BPR et CRC sont comparables (de l'ordre de 525 $\mu\text{m/m}$).

Le retrait final du Ductal sans traitement thermique est de l'ordre de 500 $\mu\text{m/m}$, alors que les échantillons traités thermiquement peuvent avoir un retrait total nul.

Le retrait endogène du BFUP (famille CEMTEC) a été également mesuré après 3 jours au LCPC, une valeur de l'ordre de 500 $\mu\text{m/m}$ a été obtenu après 365 jours [Parant, 03].

Habel a aussi étudié le retrait endogène du BFUP (famille CEMTEC), mesuré dès 54 heures sur cylindres, elle a obtenu un retrait de l'ordre de 360 $\mu\text{m/m}$ après 90 jours [Habel, 04].

L'amplitude du retrait endogène augmente si les mesures débutent peu de temps après la mise en contact eau-ciment. Cette hypothèse a été confirmée par les études de Charron [03], Bjontegaard [99], Hudlund [00] sur les bétons de hautes performances, et récemment par Habel [04] dans le cas du BFUP. Habel a obtenu une valeur de retrait endogène après 7 jours de l'ordre de 300 $\mu\text{m/m}$ pour des mesures débutant à partir de deux heures après le premier contact eau-ciment et une valeur de 200 $\mu\text{m/m}$ à la même échéance pour des mesures débutant à partir de 54 heures, ce qui représente un accroissement de l'ordre de 50 %. Ceci est lié à la grande autodessiccation durant les premières heures de l'hydratation. Elle a par contre observé une stabilisation du retrait endogène à partir de trois mois.

En outre, Loukili [96], a montré que le retrait endogène devient de nouveau faible pour les (BPR) avec de très faibles rapports E/L (0.15 à 0.09), présentant ainsi une relation inverse entre le retrait endogène et le rapport E/C et qui diffère de la tendance habituelle et couramment observée, voir Figure 11.

L'action des fibres sur le retrait endogène a été aussi mise en évidence. Loukili [96] et Cheyrezy & Behloul [01] ont montré que le retrait endogène diminue de 10 à 20 % en présence de fibres. Kanellopoulos et coll. ont aussi étudié le retrait endogène des bétons à haute performance avec fibres connu sous le nom de CARDIFRC et ont obtenu après 75 jours une valeur de 1000 $\mu\text{m/m}$ pour la matrice sans fibres et une valeur de 577 pour le mélange avec fibres mais sans mentionner le dosage de fibres utilisé [Kanellopoulos et coll., 05].

L'efficacité des fibres dans l'amélioration du comportement des matériaux cimentaires en conditions de déformations empêchées a été également montrée par Banthia et coll. [93] et Paillère et coll. [89].

Shah et coll. [04], Grzybowski et Shah [90] ont montré que les fibres ont un potentiel de retarder l'âge d'apparition des fissures visibles et de réduire leurs largeurs.

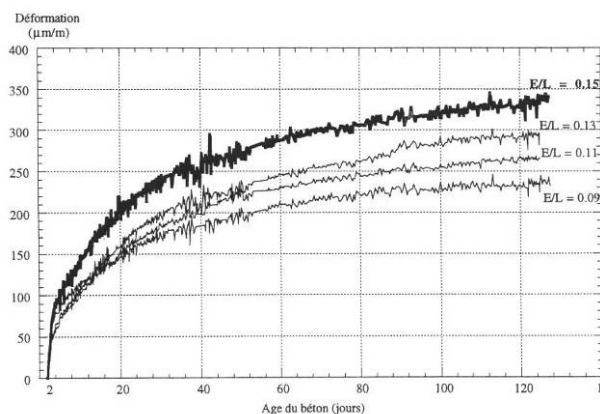


Figure 11: Influence du rapport E/L sur le retrait du BPR, Tiré de [Loukili, 96]

Les BFUP présentent un retrait de séchage modéré dont la majeure partie se développe pendant les dix premiers jours. Il est de l'ordre de 160 à 180 $\mu\text{m/m}$ [Cheyrezy & Behloul 01]. La même tendance a été observée par Loukili [96] et Habel [04].

D'après Cheyrezy & Behloul [01], des éprouvettes conservées dans l'eau à 20°C ont présenté une augmentation de poids après 28 jours de l'ordre de 0.40 %, alors que celles exposées à l'air libre ont présenté une réduction de poids de l'ordre de 0.5 % à la même échéance. L'explication de ce phénomène peut être attribuée à la grande autodessiccation durant l'hydratation, il se peut qu'en présence d'eau les composants anhydres et avides d'eau aient tendance à absorber l'eau externe pour poursuivre leur hydratation, en particulier au jeune âge qui est caractérisé par une plus grande perméabilité.

L'étude des variations dimensionnelles au jeune âge des BFUP est d'un intérêt primordial. Du fait qu'ils contiennent un fort dosage en liant (ciment et fumée de silice) et un faible rapport eau/liant, ils peuvent présenter des déformations endogènes et des dégagements de chaleur plus importants que ceux des bétons conventionnels et des bétons à hautes résistances et peuvent donc être vulnérables au risque de fissuration.

Actuellement et d'après la revue de la littérature, peu d'informations sont disponibles sur les propriétés au jeune et très jeune âge des BFUP. Il est à noter aussi qu'aucune étude n'a été dédiée à l'étude de l'influence de la température sur le retrait endogène au jeune âge des BFUP.

4.4.2 Fluage

Le comportement viscoélastique du BFUP a été étudié en compression. Les valeurs observées pour le fluage spécifique des BPR à différents âges de chargement varient entre (46, 30 et 10 $\mu\text{m/m/MPa}$ mesurées respectivement aux âges de chargements suivants 1, 7 et 180 jours) [Cheyrezy & Behloul 01]. Ses résultats sont comparables à ceux obtenus par Loukili [96] pour un BPR ($E/L = 0.17$) chargé dès 2 jours.

Le fluage spécifique du BFUP (famille CEMTEC) a été également mesuré après 28 jours au LCPC, une valeur de l'ordre de 45 $\mu\text{m/m/MPa}$ a été obtenu [Parant, 03].

Habel a effectué aussi des essais de fluage en compression du BFUP (famille CEMTEC) mais à des niveaux de chargement plus élevés (27 et 46 %). Après 6 jours elle a obtenu un fluage spécifique de l'ordre de 50 $\mu\text{m}/\text{m}$ après 250 jours. Elle a également réalisé des mesures de fluage en traction, mesures qui ont débuté à partir de 2 h, une valeur de l'ordre de 160 $\mu\text{m}/\text{m}$ à 7 jours a été obtenue correspondant à 60 % de la déformation libre à 7 jours [Habel, 04].

Loukili [96] a montré que le fluage spécifique des BRP est plus faible pour des faibles rapports E/L (0.17 à 0.13), l'écart atteint 28 % pour un chargement dès 7 jours. Le traitement thermique du BPR conduit aussi à un fluage plus faible à cause du séchage intense.

Le faible fluage des BFUP a été expliqué par la consommation du potentiel de fluage au jeune âge par le retrait, une grande part de fluage se produisant sous les contraintes hydriques avant le chargement du BFUP [Acker, 01].

Selon Loukili [96], les bétons à ultra haute performance (CRC et BPR avec fibres) présentent un fluage spécifique deux fois plus grand que celui des bétons à très haute performance malgré leurs faibles rapports E/C. L'auteur attribue ceci au grand volume de pâte (58 % dans le cas du BPR et 48 % dans le cas du CRC contre un volume de 30 % dans le cas des bétons à haute performance), voir Figure 12.

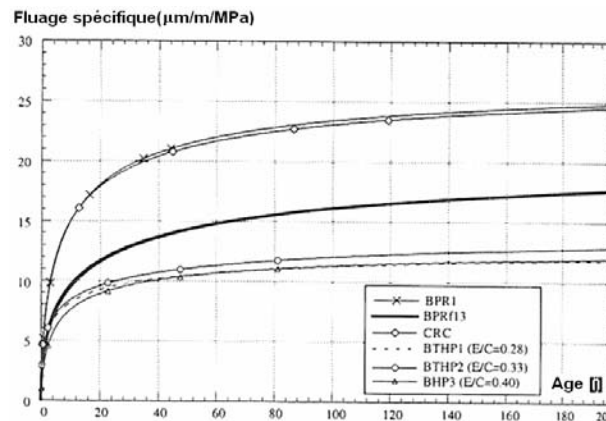


Figure 12: Comparaison du fluage spécifique de bétons à ultra haute performance et bétons de haute performance, Tiré de [Loukili, 96]

Les fibres permettent de réduire le fluage spécifique de 20 à 25 %, voir Figure 12 [Cheyrezy & Behloul, 01 ; Loukili, 96]. Loukili attribue cette réduction à : (1) les fibres présentes dans le CRC (6 %) peuvent s'opposer par leur rigidité à la déformation de la matrice, (2) les fibres orientées perpendiculaires ou légèrement inclinées par rapport au plan de chargement peuvent reprendre une part de la sollicitation appliquée sur l'échantillon.

En conclusion, la capacité de fluage du BFUP est limitée. De ce fait il se peut que la relaxation des contraintes générées par les variations dimensionnelles en conditions de déformations empêchées soit également faible. D'autres recherches sur les propriétés viscoélastiques des BFUP sont donc indispensables, en particulier en traction pour vérifier ces suppositions. D'ailleurs pour étudier le problème de fissuration au jeune âge il est préférable d'utiliser le fluage en traction qui reflète les conditions réelles selon Pane & Hansen [01]. Il ne faut donc pas omettre l'importance des propriétés viscoélastiques sur les performances aussi bien au jeune âge qu'à long terme.

De plus le comportement viscoélastique des BFUP sous conditions de températures isothermes et variables est inconnu. Jusqu'à maintenant peu de travaux ont été consacrés à l'étude de la rupture en traction des BFUP en fonction de l'âge et de la durée du chargement et ses conséquences sur le comportement des structures, de manière similaire à ce qui a été fait pour le béton. Des travaux de recherches sont également nécessaires pour déterminer la viscoélasticité des BFUP sous hautes sollicitations en traction.

4.4.3 Modélisation du comportement du BFUP

Les modèles suivants semblent être prometteurs pour la modélisation des phénomènes se produisant au jeune âge : modèle de Hedlund [00] et le modèle de Maxwell généralisé, [Bazant, 72].

Le retrait endogène peut être décrit par la formulation proposée par Hedlund [00] où l'influence de la température sur la cinétique du retrait est prise en compte par un premier paramètre dépendant de la maturité et un second terme permettant d'ajuster le retrait endogène selon la température.

D'un autre côté le modèle de Maxwell généralisé est le plus adapté pour modéliser la viscoélasticité linéaire en fonction de l'âge du béton. Il présente l'avantage d'être facilement utilisable dans un programme d'éléments finis pour représenter le comportement viscoélastique des matériaux pour l'analyse des effets thermomécaniques au jeune âge, mais nécessite des données en terme de relaxation qui peuvent être déduites à partir des valeurs de fluage mesurées au moyen de l'algorithme de Bazant [72] adapté par Huet [80].

Pour modéliser le fluage non linéaire, on peut utiliser un modèle non linéaire de fluage-endommagement, comme celui développé par Mazzotti & Savoia [03], qui est basé sur la théorie de solidification proposée à l'origine par Bazant pour la viscoélasticité linéaire.

Ce modèle prend en considération en même temps le fluage non linéaire et l'accroissement de l'endommagement avec le temps. Il a été appliqué dans le cas du fluage en compression sous des faibles, moyennes et hautes contraintes. L'applicabilité du modèle pour prédire le comportement du BFUP dans le cas du fluage en traction sera vérifiée lors de cette étude.

4.5 Conclusion

D'après notre revue de la littérature, les BFUP ont fait l'objet de peu d'études comparativement aux bétons conventionnels, en particulier le comportement déformationnel au jeune âge et la réponse différée [Loukili, 96, Cheyzy & Behloul, 01].

Par exemple sur le BFUP de la famille CEMTEC seulement deux grandes investigations ont été effectuées [Habel, 04 et Parant, 03]. L'influence de la température sur ses propriétés physico-chimiques par exemple l'hydratation, l'autodessiccation, le retrait et les performances mécaniques n'a pas encore été élucidée. Cette étude a été entreprise dans le but d'évaluer cet effet. Elle permettra par ailleurs de compléter, d'approfondir et de confirmer les connaissances acquises sur ce matériau. La connaissance des propriétés mentionnées est indispensable pour permettre une exploitation rationnelle du matériau.

Finalement, il convient de vérifier l'application de certains modèles existants (pour le retrait endogène dès le très jeune âge, le fluage linéaire et non linéaire) à partir des résultats expérimentaux puis à prédire le comportement au jeune âge des BFUP sous les actions thermomécaniques.

Chapitre 3 : Méthodes expérimentales

Les méthodes expérimentales utilisées pour caractériser le BFUP du point de vue : performances mécaniques, dégagement de chaleur, degré d'hydratation, autodessiccation, retrait, fluage et comportement sous effets thermomécaniques au jeune âge sont décrites dans ce chapitre. Une attention particulière a été portée sur la conception et la validation de la TSTM (dispositif conçu dans le cadre de cette thèse) pour étudier le comportement au jeune âge du BFUP en conditions libre et entravée et sous températures contrôlées.

Notre choix s'est limité à étudier dans le cadre de cette recherche une seule formulation de BFUP dans le but de cerner le comportement au jeune âge de ce matériau qui a fait l'objet de peu d'études en particulier en conditions de température variable, et de compléter les études élaborées et en cours dans notre laboratoire à l'échelle structurale. Le BFUP considéré dans cette étude est composé seulement de fibres droites dont l'adhérence à la matrice est satisfaisante en particulier avec la présence de la fumée de silice. Nous n'utiliserons que les fibres métalliques, qui ont l'avantage d'avoir un module d'élasticité supérieur à celui des fibres synthétiques.

1 Matériaux

1.1 Composition du BFUP

Le BFUP testé est de la famille des CEMTEC_{multiscale}[®] développé à l'origine au Laboratoire des Ponts et Chaussées (LCPC) [Rossi, 02 ; Rossi et coll., 05]. Il a été adapté dans notre laboratoire (Maintenance Construction et Sécurité des Ouvrages- MCS) pour des applications de réhabilitation.

Le BFUP est produit en ajoutant des microfibrilles et des fibres tréfilées droites (10 mm/0.2 mm) à une matrice très dense, le pourcentage total des fibres est de 9 %. La matrice est composée de ciment, fumée de silice, sable fin, superplastifiant et d'eau. Le ciment utilisé est du type CEM I 52.5 HTS Le Teil qui contient peu de C₃A, ce qui minimise sa demande en eau [De Larrard & Sedran, 94]. La fumée de silice blanche (sous produit de l'industrie de zirconium) a été utilisée en dosage important (26 %), qui est supérieur à celui nécessaire à la réaction pouzzolanique. La fumée de silice est caractérisée par une faible teneur en carbone, ce qui permet d'accroître la fluidité du mélange frais, obtenue grâce à la forme sphérique de ses particules par un effet lubrificateur [De Larrard & Sedran, 94 ; Richard & Cheyrezy, 95 a]. Sa surface spécifique est faible [finesse Blaine 12 m²/g] comparativement à celle de la fumée de silice conventionnelle et ce pour minimiser l'agglomération des particules.

Le sable fin de quartz avec une taille maximale de grains de 0.5 mm est utilisé. L'adjuvant du type Chrysofluid OPTIMA 175, composé de polycarboxylates et polyphosphonates est utilisé en fort pourcentage (3.3 % par rapport au poids du ciment).

Le rapport E/C est très faible de 0.165, ce rapport est inférieur à celui nécessaire à l'hydratation complète du ciment [Richard & Cheyrezy, 95 a]. Malgré la faible teneur en eau le matériau est autoplaçant. La composition du BFUP testé est donnée dans le Tableau 1.

Matériau	[kg/m ³]
Ciment	1410.2
Fumée de silice	367
Sable Fin	80.4
Eau	200.1
Adjuvant	46.5
Fibres d'acier (macro et micro)	706.5
Teneur en air [%]	1.8

Tableau 1: Composition du BFUP pour 1 m³

2 Programme expérimental

2.1 Performances mécaniques

La résistance à la compression ainsi que le module d'élasticité ont été déterminés conformément à la norme Sia [Sia 162/1, 89] sur des éprouvettes cylindriques rectifiées 11/22 cm. Le module de rupture a été déterminé sur des prismes 4x4x16 cm. Pour chaque âge, trois échantillons ont été testés, les éprouvettes ont été démoulées 35 heures après le coulage, et ensuite conservées dans une chambre humide à 20 °C jusqu'à l'âge d'essai 3, 7, 14 et 28 jours.

Les résistances à la compression pour les cures de 30 et 40 °C ont été aussi déterminées. Dans ce cas le BFUP frais a été coulé dans des moules prismatiques 4x4x16 cm, qui ont été scellés avec du plastique et immédiatement après leur coulage installés dans des étuves réglées à la température désirée. Les échantillons ont été démoulés après 35 heures, puis scellés de nouveau avec du papier aluminium et du plastique puis réinstallés dans l'étuve jusqu'aux âges d'essais 3, 7, 14 et 28 jours.

Le comportement à la traction uniaxiale a été déterminé par un essai uniaxial (machine SCHENCK d'une capacité de 1000 kN) sur des éprouvettes cintrées (dogbones) sans entailles de 70 cm de longueur et une section transversale de 10 x 5 cm² [Denarié, 05]. L'essai a été contrôlé en mode de déplacement en utilisant deux vitesses, une vitesse de 1 mm/h pendant la première phase de l'essai et une vitesse légèrement plus faible pour la seconde phase de l'essai et de l'ordre de 0.4 mm/h.

Les essais de flexion quatre points ont été élaborés sur des plaques 3x20x50 cm, à 7 et 28 jours sous deux différentes cures de températures (30 et 40 °C), appliquées aux échantillons immédiatement après leur coulage. Les plaques reposaient sur des appuis distants de 420 mm. Les essais ont été contrôlés en mode de déplacement en imposant un taux de déplacement de 0.33 mm/min. Les déplacements ont été mesurés par des capteurs LVDTs avec une longueur de mesure de ± 20 mm. Dans chaque cas, trois spécimens ont été testés.

2.2 Caractéristiques thermiques et hygrométriques

L'évolution de la température a été mesurée pendant 7 jours par un essai semi adiabatique sur éprouvettes cylindriques 16/32 cm isolées thermiquement [Charron et coll., 03 a]. La température a été mesurée par des thermocouples incorporés dans le cœur des éprouvettes depuis l'état frais. Ces essais ont été élaborés dans une chambre climatique à 20 et 30 °C, voir Figure 13 a).

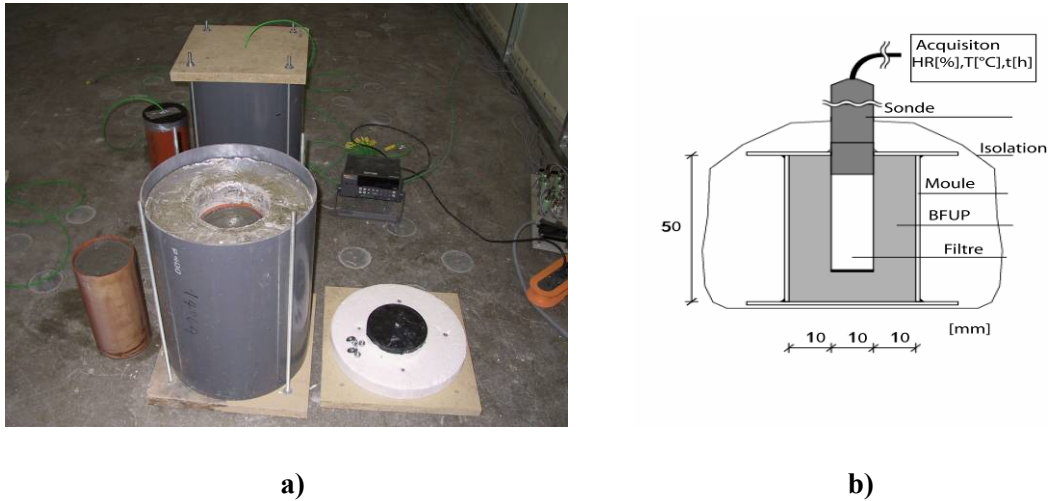


Figure 13: a) Calorimètre semi adiabatique et b) descriptif de mesure d'humidité relative [Habel, 04]

L'évolution de l'humidité relative du BFUP a été mesurée par une sonde (hygrothermique) Rotronic incorporée dans un échantillon à l'état frais coulé dans un moule en acier de petite taille 30x50 mm et maintenue en conditions scellées avec du papier aluminium et du plastique pour minimiser tout échange d'humidité avec le milieu environnant, voir Figure 13 b). Avant chaque essai une calibration des sondes a été nécessaire. Ces mesures ont été effectuées sous différentes cures de températures (20, 30 et 40 °C) pour une durée de 7 jours.

2.3 Hydratation et microstructure

Sous l'effet de hautes températures, les hydrates formés lors des réactions d'hydratation se décomposent en libérant de l'eau et du dioxyde carbonique. La mesure de ces pertes d'eau permet d'évaluer la quantité d'eau qui a réagi avec le ciment et qui est désignée par : eau non évaporable, qui permet de calculer le degré d'hydratation.

Les mesures par perte au feu et par thermogravimétrie sont fondées sur ce principe, et constituent des méthodes indirectes de mesure du degré d'hydratation avec l'hypothèse d'une relation linéaire entre la quantité d'eau liée et le degré d'hydratation. La validité de cette hypothèse et donc la fiabilité de déterminer le degré d'hydratation par une analyse thermique a été vérifiée par de nombreux chercheurs, respectivement sur des pâtes de ciment avec un rapport E/C=0.4 par Copeland & Kantro [69], et un rapport E/C= 0.71 par Gutteridge & Dalziel [90 a et 90 b], Parrott et coll. [90] et par Escalante-Garcia et coll. [98 a et 98 b] pour différentes températures (10 à 60 °C) sur pâtes de ciment avec et sans ajouts. Récemment les travaux de Zhang [07] ont indiqué que la quantité d'eau liée dans les C-S-H diminue si la température augmente.

Ces deux méthodes ont été donc utilisées pour analyser l'évolution de l'hydratation du BFUP.

2.3.1 Mesures par perte au feu

Dans le cas de la mesure par perte au feu, différentes cures de températures ont été appliquées aux échantillons de BFUP sans fibres (matrice). Pour la cure de 20 °C, les échantillons ont été conservés après leur démoulage dans l'eau à 20 °C jusqu'à l'âge d'essai (2, 3, 7, 14, 28, 90 jours).

Par contre, pour les cures de 30 et 40 °C, les échantillons ont été conservés immédiatement après leur coulage dans l'étuve régulée aux températures respectives et ce pour différentes durées (2, 3, 7, 14, 28 jours).

Avant la mesure par perte au feu, des échantillons de 50 g sous forme de poudre sont préparés pour chaque mesure (voir Figure 14). Cette poudre est obtenue après concassage, broyage puis tamisage sur tamis de 125 µm. Les échantillons sont ensuite portés à deux températures variables dans un four (105 et 1000 °C). La perte de masse entre ces deux températures permet d'évaluer la quantité d'eau liée à l'instant t ($W_{ne}(t)$) et donc le calcul du degré d'hydratation (α) selon l'équation proposée par Powers [48].



Figure 14: Etapes de mesure du degré d'hydratation par perte au feu

$$\alpha(t) = \frac{W_{ne}(t)}{W_{ne}(t_{\infty})} \cdot 100 \quad \text{Eq. 4}$$

Avec $W_{ne}(t)$: la quantité d'eau liée à l'instant t et $W_{ne}(t_{\infty})$: la quantité d'eau nécessaire pour l'hydratation complète et α : degré d'hydratation à l'instant t .

La quantité d'eau nécessaire pour l'hydratation complète ($W_{ne}(t_{\infty})$) peut être estimée théoriquement à partir de la composition minéralogique du ciment et la quantité d'eau nécessaire pour l'hydratation de chaque phase minérale. La quantité d'eau nécessaire pour l'hydratation complète estimée est donnée dans le Tableau 2. Il est fort probable que le C_2S et le C_4AF ne s'hydratent pas à cause du faible rapport E/C.

Composition	Composition de Bogue [%]	Eau liée Czernin [56]	Eau nécessaire hydratation complète
C_3S	73.36	0.24	17.61
C_2S	9.89	0.21	2.08
C_3A	3.94	0.4	1.58
C_4AF	5.78	0.37	2.14
autres	7.02	-	-
		$W_{ne}(t_{\infty})$ [%]	23.40

Tableau 2: Quantité d'eau nécessaire pour l'hydratation complète du CEM I 52,5 HTS

2.3.2 Analyse thermogravimétrique

Cet essai repose sur le même principe que celui de la perte au feu et consiste en la mesure des variations de masse de l'échantillon (entre 50 et 150 mg afin de faciliter le chauffage et l'évaporation des produits de décomposition) et le flux thermique entre celui-ci et un creuset de référence (désigné par blanc en platine de capacité de 100 ml).

La procédure adoptée pour la mesure dans notre cas est la méthode dynamique qui consiste à mesurer la variation de masses de l'échantillon durant son échauffement entre deux températures constantes. Dans notre cas la température initiale était de 25 °C et la température finale était de 1000 °C, celle-ci a été maintenue pendant une heure. Pour les paramètres d'essai : on a utilisé l'azote (N₂) comme gaz pour éviter toute réaction chimique avec l'échantillon [Berry et coll., 94], le débit du gaz égal à 30 ml/min, sous une vitesse de montée de température égale à 10 °C/min [Loukili, 96 ; Peschard et coll., 04]. Le traitement des résultats pour le calcul des pertes de masses et la courbe de dérivée sont élaborés par un logiciel fourni avec l'appareil utilisé Mettler Toledo (STDA 851), voir Figure 15 a.

Ces mesures ont été élaborées seulement pour les échantillons conservés à une cure de 20 °C et préparés de la même manière que ceux pour les mesures par pertes au feu.

Trois principales phases de décomposition des produits d'hydratation durant l'essai de thermogravimétrie sont facilement repérables sur la courbe de la dérivée de pertes de masse sous forme de pics [Fordham & Smalley, 85] :

a) Le départ de l'eau des pores et la décomposition des hydrates entre 20 et 400 °C :

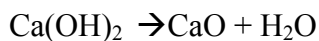
Le premier pic correspond à l'évaporation de toute l'eau existante sous différent état : eau libre, eau capillaire et eau adsorbée ainsi que l'eau liée chimiquement.

Il est à noter que les départs d'eau se font à des températures différentes dues à la différence des tailles des pores et que la température de décomposition des hydrates varie d'un type à l'autre.

Dans notre cas l'élimination d'une part de l'eau des pores a été assurée par un séchage sous vide pendant une semaine.

b) La déshydratation du Ca(OH)₂ entre 400 et 600 °C :

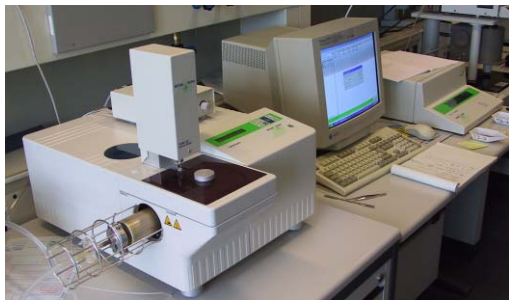
La déshydratation du Ca(OH)₂ dépend de la vitesse de montée de température. La perte de masse dans ce cas correspond au départ de l'eau liée suite à la réaction suivante :



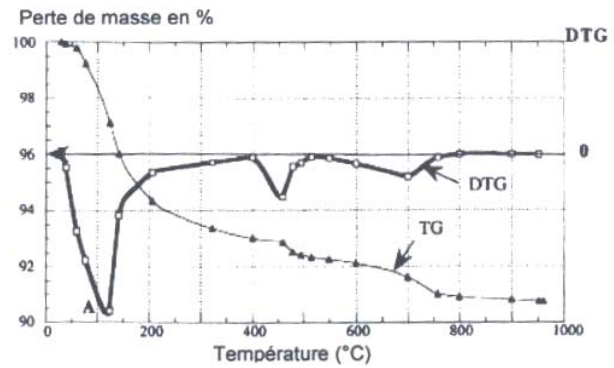
c) La décarbonatation du CaCO₃ entre 600 et 800 °C :

Dans cette phase la perte de masse correspond au départ de l'hydroxyde de carbone. Suite à la réaction suivante :





a)



b)

Figure 15: a) Appareil de mesure ATG utilisé et b) exemple de résultats D'ATG-DSG réalisé sur un échantillon de béton tirée de [Loukili, 96]

2.3.3 Analyse de la microstructure

Dans l'objectif d'identifier l'évolution de la microstructure au jeune âge du BFUP, on a prévu d'observer au microscope électronique à balayage des échantillons prélevés à partir d'un BFUP avec et sans fibres pour deux âges 3 jours et 7 jours, on s'est particulièrement intéressé au jeune âge qui est caractérisé par une cinétique d'hydratation rapide. Vu aussi qu'il n'était possible d'observer qu'un nombre limité d'échantillons au laboratoire de matériaux (LMC/EPFL).

Les échantillons destinés à l'examen au microscope électronique à balayage consistent en des lamelles de 4 cm² de surface et de 0.5 cm de hauteur. Ces échantillons ont été préparés avant les observations par différentes phases : (1) immersion dans de l'alcool isopropanol pour stopper leur hydratation, (2) mise sous vide pour leur séchage et (3) polissage. Les matériaux cimentaires étant des matériaux non conducteurs, les échantillons nécessitent donc une métallisation pour permettre l'évacuation des charges négatives qu'ils reçoivent au cours de l'observation. Dans notre cas la métallisation a consisté à couvrir la surface à analyser d'un mince film de carbone par vaporisation sous vide.

2.4 Retrait linéique et fluage en compression

2.4.1 Retrait linéique

Le retrait linéique a été mesuré à partir de (36 heures) sur des prismes 7x7x28 cm, conservés dans une chambre climatique de température 20±1.25 °C et 65 % d'humidité relative, sous conditions libres et scellées. Le scellement des échantillons a été réalisé immédiatement après le démoulage par une double couche de papier aluminium autocollant et du plastique pour empêcher tout échange d'humidité avec le milieu ambiant.

Les mesures de retrait ont été établies au moyen de rétractomètre (Figure 16) muni d'un comparateur Tesa avec une précision de mesures de ± 5 µm/m. Les cures de températures (30 et 40 °C) ont été appliquées aux échantillons immédiatement après le coulage. Après le démoulage, les éprouvettes ont été scellées de la même manière que celles à 20 °C. Pour chaque essai trois éprouvettes ont été utilisées.

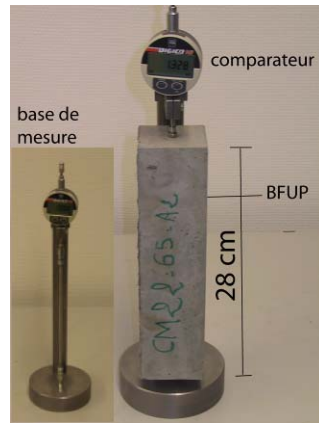


Figure 16: Appareil de mesure de retrait linéique

2.4.2 Fluage en compression

Le fluage en compression a été mesuré sur des éprouvettes cylindriques ($6.7 \times 22 \text{ cm}^2$) (voir Figure 17 a), dans une chambre climatique avec une température de $20 \text{ }^\circ\text{C}$ et une humidité relative de 50 %, sous conditions scellées et libres. Trois éprouvettes ont été utilisées pour chaque mesure. Du fait que nos bâtis de fluage permettaient un chargement sous une force maximale de 250 kN, on a opté pour cette section pour pouvoir tester des niveaux de chargement importants (fluage non linéaire).



a)



b)

Figure 17: Dispositif de mesure de fluage en compression et mesure de retrait libre

Afin d'étudier l'influence de l'âge et le niveau de chargement sur le fluage du BFUP, nous avons varié le niveau de chargement entre 25 % et 55 % de la contrainte de rupture en compression du BFUP à 3 jours et entre 25 % et 43 % de la contrainte de rupture en compression du BFUP à 7 jours. Il était impossible de tester des niveaux de chargement supérieurs à cause de la limite de capacité des bâtis de fluage (250 kN) et des résistances à la compression élevées du BFUP.

Au démoulage les éprouvettes ont été rectifiées pour permettre l'application uniforme de la charge sur toute la surface des éprouvettes.

Pour obtenir le fluage des mesures de retrait sur éprouvettes non chargées ont été envisagées simultanément. Les éprouvettes non chargées sont de même section et proviennent de la même gâchée. Le retrait a été mesuré dans ce cas à travers les déformations relatives de deux anneaux circulaires distants de 165 mm (Figure 17 b). Ces anneaux sont fixés sur l'éprouvette avec trois vis distribuées à des angles égaux à 120°. Le déplacement entre les deux anneaux est mesuré par un capteur LVDT (linear variation differential transformer).

2.5 Réponse physico-mécanique sous conditions libres et entravées au jeune âge

Il est connu que dans des conditions scellées et sans chargement, les matériaux cimentaires sont sujets à des variations volumétriques composées de déformations endogènes induites par l'hydratation et l'évolution de la microstructure du matériau ainsi que les déformations thermiques gouvernées par le coefficient de dilatation thermique du matériau qui varie de façon importante au jeune âge [Laplante & Boulay, 94; Bjontegaard, 99; Loukili et coll., 00 ; Habel, 04]. Ces déformations intrinsèques se développent de façon importante dans les matériaux cimentaires à faible rapport Eau/Liant et peuvent engendrer au jeune âge des contraintes internes qui peuvent être génératrices de fissures, en particulier si ces déformations sont entravées de façon interne (par les granulats, fibres, armatures...etc) ou externe (reprise de bétonnage ou support rigide) [Bjontegaard, 99 ; Charron, 03 ; Toma 99 ; pigeon et coll., 00].

Du fait que les déformations et les contraintes qui se développent au jeune âge influencent de façon significative le comportement des structures, la compréhension du développement et de l'influence de ces facteurs est d'une extrême importance pour atténuer le risque de fissuration au jeune âge. Dans cet objectif cette phase expérimentale a été élaborée pour évaluer le potentiel du BFUP au jeune âge et en conditions scellées du point de vue du retrait endogène, des contraintes internes induites et le comportement viscoélastique en traction, en utilisant une procédure d'essai développée par Charron [Charron et coll., 02 et Charron, 03] et inspirée des travaux antérieurs de Kovler [94 et 95].

2.5.1 Développement de la TSTM et validation

Une analyse par éléments finis a été élaborée en premier lieu pour identifier la configuration adaptée aux deux dispositifs de mesures (géométrie et système de refroidissement) en utilisant le logiciel bidimensionnel (MLS : Multi Layer System) développé par Femmasse. Cet outil de calcul par éléments finis connu sous le nom de Heat, permet de combiner les effets de séchage avec le retrait endogène et la dilatation thermique ainsi que les charges externes, il permet de simuler aussi les effets de l'environnement (température, humidité relative et radiation...etc) appliqués sur les conditions de bords d'un élément de structure [Femmasse, 07].

2.5.2 Simulations numériques (2-D)

Ces premières simulations ont été effectuées afin de déterminer la configuration adaptée pour optimiser la TSTM du point de vue de l'évolution de températures et de la concentration des contraintes au niveau des têtes et de valider les mesures de déformations obtenues à partir des déplacements enregistrés par les capteurs LVDTs.

2.5.2.1 Evolution de température

L'objectif de cette partie de simulation a été de sélectionner une géométrie appropriée vis-à-vis du dégagement de chaleur et le contrôle de température, donc seulement l'analyse thermique a été considérée pour prédire l'évolution de température d'un échantillon de

BFUP de longueur 1 m, coulé dans un moule d'aluminium. Le maillage utilisé dans cette étape est donné dans la Figure 18 a).

A travers les résultats de cette première simulation, on peut constater que la section transversale de la partie centrale du moule de 50x100 mm est appropriée, et assure un dégagement faible de température durant le processus d'hydratation du BFUP, caractérisé par un faible gradient de température de l'ordre de 5 °C entre le centre et la surface de l'échantillon. De plus, l'épaisseur adoptée correspond à l'épaisseur (5 cm) qu'on peut utiliser in situ par exemple pour la réparation d'un tablier de pont avec le BFUP.

Les mesures concordent avec les résultats de la simulation numérique, en particulier le pic de température et les périodes caractéristiques : retard de prise dû au fort dosage en adjuvant, début et fin de prise (voir Figure 18 b)), la différence entre les deux courbes peut être attribuée au coefficient d'échange thermique de l'aluminium. Noter que dans la phase initiale, la baisse de température est due au refroidissement du matériau, qui présente un dégagement de chaleur dès le premier contact eau-ciment, et ce suite à sa mise en place dans les moules déjà conditionnés à la température d'essai.

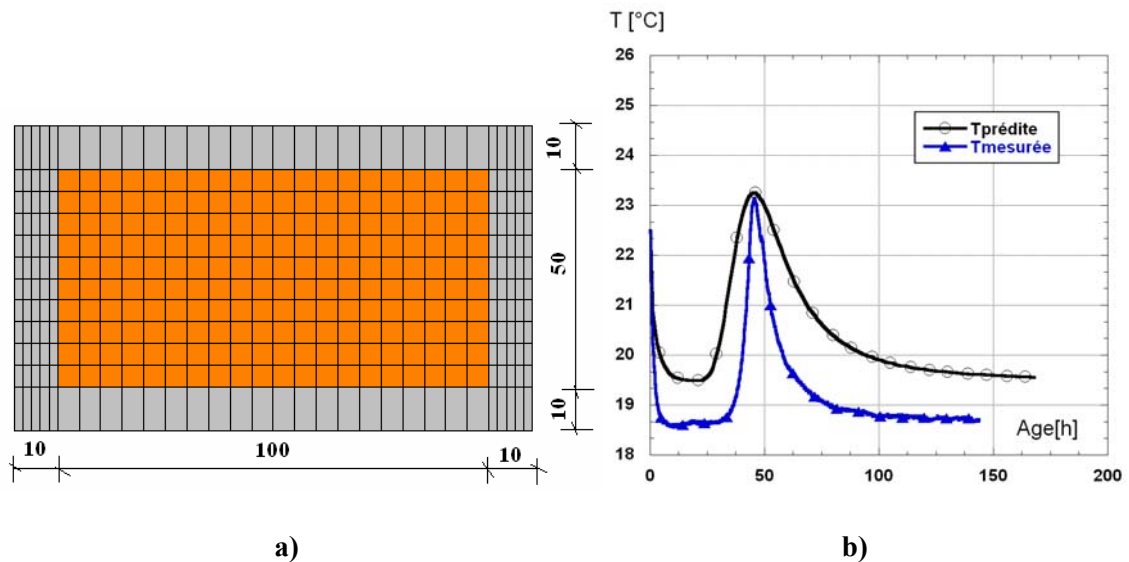


Figure 18: Maillage de l'échantillon de BFUP coulé dans un moule d'aluminium (les dimensions sont en mm) a) et évolution de température b)

La seconde phase de simulation a consisté à prédire la température du BFUP en conditions parfaitement isolées assurées par des couches de polystyrène appliquées sur toutes les parois du moule, le maillage utilisé dans cette phase de simulation est indiqué sur la Figure 19 a).

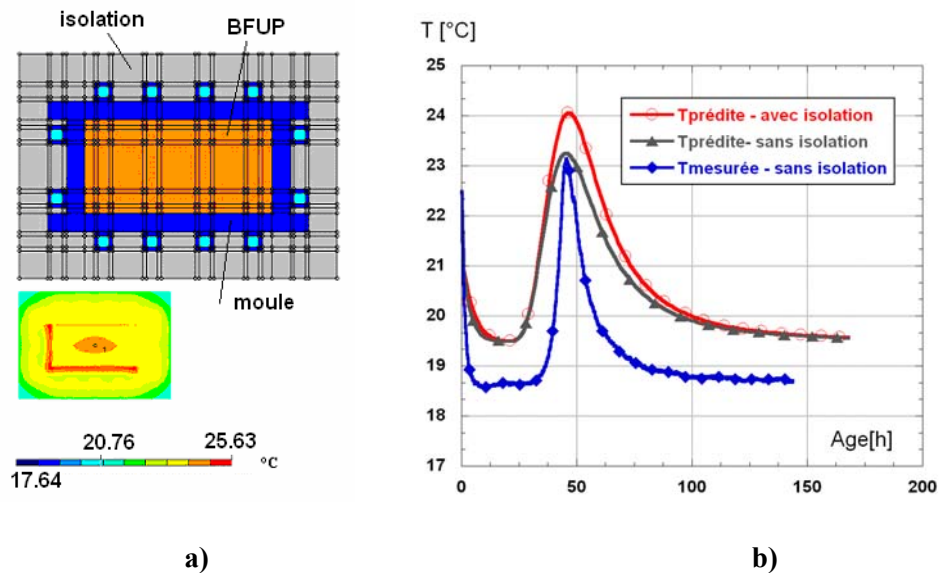


Figure 19: Maillage pour analyse thermique avec isolation et système de refroidissement inactif et distribution de température a) et évolution de température dans le BFUP b)

L'évolution de température dans le moule isolé est indiquée sur la Figure 19 b), la température prédite augmente de 19.5 °C à 24 °C pendant les premières 48 heures puis chute graduellement.

L'isolation augmente le maximum de température de 1 °C comparativement au cas du moule non isolé. Cependant l'isolation n'influe pas de façon significative sur l'évolution de la température et les périodes caractéristiques apparaissent toujours aux mêmes moments.

Une troisième étape de simulation a été établie pour vérifier la capacité du système de conditionnement vis-à-vis du contrôle de température. Le maillage utilisé est présenté sur la Figure 20 a) et l'évolution de températures après coulage et au moment d'apparition du pic de température est indiquée sur la Figure 20 b).

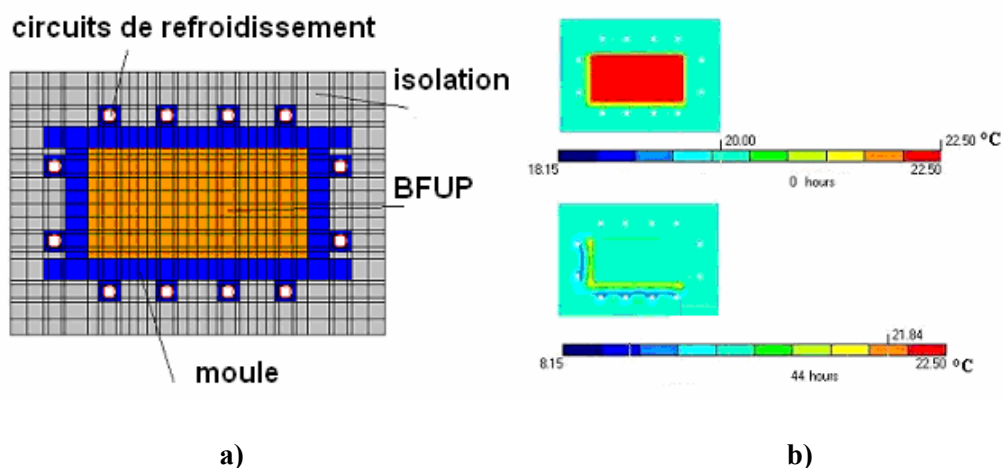


Figure 20: Maillage pour l'analyse thermique avec isolation et circuits de refroidissement activé a) et distribution de température immédiatement après coulage et au pic de température b)

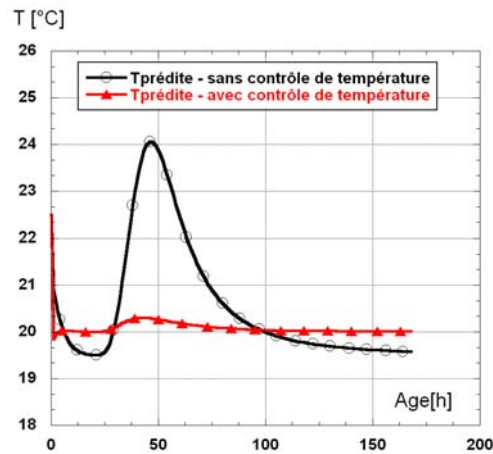


Figure 21: Evolution de la température prédite avec refroidissement activé

La Figure 21 montre que le système de refroidissement adopté est approprié et garantit un contrôle de température très proche des conditions isothermes, avec un faible gradient de température de 0.3 °C. Ce gradient est plus faible que celui obtenu par Bjontegaard [99], en utilisant une section transversale plus grande de (100x100 mm) mais avec un béton caractérisé par une capacité de dégagement de chaleur moindre comparativement au BFUP. Ainsi le système de refroidissement adopté, nombre, taille des circuits et configuration générale facilite le contrôle de température et permet d'assurer des conditions presque isothermes.

2.5.2.2 Contraintes induites dans la TSTM

Cette phase de simulation a été élaborée pour prédire l'évolution des contraintes dans le BFUP et détecter la zone de concentration de contraintes dans la configuration du moule adoptée. Pour des raisons de symétrie seulement la moitié du moule a été considérée. La géométrie et les conditions de bords utilisées sont illustrées sur la Figure 22 a).

La Figure 22 b) montre la distribution des contraintes à l'âge de 168 h dans la moitié du moule. La concentration maximale des contraintes ne se développe pas au niveau du raccordement de la partie centrale du moule avec son extrémité fixe (tête fixe), mais plus loin grâce à la géométrie adaptée choisie. Le maximum de contraintes apparaît approximativement au quart de la longueur totale du moule. Nous n'avons pas d'explication pour ceci, mais cela peut être dû à un artefact de calcul numérique

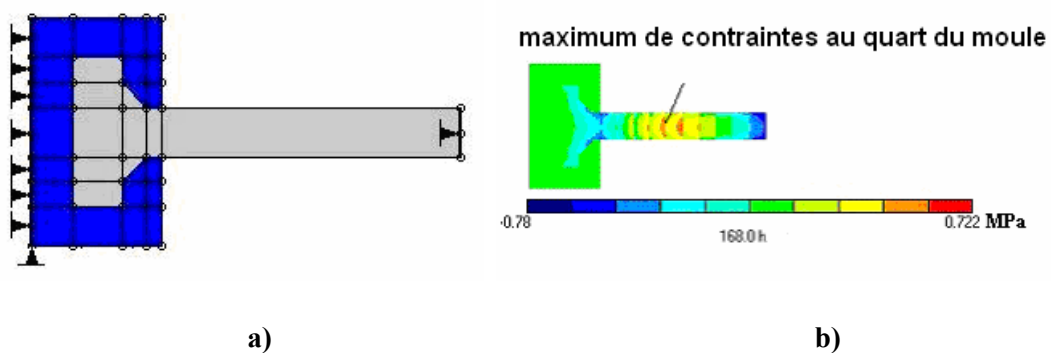


Figure 22: Conditions de bords a) et évolution des contraintes dans la moitié du moule restreint b)

2.5.2.3 Simulation de l'évolution des déplacements dans la TSTM

Cette partie de simulation a été établie pour prédire les déplacements induits dans le moule libre de la TSTM aux emplacements des capteurs LVDTs. La longueur totale du moule a été considérée dans cette phase de simulation, les conditions de bords adoptées pour ce calcul sont indiquées sur la Figure 23.

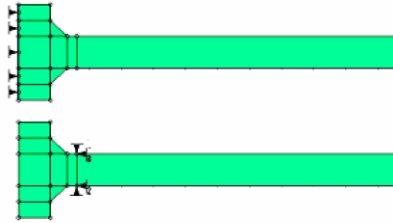


Figure 23: Conditions de bords pour simulation des déplacements dans moule libre

Comme attendu, le plus grand déplacement est obtenu du côté de la tête libre du moule. Le plus faible déplacement est enregistré par le capteur LVDT C, comme le montre la Figure 24 a) et b) ainsi que la Figure 25 a) qui représente les déplacements mesurés. Cette tendance est attribuée à l'entrave induite par la tête fixe qui est caractérisée par une section transversale plus grande comparativement à la section centrale du moule qui est cintrée. En effet, la tête fixe tend à restreindre la déformation de cette partie comparativement à l'extrémité libre qui a tendance à se déformer plus comme le montre la Figure 24 c) représentant la déformée de l'échantillon du BFUP après 168 heures. Cette différence peut être aussi attribuée au retrait non uniforme sur toute la longueur de l'échantillon. Le déplacement du côté de la tête fixe est de l'ordre de (1/3 à 1/2) du déplacement maximum de l'extrémité libre du moule [Kamen et coll., 07 b].

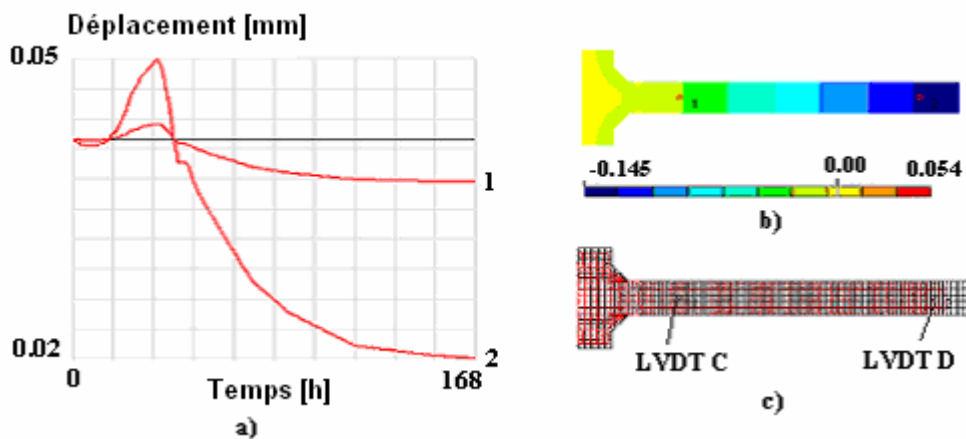


Figure 24: Déplacements prédits aux points d'application des LVDTs dans le moule libre a), visualisation de la distribution des déplacements du BFUP b) et la déformée c)

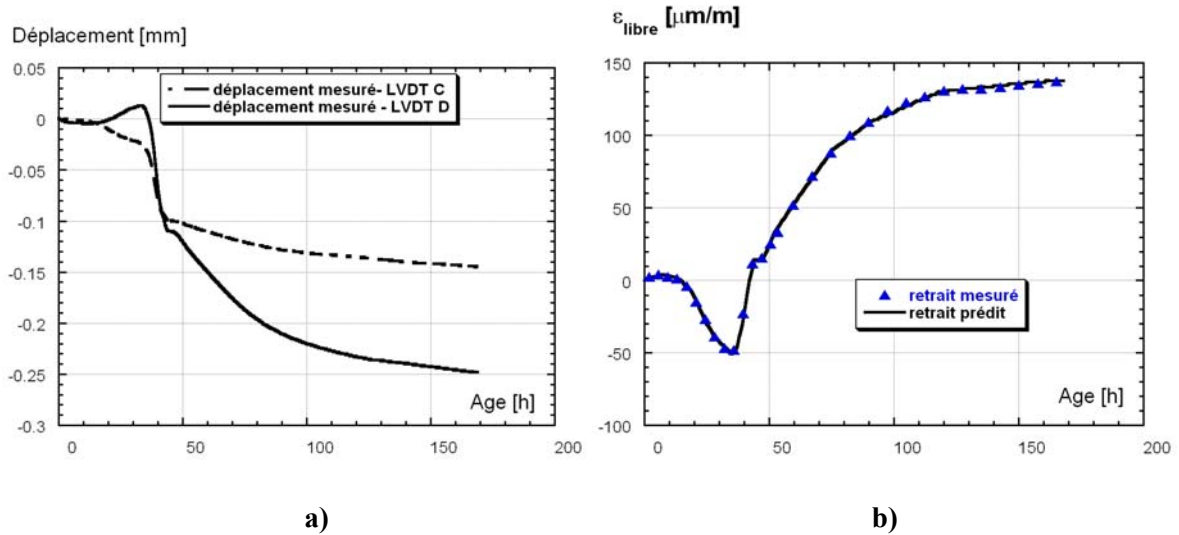


Figure 25: Déplacements mesurés dans le moule libre a) et retrait libre mesuré et prédit par MLS b)

Finalement à travers cette partie de simulation numérique, les déplacements mesurés et la différence observée entre les mesures des deux capteurs ont été confirmés. Les valeurs de retrait résultantes et calculées à partir des déplacements prédits concordent avec celles déduites des déplacements mesurés comme le montre la Figure 25 b).

2.5.3 Description de la TSTM (*Temperature Stress Testing Machine*)

L'appareil développé au MCS pour étudier le comportement au jeune âge du BFUP a été conçu sur la base de ceux développés par Charron à l'Université Laval au Québec et par Bjontegaard à l'Université de Delft [Charron, 03 ; Bjontegaard, 99].

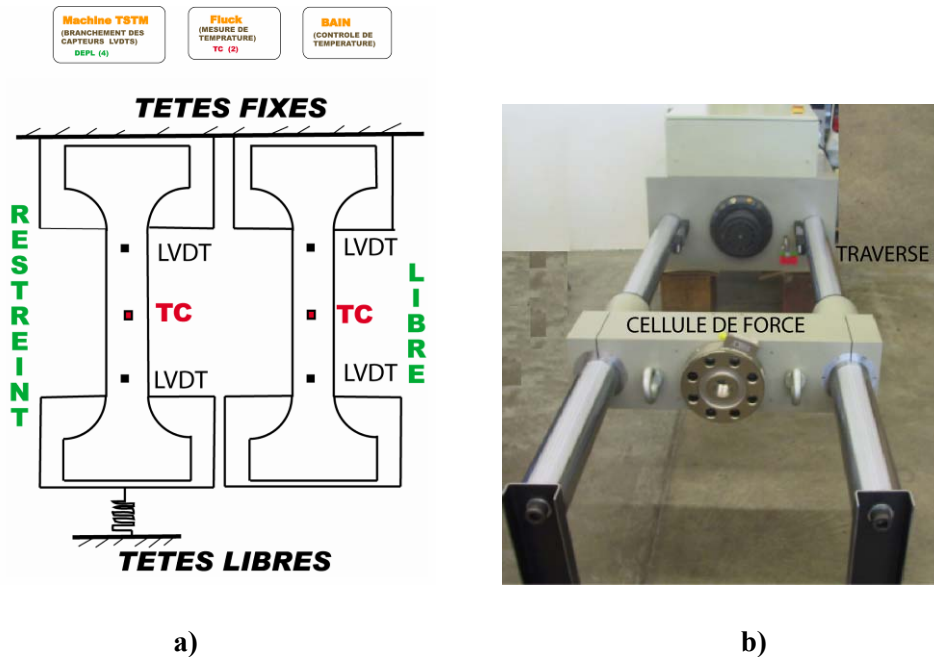


Figure 26: Schéma descriptif de la TSTM a) et Dispositif restreint avant mise au point final b)

La TSTM est composée de deux dispositifs de forme cintrée (dogbones), dont la forme et la géométrie ont été choisies de manière à réduire au minimum la concentration des efforts aux niveaux des têtes et les effets thermiques, comme il a été démontré par les précédentes simulations numériques. Le premier dispositif permet de suivre l'évolution des déformations libres (retrait libre) et le second l'évolution des contraintes internes qui se développent sous des conditions totalement entravées (retrait restreint), voir Figure 26 a).

Les parois des moules des deux dispositifs sont en aluminium d'une épaisseur de 10 mm. L'aluminium a été choisi en raison de sa grande conductivité thermique (210 W/m.K), qui constitue une propriété importante vis-à-vis du contrôle de température. En plus l'aluminium est un matériau léger et facile à façonner en particulier pour la mise au point des rainures réservées pour les circuits de refroidissement qui sont en cuivre (Figure 27 a)). Et ce pour assurer un meilleur contact et transfert de chaleur, car le cuivre présente une grande conductivité thermique qui est presque le double de celle de l'aluminium.

Les deux dispositifs sont fixés à 1000 mm par rapport au niveau du sol (voir Figure 29 a). Le moule du dispositif restreint repose sur des supports qui sont fixés sur les colonnes longitudinales et rigides de la machine par un système sous forme de brides, (voir Figure 27 b)). Par contre le dispositif libre est fixé par des supports sur une tôle rigide en acier de 25 mm d'épaisseur et 2500 mm de longueur posée à son tour sur un support rigide. Le déplacement de la tête de celui-ci est permis grâce à un système à roulettes, (voir Figure 28).

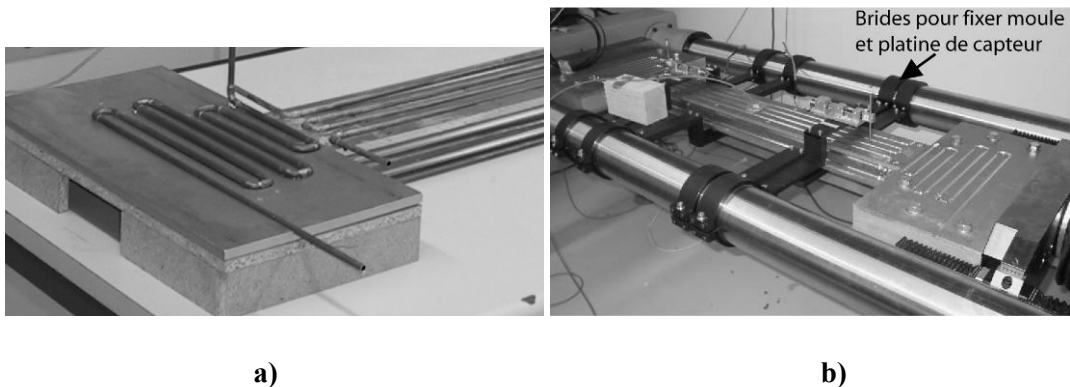


Figure 27: Aperçu sur les circuits en cuivre a) et détail de fixation du moule et platines des capteurs du dispositif restreint b)

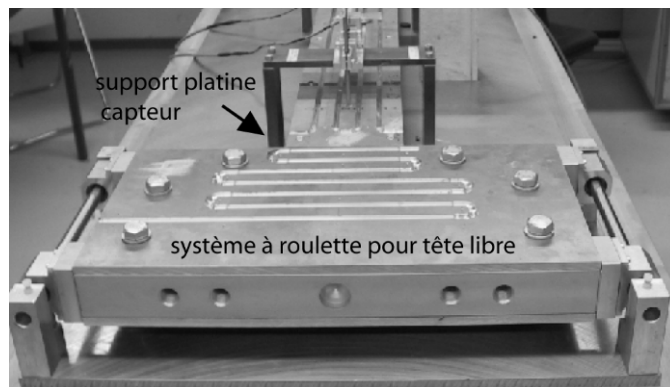


Figure 28: Système à roulette de la tête libre du dispositif libre de la TSTM

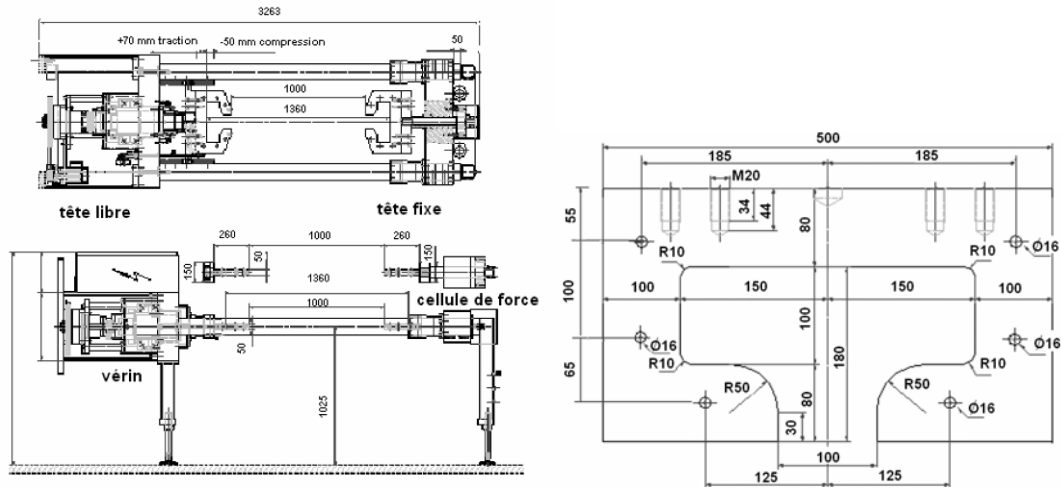


Figure 29: Schéma descriptif du dispositif restreint avec la géométrie adoptée au niveau des têtes

La section cintrée centrale des moules est rectangulaire de $(50 \times 100) \text{ mm}^2$ et la longueur est de 1000 mm, la largeur des têtes a été élargie à 300 mm par un rayon de 50 mm pour permettre l'application et la meilleure répartition de la force sur l'éprouvette et limiter la concentration des efforts (voir Figure 29).

Le système de conditionnement a été choisi d'après les simulations numériques précédentes. Le contrôle de température est assuré par conduction, c'est-à-dire par contact avec les parois du moule sur lesquelles sont connectés les tuyaux en cuivre fixés à l'intérieur des rainures gravées directement sur les parois. Le liquide (kryo 30) qui circule dans les circuits provient d'un bain thermostaté. Le kryo 30 est recommandé pour les plages de températures de travail fixées et a été utilisé à la place de l'eau particulièrement pour éviter l'obturation des circuits dans le temps à cause du calcaire.

Dans chaque moule, le Kryo 30 circule dans quatre circuits de 6 mm de diamètre, le premier circuit conditionne la face supérieure et inférieure, le second les faces latérales et les deux autres les têtes du moule. Les courbures de circuits ont été façonnées de manière à réduire au minimum les pertes de charges. La circulation du liquide du bain thermostaté vers les deux moules est assurée par un système de distribution inspiré de celui développé par Charron [03], (voir Figure 30 a) et b)). Le système a été conçu pour contrôler uniformément la température des deux échantillons. Il divise l'arrivée du liquide du bain en huit réseaux de longueur comparable. Le débit qui circule à l'intérieur de chacun des circuits est fixé par des vannes positionnées au retour du liquide au bain thermostaté, qui est composé aussi de 8 réseaux. Les vannes permettent d'ajuster le même volume d'eau dans tous les réseaux afin d'assurer un conditionnement uniforme des éprouvettes.

Les parois intérieures du moule sont couvertes de téflon de (0.5 mm), qui est un polymère fluoré facilement déformable (élongation à la rupture 100 à 400 %), pour réduire les forces de frictions entre les parois du moule et l'échantillon grâce à son coefficient de friction très bas (0.05 à 0.2). Pour empêcher l'évaporation d'eau, le scellement des deux éprouvettes est assuré par du parafilm très déformable qui est mis en place après avoir saupoudré les deux moules avec du talc, qui sert aussi à réduire les frottements.

Chaque moule est ensuite couvert par des parois de polystyrène de 25 mm qui permettent l'isolation thermique externe et assurent les conditions endogènes, (voir Figure 31).

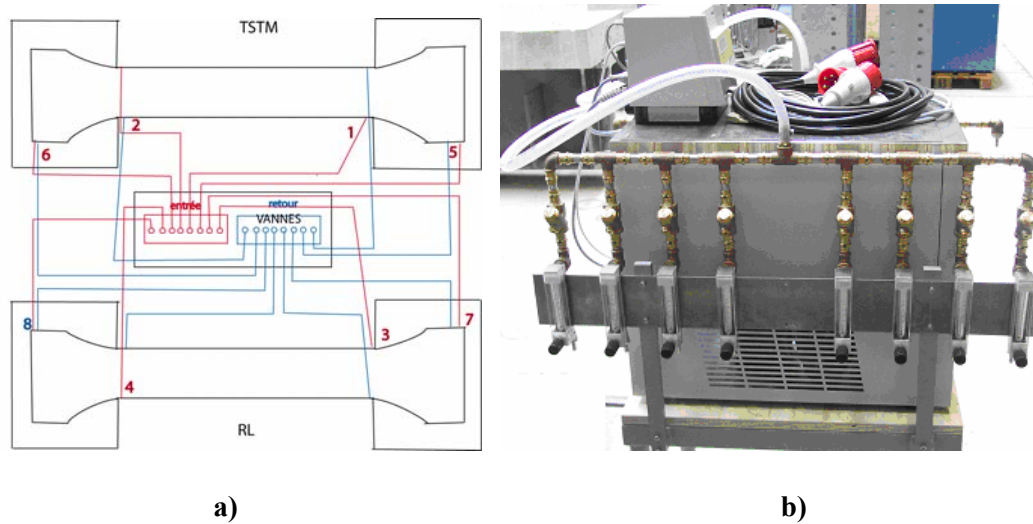


Figure 30: Distributeur du système de conditionnement a) et détail du retour au bain b)

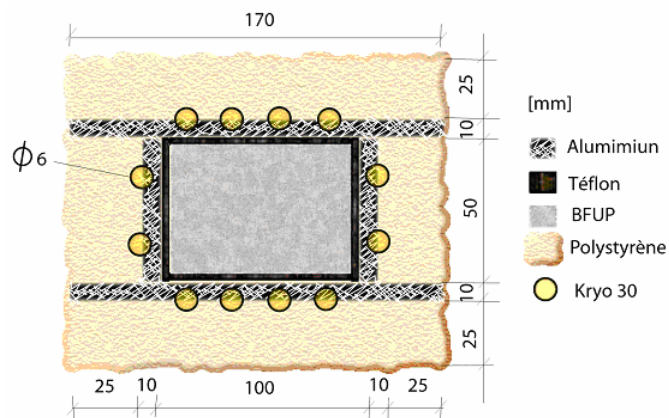


Figure 31: Détail de la section transversale cintrée avec les différents matériaux utilisés

Les mesures de déplacements sont réalisées avec des capteurs LVDTs de course ± 0.54 mm, qui sont installés sur des platines. Chaque platine est composée d'un capteur de déplacement (LVDT), de roulements à billes et de deux tiges, (voir Figure 32). La première tige a une extrémité fixée au noyau du capteur de déplacement et l'autre extrémité se déplace à l'intérieur de roulements à billes. La deuxième tige de transfert relie le noyau du capteur au matériau par le biais de la première tige. Cette tige de transfert est rallongée par une autre pièce en acier fileté, qui est noyée dans le matériau.

Chaque platine est fixée sur une barre mince en acier fixée à son tour sur des colonnes en acier dans le cas du dispositif libre, (voir Figure 34 b)) et sur les colonnes longitudinales du dispositif restreint par un système sous forme de brides (voir Figure 34 a)).

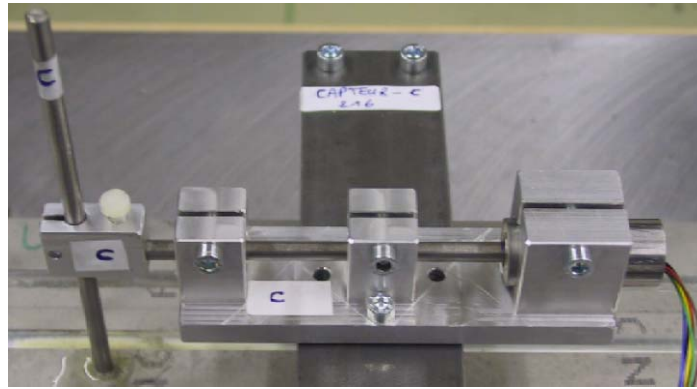


Figure 32: Platine-support capteur LVDT

2.5.4 Instrumentation de la TSTM

L'essai de retrait restreint est entièrement piloté par ordinateur, et est réalisé par le biais d'un logiciel spécial, Dion professionnel développé par BIATEC Electronique Engineering. Celui-ci permet de traiter les signaux des capteurs de charge, de déplacement, de température et d'humidité utilisés au cours de l'essai.

Les mesures de températures ont été réalisées avec un Fluke à cause de problèmes d'étalonnage des transducteurs de température intégrés à la machine. Les thermocouples incorporés à l'intérieur des éprouvettes ont été donc branchés sur le Fluke, qui permet l'acquisition des mesures toutes les 10 minutes et ceux pour contrôler les conditions thermiques imposées durant l'essai.

Le système de conditionnement de la TSTM est contrôlé par un second ordinateur par le biais du logiciel Wintherm plus. Ce logiciel enregistre en continu le signal de sondes de température interne et/ou externe et la consigne appliquée. L'ajustement de température dans nos essais a été assuré par la sonde interne du bain.

Il est à noter qu'il nous a été difficile d'ajuster la température du bain en fonction de la température enregistrée par la sonde incorporée dans l'échantillon libre, qui causait des perturbations et qui à leur tour influençaient de façon importante les mesures de déformations au cours de nos essais.

Le système de conditionnement du bain thermostaté a été conçu pour contrôler la température du liquide qui circule dans les deux dispositifs ce qui diminue sensiblement son efficacité. Enfin, il est important de mentionner qu'il existe toujours une légère différence entre la température du liquide du bain thermostaté et celle des échantillons dans la TSTM. Toutefois, cette différence demeure assez faible (gradient de 1 °C au moment du pic de température). On peut ainsi considérer que le conditionnement assure des températures très proches des conditions isothermes.

2.5.5 Conditions expérimentales

Les essais peuvent se dérouler aussi bien en conditions isothermes qu'en conditions réalistes dans une salle climatique maintenue à 20 °C ou proche de la température d'essai pour permettre un conditionnement efficace du bain thermostaté et une stabilisation rapide de la température du BFUP.

2.5.6 Principe de l'essai avec la TSTM

Peu de temps après le remplissage des dispositifs, le matériau commence à se déformer. En s'inspirant de la procédure adoptée par Charron [03], dès que le temps fixé en fonction du

moment d'atteinte du pic de température au cœur des éprouvettes, l'éprouvette dans le dispositif restreint est ramenée à sa position initiale. Cette étape induit une force dans un laps de temps très court, qui est mesurée par la cellule de force. On passe alors en mode de contrôle de force, et on maintient la force atteinte jusqu'à ce que le matériau atteigne un seuil de déformation ($6 \mu\text{m/m}$).

Puis pour la durée restante de l'essai un cycle de compensation, comme illustré à la Figure 33, est répété par incréments de $6 \mu\text{m/m}$ pour contrôler la déformation restreinte de l'éprouvette en BFUP d'une longueur de 1 m. Chaque cycle consiste en une réponse induite par l'accroissement de la charge pour ramener l'échantillon à sa position initiale. Durant chaque cycle, la force induite est enregistrée puis maintenue sur un laps de temps, jusqu'à ce que la déformation de l'échantillon atteigne de nouveau le seuil fixé ($6 \mu\text{m/m}$). Cette procédure permet donc le suivi de plusieurs séquences de fluage (voir programme d'essai en annexe E).

Le fluage en traction peut être déduit par la suite en calculant la différence entre les déformations libres et les déformations mesurées sous entrave. Plus de détails sur l'analyse des résultats en termes de réponse élastique et viscoélastique peuvent être trouvés dans les références suivantes [Charron, 03 ; Kovler, 94].

En conclusion, l'essai est basé sur l'application des incréments de force induits par une entrave totale imposée sous forme d'un petit seuil de déformation ($6 \mu\text{m/m}$). Les contraintes développées dans le temps indiquent le niveau de contraintes qui peuvent être générées dans le matériau au jeune âge, sous entrave totale dans les structures de géométrie similaires, donc la TSTM constitue un moyen de simulation expérimental.

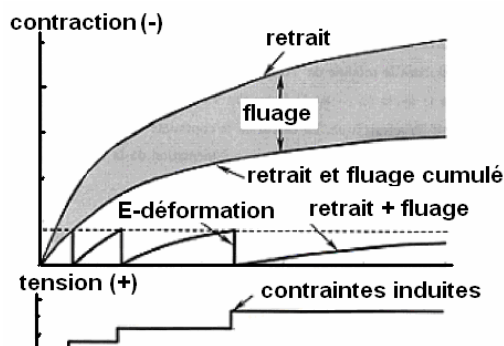


Figure 33: Cycle d'incrément de déformations appliqués et procédure de calcul du fluage selon Charron [03]

2.5.7 Procédure expérimentale avec la TSTM

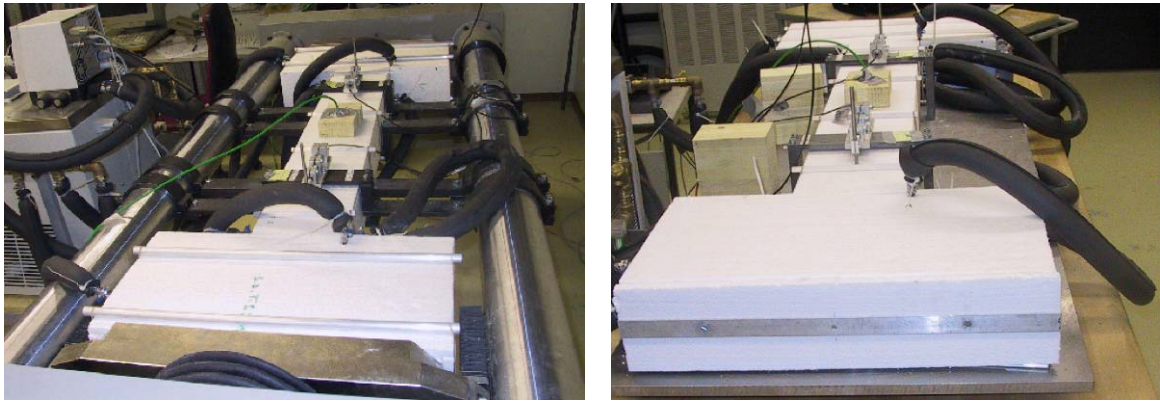
Chaque essai se déroule pendant une semaine dans une salle climatique à une température de $20 \pm 1.25 \text{ }^\circ\text{C}$ ou proche de la température d'essai, avec deux éprouvettes simultanément dont l'une est destinée à suivre l'évolution des contraintes générées sous entrave avec le dispositif de retrait restreint et l'autre pour la mesure des déformations libres par le biais du dispositif libre (voir Figure 34).

Le BFUP est fabriqué à des températures proches des températures isothermes que l'on veut appliquer durant l'essai (cure thermique imposée par le bain thermostaté), et ce en conditionnant les matériaux 2 jours avant chaque essai. Le BFUP est ensuite coulé

directement dans les deux moules déjà préparés, c'est-à-dire saupoudrés de talc et couverts de parafilm. Le contrôle de température débute depuis le coulage du BFUP, car le bain est mis en marche et stabilisé à la température d'essai une semaine avant chaque essai, puis les échantillons sont immédiatement scellés pour prévenir tout échange avec le milieu ambiant.

Les variations de longueur et de contraintes induites sont enregistrées continuellement dans les deux éprouvettes. Les déformations sont mesurées par des capteurs LVDT (± 0.54 mm), placés dans la section cintrée centrale à une distance de 750 mm. Les capteurs LVDTs sont reliés au BFUP par des tiges en acier filetées aux extrémités pour assurer une bonne liaison et adhérence avec le matériau, ces tiges sont incorporées dans les éprouvettes de BFUP à leur état frais. Une attention particulière est allouée à l'incorporation des tiges de mesure dans le mélange frais.

L'évolution de températures au cœur des deux éprouvettes est mesurée par des thermocouples qui sont enregistrées continuellement par un Fluke. Les mesures commencent une heure et demie après le coulage du BFUP.



a)

b)

Figure 34: Dispositifs restreint et libre de la TSTM

Durant les premiers tests, on a rencontré plusieurs problèmes et de différents types. De grands efforts ont été faits initialement commençant par le contrôle des équipements de mesure (étalonnages des capteurs, identification des plages de mesures, étalonnages des sondes de températures, réglage des PID) pour réduire au minimum les fluctuations de mesure ainsi que pour la mise au point des programmes d'essais.

Dans le but de lisser les résultats expérimentaux dans certains cas, un programme de filtrage des perturbations électriques a été utilisé.

Chapitre 4 : Hydratation et microstructure

Le développement des variations volumétriques dans les matériaux cimentaires est étroitement lié au processus d'hydratation. L'entrave de ces déformations au jeune âge peut engendrer des fissures dont l'apparition est dépendante de nombreux facteurs, à savoir, les propriétés mécaniques du matériau (évolution du module élastique, de la résistance à la traction et du coefficient de dilatation), la géométrie et les conditions structurales. Dans ce contexte, cette première campagne expérimentale a été menée pour caractériser le BFUP désigné sous l'appellation (CEMTEC-CM22) du point de vue : performances mécaniques, dégagement de chaleur, degré d'hydratation, autodessiccation, déformations et microstructure. Ce chapitre présente également la prédiction de certaines propriétés du BFUP testé par des modèles numériques existants.

1 Performances mécaniques

1.1 Résistance à la compression, module d'élasticité et module de rupture

A partir des résultats expérimentaux et des valeurs prédites par le CEB-FIB modèle, (Figure 35) on peut observer que le module de rupture (MOR) et le module d'élasticité tendent à se développer plus vite que la résistance à la compression au jeune âge.

Les taux de module de rupture, module d'élasticité et résistance à la compression calculés par rapport aux valeurs respectives obtenues à 90 jours atteignent respectivement : 74 %, 90 % et 78 % en seulement 7 jours. Ainsi le taux relatif de développement du module d'élasticité est plus élevé comparativement aux taux de module de rupture et la résistance à la compression [Kamen et coll., 05], la même tendance a été observée par Lange [Rilem, 02]. Cet accroissement rapide du module d'élasticité peut constituer un risque de fissuration au jeune âge dans le cas de déformation entravée du fait que le développement des propriétés en traction (MOR) est plus faible.

Enfin le développement rapide des propriétés mécaniques au jeune âge est avantageux pour accélérer le processus de construction.

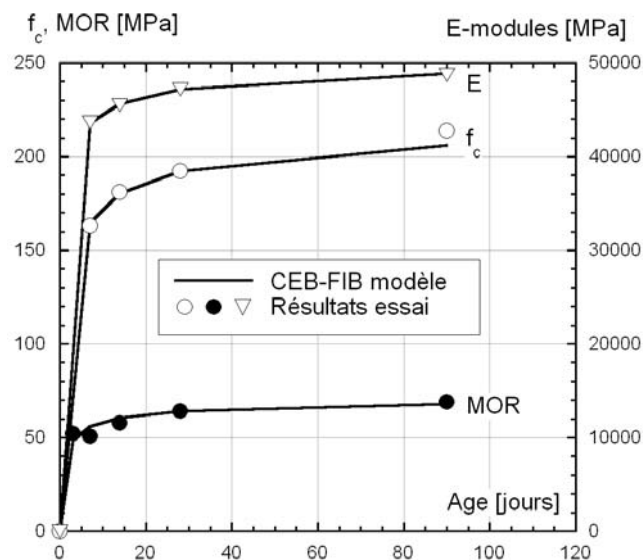


Figure 35: Performances mécaniques en fonction de l'âge, f_c et E sur éprouvettes 11x22 cm et MOR sur 4x4x16 cm

1.2 Comportement à la traction

Le comportement à la traction uniaxial est représenté par la courbe (σ - ϵ), où la résistance élastique est désignée par $f_{\text{éla}}$, Figure 36 a). Celle-ci correspond à la fin de la phase de proportionnalité entre le développement de contraintes et de déformations et également à l'apparition des premières micro-fissures. La résistance à la traction est désignée par f_{tmax} , Figure 36 a) et la déformation correspondant au pic de la phase élastoplastique durcissante est désignée par ϵ_{pic} .

Les essais de traction uniaxiale ont été effectués conformément à la procédure décrite au chapitre 3 et avec une instrumentation de mesure disposée selon la Figure 36 b).

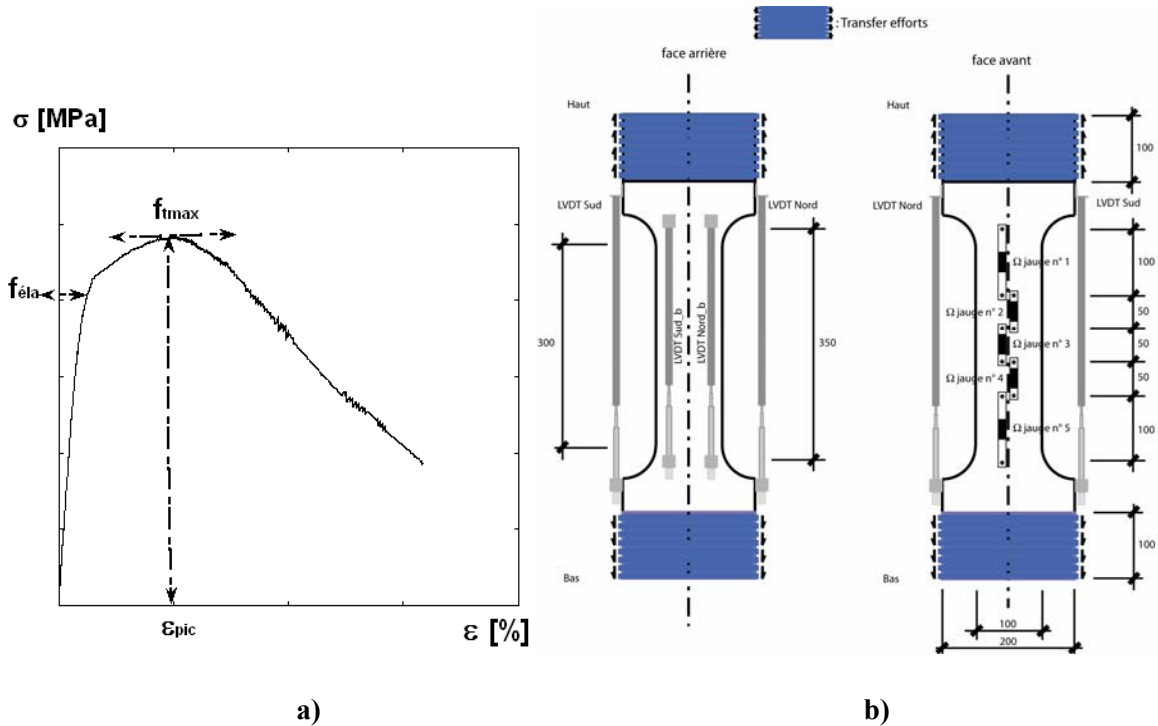


Figure 36 : a) Courbe de traction uniaxiale (σ - ϵ) et b) schéma de mise en place d'instrumentation selon Denarié [05]

Les valeurs moyennes des résultats caractérisant le comportement en traction du BFUP testé sont résumées dans le tableau suivant et les courbes contraintes déformations sont représentées graphiquement sur la Figure 37.

Propriétés	Age [jours]		
	7	90	365
f_{tmax} [MPa]	15.3	15.0	15.8
ϵ_{pic} [%]	0.19	0.13	0.12
$f_{\text{éla}}$ [MPa]	12.4	12.3	14.2
Module [GPa]	39.2	46.7	47

Tableau 3: Résistance à la traction sur Dogbone 5x10x70 cm

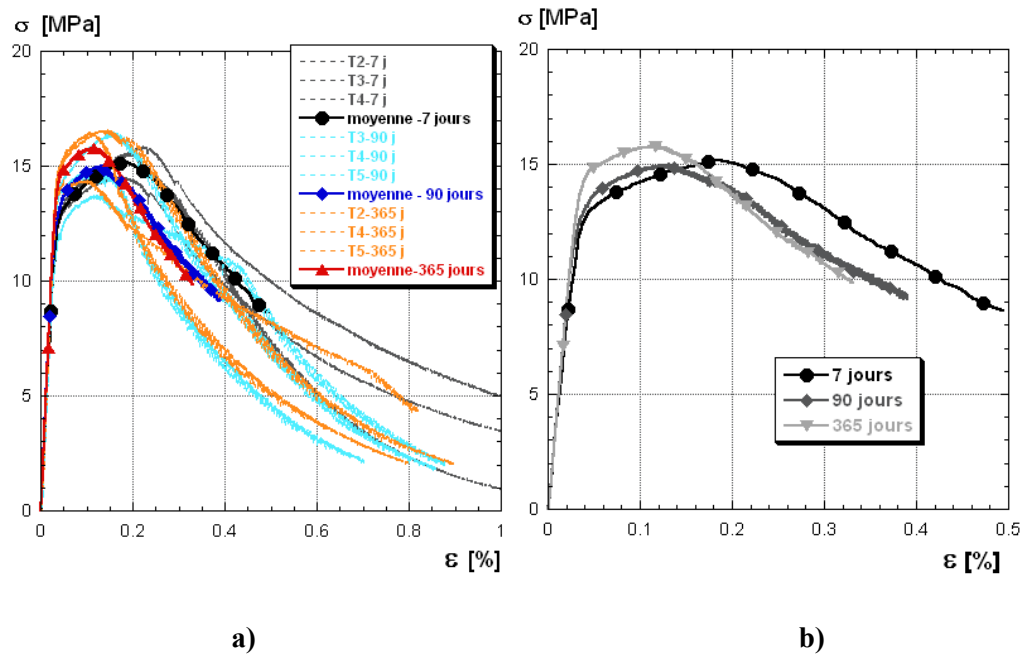


Figure 37: Courbes contraintes –déformations : a) toutes les éprouvettes et moyenne et b) moyenne pour différents âges

La Figure 37 a) montre que le BFUP testé présente un comportement élastoplastique durcissant jusqu'à une déformation de 0.2 % et une contrainte en traction de 15.3 MPa. Cette résistance à la traction est (4 à 5) fois plus grande que celle d'un béton conventionnel. Au-delà le comportement devient élastoplastique adoucissant (diminution de la contrainte avec ouverture de fissure).

En outre, on observe une dispersion assez importante entre les courbes, peut-être due à un effet d'orientation et de répartition des fibres, pouvant donner lieu à des points avec un comportement mécanique différent (points avec peu ou beaucoup de fibres), [Wuest, 07].

On peut aussi constater que la réponse du BFUP testé au jeune âge est bien meilleure (une plus grande valeur d'écroutissement est observée à 7 jours), ceci peut être attribué à la contribution de plusieurs micro-fissures qui se développent au jeune âge due à la faible évolution de l'hydratation donnant lieu à une moins bonne adhérence entre la matrice et les fibres ainsi qu'une plus faible rigidité. Une augmentation du module d'élasticité de l'ordre de 12 % a été observée entre les valeurs mesurées à 7 et 90 jours. Ceci nous amène à conclure que ce BFUP présente un grand potentiel d'écroutissement au jeune âge.

On peut aussi observer sur la Figure 37 b) que les éprouvettes testées après 365 jours présentent la plus grande résistance moyenne à la traction pour une plus faible valeur de déformation dans le domaine écroutissant à cause de la plus grande rigidité du matériau et une meilleure adhérence fibre-matrice à cet âge.

2 Hydratation

2.1 Evolution de température durant l'hydratation

2.1.1 Résultats expérimentaux

Les résultats de calorimétrie semi-adiabatique sont illustrés à la Figure 38 a), et permettent de distinguer un échauffement important du BFUP. Il s'agit d'un résultat attendu puisque le BFUP testé contient un fort dosage en ciment (volume de pâte important=88 %), ajoutant à cela la présence de la fumée de silice caractérisée par une grande réactivité et initiant un échauffement supplémentaire.

La présence d'adjuvant en fort pourcentage conduit à retarder la prise et à un retard d'apparition du pic de température dans le cas des BFUP entre 32 et 35 heures. L'évolution de température du BFUP révèle clairement cet aspect retardateur de prise du superplastifiant (période dormante plus longue), et une augmentation de la chaleur dégagée de façon significative par rapport à celle du béton ordinaire (BO) [Charron et coll., 03 a] et du béton à haute résistance (BHR) [Charron, 03]. Le BFUP testé est caractérisé par un pic de température plus élevé (environ 50 %) plus important que le pic du béton ordinaire [Charron et coll., 03 a].

Cet effet retardateur de prise de l'adjuvant a été aussi observé par Aïtcin & Sarkar [87] sur des pâtes de ciment et Morin et coll. [01 et 02] pour des bétons à poudres réactives (BPR), les auteurs ont observé une longue période dormante de 30 heures après l'ajout d'eau qui est attribuée au fort dosage en adjuvant, puis l'hydratation débute et est caractérisée par un fort dégagement de chaleur qui s'achève au bout de 15 heures.

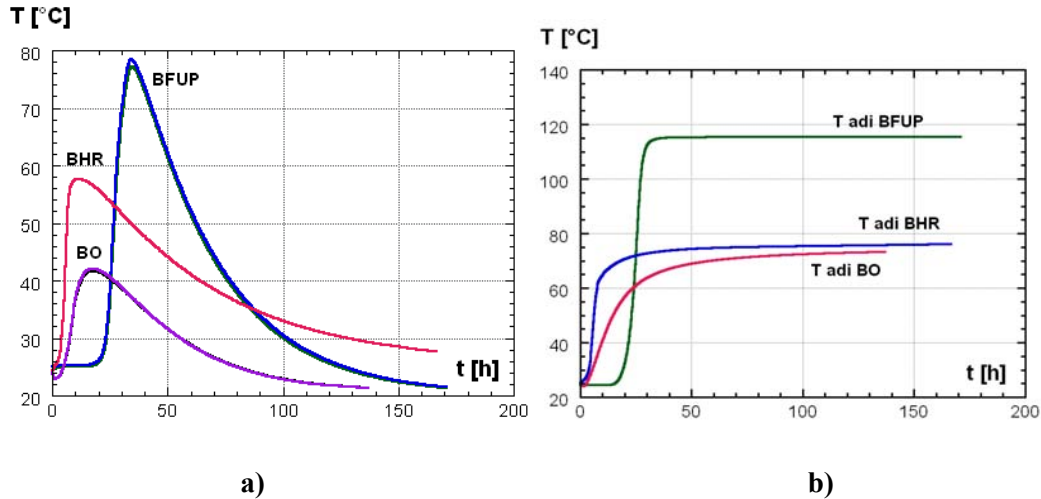


Figure 38: Comparaison de l'évolution de température dans le BFUP avec BO et BHR a), et comparaison de températures adiabatiques b)

Identification	BFUP	BO	BHR
T_{pic} [°C]	77.2	42.0	57.7
t_{pic} [h]	34.7	17.8	11.3
$T_{adiabatique}$ [°C]	115.3	73.2	76.1
Chaleur totale [kJ/m ³]	250824	130875	-

Tableau 4: Comparaison des caractéristiques thermiques des bétons

2.1.2 Modélisation numérique

A) Modèle danois

Ce modèle décrit l'évolution de la chaleur d'hydratation en fonction du temps qui est exprimé en fonction de la chaleur d'hydratation totale dégagée (H_T) et la maturité ($M(t)$) définie par la relation d'Arrhenius ainsi que deux paramètres (a , b) permettant d'ajuster le modèle aux résultats expérimentaux [Charron et coll., 03 a].

$$H_{hydr}(M(t)) = H_T \cdot e^{-\left(\frac{a}{M(t)}\right)^b} \quad \text{Eq. 5}$$

Avec : $H_{hydr}(M(t))$: chaleur d'hydratation dégagée à une maturité donnée [kJ/m^3], a , b : paramètres du modèle, $M(t)$: maturité et H_T : chaleur totale d'hydratation [kJ/m^3].

La Figure 39 illustre l'évolution de température du BFUP estimé numériquement et celle mesurée expérimentalement. On peut constater que la simulation est adéquate puisque les courbes sont tout à fait superposées. Les paramètres du modèle Danois identifiés permettent d'estimer la courbe d'élévation de la température en conditions adiabatiques (sans perte de chaleur) en considérant que le coefficient de perte thermique du calorimètre est nul, Figure 38 b).

B) Modèle de Rilem TC119-TCE

Ce modèle permet de déterminer l'évolution de la température adiabatique à partir des résultats expérimentaux semi-adiabatique selon l'équation suivante : [Rilem, 97]

$$T_{ad}(t) = \left(1 + \frac{C_{cal}}{C_s}\right) \cdot \left(T_s(t) + \int_0^t a(t) dt\right) \quad \text{Eq. 6}$$

$$a(t) = \frac{\pi_t (T_s - T_a)}{(C_{cal} - C_s)} \quad \text{Eq. 7}$$

Avec :

t : temps [h], $T_{ad}(t)$: température adiabatique au temps t [$^{\circ}\text{C}$], C_{cal} : capacité calorifique du calorimètre [J/K], C_s : capacité calorifique de l'échantillon [J/K], T_s : température de l'échantillon au temps t [$^{\circ}\text{C}$], $a(t)$: coefficient de perte de température [K/h], π_t : coefficient de perte de chaleur [J/h.K], T_a : température ambiante [$^{\circ}\text{C}$]

A partir de la Figure 39, on peut constater que les températures adiabatiques estimées par les deux modèles sont superposées, les deux modèles permettent donc de prédire l'évolution de température adiabatique du BFUP testé.

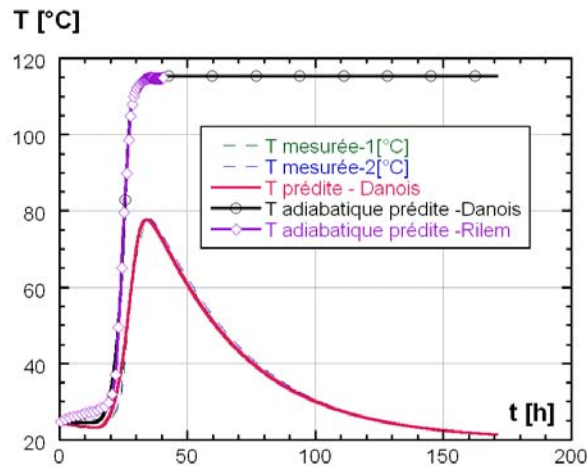


Figure 39: Simulations et mesures des températures semi-adiabatique et adiabatique du BFUP testé

2.2 Autodessiccation

L'autodessiccation liée à l'hydratation est un phénomène qui se traduit par une diminution de l'humidité relative interne suite à l'apparition d'un volume gazeux induisant des ménisques dans les capillaires. Les vides créés conduisent à la réduction de la pression de vapeur d'eau en équilibre avec l'eau liquide dont l'effet est semblable à un départ d'eau, d'où le terme d'autodessiccation dans le cas d'échantillons privés de tout échange d'humidité avec le milieu ambiant. L'autodessiccation ne se produit plus au-dessous d'une humidité relative critique ($HR=75\%$), à ce taux d'humidité l'hydratation s'arrête aussi [Hua et coll., 95].

L'évolution de l'humidité relative du BFUP en conditions scellées est représentée sur la Figure 40. A travers cette figure on peut constater que l'humidité relative dans le BFUP testé reste constante (100 %) durant les deux premiers jours et décroît à 92 % à 7 jours et à 88 % après 10 jours. Habel et Loukili ont aussi observé que la majeure partie de variation d'humidité se produit durant les dix premiers jours [Habel, 04 ; Loukili, 96]. On peut constater sur la courbe d'humidité un changement de pente à partir de 4 jours à cause du ralentissement des réactions d'hydratation.

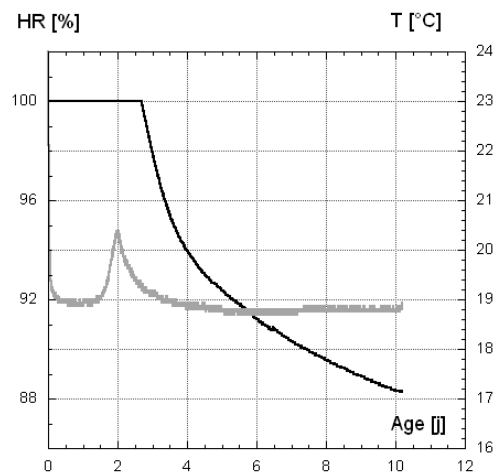


Figure 40: Evolution de HR et T dans le BFUP testé

2.3 Degré d'hydratation

2.3.1 Mesures par pertes au feu

L'évolution du degré d'hydratation (α) durant les 90 premiers jours à 20 °C est représentée sur la Figure 41, à travers laquelle on peut constater que l'hydratation est plus rapide au jeune âge à cause de la chaleur produite durant les réactions d'hydratation qui sont exothermiques, cette chaleur produite tend à accélérer le processus d'hydratation.

Le degré d'hydratation obtenu est de 12 % à 3 jours et 26 % à 90 jours. Morin et coll. [02] ont obtenu une valeur du même ordre de grandeur $\alpha=18$ % à 70 heures pour un béton à poudres réactives (E/C=0.21 plus élevé que le BFUP testé 0.165).

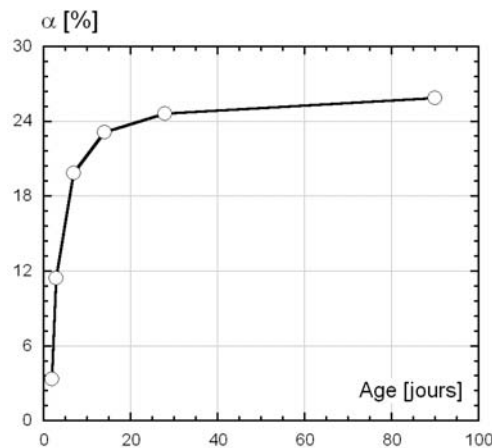


Figure 41: Evolution du degré d'hydratation - cure 20°C

Par contre, nos résultats ne concordent pas avec ceux de Loukili [96], qui a trouvé un degré d'hydratation de l'ordre de 54 % après 28 jours pour un béton à ultra haute performance CRC (avec E/L=0.16 et fumée de silice= 24 %) et qui est comparable à celui obtenu pour une pâte de ciment (E/C=0.18) après 90 jours [Baroghel, 94]. La différence entre nos résultats et ceux de Loukili peut être attribuée à la différence dans la composition de la matrice des deux mélanges, la seconde explication peut être reliée à l'adjuvant utilisé dans chaque matériau qui peut agir différemment sur le processus d'hydratation et au niveau microstructural. Bien que la matrice du CRC contienne aussi un dosage élevé d'adjuvant, aucun effet retardateur sur la prise et donc sur l'hydratation n'est observé sur les résultats de degré d'hydratation de Loukili comme on l'a constaté dans notre cas et comme l'a également constaté Morin [02]. Par exemple après 24 heures, Loukili a obtenu un degré d'hydratation de 46 % qui correspond au résultat obtenu par Hua et coll. [95] pour une pâte de ciment (E/C= 0.42). Pour le BFUP testé, cet âge (24 heures) correspond au début de la prise, c'est-à-dire le début de la formation du squelette rigide et du réseau capillaire.

Ceci peut être constaté sur la courbe de température qui débute son évolution approximativement à partir de cette échéance [Kamen et coll., 07]. Ceci est cohérent avec les résultats de Morin [02].

Le degré d'hydratation du BFUP demeure très faible comparativement à celui des bétons conventionnels qui peuvent atteindre un degré d'hydratation de l'ordre de 50 % durant la

première semaine d'hydratation. Selon Hedlund, ce pourcentage est atteint dans le cas de béton à haute performance ($E/L=0.25$ et $FS/C=10\%$) après une année, [Hedlund, 00].

Selon Powers [48], l'hydratation complète ($\alpha = 1$) peut être atteinte dans le béton conventionnel avec un rapport ($E/C = 0.42$). Dans notre cas, la majorité des grains de ciment demeurent non hydratés (1016 kg/m^3 après 90 jours) comme on l'a observé aussi au microscope électronique à balayage (MEB).

La réaction pouzzolanique entre la fumée de silice et la portlandite également ne peut être complète à cause du faible rapport (E/L) qui empêche la dissolution de la fumée de silice. En effet, l'eau disponible peut faciliter la formation de peu de portlandite qui est nécessaire à la réaction pouzzolanique. L'analyse au MEB a aussi révélé la présence d'une grande part de particules de fumée de silice sphériques et intactes. Selon Sarkar & Aitcin [87], la coagulation et la modification de morphologie de la fumée de silice commencent après 7 jours dans les bétons de très hautes performances ($E/C=0.24$). Les auteurs ont aussi observé des particules de fumée de silice sphériques et intactes après 90 jours, attribuant ceci au fait que la fumée de silice est fortement consommatrice d'eau et nécessite du $\text{Ca}(\text{OH})_2$ en solution pour se dissoudre, ce qui n'est pas facile à atteindre avec un faible rapport (E/C). Par conséquent des particules de fumée de silice demeurent non hydratées. La dissolution de la fumée de silice et sa réaction avec la portlandite donnent de nouveaux hydrates (C-S-H II). Ceux ci contribuent à remplir les pores existants et à rendre la microstructure plus dense et à accroître les performances mécaniques.

Il est à noter aussi que la réaction pouzzolanique est relativement lente à $20\text{ }^\circ\text{C}$ [Zanni et coll., 96].

Ainsi il a été montré que les réactions d'hydratation du BFUP et leurs conséquences aux micro- et macro- niveaux «augmentation de la rigidité du matériau, formation du réseau capillaire et développement des propriétés physico-mécaniques» évoluent de façon significative au jeune âge.

2.3.2 Mesures par thermogravimétrie

Cette analyse a été effectuée pour confirmer les résultats obtenus par pertes au feu, les résultats obtenus par analyse thermogravimétrique sont donnés dans la Figure 42.

Chaque courbe de DTG comprend trois pics Figure 42, le premier est situé à environ $100\text{ }^\circ\text{C}$, pour les échantillons à 3 jours et 7 jours. Ce pic est dû simultanément au départ d'eau libre et liée au C-S-H. La différence entre les échantillons de 3 et 7 jours se distingue par un très faible élargissement.

Le second pic est situé entre 400 et $500\text{ }^\circ\text{C}$ pour tous les échantillons analysés et correspond à la déshydratation de l'hydroxyde de calcium, avec une légère augmentation de l'amplitude du pic pour les échantillons de 7 jours due à l'avancement de la réaction d'hydratation.

Le troisième pic dû à la décomposition de la calcite est situé entre 700 et $800\text{ }^\circ\text{C}$, pour tous les échantillons analysés. Mais l'amplitude du pic est prononcée dans le cas du BFUP testé [Kamen et coll., 06 a].

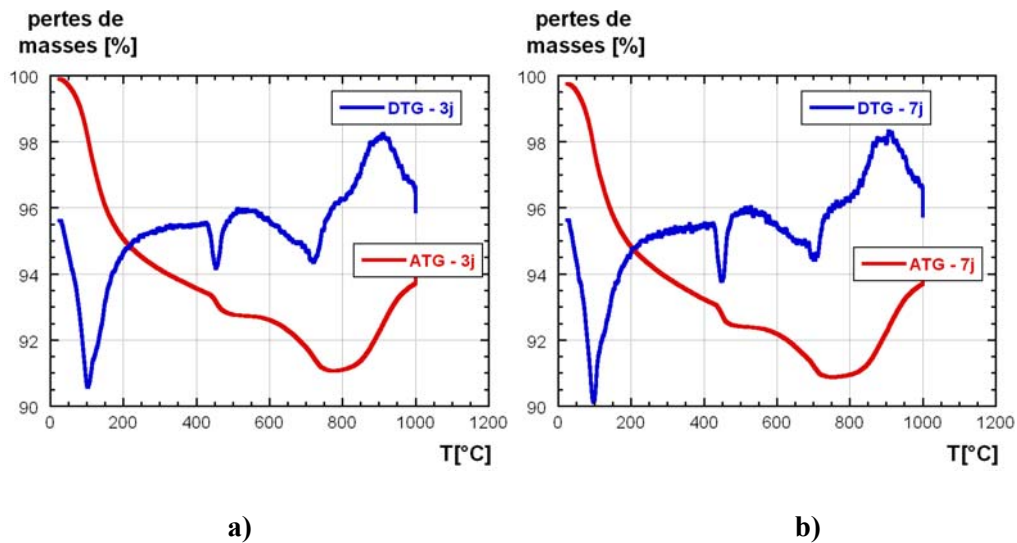


Figure 42: ATG et DTG sur échantillons sans fibres à 3 jours a) et 7j jours b)

A) Calcul du degré d'hydratation à partir des résultats ATG

Deux méthodes ont été utilisées pour évaluer le degré d'hydratation : la méthode utilisée par Mounanga [04] et celle utilisée par Loukili [96], le détail des équations utilisées est donné en annexe B. Les valeurs de degré d'hydratation, d'hydroxyde de calcium et de calcite obtenues à partir des résultats d'analyse thermogravimétrique sont données dans le Tableau 5.

Age [j]	Résultats selon Mounanga [04]		Résultats selon Loukili [96]	
	3	7	3	7
α [%]	14	15	16	17
Ca(OH) ₂ [%]	5	10	-	-
CaCO ₃ [%]	5	6	-	-

Tableau 5: Degré d'hydratation et teneur en hydroxyde de calcium et calcite estimés à partir des courbes ATG et DTG

Une différence non significative a été obtenue entre les degrés d'hydratation estimés à 3 et 7 jours (Tableau 5). Cette faible variation de l'avancement des réactions d'hydratation entre ces deux échéances a été aussi confirmée par les observations sur échantillons au microscope électronique à balayage (MEB).

La quantification de la teneur de l'hydroxyde de calcium permet d'évaluer l'évolution de la réaction pouzzolanique entre la fumée de silice et la portlandite produite lors de l'hydratation primaire pour former de nouveaux silicates de calcium hydratés.

A travers ces résultats on constate une formation supplémentaire de portlandite (Ca(OH)₂) entre 3 et 7 jours, liée à l'avancement de l'hydratation des silicates de calcium (C₃S et C₂S). La même tendance a été observée par Loukili [96] pour des bétons à poudres réactives avec un rapport E/L entre 0.09 et 0.11, dans lesquels il a remarqué une légère augmentation à 7 jours. L'auteur a observé par ailleurs une diminution de la portlandite

après deux semaines indiquant la prédominance de la réaction pouzzolanique. Selon Loukili et coll. [99], la réaction pouzzolanique n'utilise pas l'eau évaporable.

Dans le cas de bétons avec fumée de silice et un fort dosage en adjuvant, la réaction pouzzolanique débute après 1.5 jours [Zelic et coll., 00]. Selon les auteurs, avant cet âge la fumée de silice agit comme filler inerte. Les auteurs ont aussi constaté que la réaction pouzzolanique est lente au début car ils n'ont pas constaté une diminution de la portlandite malgré l'augmentation du degré d'hydratation. Cette augmentation est due à l'hydratation des phases de C_3S et C_2S qui sont productrices de portlandite. Celle-ci est consommée ensuite par la réaction de C_3A et C_4AF .

Enfin, l'analyse thermogravimétrique nous a permis d'une part de confirmer le faible taux d'hydratation du BFUP testé grâce au suivi de la variation de masse de façon relativement simple et rapide comparativement à la méthode par perte au feu. D'autre part de distinguer les différents pics caractérisant l'évolution de l'hydratation du BFUP testé par la technique dynamique, d'évaluer les températures auxquelles la déshydratation, la dehydroxylation et la décarbonatation se produisent, qui sont comparables à celles obtenues pour des pâtes de ciment et BPR.

2.3.3 Prédiction du degré d'hydratation du BFUP

Le modèle de Powers adapté par Jensen & Hansen [Lura et coll., 03 ; Jensen & Hansen, 01 ; Habel et coll., 06] et le modèle proposé par [Waller, 00] ont été utilisés pour évaluer le degré d'hydratation et confirmer nos mesures expérimentales. Ces modèles considèrent la réaction du ciment et de la fumée de silice.

A) Modèle de Powers adapté par Jensen [Lura et coll., 03 ; Jensen & Hansen, 01]

Le Modèle de Powers adapté [Jensen & Hansen 2001] suppose que la réaction de la fumée de silice est proportionnelle à la réaction du ciment. Ce modèle permet d'estimer le degré d'hydratation en fonction de la porosité interne de la matrice qui est évaluée à partir de la densité de chaque composant de la matrice, des rapports E/C et FS/C. Les équations utilisées sont données ci-dessous :

$$\alpha = \frac{p}{k(1.4 + 1.6(FS/C))(1-p)} \quad \text{Eq. 8}$$

Avec :

$$p = \frac{E/C}{(E/C) + (\rho_E / \rho_C) + (\rho_E / \rho_{FS})(FS/C)} \quad \text{Eq. 9}$$

$$k = \frac{1}{1 + 1.4(FS/C)} \quad \text{Eq. 10}$$

- Retrait chimique : $V_{rc} = k(0.2 + 0.7(FS/C))(1-p)\alpha$
- Eau capillaire : $V_{ec} = p - k(1.4 + 1.6(FS/C))(1-p)\alpha$
- Eau de gel : $V_{eg} = k(0.6 + 1.6(FS/C))(1-p)\alpha$
- Gel solide : $V_{gs} = k(1.6 + 0.7(FS/C))(1-p)\alpha$
- Ciment : $V_C = k(1-p)(1-\alpha)$
- Fumée de silice : $V_{FS} = k(1.4(FS/C))(1-p)(1-\alpha)$
- $\Sigma V_i = 1$

Pour le BFUP étudié, le degré d'hydratation final obtenu lorsque l'eau capillaire est consommée est égal à ($\alpha_{\max} = 0.28$) (voir Figure 43).

Le degré d'hydratation obtenu expérimentalement ($\alpha_{90 \text{ jours}} = 0.26$) est du même ordre de grandeur que le degré d'hydratation maximal (α_{\max}) prédit par le modèle de Powers adapté par Jensen et Hansen [01]. Le degré d'hydratation maximum prédit par le modèle est proche de celui obtenu ($\alpha_{\max} = 31\%$) par Habel [04], pour un BFUP avec un rapport E/L plus grand 0.140 (contre 0.131 pour notre cas) et moins de poudre (1050 kg/m^3 de ciment et 273 kg/m^3 de fumée de silice).

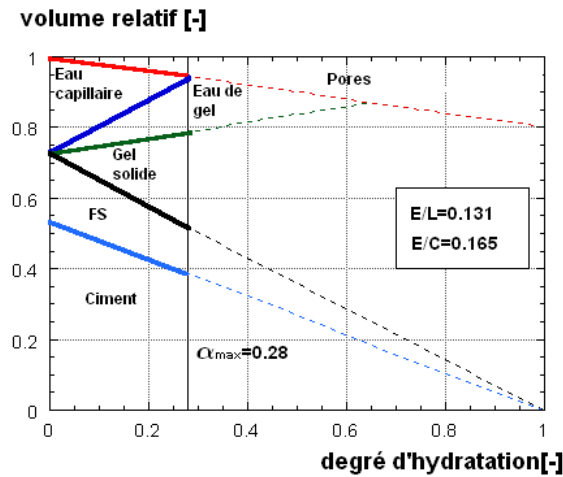


Figure 43: Degré d'hydratation estimé selon le modèle de Powers adapté

B) Modèle de Waller [Waller, 00]

Le degré d'hydratation dans le modèle de Waller tient en compte la contribution de la fumée de silice et permet de déterminer séparément les degrés d'hydratation du ciment et du filler réactif utilisé. Le modèle développé par Waller pour les matériaux cimentaires exprime la réaction de la fumée de silice et du ciment avec les équations suivantes :

$$\alpha_c(\infty) = 1 - e^{-3.3 \cdot (E/C - \delta)} \quad \text{Eq. 11}$$

$$\alpha_{FS}(\infty) = \min \left[1; \frac{x \cdot \alpha_c(\infty)}{1.3 \left(\frac{FS}{C} \right)} \right] \quad \text{Eq. 12}$$

Avec :

$$\delta = 0.6 \cdot \min \left[\frac{FS}{C}; \frac{x}{1.3} \alpha_c(\infty) \right] \cdot e^{\left[1.6 \frac{E}{C} \right]} \quad \text{Eq. 13}$$

→ La quantité de portlandite est obtenue par : $x = 0.13\varphi_{C2S} + 0.42\varphi_{C3S}$

→ E, C et FS désignent la masse de l'eau, du ciment et de la fumée de silice en $[\text{kg/m}^3]$; φ_{C2S} et φ_{C3S} : représentent la quantité de C_2S et C_3S dans le ciment.

Le degré d'hydratation du BFUP testé est calculé en résolvant les équations 14 et 15 simplifiées :

$$\alpha_c(\infty) = 1 - e^{-3.3(0.165 - 0.192\alpha_c(\infty))} \quad \text{Eq. 14}$$

$$\alpha_{FS}(\infty) = 0.949\alpha_c(\infty) \quad \text{Eq. 15}$$

Le degré d'hydratation pour le ciment calculé est ($\alpha_c = 0.30$) et le degré d'hydratation calculé pour la fumée de silice est ($\alpha_{FS} = 0.28$). Ces résultats confirment de nouveau le faible degré d'hydratation du BFUP mesuré et celui prédit par le modèle de Powers.

En conclusion, les valeurs du degré d'hydratation calculées à travers les résultats de perte au feu ont été confirmées par les résultats obtenus par l'analyse thermogravimétrique et par l'application des modèles de Powers adapté par Jensen & Hansen [01] et de Waller [00]. Le faible degré d'hydratation du BFUP testé comparativement à celui des bétons conventionnels et la faible évolution des réactions d'hydratation entre 3 et 7 jours a été également confirmée par les observations au MEB, qui ont permis de distinguer qu'une légère variation entre les échantillons de 3 et 7 jours d'âge, et que la majorité des grains de ciment demeurent non hydratés.

A ce stade, on peut aussi citer, l'étude de Matte et coll. [00], sur la matrice de BPR, en utilisant le modèle de NIST (microstructural model) [Bentz et coll., 97 b]. Matte et coll. [00] ont montré que 99 % de l'eau est consommée après 40 jours et qu'à partir de cette échéance, le processus d'hydratation s'est stabilisé. Le degré d'hydratation global obtenu avec ce modèle est de l'ordre de 41 % après 200 jours [Matte et coll., 00]. Cette valeur est du même ordre que celle du Ductal avec E/C entre 0.19 et 0.24 ($\alpha = 45\%$) [Acker, 01].

C) Estimation du degré d'hydratation à partir des chaleurs dégagées

Le degré d'hydratation peut être estimé par le rapport de chaleur dégagée à l'instant (t) et la chaleur finale au temps infini [Boumiz et coll., 96].

$$\alpha = \frac{Q_t}{Q_{t\infty}} \quad \text{Eq. 16}$$

Avec : Q_t : la chaleur dégagée à l'instant t et $Q_{t\infty}$: la chaleur totale dégagée au temps infini.

La chaleur dégagée estimée par le modèle Danois à partir des résultats expérimentaux de calorimétrie semi adiabatique vaut pour le BFUP testé 250824 kJ/m^3 .

Pour évaluer la chaleur totale, il faut connaître la composition chimique du ciment nécessaire à la détermination de sa composition minéralogique selon Bogue. La chaleur totale en [kJ/kg] du liant est calculée à partir de la contribution de la chaleur de chaque composant minéral du ciment et de la fumée de silice.

Composants	[%]	Chaleur [kJ/kg]	contribution de la chaleur
C ₃ S	73.36	502	368
C ₂ S	9.89	260	26
C ₃ A	3.94	867	34
C ₄ AF	5.78	419	24
FS	26	780	203

Tableau 6: Chaleur d'hydratation du ciment et de la fumée de silice

Composants	Dosage [kg/m ³]	Contribution de chaleur [kJ/kg]	Chaleur totale [kJ/m ³]
ciment	1410.2	452	637410
FS	367	203	74501
			$Q_{t_{\infty}}=711911$

Tableau 7: Chaleur d'hydratation totale

De nouveau ce calcul élémentaire a permis de confirmer le faible taux d'hydratation des BFUP, le degré d'hydratation calculé à partir des chaleurs est égal à 35 %.

2.4 Microstructure

Les observations de l'aspect général, faites sur les quatre échantillons (avec et sans fibres à 3 et 7 jours), ont montré que les échantillons présentent une structure dense et très peu poreuse, et ce du fait que le mélange contient un volume de pâte élevé de l'ordre de (0.88) et un très faible rapport eau/liant égal à 0.131.

A cause de l'insuffisance de l'eau nécessaire à la formation des hydrates et à l'augmentation de leur nombre, on observe un grand nombre de grains de ciment non hydratés. La formation du C-S-H interne (inner C-S-H) est peu observée autour des principales phases minérales du ciment.

Le C-S-H se forme durant l'hydratation en deux phases. Le premier connu sous le nom de C-S-H externe (outer C-S-H), qui se forme tôt par solution durant les premières heures. Puis le second connu sous le nom de C-S-H interne (inner C-S-H), qui se forme plus tard. Dans notre cas et vu le faible rapport ($E/L=0.131$), ce type de C-S-H s'est formé en faible proportion autour de quelques grains de ciment que dans le cas des échantillons de 7 jours d'âge.

L'hydratation des grains de ciment restants ralentit aussi à cause de la couche des hydrates formée en surface qui les sépare de l'eau disponible.

L'hydratation et l'évolution de la structure sont dominées par l'hydratation du C_3S qui constitue la plus grande proportion dans la composition de ce ciment de l'ordre de 73.4 %, et constitue d'ailleurs la majeure partie des phases minéralogiques non hydratées.

Vu que le ciment est du type (CEM I 52.5N) et contient une faible proportion de C_3A de l'ordre de 4 %, on observe moins cette phase comparativement aux autres phases minérales, et du fait que son hydratation est la plus rapide il se peut qu'une grande partie soit déjà hydratée.

Il est à noter en outre qu'entre les échantillons d'âges 3 et 7 jours peu de différence est observée, mise à part la distinction de la couche de C-S-H interne autour de quelques particules de ciment, ce qui n'est pas le cas dans celles de 3 jours.

L'humidité relative joue un rôle primordial dans l'évolution de l'hydratation. Aux alentours de 85 % d'humidité relative, l'hydratation du C_3S s'arrête, celle du C_2S s'arrête à 90 % et du C_3A à 65 %, selon Jensen & Hansen [99]. Dans le cas du BFUP et selon les mesures d'humidité établies, l'humidité relative reste constante (100 %) durant les deux premiers jours et décroît à 88 % après 10 jours. Ce qui peut expliquer la faible évolution de

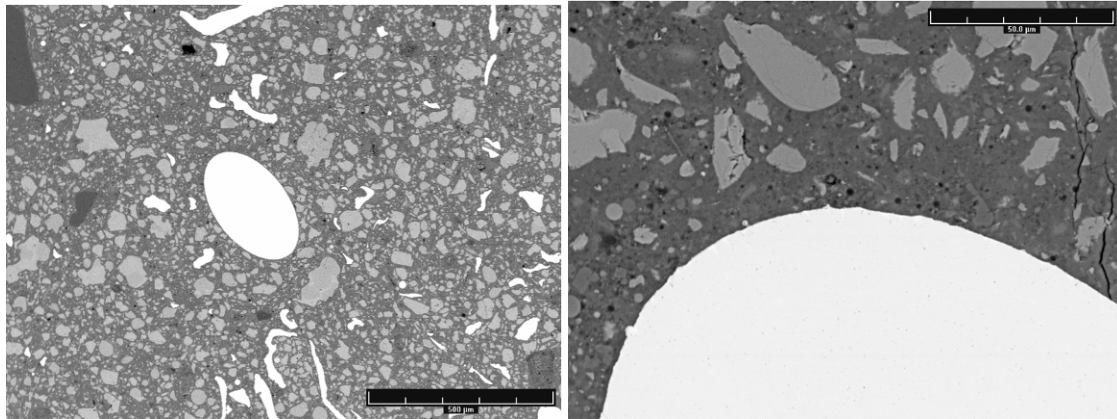
l'hydratation entre 3 et 7 jours. Du fait que le rapport ($E/L=0.131$) est si faible, l'hydratation du ciment est incomplète.

Les cristaux de portlandite ($\text{Ca}(\text{OH})_2$) ne sont pas observés, par contre on observe les particules non hydratées de fumée de silice dans un état intact (particules sphériques) dans les échantillons à 3 et 7 jours. Le faible rapport Eau/Ciment est à l'origine du retard du mécanisme de dissolution de la fumée de silice du fait qu'il permet la formation que de peu de $\text{Ca}(\text{OH})_2$ nécessaire à la réaction pouzzolanique. Sur les microphotographies on peut aussi distinguer l'action de l'adjuvant qui permet la dispersion et la distribution uniforme des particules de la fumée de silice dans la matrice, qui tendent à s'agglomérer.

La dissolution graduelle de la fumée de silice et sa réaction avec le $\text{Ca}(\text{OH})_2$ pour former des (C-S-H) contribue à combler les interstices et à réduire la porosité avec l'âge, ce qui résulte en une microstructure plus dense avec de meilleures performances mécaniques [Kumar et coll., 87]. Il est à noter par ailleurs que les bétons à ultra hautes performances sont caractérisés par une distribution des tailles de pores très étroite et monomodale [Baroghel, 94 ; Cheyrezy et coll., 95 a et 95 b ; Loukili et coll., 99].

Les microphotographies montrent aussi certaines fissures et quelques défauts provoqués lors de la préparation des échantillons. On observe aussi à travers ces microphotographies la présence de certaines bulles d'air (noir) et que la présence des fibres (blanc) ne semble pas modifier la microstructure du BFUP.

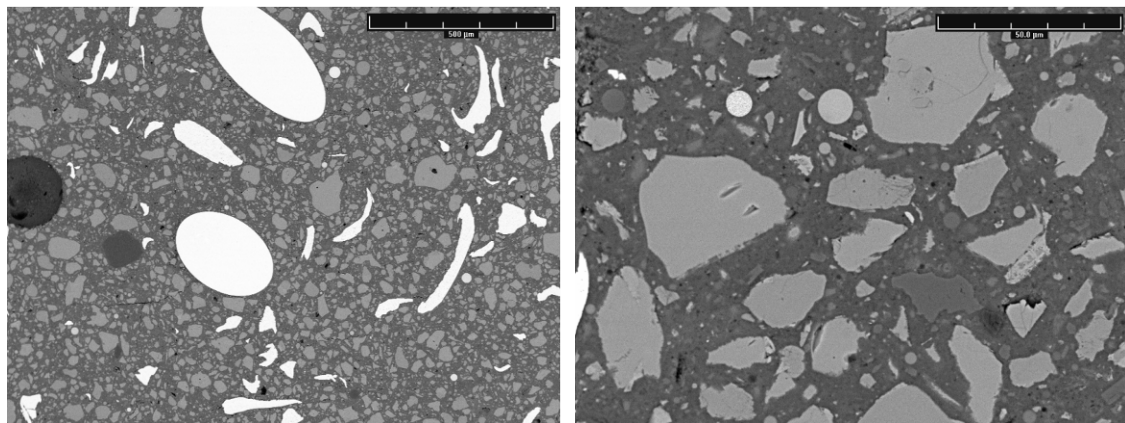
Les microphotographies suivantes montrent le détail de la microstructure du BFUP avec et sans fibres (Figures 44 à 47)



a) 500 μm

b) 50 μm

Figure 44: Echantillon avec fibres à 3 jours- microstructure générale a), échantillon avec fibres à 3 jours –interface fibre et matrice b)



a) 500 μm

b) 50 μm

Figure 45: Echantillon avec fibres à 7 jours- microstructure générale a), échantillon avec fibres à 7 jours- particules de fumée de silice anhydres b)

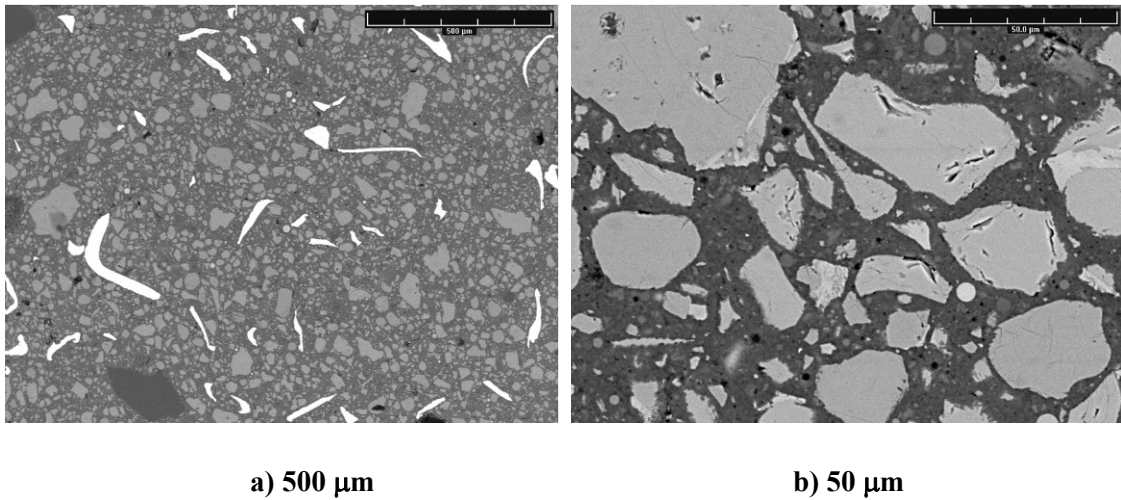


Figure 46: Echantillon sans fibres à 3 jours- microstructure dense a), échantillon sans fibres à 3 jours- surface altérée par la préparation b)

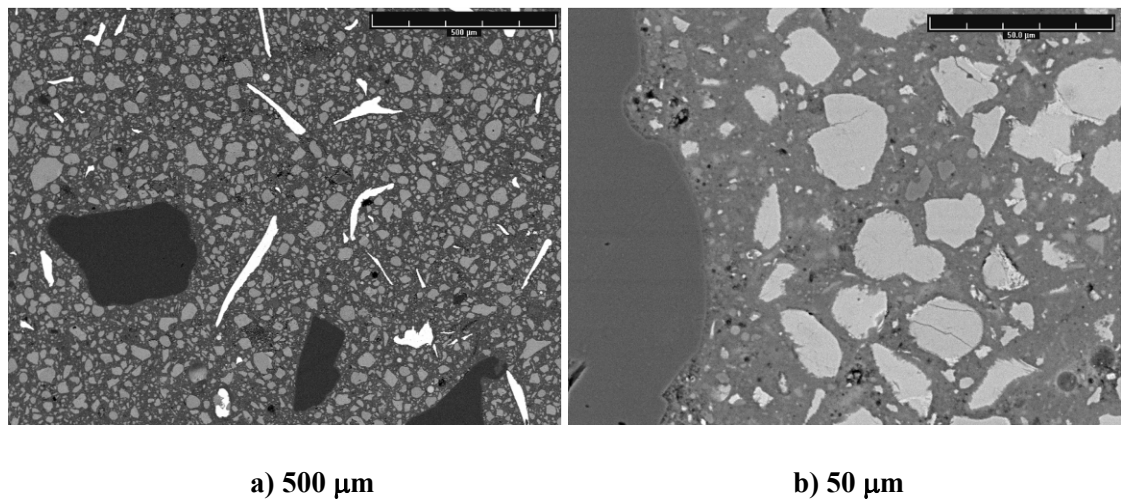


Figure 47: Echantillon sans fibres à 7 jours- microstructure dense avec bulles d'air a), échantillon sans fibres à 7 jours –interface grain de sable et matrice b)

A travers l'analyse de la microstructure, il a été montré que : le faible rapport E/C atténue l'hydratation et retarde la dissolution de la fumée de silice. Il se peut que la consommation de la fumée de silice suivie par un réarrangement de la structure des produits d'hydratation continue mais sans s'achever totalement à cause du faible rapport eau/ciment.

En conclusion, malgré le faible développement du processus d'hydratation, la microstructure du BFUP est très dense grâce à la contribution des grains de ciment et de fumée de silice non hydratés au confinement de la structure poreuse « effet de filler actif » qui se traduit à l'échelle macroscopique par une augmentation des performances mécaniques du BFUP.

3 Retrait et pertes en poids

3.1 Retrait endogène

Les résultats obtenus, montrés dans la Figure 48 a), mettent en évidence la cinétique rapide du retrait endogène du BFUP au jeune âge. Une valeur de 542 $\mu\text{m/m}$ a été mesurée à 365 jours. Dont 39 % de cette déformation est atteinte en seulement 7 jours.

L'évolution rapide du retrait endogène est attribuée au développement rapide de la microstructure au jeune âge qui conduit à la modification du réseau poreux et la diminution du rayon moyen des pores et par voie de conséquence l'augmentation des tensions capillaires, qui se traduira par une forte contraction du squelette solide. On peut aussi observer que la majeure partie du retrait endogène se développe au jeune âge durant la phase intense d'autodessiccation comme le montre la Figure 40, qui résulte de la consommation rapide de l'eau disponible pendant les 7 premiers jours de l'hydratation et une diminution de l'humidité relative interne [Kamen et coll. 06 b].

A long terme, la cinétique du retrait endogène diminue du fait de la stabilisation de l'évolution des réactions d'hydratation. Les observations au microscope électronique à balayage (MEB) et les mesures de degré d'hydratation ont montré que l'hydratation est rapide au jeune âge. On observe d'ailleurs clairement sur la courbe que le taux de retrait s'atténue au-delà de 90 jours.

A partir de la Figure 48 b), nous pouvons constater que le retrait dû au séchage du BFUP est faible, le retrait de séchage atteint une valeur de 100 $\mu\text{m/m}$ à 60 jours. Ceci est attribué au fait que la matrice dispose d'une faible quantité d'eau qui est captée et consommée par les réactions d'hydratation de manière concurrentielle au séchage durant la première semaine. Le retrait total est constitué donc d'une part dominante du retrait endogène, ce retrait commence à se stabiliser à partir de 60 jours.

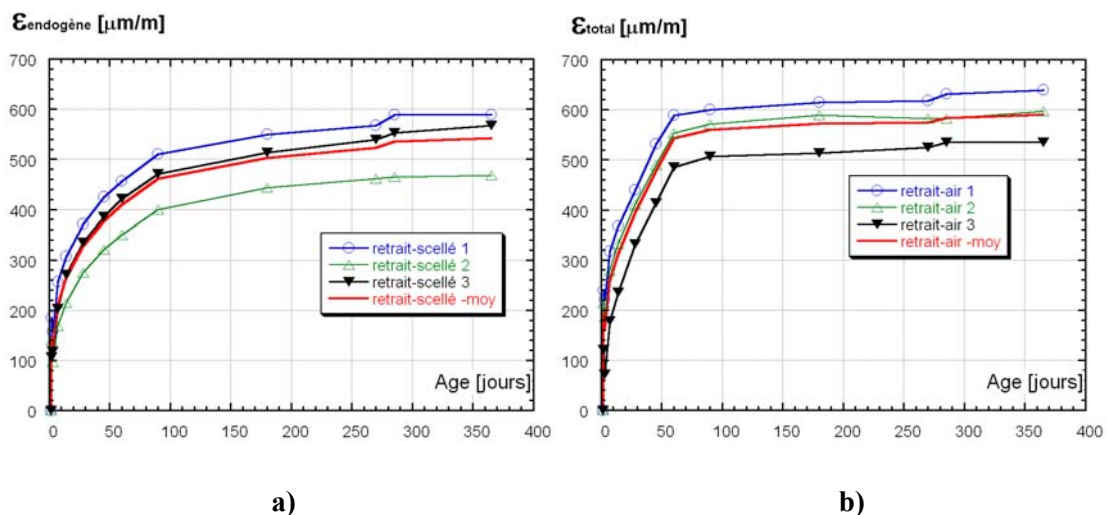


Figure 48: Retrait endogène a) et retrait total (endogène+séchage) b) pour une cure 20 °C

Age (jours)	Taux - retrait endogène [%]	Taux - retrait total [%]
3	23	27
7	39	44
28	61	67
90	85	95

Tableau 8: Taux de retrait – cure 20 °C

3.2 Pertes en poids et influence des conditions de cures

La perte de poids a été suivie par pesée régulière des éprouvettes prismatiques 7x7x28 cm³, avec une balance ayant une précision de 0.01g. Le renseignement fort important à tirer de ces résultats est que la dessiccation est forte au jeune âge pour les éprouvettes conservées à l'air libre avant que les réactions d'hydratation soient assez avancées pour modifier la structure pométrique de la matrice, Figure 49. Avec l'avancement de l'hydratation, le matériau se dessèche de plus en plus et en grande partie par l'autodessiccation. Au-delà de 90 jours nous constatons qu'il y a eu une légère augmentation de masse suite à un échange avec le milieu ambiant.

Dans les éprouvettes scellées on a également mesuré de faibles pertes en poids malgré que les éprouvettes étaient scellées par deux couches de papier aluminium autocollant et une feuille en plastique, ce qui reflète que le scellement n'est pas tout à fait parfait.

Par contre dans le cas des éprouvettes conservées dans l'eau, nous avons constaté qu'il y a eu gain de masses depuis l'immersion des éprouvettes, ceci est dû au fait que la porosité du BFUP au jeune âge est encore grande. De plus, en raison de la faible quantité d'eau disponible pour l'hydratation, qui est presque entièrement consommée durant la première semaine, le BFUP devient avide d'eau et cet apport externe d'eau peut être utilisé dans l'hydratation. Selon Rossi et coll., [05], à 6 mois dans l'eau le BFUP peut permettre la pénétration de l'eau dans sa porosité pour constituer de nouveaux hydrates qui permettent d'accroître sa compacité et ses performances mécaniques. Ceci a été confirmé par Matte & Moranville, sur des échantillons conservés dans l'eau dé-ionisée pendant 6 mois, pour lesquels le degré d'hydratation obtenu par analyse d'images a atteint 94 % [Matte & Moranville, 99].

Au-delà de 90 jours, nous avons constaté une stabilisation car la porosité a diminué avec le temps, en conséquence de l'avancement des réactions d'hydratation et de la réaction pouzzolanique qui contribuent à l'affinement du réseau des pores de la matrice. Loukili a constaté que le pourcentage de porosité (pores inférieur à 6 nm) augmente de 66 % entre 7 et 28 jours pour le CRC (Compact Reinforced Concrete) et augmente de 33.80 % à 28 jours pour le BPR (Bétons de poudres réactives) [Loukili, 96].

La porosité totale et la perméabilité du BFUP sont donc très faibles à cette échéance (à partir de 28 jours). Une valeur de porosité totale de l'ordre de 8 % a été obtenue par Loukili après 28 jours dans le cas des BPR avec (E/L=0.17 à 0.20) et une perméabilité 100 fois plus faible (entre 10⁻²¹ et 10⁻²² m²) que celle d'un béton ordinaire (10⁻²⁰m²) [Loukili, 96].

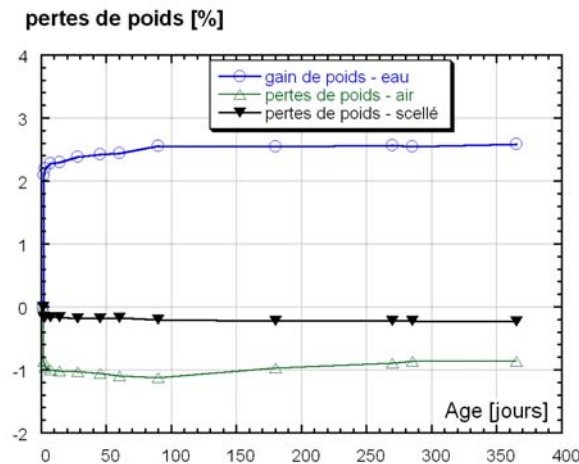


Figure 49: Pertes en poids du BFUP pour différentes conditions de conservations

3.3 Influence des fibres sur le retrait endogène

La présence des fibres peut empêcher les déformations de la matrice de se manifester librement au micro niveau. En effet les résultats représentés sur la Figure 50, montrent que la présence des fibres réduit le retrait endogène de presque 35 % comparativement à celui obtenu dans le cas de la matrice du BFUP sans fibres. Il est à noter aussi que la présence des fibres influe sur la variabilité des mesures, une variation négligeable a été observé entre les éprouvettes sans fibres testées comparativement à celles fibrées qui est sans doute due à la distribution non uniforme des fibres. L'idéal est que les fibres s'orientent d'elles-mêmes au hasard pour donner une structure isotrope au matériau, mais ceci est difficile avec la procédure de mise en place actuelle.

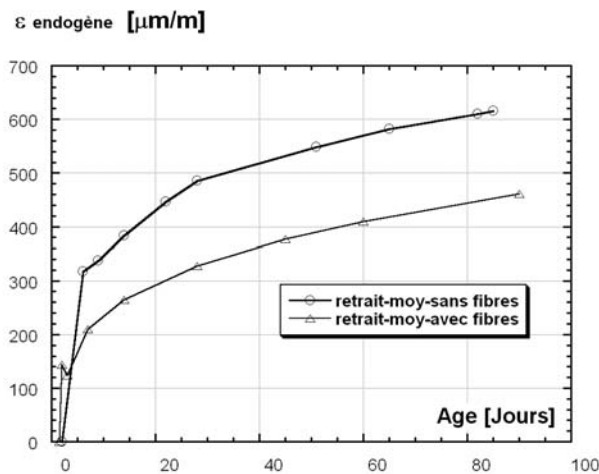


Figure 50: Influence des fibres sur le retrait endogène

Ce résultat confirme les tendances observées par d'autres chercheurs sur les bétons à poudres réactives contenant un dosage moindre de fibres [Loukili, 96 ; Cheyrezy & Behloul, 01]. Kanellopoulos et coll. [05] ont observé que la présence des fibres dans leur matériau connu sous le nom de CARDIFRC permettait de réduire le retrait endogène de 57 % après un mois de mesure comparativement à celui mesuré sur des échantillons sans fibres, mais les auteurs n'indiquent pas le pourcentage de fibres utilisé.

Il a été aussi montré par Banthia que l'utilisation des fibres est très efficace vis-à-vis de la fissuration car elles permettent de réduire la largeur des fissures induites par le retrait [Banthia et coll., 96].

4 Corrélation entre degré d'hydratation et propriétés physico-mécaniques

Le développement des propriétés physico-mécaniques au macro-niveau en fonction de l'évolution chimique du matériau au micro-niveau est analysé dans cette section.

4.1 Corrélation entre degré d'hydratation et propriétés mécaniques

Les Figure 51 a) et b) montrent que les développements de la résistance à la compression et du module d'élasticité sont relativement liés au processus d'hydratation qui est accompagné par un changement progressif de la microstructure du matériau. En effet, des cinétiques similaires sont observées.

Selon Hua et coll. [95], le processus d'hydratation peut être divisé en trois phases : (1) suspension (les grains solides sont isolés dans la phase liquide), (2) prise (formation de connections mécaniques entre les particules par les hydrates formés autour des grains de ciment) et (3) durcissement (remplissage des pores capillaires par les hydrates et augmentation de la rigidité). Ainsi la relation entre l'évolution du degré d'hydratation et le développement des performances mécaniques peut être décrite indirectement comme étant la relation entre l'évolution de la microstructure et le développement des performances mécaniques.

Par ailleurs, on peut constater à travers ces courbes que les performances mécaniques élevées sont atteintes à faible degré d'hydratation à cause du faible rapport E/L. Ceci peut être attribué aux connections denses entre les particules solides hydratées qui continuent à augmenter dans le temps (sur plusieurs années). La formation continue de ces connections dans le solide hydraté a été mise en évidence par la polymérisation des silicates de calcium hydratés dans le gel de ciment [Bazant & Prasannan, 89]. En outre, les grains de ciment et de fumée de silice non hydratés peuvent agir comme filler (effet physique) et contribuent ainsi à améliorer la compacité de la matrice au micro niveau, ce qui a pour conséquence un accroissement des performances mécaniques au macro niveau.

Plusieurs auteurs ont étudié l'action de la fumée de silice sur l'accroissement des performances mécaniques. Selon Chatterji, l'action bénéfique de la fumée de silice vis-à-vis de l'amélioration des propriétés s'explique par son effet physique et non pas par son activité pouzzolanique [Chatterji, 82]. Selon Mehta, l'hydratation en présence de la fumée de silice peut être divisée en deux phases : la première est caractérisée par une hydratation rapide accompagnée d'une dissolution et consommation des particules de fumée de silice et accroissement des résistances mécaniques. La seconde est caractérisée par une évolution faible de l'hydratation mais le système devient plus dense à cause du réarrangement des produits d'hydratation et la conversion des grands pores en pores fins résultant de la réaction pouzzolanique, qui joue un rôle important vis-à-vis de l'accroissement des résistances [Mehta, 81].

En effet, dans les matériaux cimentaires à faible rapport E/C, aussi bien les grains de ciment et de fumée de silice non hydratés que les hydrates formés contribuent au développement des performances mécaniques. Selon Beaudoin & Feldman [85], dans les pâtes de ciment avec faible rapport E/C, les effets de réarrangement et de consolidation des couches d'hydrates formées sont dominants vis-à-vis de l'amélioration des performances mécaniques.

De plus, on ne doit pas omettre que les BFUP sont caractérisés par une distribution de pores très serrée et monomodale [Cheyrezy et coll., 95 a ; Loukili et coll., 99]. Cependant la matrice de BFUP est très dense et par conséquent possède une très faible porosité, ce qui leur confèrent des propriétés spécifiques : performances mécaniques élevées [Habel, 04 ; Richard & Cheyrezy, 95 b ; Kamen et coll., 05 ; Dugat et coll., 95] et une très faible perméabilité à l'air et aux agents agressifs [Charron et coll., 04 ; Bonneau et coll., 97 ; Orange et coll., 00 ; Matte & Moranville, 99 ; Roux et coll. 95].

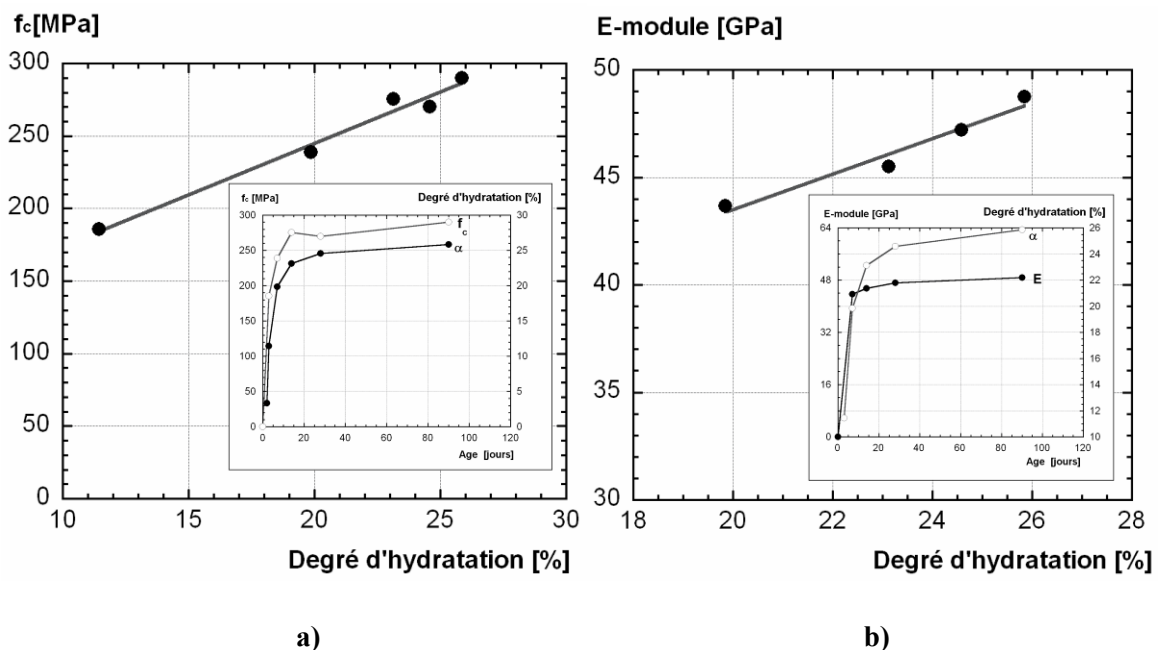


Figure 51: Corrélation entre le degré d'hydratation et a) la résistance à la compression, b) le module d'élasticité (validité limitée aux degrés d'hydratation mesurés entre 2 et 90 jours)

4.2 Corrélation entre le degré d'hydratation et le retrait endogène

Après la prise le retrait endogène est dû de façon dominante à l'autodessiccation (voir Figure 56). Par contre initialement il est lié en grande partie au retrait chimique. Sur la Figure 52, une relation linéaire entre le retrait endogène et le degré d'hydratation est observée jusqu'à 28 jours, au-delà de cet âge le retrait endogène continue à se développer bien que l'hydratation soit presque arrêtée, mais avec un taux qui s'atténue de plus en plus. Ceci peut être attribué aux variations chimico-mécaniques et microstructurales du matériau ainsi qu'à l'interaction de tous les mécanismes donnant naissance au retrait endogène.

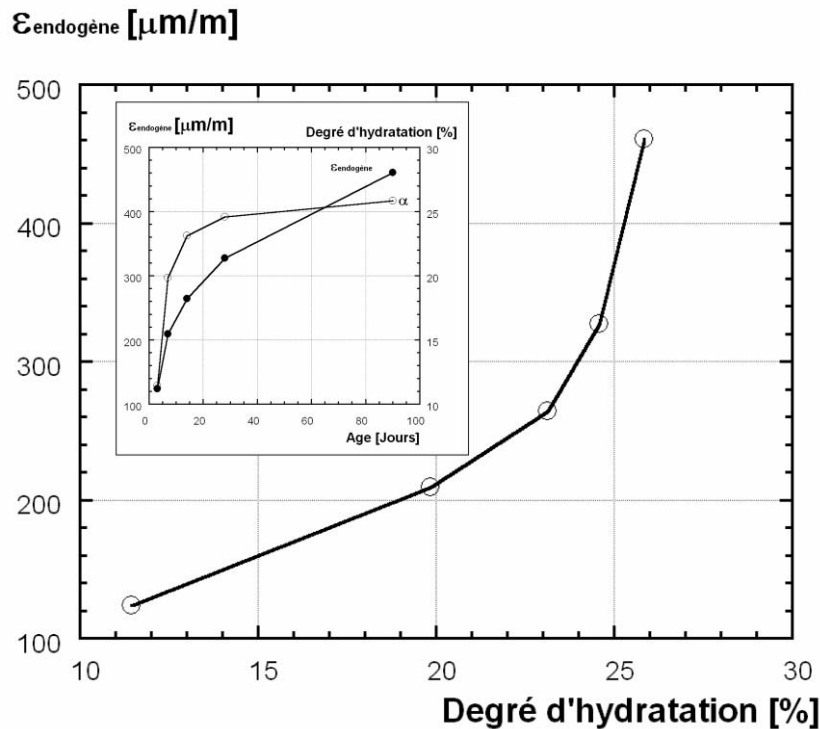


Figure 52: Corrélation entre degré d'hydratation et retrait endogène

Les mesures du retrait endogène de type volumétrique ont été également effectuées sur la matrice de ce BFUP, les résultats obtenus sont donnés en annexe A. Ces résultats confirment de nouveau le retrait modéré de la matrice du BFUP testé comparativement à d'autres pâtes de ciment à faible rapport E/C et également la divergence entre les mesures linéique et volumétrique malgré le fait que les mesures étaient effectuées dans l'huile de paraffine [Lura & Jensen, 05]. Ces résultats sont cohérents avec ceux de la littérature [Charron, 03 ; Mounanga, 04].

5 Conclusion

Le BFUP testé se caractérise par des performances mécaniques élevées avec une évolution plus rapide du module d'élasticité par rapport aux autres propriétés et un faible degré d'hydratation dû au faible rapport (E/L). La fumée de silice et le ciment non hydratés permettent un meilleur remplissage de la structure poreuse et contribuent ainsi au développement des performances mécaniques.

En outre, le BFUP testé est caractérisé par une cinétique rapide du retrait endogène en relation avec l'action dominante de l'autodessiccation durant les premiers jours de l'hydratation. Les fibres agissent comme entrave interne et empêchent la matrice de se déformer librement et réduisent donc le retrait endogène. Il en sort l'intérêt de caractériser ce BFUP sous les effets thermomécaniques au jeune âge, étude qui fait l'objet du chapitre 6.

Chapitre 5 : Etude des effets thermiques

Les recherches antérieures ont montré que la cure thermique influe sur le comportement des matériaux cimentaires : pâtes de ciment et bétons conventionnels avec et sans ajouts. Pour fin de comparaison et afin de mettre en évidence l'influence de la cure thermique sur les phénomènes complexes qui agissent simultanément au jeune âge dans le cas du béton à ultra haute performance (CEMTEC-CM22), à savoir : l'hydratation, l'autodessiccation, les variations volumétriques et l'évolution des performances mécaniques cette campagne expérimentale a été menée.

1 Influence de la cure thermique sur l'hydratation

1.1 Influence de la cure thermique sur le degré d'hydratation

1.1.1 Résultats expérimentaux

La Figure 53 montre l'évolution du degré d'hydratation jusqu'à 28 jours de la matrice du BFUP sous différentes conditions de cure. Comme attendu, le développement du degré d'hydratation est accéléré au jeune âge sous les températures élevées. La comparaison entre les degrés d'hydratation obtenus à 20, 30 et 40 °C montre que l'hydratation est plus rapide à 30 et 40 °C que celle à 20 °C durant les premiers 7 jours. Pour la cure de 40 °C, le degré d'hydratation atteint 96 % de la valeur atteinte à 28 jours en seulement deux jours [Kamen et coll., 06 a]. Ainsi, on peut affirmer que les températures élevées accélèrent la réaction d'hydratation de la matrice du BFUP au jeune âge comme il a été déjà observé sur des pâtes de ciment et des bétons normaux [Copeland & Kantro, 69 ; Chanvillard & D'Aloia, 97 ; Escalante et coll., 98 a].

L'évolution rapide de l'hydratation durant la première semaine est d'une importance majeure, à cause de son influence sur les propriétés mécaniques.

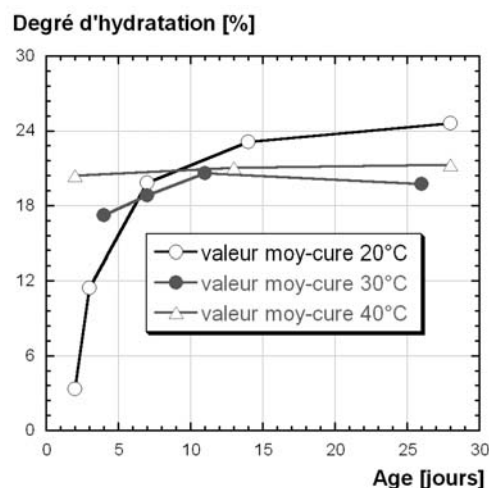


Figure 53: Evolution du degré d'hydratation pour différentes cures

Un effet inverse de la température sur le degré d'hydratation est observé à long terme, une valeur de degré d'hydratation plus grande est obtenue pour la cure usuelle de 20 °C, cet effet inverse apparaît approximativement à 7 jours. Ce résultat confirme que la cinétique d'hydratation est fortement dépendante de la température. Kjellsen & Detwiler [91 et 92] expliquent cet effet inverse observé dans le cas de pâtes de ciment, par le fait que l'accélération des réactions d'hydratation au jeune âge ne permet pas une diffusion et une

précipitation uniforme des produits d'hydratation comme dans le cas de faibles températures. Il semble aussi que les produits d'hydratation formés au jeune âge constituent des barrières vis-à-vis de la diffusion et réduisent par conséquent l'avancement de l'hydratation et donc le degré d'hydratation ultime.

Selon la littérature, les températures élevées influencent aussi la stabilité et la structure des produits d'hydratation, en particulier les silicates de calcium hydratés (C-S-H), ainsi que le réarrangement des hydrates [Kjellsen & Detwiler 91 et 92 ; Verbeck & Helmuth, 69]. D'un autre côté, les températures élevées favorisent la formation des C-S-H internes (inner C-S-H) et la modification des chaînes. Les chaînes de silicates de calcium hydratés (C-S-H) peuvent être plus longues sous températures élevées [Jennings, 00].

1.1.2 Prédiction du degré d'hydratation

La fonction empirique suivante a été proposée pour estimer l'évolution du degré d'hydratation pour l'étendue de température considérée de 20 à 40 °C.

a) Description du modèle

Le modèle proposé est une fonction logarithmique inspirée de celle proposée par Plowman en 1956 pour décrire l'évolution des résistances à la compression [Carino & Lew, 01]. Il est exprimé par la relation suivante :

$$\alpha(t) = \alpha_0 + \beta \cdot \log_{10}(t) \quad \text{Eq. 17}$$

Avec : α_0 et β : des paramètres calculés par un processus de minimisation, t : l'âge en [jours] et α : le degré d'hydratation en fonction de l'âge en [%].

b) Degré d'hydratation prédit par le modèle pour les différentes cures

Nous avons tenté d'appliquer le modèle sur les résultats expérimentaux obtenus pour les différentes conditions de cure.

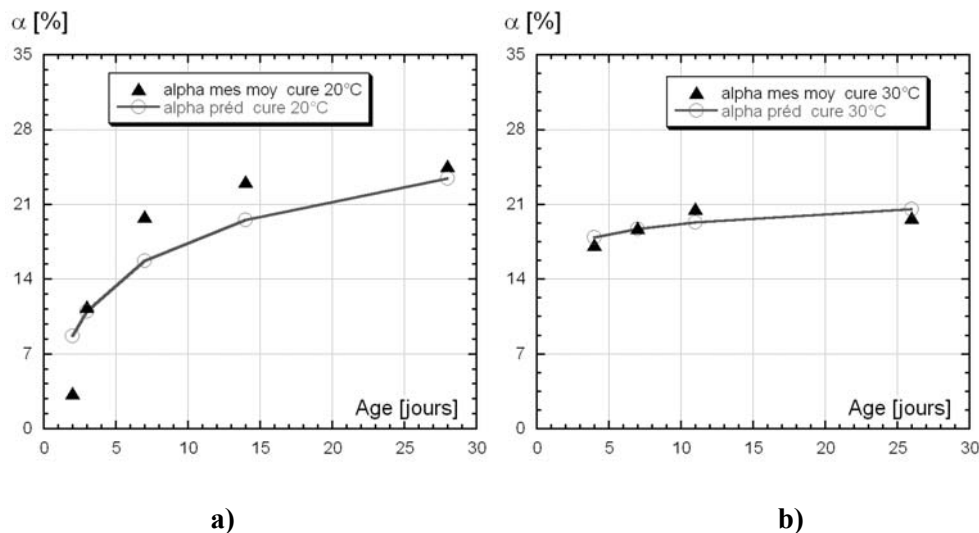


Figure 54: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation a) cure 20 °C, b) cure 30 °C

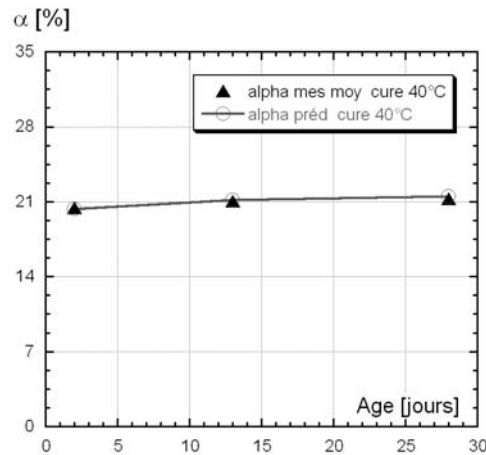


Figure 55: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation cure 40 °C

Cures	20°C	30°C	40°C
α_0	4.82	15.91	20.02
β	12.85	3.27	1.02

Tableau 9: Paramètres du modèle pour les différentes cures

Les figures 54 et 55 montrent que cette fonction empirique permet de décrire l'évolution du degré d'hydratation pour les différentes cures mais avec une moins bonne précision pour la cure de 20 °C en particulier entre 7 et 14 jours.

Il est toutefois indispensable de vérifier la validité et la précision de cette fonction logarithmique avec d'autres résultats expérimentaux et à plus long terme pour les différentes cures thermiques étudiées et d'autres. Ceci permettra d'estimer le degré d'hydratation ultime dont la connaissance peut être indispensable pour la prédiction du retrait endogène par certains modèles, tel que le modèle CESAR [Charron, 03].

1.2 Influence de la cure thermique sur l'autodessiccation

1.2.1 Résultats expérimentaux

La Figure 56 montre l'évolution de l'autodessiccation sous les différentes conditions de cures. Il peut être observé que l'autodessiccation est accélérée sous températures élevées. Après 2 jours, la réduction de l'humidité relative est plus rapide sous températures élevées par rapport à 20 °C. Ceci indique que l'autodessiccation, qui est directement liée au processus d'hydratation, est aussi dépendante de la température comme le degré d'hydratation et la chaleur dégagée. Ce résultat est attendu du fait que l'équilibre entre les phases liquide/vapeur d'eau décrit par la loi de Kelvin (équation 1) dépend de la température, et par conséquent le retrait aussi comme démontré par la suite. Ces résultats sont cohérents avec ceux de Jensen & Hansen [99].

Les âges d'initiation de l'autodessiccation pour les différentes conditions de cures (20, 30 et 40 °C) sont 2.7, 1.9 et 1.1 jours respectivement et l'humidité relative chute pour atteindre respectivement 90.3, 88.2 et 85.5 % à 7 jours. Ce comportement peut être attribué à la progression rapide de l'hydratation au jeune âge sous les températures élevées accompagnées par une modification de la structure poreuse. Cette modification est associée à la réduction de la taille du rayon moyen des pores et à l'accroissement des tensions capillaires [Kamen et coll., 06 b].

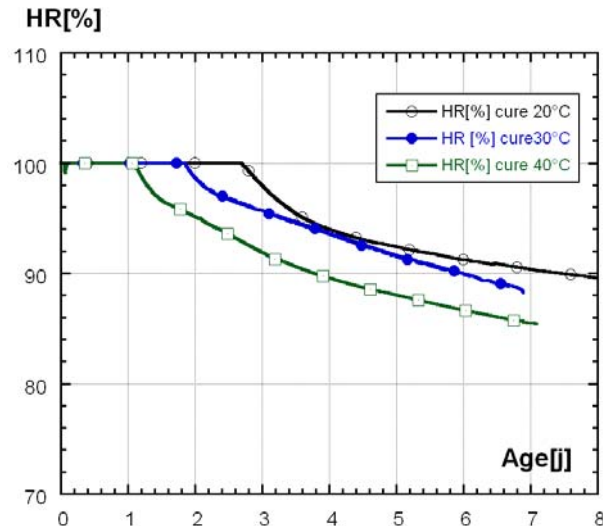


Figure 56: Humidité relative interne pour différentes cures

1.2.2 Estimation des dépressions capillaires et des contraintes macroscopiques générées dans la matrice du BFUP sous différentes conditions de cures

Hua et coll., [95] ont proposé une formule pour estimer les contraintes macroscopiques induites par les dépressions capillaires qui se développent dans le matériau durant l'autodessiccation. Nous avons donc tenté d'appliquer ce modèle pour évaluer l'influence de la cure sur les dépressions capillaires de la matrice du BFUP.

Les dépressions capillaires de la matrice du BFUP ont été calculées selon la loi de Kelvin (équation 1) à partir des humidités relatives mesurées pour les différentes cures, ce calcul a été effectué pour un volume initial de (100 cm³).

Les contraintes macroscopiques dans la matrice ont été estimées en utilisant la formule proposée par Hua et coll. [95] :

$$\Sigma^s(t) = P_c(t) \cdot \Phi \quad \text{Eq. 18}$$

Avec : $\Sigma^s(t)$: contraintes macroscopiques dans la matrice, $P_c(t)$: dépression capillaire et Φ : la porosité totale de la matrice (eau de gel et vides).

Les contraintes macroscopiques développées dans la matrice du BFUP sont données dans le Tableau 10. Selon ces résultats l'autodessiccation est dépendante de la température. Les températures élevées induisent une autodessiccation plus rapide et des contraintes plus élevées dans le squelette solide. Les résultats obtenus pour la matrice considérée ont été comparés avec ceux obtenus par Hua et coll. [95] sur une pâte de ciment (E/C= 0.42). La pâte de ciment a donné une dépression capillaire de (-6.8 MPa) à 7 jours pour (95 %) d'humidité relative et un rayon moyen de pore de 0.021 μm . Alors que la matrice de BFUP a donné pour une cure de 20 °C une dépression capillaire de (-13.8 MPa) à 7 jours pour (90.3 %) d'humidité relative et un rayon moyen de pore de 0.011 μm . Ce résultat (dépression capillaire plus grande et plus petit rayon de pore) explique l'amplitude élevée du retrait endogène de la matrice du BFUP qui est plus déformable au jeune âge.

L'autodessiccation qui est gouvernée par les dépressions capillaires, qui sont génératrices de contractions dans le squelette solide au macro niveau, constitue donc la source majeure du retrait endogène au jeune âge.

Cure	20°C			30°C			40°C		
Age [Jours]	HR [%]	Pc [MPa]	Σ^S [MPa]	HR [%]	Pc [MPa]	Σ^S [MPa]	HR [%]	Pc [MPa]	Σ^S [MPa]
1	100	0	0	100	0	0	100	0	0
2	100	0	0	98.7	-1.84	-0.48	95.1	-7.21	-1.9
3	97.9	-2.82	-0.67	95.7	-6.16	-1.47	91.8	-12.24	-2.93
7	90.3	-13.79	-2.96	88.2	-17.58	-3.77	85.5	-22.64	-4.85

Tableau 10: Contraintes macroscopiques développées dans la matrice du BFUP

1.3 Influence de la cure thermique sur l'évolution de température

La Figure 57 montre l'évolution de la température durant les 7 premiers jours d'hydratation à 20 °C et 30 °C dans un essai semi adiabatique. La comparaison des deux courbes montre que lorsque la température de cure augmente de 20 à 30 °C, la période dormante diminue ainsi que le temps d'apparition du pic de température. Ce résultat est attendu du fait que l'hydratation est un processus thermoactivé. La température plus élevée réduit donc le temps de prise (temps de prise initial et de fin de prise). A 30 °C, le pic de température est atteint plus vite aux environs de 33 heures ce qui est équivalent au temps initial de prise sous une cure de 20 °C. Enfin il est à noter qu'une différence maximale de température (ΔT) de 41 °C est obtenue pour les deux conditions de cures considérées et la configuration particulière de l'essai.

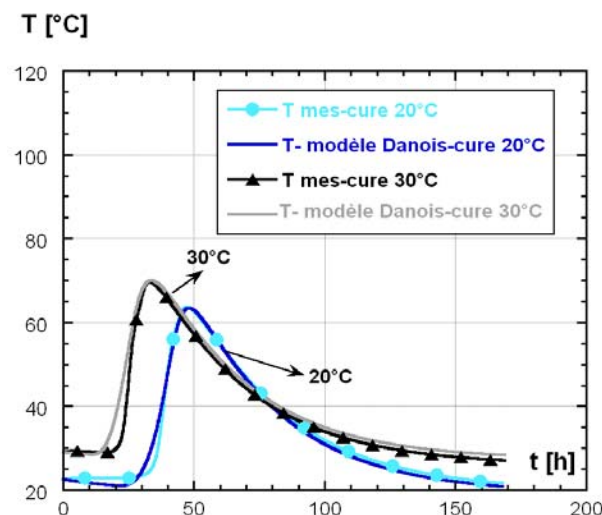


Figure 57: Evolution de températures mesurées et prédites par le modèle Danois pour différentes cures

Par ailleurs, il est à noter que le modèle Danois (chapitre 4) permet de prédire l'évolution de température du BFUP testé aux deux cures thermiques (20 et 30 °C) en utilisant la

même énergie d'activation et la même chaleur dégagée totale par contre en variant les deux paramètres a et b , dont les valeurs sont données dans le Tableau 11.

Cures	20 °C	30 °C
a	45	41
Chaleur totale [kJ/m ³]	210255	210255
$T_{\text{adiabatique}}$ [°C]	98.79	105.26

Tableau 11: Paramètres du modèle Danois pour les deux cures

2 Influence de la cure thermique sur les performances mécaniques

2.1 Influence de la cure sur la résistance à la compression

2.1.1 Résultats expérimentaux

Les résultats moyens obtenus sur des éprouvettes prismatiques (4x4x16 cm³) pour les différentes cures (20, 30 et 40 °C) sont reportés sur la Figure 58.

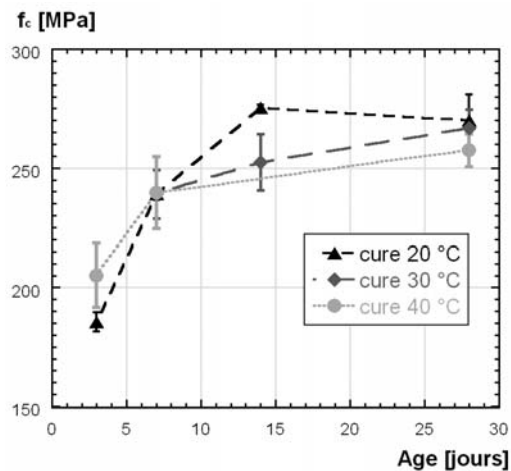


Figure 58: Evolution de la résistance à la compression à différentes cures

Nous pouvons constater sur la Figure 58, une tendance similaire à celle du degré d'hydratation présentée (voir Figure 53) auparavant pour la même plage de températures, ce qui est attendu du fait que l'hydratation contribue au développement des résistances mécaniques parallèlement à d'autres facteurs microstructuraux tels que l'évolution du réseau capillaire.

En effet, les réactions chimiques qui se produisent simultanément et de façon interdépendante conduisent à la formation progressive d'un squelette solide et à un réarrangement des produits d'hydratation qui sont à l'origine du développement des résistances. Mais l'avancement de l'hydratation et le développement des résistances sont fortement influencés par la température. Selon Mounanga, l'influence de la température se traduit par deux effets : un effet sur la cinétique «l'accroissement de la température résulte en une accélération du processus d'hydratation et l'évolution des résistances alors que la diminution de la température ralentit le processus d'hydratation» et un effet thermodynamique «la diminution des résistances à long terme et le réarrangement des hydrates sous des températures élevées» [Mounanga, 04].

Carino a donné le terme de l'effet inverse de la température, à la perte de résistance pour des températures élevées [Carino & Molhotra, 91]. En observant les courbes à différentes températures, l'effet inverse de la température se manifeste dans notre cas approximativement à 7 jours.

Verbeck & Helmuth [69] ont expliqué cet effet inverse à long terme des températures élevées par la diffusion non uniforme des produits d'hydratation et la formation de coquilles d'hydrates (shells) plus denses autour des grains de ciment à hautes températures [Kjellsen et coll., 90 b ; Kjellsen & Detwiler, 91]. Ceci mène à retarder le développement des réactions d'hydratation. Tandis qu'à faibles températures la diffusion et la précipitation des hydrates sont relativement plus uniformes. La diffusion non uniforme des hydrates a pour conséquence d'augmenter la porosité de la matrice à températures élevées selon les auteurs. En effet, les températures élevées conduisent à une porosité plus grande et à des micro-fissures dans le gel [Hedlund, 00].

Kjellsen & Detwiler [93] ont obtenu un effet inverse de la température à partir de 40 heures entre la cure de 50 °C et 35 °C, ils ont obtenu une perte de résistance à long terme de l'ordre de 17 % par rapport à celle de 20 °C. Ce comportement a été aussi mentionné dans d'autres travaux [Neville, 95 ; Mehta, 86].

En conclusion le développement des performances mécaniques ne dépend pas seulement du degré d'hydratation mais aussi d'autres facteurs tels que la structure poreuse. En effet dans les matériaux cimentaires avec faible rapport E/C, à la fois la matrice des C-S-H et les particules de ciment et de fumée de silice non hydratés qui agissent comme filler contribuent au développement des résistances. Selon Baudouin & Feldman [85] dans les pâtes à faibles rapports E/C, c'est l'effet du réarrangement et la consolidation des couches de C-S-H qui est dominant vis-à-vis de l'accroissement des résistances. L'hydratation sous températures élevées a certainement un effet défavorable sur les propriétés mécaniques à long terme comme l'a expliqué Verbeck & Helmuth [69].

Finalement la température élevée peut modifier la structure des pores (distribution et taille), qui peut être aussi à l'origine de l'incidence négative sur la résistance à long terme [Kjellsen & Detwiler, 93 ; Kjellsen et coll., 90 a et 91]. Selon Odler & Rößler [85], la température influe sur la distribution des pores à cause de son influence sur les propriétés des hydrates formés. De ce fait le modèle de maturité ne peut être appliqué pour prédire les résistances à long terme [Byfors, 80 ; Chanvillard & D'Aloia, 97 ; Kjellsen & Detwiler, 93]. Klieger a conclu également qu'il n'y a pas de corrélation directe entre les résistances et la maturité à cause de cet effet inverse de la température à long terme [Klieger, 58].

Ceci nous permet de conclure que l'influence de la température sur les résistances a une importance majeure dans la pratique, du fait que l'effet de la cure thermique est beaucoup plus important sur les résistances que la température de mise en place.

2.1.2 Prédiction de la résistance à la compression du BFUP pour différentes cures

La relation hyperbolique (équation 19) a été utilisée pour décrire l'évolution de la résistance à la compression pour les différentes cures considérées dans cette campagne expérimentale [Barnett et coll., 06 ; Carino & Lew, 01].

a) Description du modèle

Le modèle dont l'expression est de la même forme que l'équation proposée pour estimer la chaleur d'hydratation dégagée, permet de décrire l'évolution dans le temps de la résistance

à la compression pour une cure donnée et suppose que le développement des résistances débute à partir de t_0 . Le modèle est exprimé par la relation suivante :

$$S = \frac{S_{\infty} \cdot k(t - t_0)}{1 + k(t - t_0)} \quad \text{Eq. 19}$$

Avec : t_0 : temps initial de développement de la résistance [h], k : taux constant [1/h] et S_{∞} : résistance ultime.

k et S_{∞} sont obtenus par un processus de minimisation.

b) Résistance à la compression prédite par le modèle pour les différentes cures

Nous avons tenté d'appliquer le modèle sur nos résultats expérimentaux obtenus pour les différentes conditions de cure, les résultats sont représentés sur la figure suivante :

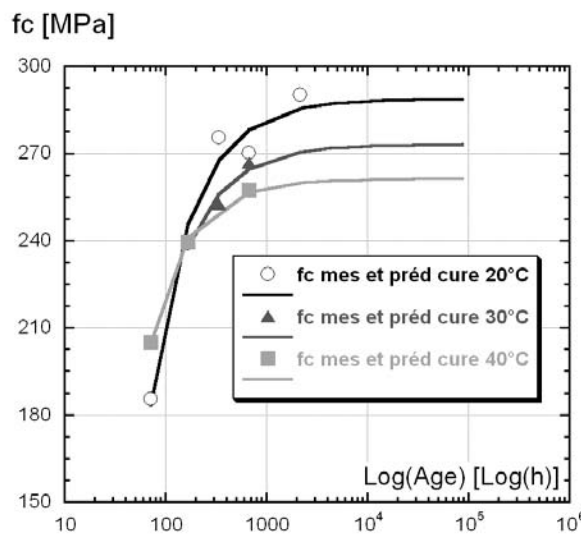


Figure 59: Evolution des résistances à la compression et résistances ultimes pour différentes cures

Cures	20 °C	30 °C	40 °C
S_{∞} [MPa]	288.6	272.9	261.1
k [1/h]	0.04	0.05	0.09

Tableau 12: Paramètres du modèle pour les différentes cures

A travers la Figure 59, on peut observer que le modèle permet de décrire l'évolution de la résistance à la compression pour les différentes cures. Sur la base de cette comparaison il semble que le modèle est suffisamment précis.

Le modèle reflète aussi l'effet inverse des conditions de cure qui se manifeste approximativement à 7 jours. Nous pouvons constater d'après le Tableau 12, que les résistances ultimes prédites pour les cures de 30 °C et 40 °C sont plus faibles que celle prédite pour une cure de 20 °C d'un ordre de 6 % et 10 % respectivement. Et ce du fait qu'au jeune âge, l'augmentation de température accélère l'évolution de l'hydratation (voir Figure 53), ce qui mène à un développement plus rapide des résistances.

2.2 Influence de la cure thermique sur le comportement en flexion

2.2.1 Résultats expérimentaux

Des plaques ($3 \times 20 \times 50 \text{ cm}^3$) ont été utilisées pour déterminer le comportement en flexion du BFUP, Figure 60 a), à différents âges et pour deux conditions de cure (30 et 40 °C). Les échantillons ont été conservés dans des étuves réglées à ces températures dès leur coulage.

Les plaques sont appuyées sur des supports inférieurs distants de 420 mm et la distance entre les points de chargement est de 140 mm. Les essais ont été contrôlés en mode de déplacement avec une vitesse de 0.33 mm/min. Les capteurs utilisés sont de type LVDTs de course $\pm 20 \text{ mm}$, Figure 60 b).

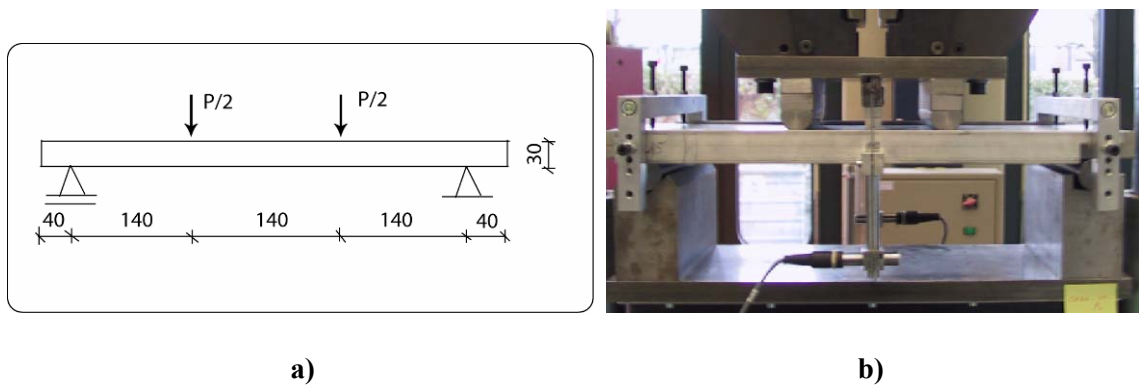


Figure 60: Schéma statique et dispositif de mesure pour essai de flexion, unités en [mm]

Les courbes (Force-Déplacement) moyennes du BFUP obtenues par les essais de flexion quatre points sont représentées sur la Figure 61. De nouveau, une tendance similaire de l'effet de température est observée à travers ces résultats, c'est-à-dire l'accroissement des températures conduit à augmenter la capacité portante en flexion au jeune âge, à cause de l'accélération des réactions d'hydratation qui résultent en un confinement de la structure poreuse avec les produits d'hydratation.

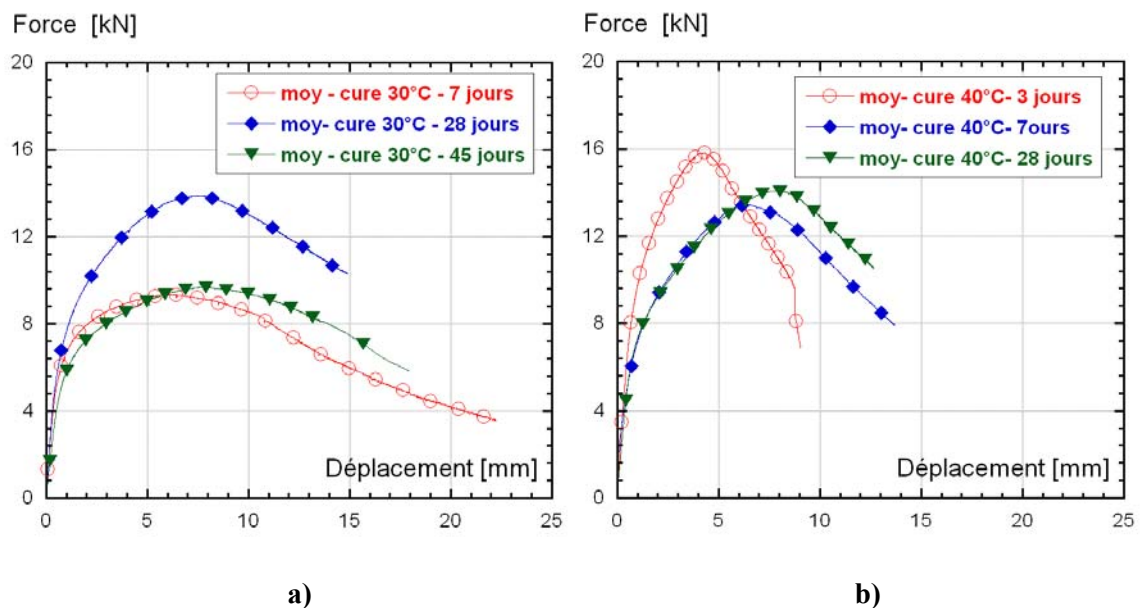


Figure 61: Résultats d'essais de flexion en fonction de l'âge : a) cure 30 °C, b) cure 40 °C

L'effet inverse se manifeste pour les deux cures. A plus long terme pour la cure de 30 °C et dès 7 jours pour la cure de 40 °C, Figure 62. Ceci est attribué à la formation d'hydrates plus denses autour des grains de ciment non hydratés qui peuvent empêcher leur hydratation ou à la distribution non uniforme des produits d'hydratation pouvant modifier la taille des pores au niveau microstructural.

A 7 jours un accroissement de 69 % de la force maximale moyenne obtenue sur les échantillons conservés à 40 °C est observé comparativement à celle des échantillons conservés à 30 °C, voir Figure 62 a). Alors qu'à 28 jours, des forces maximales moyennes similaires sont obtenues pour les deux cures (voir Figure 62 b)). Selon Alexanderson [72] un accroissement rapide des températures après le malaxage peut conduire à des contraintes internes dans le matériau, qui peuvent conduire à leur tour à accroître la porosité et les micro-fissures et peuvent ainsi réduire les résistances.

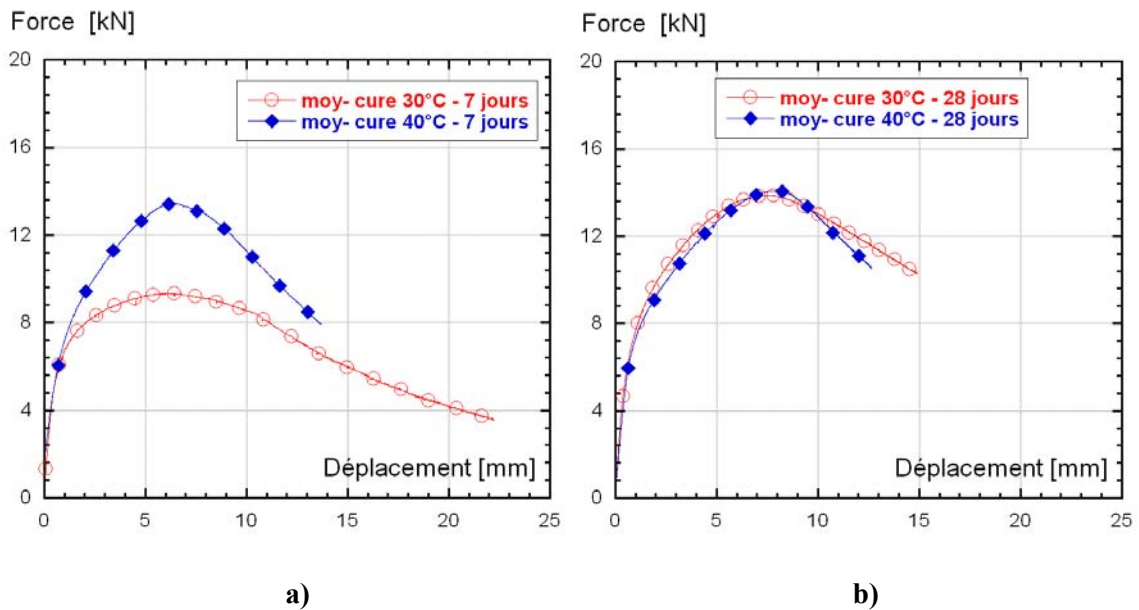


Figure 62: Influence de la cure sur le comportement en flexion : a) 7 jours, b) 28 jours

Enfin, ces résultats montrent l'effet bénéfique de la température durant les 7 premiers jours, du fait que l'évolution majeure de l'hydratation se produit durant cette période. C'est aussi le cas pour toutes les propriétés liées au processus d'hydratation qui évoluent durant la première semaine. Ceci indique que l'accroissement des températures au jeune âge améliore les propriétés d'adhérence entre les fibres et la matrice.

2.2.2 Simulations numériques par analyse inverse de l'essai de flexion

Pour prédire le comportement durcissant-adoucissant du BFUP à différentes cures, on a utilisé les résultats des essais de flexion présentés ci-dessus. Les courbes présentées sur les figures 63 et 64 sont obtenues par des simulations numériques avec MLS (chapitre 1) [Femmasse, 07].

Les courbes obtenues par ajustement numérique décrivent au mieux le comportement déterminé expérimentalement, aussi bien du point de vue de l'allure générale de la courbe, que de la force maximale et de la flèche correspondante.

La courbe Force-Déplacement d'une plaque de 30 mm pour la cure de 20 °C a été déduite numériquement à partir de la courbe moyenne des résultats obtenus par Wuest [04] sur des plaques de 50 mm d'épaisseur (voir Figure 64 a). A partir de la Figure 64 b) qui représente les courbes simulées à différentes cures on peut constater l'effet inverse de la température à plus long terme, du fait que la force maximale a diminué pour les températures supérieures à 20 °C. Cette diminution peut être attribuée à la fois à la diminution du degré d'hydratation qui induit une moins bonne adhérence entre les fibres et la matrice et à l'apparition de micro-fissures au jeune âge.

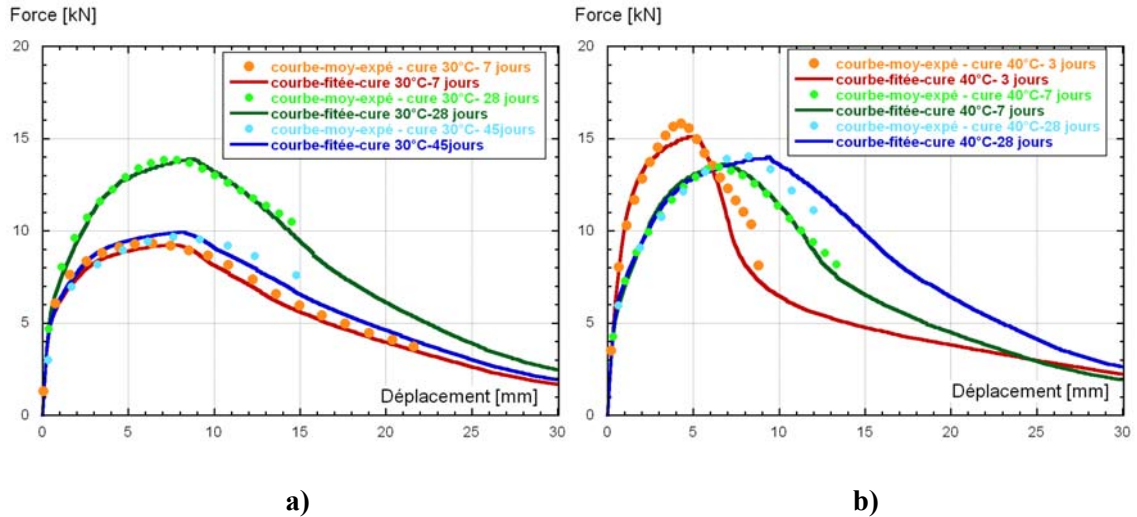


Figure 63: Résultats expérimentaux et simulations numériques des courbes

Force-Déplacement : a) cure 30 °C, b) cure 40 °C

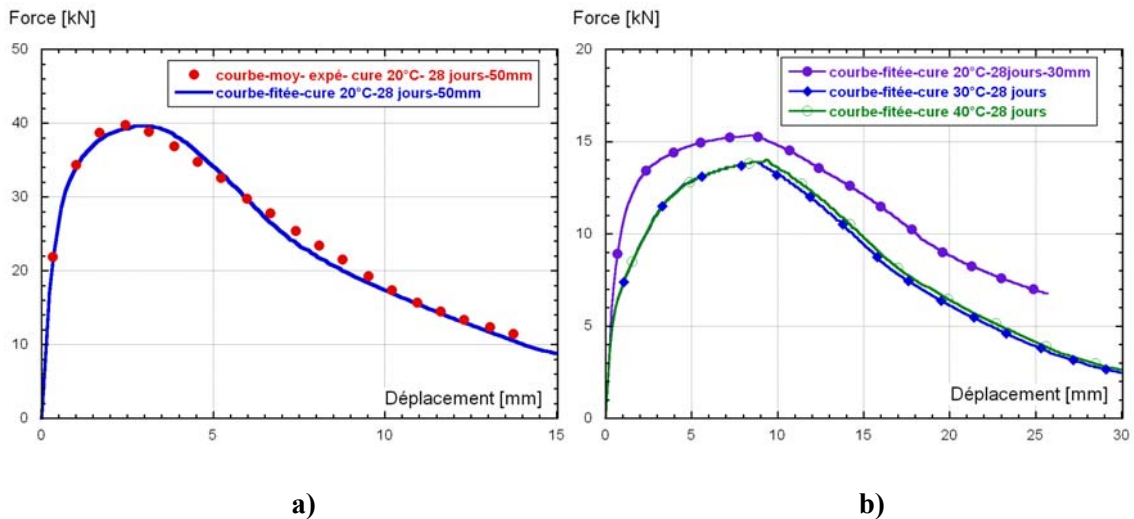


Figure 64: Résultats expérimentaux et simulations numériques : a) cure 20 °C sur plaques de 50 mm d'épaisseur, b) comparaison des courbes pour toutes les cures à 28 jours (ép=30 mm)

L'analyse numérique de l'essai de flexion nous a donc permis de trouver le comportement post-fissuration (comportement durcissant-adoucissant) en traction pour les différentes cures considérées. Les diagrammes résultants sont donnés dans les figures 65 et 66.

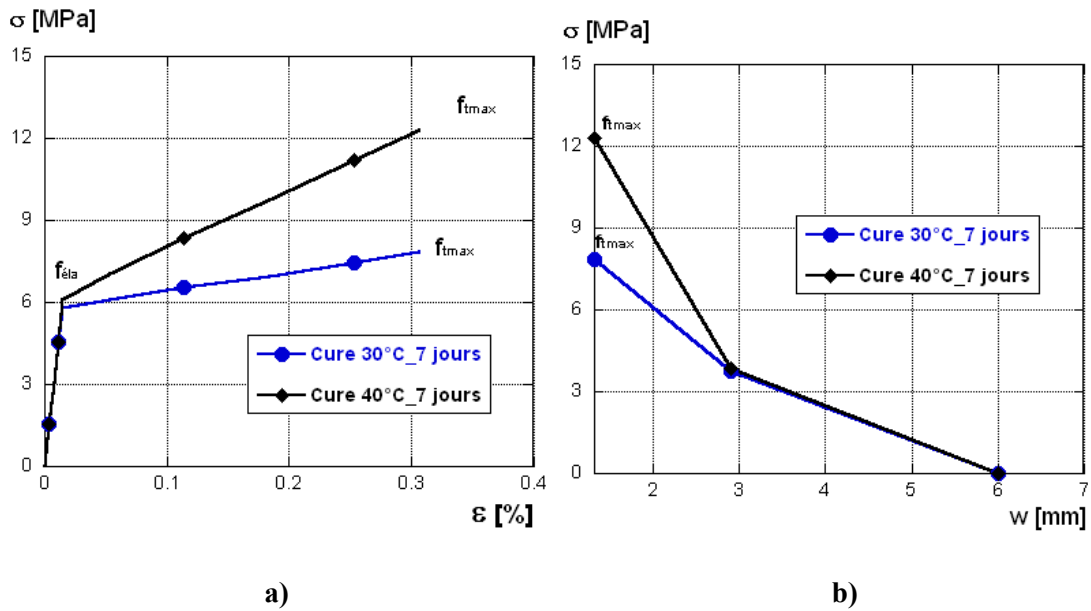


Figure 65: Influence de la cure (30 et 40 °C) à 7 jours sur : a) le comportement durcissant et b) le comportement adoucissant

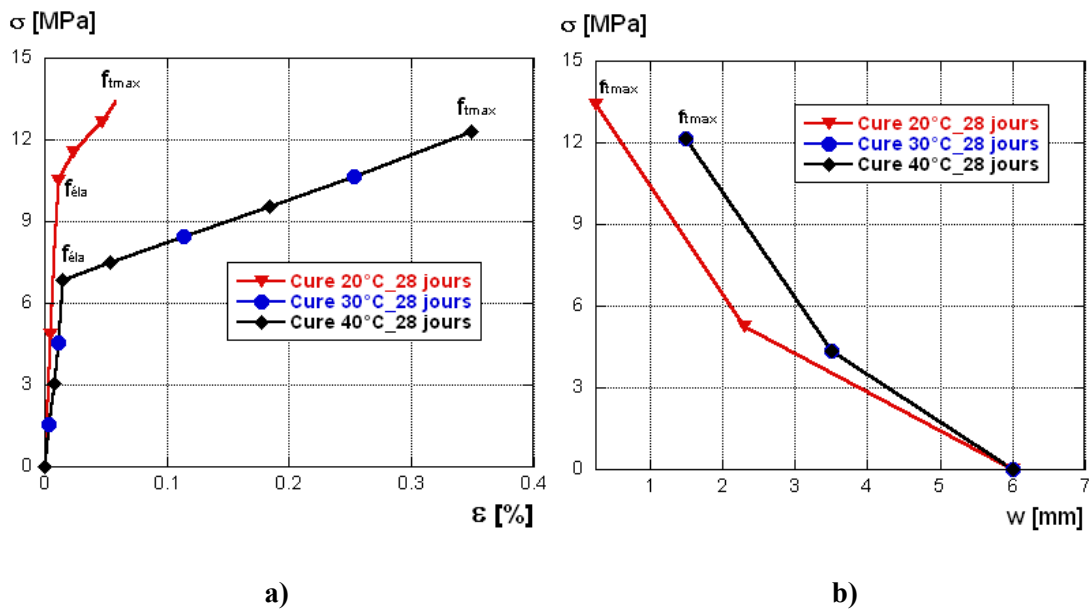


Figure 66: Influence de la cure (20, 30 et 40 °C) à 28 jours sur : a) le comportement durcissant et b) le comportement adoucissant

La résistance à la traction déduite de l'analyse inverse au jeune âge croît avec la température. En effet la température affecte le développement des résistances du fait que la réaction d'hydratation est thermoactivée et permet une meilleure adhérence entre les fibres et la matrice au jeune âge, Figure 65.

Par contre à plus long terme (28 jours), voir Figure 66, on constate de nouveau l'effet inverse de la température qui est concordant avec les résultats du degré d'hydratation pour les différentes cures. Pour la cure de 20 °C, le degré d'hydratation est plus élevé il en résulte un meilleur réarrangement global des hydrates et une matrice plus dense donc de porosité plus faible. Ceci conduit à des meilleures performances mécaniques.

Sarkar & Aïtcin [87] ont observé que l'évolution de l'hydratation dans les bétons de hautes performances ($E/C=0.24$) à long terme contribue plus à l'accroissement des propriétés mécaniques.

On constate aussi que la déformation dans le domaine durcissant est plus faible à 20 °C, indiquant une meilleure adhérence entre les fibres et la matrice, nécessitant ainsi plus d'énergie pour leur arrachement en présence d'un fort pourcentage de fumée de silice, comme l'a observé Chan & Chu [04]. En effet l'adhérence des fibres est améliorée en présence de la fumée de silice [Cohen et coll., 94] et la résistance à l'interface est moins faible [Yan et coll., 99].

3 Influence de la cure thermique sur le retrait endogène

3.1 Résultats expérimentaux

Des prismes (7x7x28) cm scellés ont été utilisés pour les mesures de retrait endogène à différents âges et pour trois conditions de cure. Une cure de 20 °C par conservation des échantillons dans une salle climatique. Pour les cures à 30 et 40 °C, les échantillons ont été conservés dans des étuves réglées à ces températures dès leur coulage en les protégeant par des feuilles en plastique.

Après le démoulage toutes les éprouvettes ont été scellées par une double couche de papier aluminium autocollant et une feuille de plastique. Les mesures ont débuté à 1.5 jours ; pour chaque cure, trois spécimens ont été utilisés.

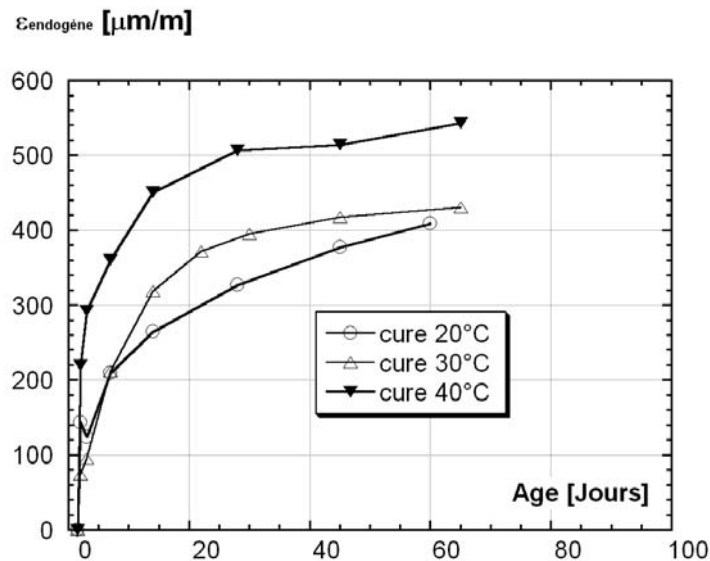


Figure 67: Retrait endogène pour différentes cures thermiques

L'ensemble de ces résultats moyens (Figure 67) montre que l'accroissement de température conduit à augmenter l'amplitude du retrait endogène. Par exemple, après 65 jours, un accroissement de l'ordre de 5 % pour la cure de 30 °C et de 32 % pour la cure de 40 °C est obtenu par rapport au retrait mesuré à 20 °C. Après 7 jours, le taux de déformation atteint 49 % et 66 % de la valeur moyenne mesurée à 65 jours respectivement pour les cures de 30 et 40 °C. Au-delà de 28 jours le retrait endogène s'atténue fortement dans le cas des cures de 30 et 40 °C et ce en raison du ralentissement de l'évolution de l'hydratation (aussi la diminution de l'humidité relative dans les pores), et la formation rapide du squelette rigide qui s'oppose et empêche le développement du retrait.

L'influence de la température sur l'évolution du retrait endogène est attribuée au processus d'hydratation et à l'autodessiccation qui sont accélérés sous températures élevées, comme montré sur les figures 53 et 56. Ces résultats sont en accord avec ceux trouvés par d'autres chercheurs [Charron, 03 ; Bjontegaard, 99 ; Jensen & Hansen, 99]

3.2 Prédiction du retrait endogène pour les différentes cures

Le modèle proposé par Loukili a été utilisé pour prédire le retrait endogène ultime pour l'étendue de température considérée de 20 à 40 °C [Loukili, 96].

3.2.1 Description du modèle

Loukili [96] a proposé une fonction exponentielle pour modéliser le retrait endogène, la formule proposée est de la forme :

$$\varepsilon_{\text{end}}(t) = A e^{\left(\frac{B}{\sqrt{t+C}}\right)} \quad \text{Eq. 20}$$

Avec : A, B, C : se sont des paramètres calculés par un processus de minimisation, t : le temps en [jours] et ε_{end} : le retrait endogène en fonction du temps en [$\mu\text{m}/\text{m}$].

3.2.2 Retrait endogène ultime prédit par le modèle exponentiel

Sur la Figure 68 a), on peut observer que le modèle proposé par Loukili permet de prédire le retrait endogène pour la cure à 20 °C, et la valeur ultime prédite par le modèle atteint 661.5 [$\mu\text{m}/\text{m}$]. Ce modèle exponentiel a été également utilisé pour estimer le retrait endogène ultime pour les différentes conditions de cures testées [Kamen et coll., 06 b].

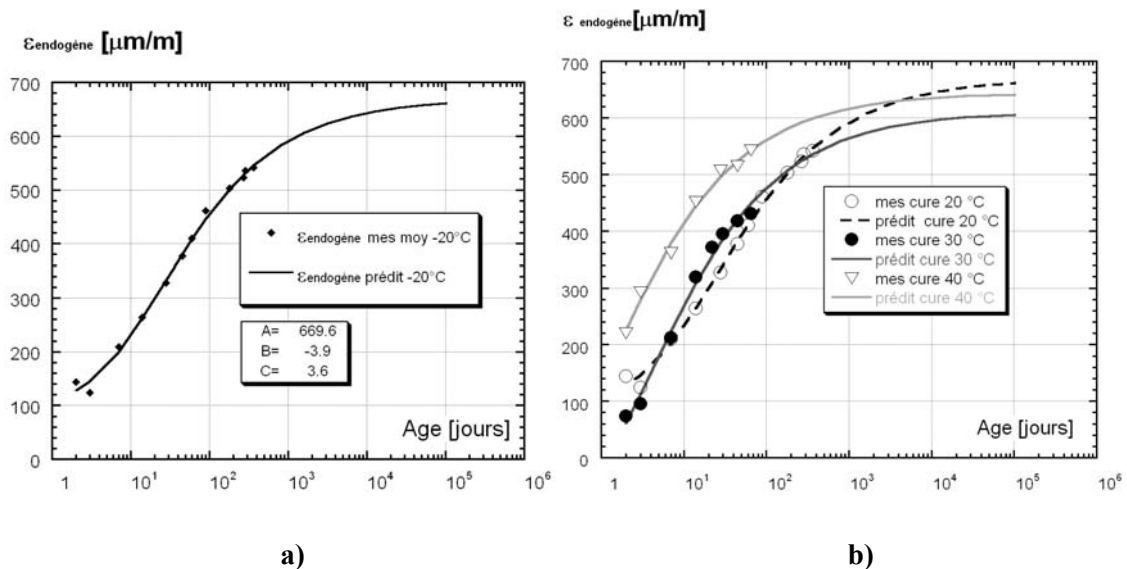


Figure 68: Retrait endogène mesuré et prédit : a) cure 20 °C, b) différentes cures

En considérant les valeurs ultimes obtenues par le modèle, des taux de retrait endogène de 32, 35 et 56 % ont été obtenus respectivement à 20, 30 et 40 °C à 7 jours, comme l'indique le Tableau 14. On peut observer sur la Figure 68 b), qu'une plus grande valeur du retrait

endogène ultime est obtenue à 20 °C. Ceci est en concordance avec les résultats de l'évolution du degré d'hydratation pour les différentes cures obtenus expérimentalement. En effet, le degré d'hydratation calculé à partir des résultats fournis par les mesures de pertes au feu ont montré que le processus d'hydratation est accéléré au jeune âge pour les températures élevées, mais à long terme un effet inverse de la température a été observé et un degré d'hydratation ultime plus faible est atteint pour les températures élevées [Kamen et coll., 06 a].

Il est toutefois indispensable de vérifier la validité et la précision de ce modèle pour les cures à 30 et 40 °C par des mesures à plus long terme. Pour ces deux cures, les essais ont été arrêtés à 65 jours à cause des contraintes relatives à l'utilisation des étuves à plein temps. Tandis que pour la cure à 20 °C, le modèle a été testé sur des mesures à plus long terme (jusqu'à 365 jours). Il est à noter également que le modèle a été appliqué sur les valeurs moyennes de retrait endogène pour les différentes cures, et les valeurs prédites par le modèle concordent aussi bien aux différents résultats obtenus sur les trois échantillons pour chaque cure.

Cures	20 °C	30 °C	40 °C
A	669.5	610	643.7
B	-3.9	-2.48	-1.38
C	3.6	-0.86	-0.27
$\epsilon_{\text{endogène ultime}} [\mu\text{m/m}]$	662	605	641

Tableau 13: Paramètres du modèle pour les différentes cures

Cures [°C]	20	30	40	
Début des mesures [jours]	1.5	2	1.5	
$\epsilon_{\text{endogène}} [\mu\text{m/m}]$	7 jours	210	212	361
	65 jours	415	431	543
Taux à 7jours / ($\epsilon_{\text{endogène}} - 65\text{jours}$) [%]	50	49	66	
$\epsilon_{\text{endogène ultime}} [\mu\text{m/m}]$	662	605	641	
Taux à 7days / ($\epsilon_{\text{endogène ultime}}$) [%]	32	35	56	

Tableau 14: Taux du retrait endogène pour différentes cures sur échantillons 7x7x28 cm³

4 Estimation de l'énergie d'activation pour le dégagement de chaleur

4.1 Introduction

Il existe dans la littérature des recommandations contradictoires quant au choix de l'énergie d'activation.

Hansen & Pedersen [77] ont proposé la formulation suivante pour l'énergie d'activation en fonction de la température qui permet de représenter plusieurs types de ciments Danois :

$$\begin{aligned} \text{pour } \rightarrow T \geq 20^\circ\text{C} &\Rightarrow E(T) = 33.5 \text{ kJ/mol} \\ \text{pour } \rightarrow T < 20^\circ\text{C} &\Rightarrow E(T) = 33.5 + 1.470(20 - T) [\text{kJ/mol}] \end{aligned} \quad \text{Eq. 21}$$

La formulation de Hansen & Pedersen [77] a été recommandée récemment par la Rilem 119-TCE [Rilem, 97]. La Rilem 119-TCE recommande la même énergie d'activation indépendamment du type de ciment, toutefois une valeur plus grande (48.804 [kJ/mol]) est préconisée pour le ciment au laitier. Dans plusieurs cas la formule de Hansen et Pedersen est utilisée indépendamment du type de ciment ou d'ajout.

Par contre selon Carino & Molhotra [91], l'énergie d'activation dépend de la composition chimique du ciment, de sa finesse, du type, de la quantité du ciment et de l'ajout minéral utilisé. D'autres auteurs ont indiqué que l'énergie d'activation varie en fonction du rapport Eau/Ciment, mais il a été montré que le rapport Eau/Ciment n'a pas d'effet important sur l'énergie d'activation [Jonasson et coll., 95].

Jonasson et coll. [95] ont proposé une autre équation pour estimer l'énergie d'activation pour les ciments Suédois à une température de 20 °C. Leur formule donne une énergie d'activation supérieure de 32 % à celle proposée par Hansen et Pedersen [77] et donne des valeurs d'énergie d'activation plus grandes pour des températures élevées.

Carino & Molhotra [91] a résumé plusieurs valeurs de l'énergie d'activation obtenues entre (41 et 67 [kJ/mol]), ces valeurs varient en fonction du type de ciment. Mais contrairement à Hansen & Pedersen [77], toutes les valeurs d'énergie d'activation sont constantes et indépendantes de la température, ce qui est en accord avec la loi d'Arrhenius.

L'ASTM [98] recommande une valeur constante d'énergie d'activation entre (40 et 45 [kJ/mol]) pour prédire les résistances mécaniques in situ lorsque le ciment de type I est utilisé sans ajouts et ne donne aucune indication pour d'autres ciments ou ajouts. Kjellsen & Detwiler [93] ont recommandé une énergie d'activation qui est fonction de la température d'hydratation et le développement des résistances relatives. Pane et Hansen [02] ont aussi présenté récemment une nouvelle formulation de l'énergie d'activation en fonction de la température et du degré d'hydratation. Schindler [04] a aussi proposé un modèle pour évaluer l'énergie d'activation, qui prend en considération le type de ciment avec et sans additions (cendres volantes et laitier).

Selon ce qui précède il est évident qu'il existe plusieurs contradictions quand au choix d'une valeur appropriée de l'énergie d'activation.

4.2 Estimation de l'énergie d'activation du BFUP testé

Ainsi nous avons cherché à évaluer l'énergie d'activation du BFUP testé en exploitant les valeurs du taux constant (k) estimées pour les différentes cures (voir Tableau 12).

La variation du taux constant (k) avec la température peut être décrite par la loi d'Arrhenius [Schindler, 04 ; Barnett et coll., 06 ; Tank & Carino, 91 ; Carino & Lew, 01]

$$k(T) = A \cdot \exp\left[\frac{-E_a}{R(T - 273)}\right] \quad \text{Eq. 22}$$

Avec : A : constante [1/h], E_a : énergie d'activation [J/mol], R : constante des gaz parfaits = 8.314[J/K.mol], T : température [°C] et k : taux constant [1/h].

Selon cette équation la relation entre ln (k) et l'inverse de la température absolue en [K] est linéaire :

$$\ln(k) = \frac{-E_a}{R \cdot T} + \ln(A) \quad \text{Eq. 23}$$

Par conséquent la valeur de l'énergie d'activation peut être calculée à partir de la pente de la droite reliant l'évolution de $\ln(k)$ en fonction de l'inverse de la température absolue en [K] représentée sur la Figure 69.

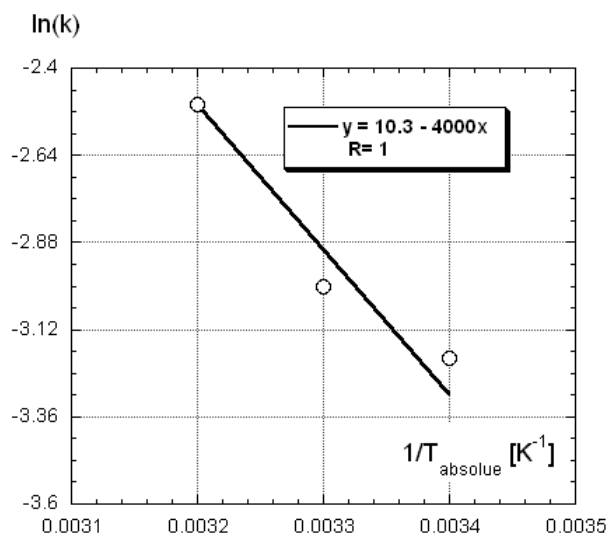


Figure 69: Evolution de $\ln(k)$ en fonction de l'inverse de la température absolue

La valeur d'énergie d'activation pour le BFUP testé est donc égale à 33.3 [kJ/mol] et est similaire à celle des bétons conventionnels. La valeur obtenue correspond à la valeur prescrite par Hansen et Pedersen [77] et la Rilem 119-TCE 199 (33.5 [kJ/mol]) [Rilem, 97] et se trouve dans l'étendue proposée (30 et 40 [kJ/mol]) par Guo [89]. Ceci peut être attribué, soit au fait que le faible rapport Eau/Ciment du BFUP n'influe pas sur l'énergie d'activation, à l'opposé de ce qui a été observé par Carino & Tank [92], soit à la présence d'une grande proportion de fumée de silice (26 %) qui agit de la même manière que la cendre volante sur l'énergie d'activation [Ma et coll., 94]. Selon les auteurs, l'hydratation en présence d'un dosage élevé en fumée de silice est contrôlée en diffusion à cause de la formation de barrières de diffusion des C-S-H près des surfaces des particules de fumée de silice. Les réactions contrôlées en diffusion présentent des valeurs d'énergie d'activation moindres que celles des réactions contrôlées en interfaces [Ma et coll., 94].

L'application du modèle proposé par Schindler [04] donne une valeur d'énergie d'activation de 6.5 % inférieure à celle obtenue par cette méthode (31.6 [kJ/mol]).

5 Application du concept de maturité

Dans cette partie nous allons vérifier la validité du concept de maturité à prédire le retrait endogène du BFUP pour l'étendue de température considérée soit entre 20 et 40 °C.

La loi d'Arrhenius modifiée et proposée par Hansen et Pedersen [77] a été utilisée pour calculer l'âge équivalent.

L'âge équivalent est le temps nécessaire pour que le matériau puisse atteindre, à une cure de référence ($T_{\text{réf}}$), le même niveau de développement que celui atteint sous l'effet de l'histoire de température actuelle, il est exprimé par la relation suivante :

$$t_{\text{équi}} = \int_0^t \exp \left[\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{273+T_{\text{réf}}} - \frac{1}{273+T(t)} \right) \right] dt \quad \text{Eq. 24}$$

Avec : E_a : Energie d'activation [J/mol], R : constante des gaz parfaits (8.314 [J/mol/K]), $T(t)$: température actuelle, $T_{\text{réf}}$: température de référence.

Le retrait endogène a été représenté en fonction de l'âge équivalent calculé selon l'équation ci-dessus, avec une seule valeur d'énergie d'activation égale à 33.5 [kJ/mol]. Les courbes ont été remises à zéro au temps d'apparition du pic de température.

La Figure 70 montre que le retrait endogène peut être prédit correctement pour la cure de 30 °C au-delà de 14 jours. Par contre, dans le cas de 40 °C, le concept ne permet pas de décrire le retrait endogène du fait que l'évolution du retrait endogène en fonction de l'âge équivalent n'est pas superposée avec celle de 20 °C. Ceci est en contradiction avec les résultats obtenus par Turcry et coll. [02] dans le cas des pâtes de ciment pour la même étendue de température, les auteurs ont trouvé que le concept de maturité permet de décrire le retrait pour les cures inférieures à 40 °C.

Ces résultats ont montré que le concept de maturité n'est pas valide pour décrire le retrait endogène au jeune âge pour les températures considérées, ceci est en accord avec les résultats obtenus par d'autres chercheurs [Bjontegaard, 99 ; Loukili et coll., 00 ; Charron, 03].

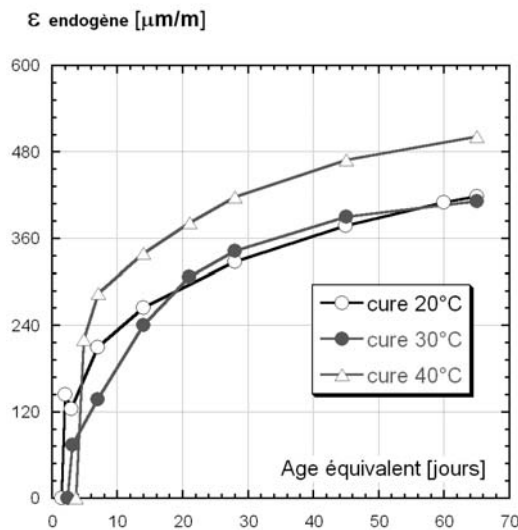


Figure 70: Retrait endogène en fonction de l'âge équivalent – application du concept de maturité

6 Conclusion

En conclusion, l'effet de la cure thermique sur l'ensemble des propriétés physico-mécaniques étudiées dans ce chapitre est favorable au jeune âge du fait que les différents processus qui interagissent sont thermoactivés au jeune âge. Cependant un effet inverse a été observé à long terme. Cet effet est lié aux faibles degrés d'hydratation ultimes à températures élevées par rapport à 20 °C.

Chapitre 6 : Comportement au jeune âge

Les BFUP conviennent pour réparer et renforcer les structures existantes ou pour concevoir de nouveaux éléments de structures mixtes. Mais de telles structures peuvent être vulnérables au risque de fissuration précoce, si les contraintes internes générées au jeune âge sous conditions d'entrave atteignent la résistance à la traction du matériau. D'où l'intérêt de caractériser le comportement du BFUP sous les effets thermomécaniques.

Le comportement thermomécanique peut être déterminé expérimentalement par un système de type TSTM (Temperature Stress Testing Machine), qui permet de simuler les conditions d'entrave dans une structure et les conditions thermiques (isotherme ou réaliste).

Dans ce chapitre on présente les résultats expérimentaux des essais incrémentaux réalisés sous différentes cures thermiques (20, 30 °C et cure réaliste) ainsi que leur interprétation. On présente également dans ce chapitre les résultats d'essais de fluage en traction et en dernier lieu une analyse comparative entre les résultats expérimentaux et prédits par des simulations numériques.

1 Essais isothermes à 20 °C : résultats, analyses et interprétation

Dans cette phase expérimentale, une série d'essais a été réalisée sous conditions isothermes à 20 °C pour évaluer les déformations libres et les contraintes susceptibles de se produire sous entrave. Le programme d'essai adopté dans cette phase (procédure incrémentale, voir Figure 33 présentée dans le chapitre 3) ainsi que le programme d'essai de rupture effectué à la fin de chaque essai sont donnés en annexe E.

1.1 Evolution de température – cure 20°C

L'évolution en fonction du temps de la température mesurée au centre de chaque éprouvette (libre RL et entravée RR, voir Figure 34) du BFUP testé sous une cure thermique isotherme de 20 °C imposée par le bain thermostaté est représentée sur la Figure 71 a). La température des échantillons de section 50x100 mm croît de 20 °C à 21.2 °C durant les premières 48 heures puis diminue graduellement plus tard.

Durant ces essais, il a été constaté que le contrôle de température n'est pas totalement parfait, et une faible différence de température de l'ordre de 1.1 °C se développe. Mais cette différence de température demeure plus petite que le maximum de fluctuation de température à l'intérieur de la salle climatique qui est de l'ordre de ± 1.25 °C. Cette différence de température est plus faible que celle obtenue par Sule (1.6 °C) avec une section transversale plus grande de (100x150 mm) mais avec un béton à haute résistance avec un rapport E/C=0.33 caractérisé par une capacité de dégagement de chaleur moindre comparativement au BFUP [Sule et Van Breugel, 00], et est la même que celle obtenue sur un béton avec un rapport E/L=0.4 par Bjontegaard coll. [04]. La Figure 71 b) montre une différence de l'ordre de 0.7 °C entre le maximum de température mesuré dans l'échantillon entravé (RR) et celui prédit par les précédentes simulations numériques (voir chapitre 3-page 51). Cette différence peut être attribuée d'une part à l'efficacité insuffisante des circuits externes qui relient le distributeur du bain avec les circuits directement fixés sur les moules, Figure 34 et d'une autre part à la capacité de refroidissement du bain limitée, il est donc impossible de réduire la différence à 0.

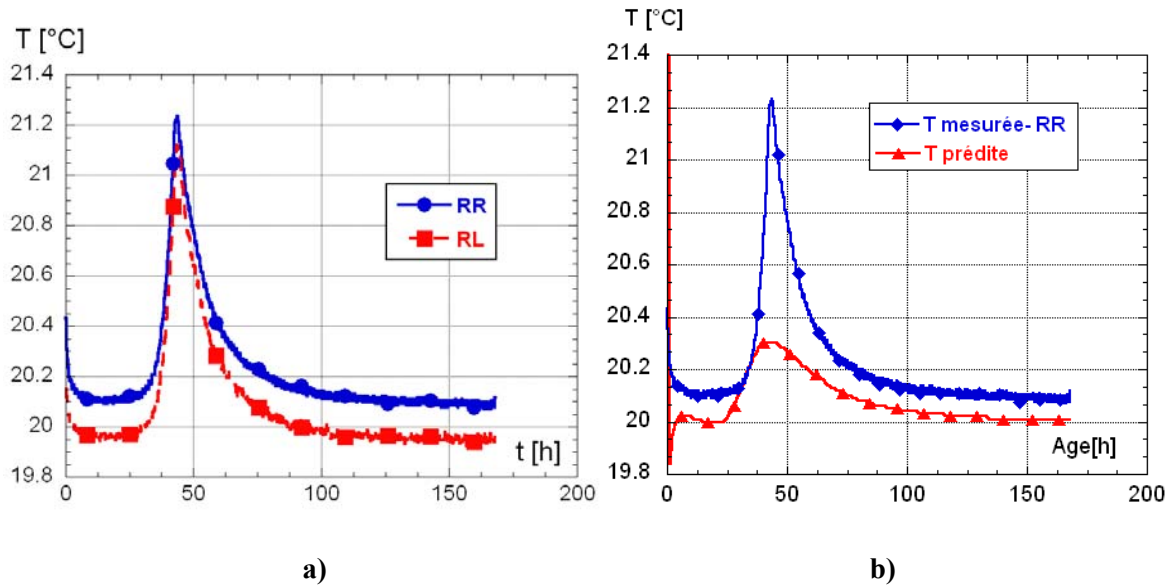


Figure 71: Evolution de température dans les dispositifs libre (RL) et entravé (RR) a) et comparaison avec la température prédite avec MLS au chapitre 3 b)

1.2 Evolution des déformations libres – cure 20°C

La déformation libre est obtenue par la différence des déplacements mesurés par des deux capteurs placés aux deux extrémités de l'échantillon, divisée par la distance qui les sépare, voir Figure 34.

$$\varepsilon_{RL} [\mu\text{m}/\text{m}] = \frac{\text{mes}(\text{LVDT } D) - \text{mes}(\text{LVDT } C)}{0.750} \quad \text{Eq. 25}$$

avec: ε_{RL} : retrait libre [$\mu\text{m}/\text{m}$], $\text{mes}(\text{LVDT } D)$: déplacement mesuré par le capteur placé du côté libre, $\text{mes}(\text{LVDT } C)$: déplacement mesuré par le capteur placé du côté fixe.

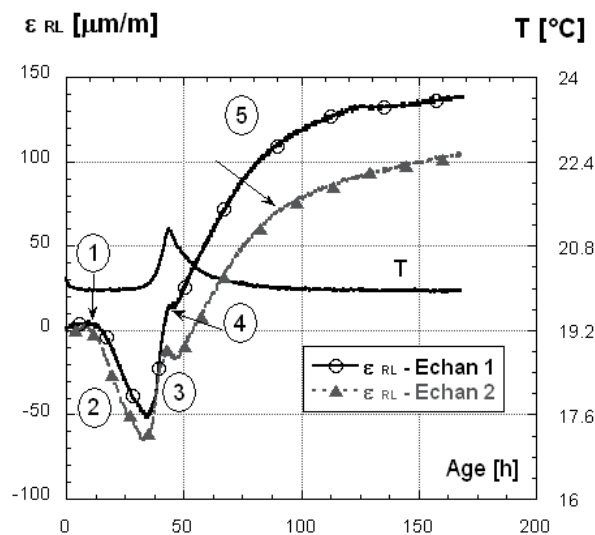


Figure 72: Evolution de la déformation libre

La Figure 72 montre les résultats obtenus dans le dispositif libre, l'observation minutieuse de cette courbe permet de distinguer 5 étapes [Kamen et coll., 07 b]. La première étape, (1), correspond à un faible retrait dû au retrait chimique qui commence dès le contact eau-

ciment. La seconde étape (2) est caractérisée par un gonflement, aussi observé par Habel [04] sur un BFUP de composition proche de celle utilisée dans cette étude (avec $E/C=0.18$) et par Sule & Van Breugel [00] dans le cas d'un béton de haute résistance avec un rapport $E/C=0.33$. Ce gonflement ne peut être attribué à une dilatation thermique du fait que la température commence à évoluer plus tard mais par contre à la cristallisation des produits d'hydratation [Barcelo et coll., 01]. Selon Kovler [96], le scellement des échantillons, augmente la pression de vapeur interne, ce qui conduit à libérer les tensions capillaires et résulte en un gonflement. Ce dernier dépend de la pression de vapeur interne, du volume et de la taille des pores vides qui changent significativement au jeune âge. La troisième étape (3) correspond de nouveau au le retrait chimique (contraction Le Châtelier). L'étape quatre (4), c'est-à-dire après la prise, le développement du retrait est quasiment arrêté, entre 43 et 48 heures et est superposé avec un petit gonflement dû au faible gradient de température observé, de l'ordre de $1\text{ }^{\circ}\text{C}$ comme le montre la courbe de température (T) de l'échantillon libre, ou à la transformation retardée de l'ettringite à cause de la teneur élevée en adjuvant. Une phase similaire à celle-ci a été aussi observée par Habel [04], et n'est pas totalement compréhensible actuellement. Dans l'étape cinq (5) qui débute après 48 heures, le retrait est gouverné en grande partie par l'autodessiccation et les déformations qui se développent à ce stade correspondent donc au retrait endogène. Il est à noter que le début de l'autodessiccation cause un changement brusque de l'évolution des déformations [Kamen et coll., 06 b]. L'autodessiccation des échantillons privés de tout échange avec le milieu ambiant est équivalente à un départ d'eau et est due à la création de vides durant l'hydratation, menant à la formation de ménisques dans les pores capillaires qui ont tendance à croître en nombre dans le temps. Les vides créés induisent la réduction de la pression de vapeur.

Le gonflement maximal mesuré varie entre 52 et $65\text{ }\mu\text{m/m}$ et apparaît approximativement à 34 heures. Et le retrait endogène mesuré varie entre 105 et $140\text{ }\mu\text{m/m}$ à 7 jours. Le retrait endogène obtenu pour le BFUP testé est égal à la moitié de celui d'une pâte de ciment avec un rapport $E/C=0.4$ et avec 5% de fumée de silice testée par Bjontegaard et coll.[04]. Il est aussi la moitié de celui mesuré par Hedlund [00] pour un béton à haute performance avec un rapport $E/L=0.25$ et 10% de fumée de silice.

Ce retrait endogène modéré peut être attribué à une compensation par le gonflement élevé observé au jeune âge (de signe opposé) et au faible degré d'hydratation qui est de l'ordre de 30% , du fait que le retrait endogène résulte et se développe durant le processus d'hydratation. Cependant le BFUP peut être moins sensible au risque de fissuration au jeune âge durant les 7 premiers jours. Mais du fait que le module d'élasticité se développe plus rapidement que la résistance à la traction, des contraintes élevées pouvant provoqué la fissuration peuvent se développer plus tard.

Enfin, la comparaison des résultats des deux essais effectués à $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ (Echan 1 et Echan 2) indique que la reproductibilité des mesures de déformations libres est suffisamment garantie.

1.3 Evolution des contraintes générées

L'évolution des contraintes sous entrave est représentée dans la Figure 73 a). Les contraintes générées par le retrait endogène de l'éprouvette de BFUP sous conditions d'entrave représentent 30 à 47% de la résistance à la rupture (désignée par σ_t qui est différente de f_{max} du fait que le matériau est déjà endommagé). Cette résistance est obtenue à la fin de chaque essai incrémental par le biais d'un essai de rupture contrôlé en déplacement (annexe E). A la fin de certains essais un examen visuel a été effectué sur les échantillons de BFUP, aucune fissure n'a été observée sur les échantillons. Ceci peut être

dû à la courte durée de l'essai. Mais il est à signaler que le niveau de contrainte tend à augmenter dans le temps du fait que le retrait endogène continu à se développer dans le BFUP au-delà de 7 jours. En plus, le module élastique se développe plus rapidement que la résistance à la traction, les contraintes de fissuration peuvent donc se développer plus tard.

Il est à noter que l'initiation des macro-fissures dans le béton ordinaire se produit lorsque le rapport (contrainte/résistance) atteint une valeur entre 0.4 et 0.5 [Neville, 95]. Il se peut que cela ne soit pas le cas avec le BFUP qui est caractérisé par une résistance à la traction élevée (voir Figure 73 b) et une grande capacité de déformation qui peuvent le rendre moins sensible à l'initiation des fissures au jeune âge à de tels niveaux de sollicitation.

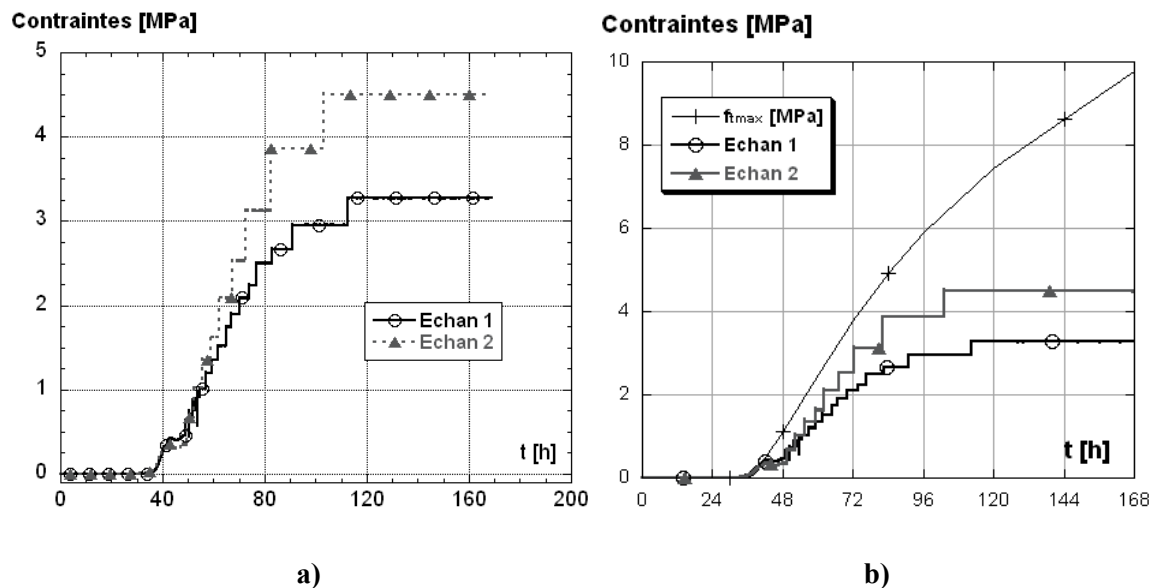


Figure 73: Evolution des contraintes induites sous entrave totale incrémentale a) et comparaison des contraintes avec la résistance à la traction maximale b)

1.4 Evolution du fluage en traction

La réponse viscoélastique au jeune âge sous contraintes induites en conditions d'entrave totale incrémentale du BFUP est exprimée en terme de fluage propre de traction. Noter que le fluage en traction est déduit à partir de la différence entre les déformations libres et les déformations cumulées mesurées sous entrave totale incrémentale, comme le montre la Figure 33 au chapitre 3 [Charron, 03; Kovler, 94]. La Figure 74 montre que le fluage en traction augmente continuellement. Cet effet peut être attribué à l'accroissement des contraintes induites sous conditions d'entrave, particulièrement durant les premières 80 heures. L'augmentation du fluage peut être attribuée au taux de retrait endogène élevé au jeune âge. Selon Igarashi et coll., les bétons qui développent un retrait endogène élevé présentent aussi un grand potentiel de fluage [Igarashi et coll., 00].

Durant le stade initial de l'hydratation, le béton se transforme d'un état frais à un état durci, apte à reprendre les sollicitations et donne lieu à un fort taux de fluage [Bentur, 01 et Khan, 97], c'est le cas aussi du BFUP, où le taux de fluage est plus important au jeune âge puis s'atténue à long terme pour une hydratation plus avancée.

Il est aussi connu que le comportement viscoélastique est influencé de façon significative par l'âge de chargement. Donc un chargement au très jeune âge comme c'est le cas ici donne lieu à un fluage élevé.

La déformation de fluage représente 64 à 67 % du retrait libre (après remise à zéro et représenté sur la Figure 80), cependant un pourcentage équivalent de retrait peut être compensé par le fluage. Cette déformation élevée de fluage était attendue en raison de la teneur élevée en fumée de silice du BFUP et au chargement dès le jeune âge, comme il a été aussi observé par Bissonnette & Pigeon [95] ainsi que Igarashi et coll. [00].

Le fluage propre en traction déduit des mesures avec la TSTM atteint 115 et 119.5 $\mu\text{m/m}$ respectivement dans les deux éprouvettes testées.

Ces propriétés viscoélastiques jouent un rôle important vis-à-vis du risque de fissuration du fait qu'elles permettent d'atténuer de façon importante le développement et l'amplitude des contraintes induites au jeune âge sous conditions d'entrave.

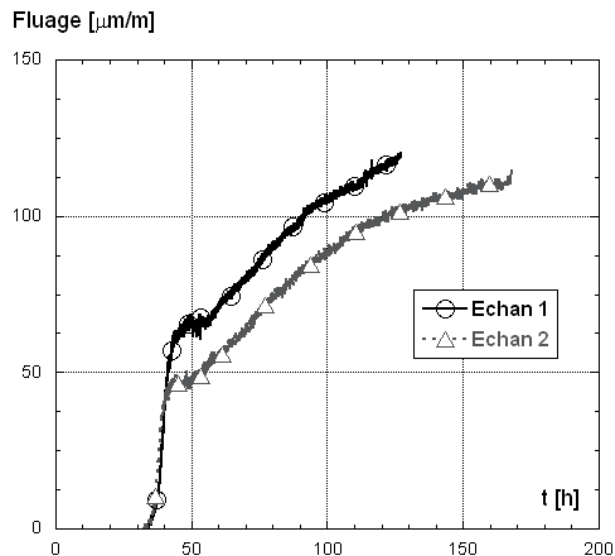


Figure 74: Evolution du fluage en traction sous conditions d'entrave totale incrémentale

1.5 Tests de reproductibilité

1.5.1 Evolution de températures mesurées avec et sans contrôle de température

Sur la Figure 75, on peut observer l'effet du système de conditionnement qui permet de réduire l'amplitude du pic de température et par conséquent la différence maximale de température entre les phases d'échauffement et de refroidissement, qui a une conséquence directe sur l'évolution des contraintes internes dans le matériau comme indiqué par la suite. Le refroidissement permet de réduire la différence de température de 4.5 °C, ce qui est équivalent à une réduction de la déformation thermique de l'ordre de 78 %. Il est à noter qu'on a toujours une légère différence de température mais qui demeure faible (1 °C). Pour cette raison nous négligeons son effet et nous considérons que les essais se déroulent en conditions isothermes.

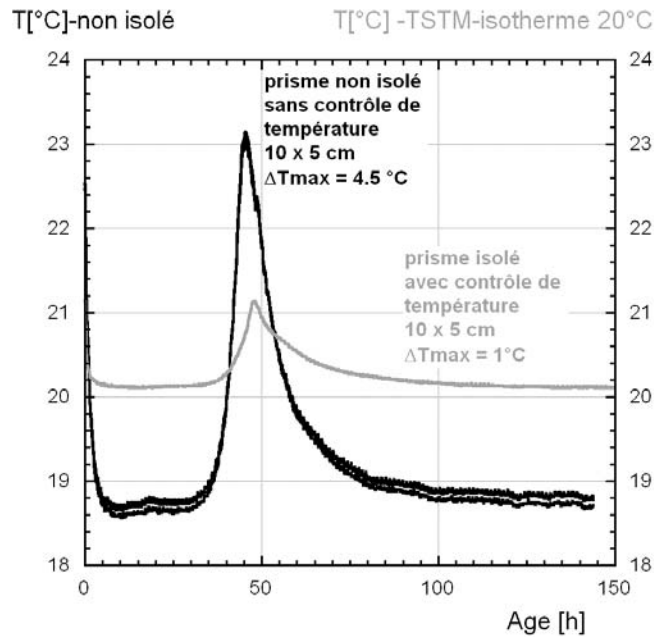


Figure 75: Evolution de température avec et sans conditionnement

1.5.2 Évolution des contraintes avant et après mise au point du système de conditionnement

La comparaison des premiers essais de validation de la TSTM, avec et sans contrôle de température, Figure 76, a montré que *le système de conditionnement permet de réduire les contraintes susceptibles de se développer au jeune âge, du fait qu'il permet de réduire le gradient de température c'est-à-dire les déformations dues aux effets thermiques et donc les contraintes internes générées sous entrave*. Ceci est avantageux vis-à-vis du risque de fissuration.

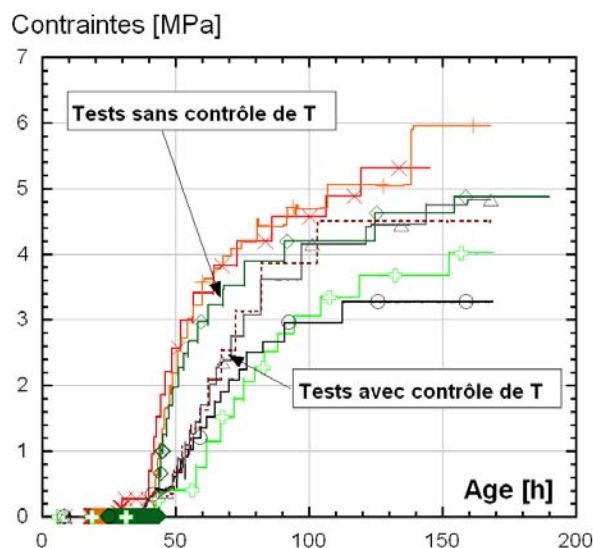


Figure 76: Evolution des contraintes induites sous entrave totale incrémentale avec et sans contrôle de température

1.5.3 Comparaison avec résultats de l'Université Laval sur BFUP ($E/C=0.18$)

Nous avons également comparé nos résultats expérimentaux avec ceux effectués à l'Université Laval par Habel [04] sur un BFUP de composition proche de celle testée. Ses éprouvettes ont une section transversale de 50x50 mm. Les résultats sont représentés sur la Figure 77 a et b. Ils présentent une similarité malgré la différence entre les sections des éprouvettes et les dispositifs.

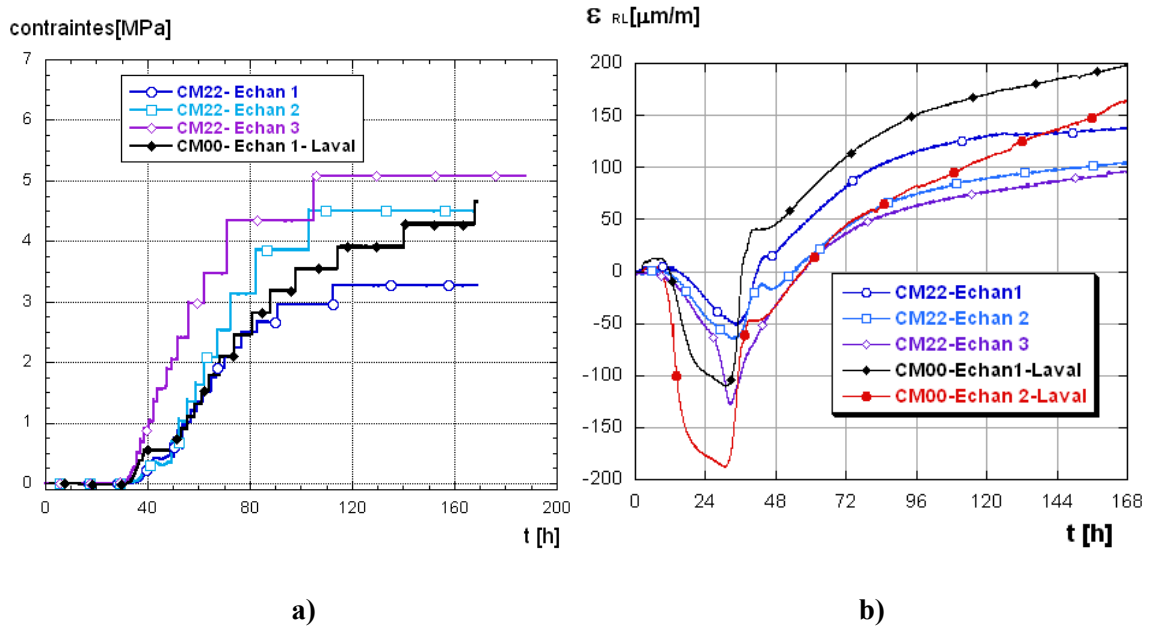


Figure 77: Comparaison des résultats de Laval et EPFL : a) contraintes induites sous entrave totale incrémentale et b) déformations libres

Il est important de noter à travers ces résultats que l'on a pu reproduire des résultats comparables sur des bétons à ultra haute performance de compositions légèrement différentes et effectués dans deux laboratoires différents (Laval, EPFL) par le biais de dispositifs différents, ce qui est souvent difficile à réaliser avec des bétons [Bjontegaard et coll., 04; Hammer et coll., 01].

2 Influence de la cure thermique sur le comportement au jeune âge

Dans cette phase expérimentale, une série de tests a été effectuée sous conditions isothermes (à 30 °C) et sous condition réaliste reproduisant l'évolution de température mesurée au cœur de la couche de BFUP dans une poutre mixte (BFUB - BO).

2.1 Cure à 30°C- résultats et analyses

2.1.1 Evolution de température

L'évolution de la température en fonction du temps est représentée sur la Figure 78 a). La température des échantillons croît de 30 °C à 31.2 °C durant les premières 35 heures puis diminue graduellement et se stabilise jusqu'à la fin de l'essai.

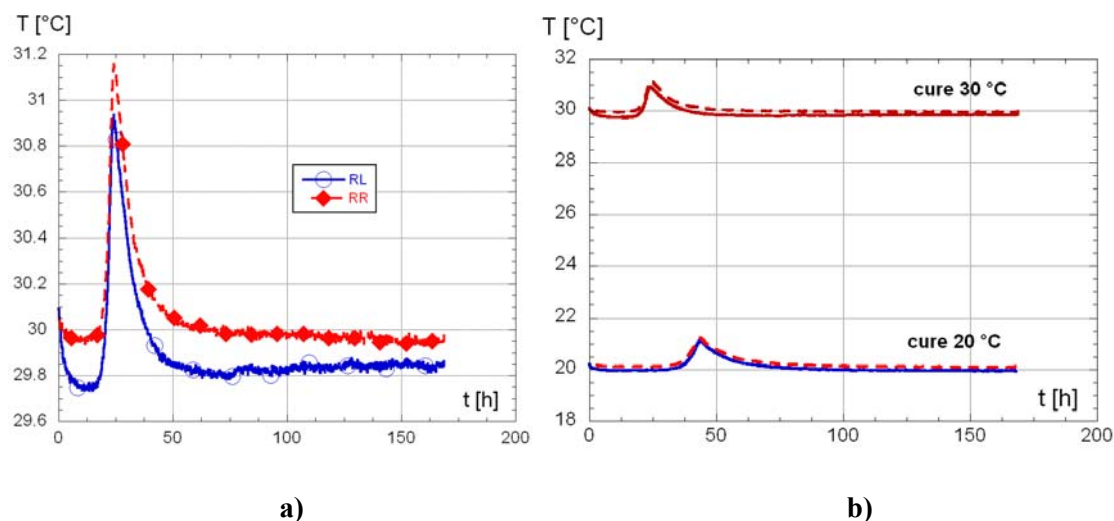


Figure 78: Evolution de température dans les deux dispositifs (RL et RR) – cure de 30 °C a) et comparaison avec les températures pour une cure de 20 °C b)

Durant ces essais, il a été constaté que la différence maximale de température est toujours de l'ordre de 1 °C, comme pour le cas de la cure à 20 °C. Cependant l'évolution de température est plus rapide dans le cas de la cure à 30 °C à cause de l'activation des réactions d'hydratation, ce qui conduit à un temps de prise plus rapide (voir Figure 78 b)). La durée d'échauffement-refroidissement est aussi légèrement influencée par les conditions de cure, qui dure 3 jours et 3.5 jours respectivement pour 30 °C et 20 °C.

2.1.2 Evolution des déformations libres

La Figure 79 a) montre les résultats obtenus dans le dispositif libre. Les 5 étapes observées pour la cure de 20 °C sont aussi distinctes pour la cure de 30 °C. En comparant les résultats des deux cures, Figure 79 b), on observe un décalage pour la courbe à 30 °C qui est aussi relié à l'activation de l'hydratation donc une formation rapide des produits d'hydratation et aussi une autodessiccation plus rapide comme il a été montré auparavant (voir chapitre 5) par les mesures de l'humidité relative pour différentes cures. En conséquence, le retrait endogène se développe plus vite à 30 °C qu'à 20 °C. *Les conditions de cure influent aussi bien sur la cinétique que sur l'amplitude du retrait endogène, à cause de son influence sur la microstructure. En effet, les hydrates formés au jeune âge confinent la structure poreuse en réduisant la taille des pores, ce qui donne lieu à des tensions capillaires plus grandes et par conséquent une contraction du solide plus importante pour la cure à 30 °C.* Ce résultat est cohérent avec celui trouvé par Hedlund [00] pour un béton de haute résistance contenant 10 % de fumée de silice et un rapport eau/liant= 0.31.

Le gonflement maximal mesuré est sensiblement égal à celui mesuré pour la cure à 20 °C (67 $\mu\text{m}/\text{m}$ à 20 heures). Le retrait endogène mesuré atteint 202 $\mu\text{m}/\text{m}$ à 7 jours, soit une augmentation de 44 % par rapport au maximum mesuré à 20 °C, à cet âge.

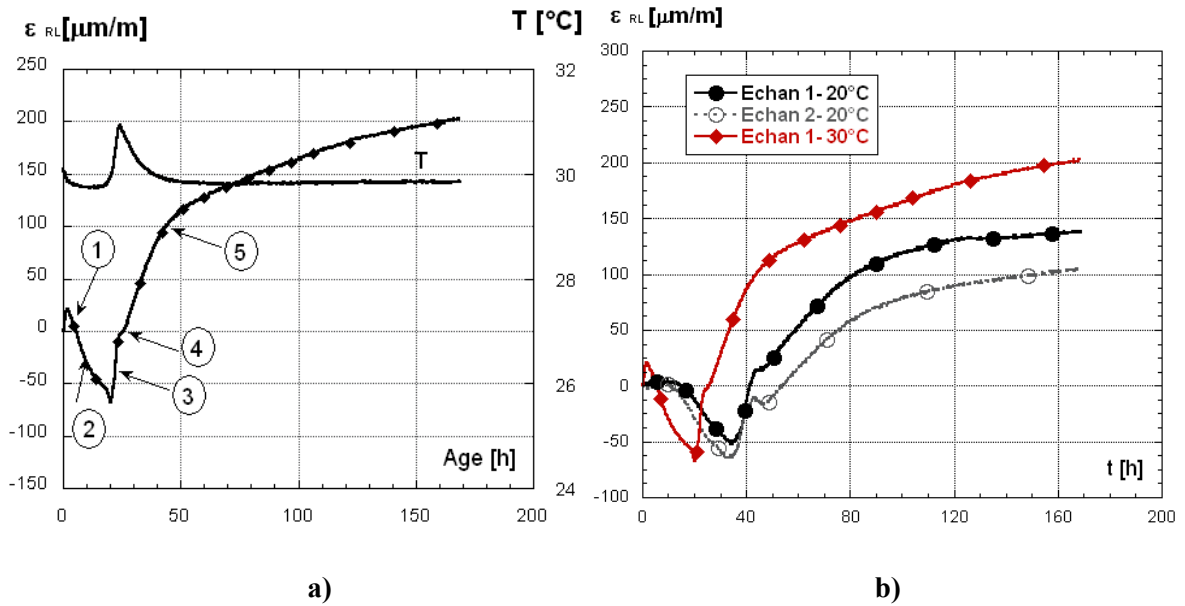


Figure 79: Evolution de la déformation libre – cure de 30 °C a) et comparaison avec la déformation libre pour une cure de 20 °C b)

Le retrait endogène est mis à zéro à la fin de la phase de gonflement selon les recommandations de la RILEM TC 181-EAS [02] (voir Figure 80). Le retrait endogène demeure faible à cette échéance.

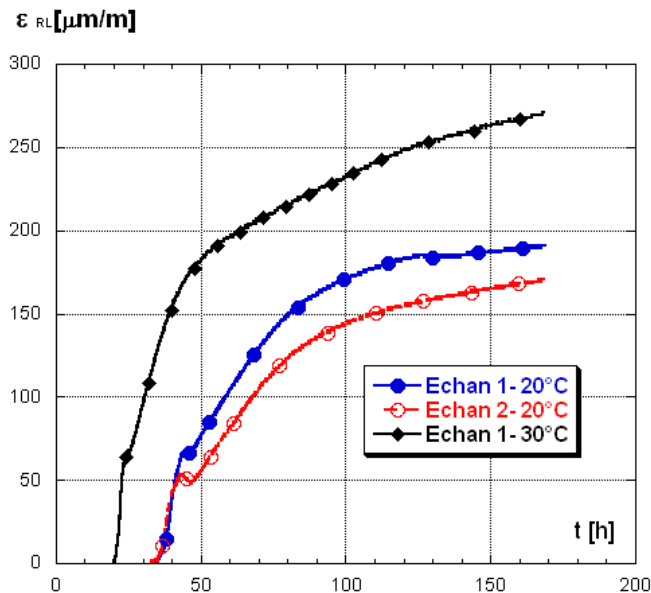


Figure 80: Evolution du retrait endogène «mis à zéro» pour les deux cures

2.1.3 Evolution des contraintes générées

L'évolution des contraintes sous entrave pour la cure de 30 °C est représentée sur la Figure 81 a). Les contraintes générées dans les éprouvettes de BFUP représentent 60 à 80 % de la contrainte à la rupture obtenue à la fin d'essai par un essai de rupture contrôlé en

déplacement. A ce niveau de contraintes l'initiation des micro-fissures devient probable et la résistance peut être influencée.

En effet, les résistances obtenues pour la cure de 30 °C ont diminué comparativement à celles obtenues à 20 °C, comme on peut le constater en comparant les valeurs de contraintes de rupture obtenues à la fin de chaque essai par le biais d'un essai de rupture pour les différentes cures et qui sont indiquées sur la Figure 81 b). Ceci peut être attribué à un endommagement interne dû à une micro fissuration précoce pour la cure de 30 °C.

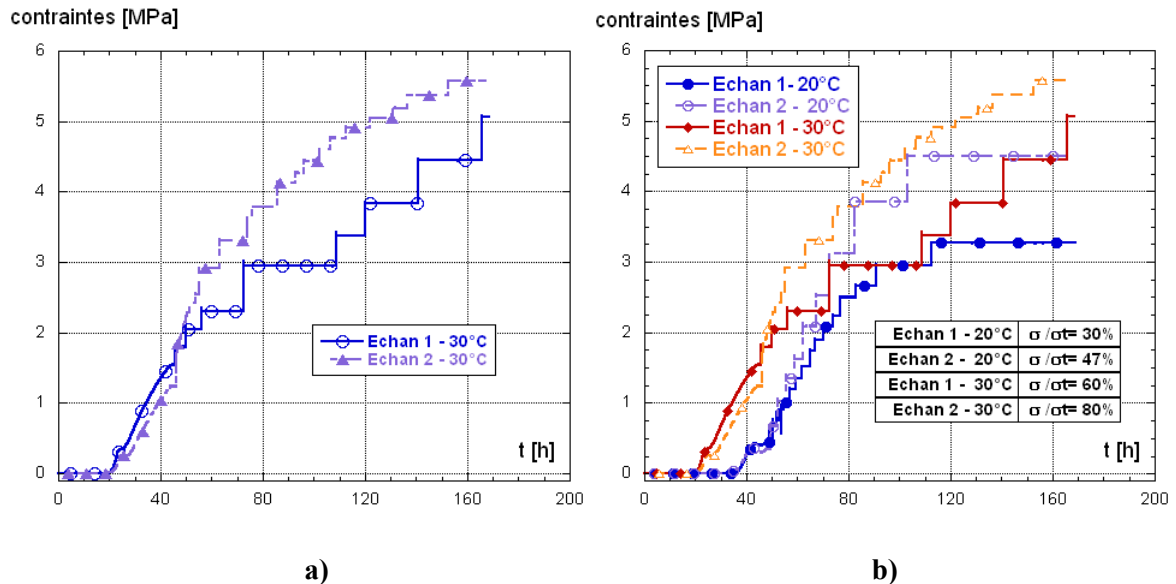


Figure 81: Evolution des contraintes induites par le retrait - cure 30 °C a) et comparaison avec cure de 20 °C

A partir de la Figure 81 b), on peut constater que les contraintes se développent plus rapidement pour la cure de 30 °C, à cause du développement rapide des forces motrices «l'hydratation, l'autodessiccation et par conséquent le retrait endogène» et que les niveaux de contraintes induites à 7 jours sont plus élevés.

2.1.4 Evolution du fluage en traction calculé – cure 30 °C

La déformation de fluage représente 44 % du retrait libre, cependant un pourcentage équivalent de retrait peut être compensé par le fluage. Le fluage déduit des mesures pour la cure de 30 °C atteint 127.60 $\mu\text{m}/\text{m}$ et a augmenté de 7 % par rapport au fluage maximum mesuré à 20 °C (voir Figure 82). Ceci peut être attribué d'une part au volume plus grand d'hydrates qui se forment plus rapidement pour la cure de 30 °C au jeune âge et d'autre part à la contribution du fluage lié aux effets thermiques qui conduisent à augmenter le fluage. Ce qui est favorable vis-à-vis du risque de fissuration car un plus grand fluage permet plus de relaxation des contraintes générées au jeune âge.

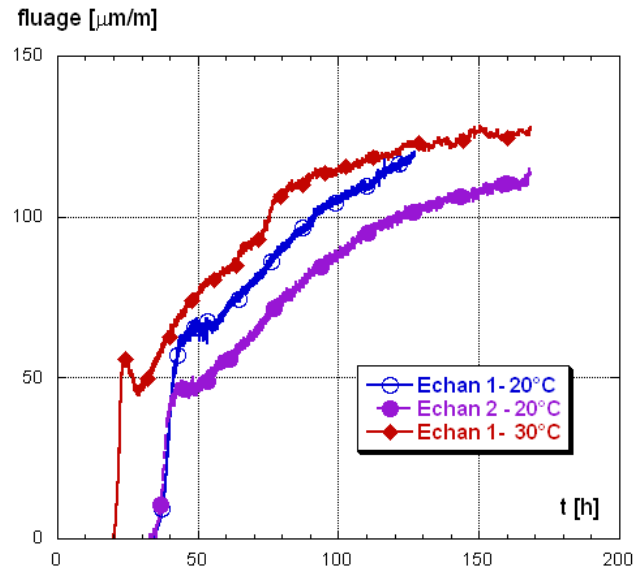


Figure 82: Evolution du fluage en traction sous conditions d'entrave totale incrémentale pour des cures thermiques de 20 °C et 30 °C

2.2 Cure réaliste-résultats et analyses

L'évolution réelle de température (Figure 83) mesurée au cœur de la couche de BFUP d'une poutre mixte (BFUP-BO) dans le cadre des travaux de Habel [04], a été utilisée pour étudier le comportement du BFUP au jeune âge sous une température réaliste. La courbe de température équivalente a été programmée dans le logiciel de contrôle du bain (wintherm plus).

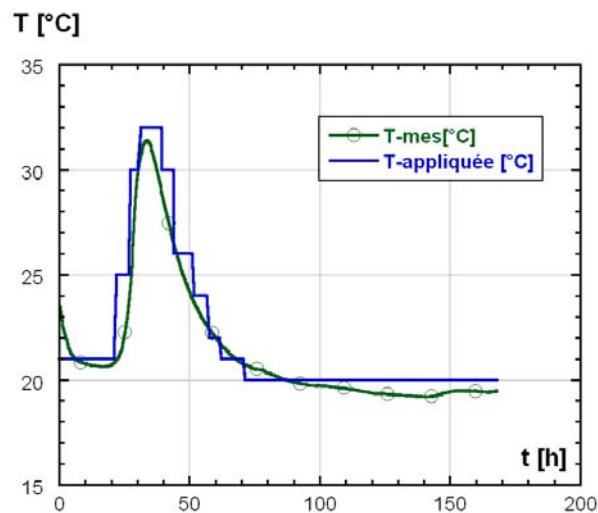


Figure 83: Température équivalente à la température mesurée au cœur de la couche de BFUP d'une poutre mixte (BFUP-BO) [Habel, 04]

2.2.1 Evolution de température

L'évolution de la température en fonction du temps obtenue sur les deux éprouvettes est représentée sur la Figure 84, la température mesurée sur les échantillons suit parfaitement la température imposée.

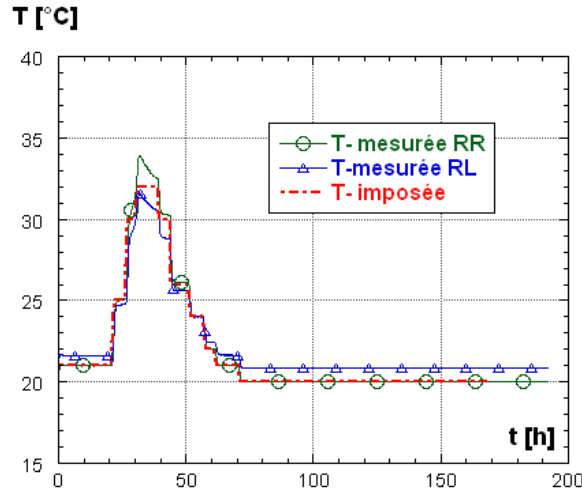


Figure 84: Evolution de température dans les deux dispositifs (RR et RL) et celle imposée par le bain

2.2.2 Evolution des déformations libres

La Figure 85 a) montre l'évolution de déformation mesurée dans le dispositif libre (RL), avec trois étapes distinctes. L'étape une (point (1)) correspondant à un faible retrait chimique initial qui commence à se développer dès le premier contact eau/ciment. La seconde étape entre le point (1) et (2) correspond au gonflement qui accompagne l'évolution de température au cours d'hydratation et la troisième phase (du point (2) et au-delà du point (3)), qui caractérise le retrait durant la phase de chute de température, durant laquelle on peut constater des déformations supplémentaires correspondant aux déformations thermiques.

En comparant les déformations obtenues pour une cure de 20 °C et la cure réaliste, on peut constater une légère augmentation de la déformation au très jeune âge, en particulier la phase de gonflement qui a doublé suite à la dilatation thermique qui s'additionne au gonflement lié à la recristallisation des produits d'hydratation. Mais la déformation atteinte après 7 jours pour la cure réaliste est du même ordre de grandeur que celles mesurées durant les tests réalisés à une cure de 20 °C, comme le montrent les résultats représentés sur la Figure 85 b).

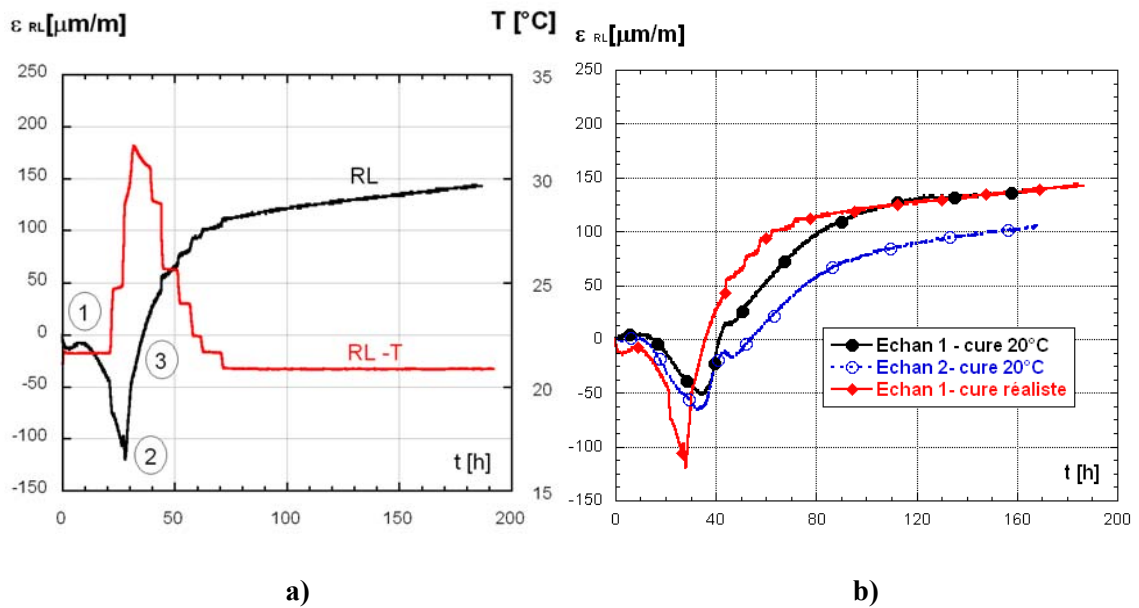


Figure 85: Evolution de déformation libre - cure réaliste a) et comparaison de la déformation libre pour une cure réaliste et cure de 20°C b)

2.2.3 Evolution de la déformation thermique

Pour une température variable, la déformation totale consiste en la déformation thermique et le retrait endogène qui se produisent simultanément. A travers l'évolution de la température mesurée pendant l'essai et en considérant d'une part un coefficient de dilatation thermique constant CDT 12 $\mu\text{m}/^\circ\text{C}$ et d'autre part variable Figure 87 a) selon Habel [04]. Les déformations thermiques ont été évaluées dans chaque cas et sont représentées sur les figures 86 et 87 b). On peut constater que la dilatation thermique atteint une valeur maximale de -125 $\mu\text{m/m}$ à 36 h environ, et donc permet de réduire (ou de compenser) le retrait endogène de l'ordre de 78 % à cette échéance.

Par contre, si l'on considère que l'évolution du coefficient de dilatation thermique varie dans le temps selon la courbe de la Figure 87 a). La dilatation thermique maximale peut atteindre -310 $\mu\text{m/m}$ à 28 h.

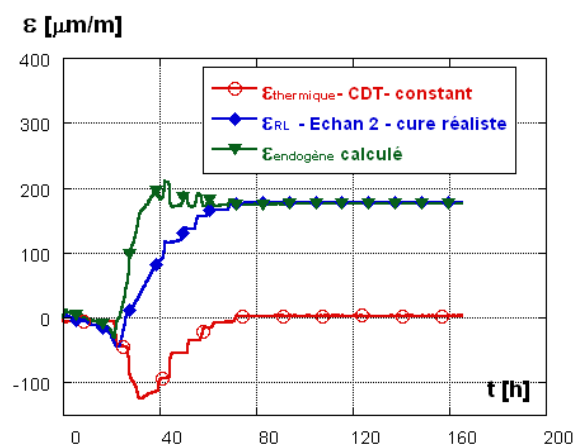


Figure 86: Evolution des déformations dans le cas d'un CDT constant

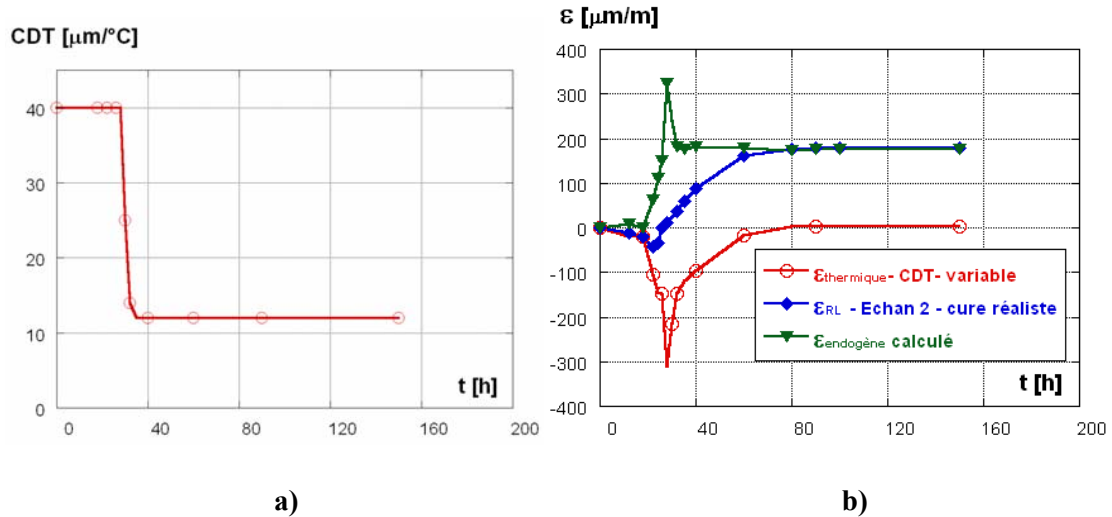


Figure 87: Evolution du CDT a) et des déformations b)

2.2.4 Evolution des contraintes générées

L'évolution des contraintes développées sous entrave dans le cas d'une cure réaliste est représentée sur la Figure 88 a), les contraintes générées dans ce cas atteignent 40 % de la contrainte à la rupture à 7 jours. En analysant les courbes données sur la Figure 88 b), on peut constater que l'évolution des contraintes est plus importante avec la cure réaliste au jeune âge, due à une thermo-activation des réactions d'hydratation au cours de l'évolution de la température, accompagnées par une manifestation d'autodessiccation et de déformation endogène plus rapide et plus importante au très jeune âge. De plus l'hydratation rapide résulte en une densification de la structure du BFUP et une augmentation de sa rigidité, qui rend ardu l'application des paliers successifs de force pour ramener l'éprouvette à sa longueur initiale après chaque atteinte du seuil de déformation imposé comme le montre l'évolution des contraintes pour cette cure.

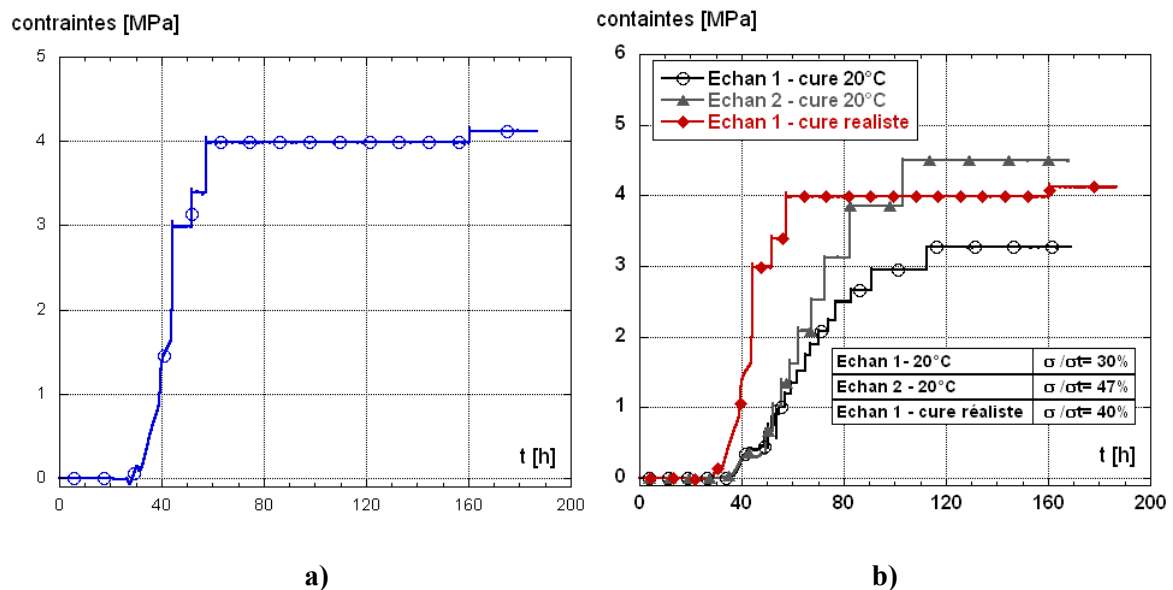


Figure 88: Evolution de contraintes - cure réaliste a) et comparaison de contraintes pour une cure réaliste et cure de 20 °C b)

3 Essais de fluage en traction

Les propriétés viscoélastiques constituent un paramètre important dans le comportement au jeune âge car elles contribuent à atténuer les contraintes induites sous conditions d'entrave et par voie de conséquence à réduire le risque de fissuration au jeune âge. Cette série d'essais a été élaborée dans le but d'évaluer au jeune âge, le fluage propre en traction du BFUP sous chargement constant durant toute la période d'essai à l'opposé de ce qui a été fait dans les précédents essais, où le fluage a été déterminé sous paliers de contraintes croissants (essai sous entrave totale incrémentale).

Il est tout de même nécessaire de rappeler, que les mesures de fluage en traction au jeune âge sont complexes à cause des variations simultanées des propriétés physiques et chimiques compliquant aussi leurs interprétations [Altoubat & Lange, 01 a et 01 b]. Ce qui est à l'origine de leur rareté comparativement aux essais de fluage en compression.

Ces essais ont été effectués avec les mêmes dispositifs de la TSTM développés dans le cadre de cette étude. Les paramètres variables dans ces essais sont l'âge et le niveau de sollicitation. Les résultats de ces essais serviront à modéliser le fluage en traction du BFUP testé au jeune âge par le modèle de Maxwell généralisé (identification des paramètres des chaînes).

Le programme d'essai adopté pour les mesures de fluage en traction est donné en annexe E.

3.1 Résultats d'essais et discussions

Dans cette série d'essais, les éprouvettes (dans le dispositif RR) ont été chargées à partir de 3 jours avec deux niveaux de sollicitations (contrainte/résistance à la traction à 3 jours = 32 et 63 %), Figure 89 a). En parallèle, le retrait endogène a été mesuré dans le dispositif libre pour évaluer le fluage propre, Figure 89 b). Pour vérifier la reproductibilité des essais de fluage, nous avons réalisé deux tests pour le niveau de sollicitation de 63 %, désigné sur la Figure 89 par test 2 et test 3. Les résultats de fluage (y compris déformation élastique) obtenus sont représentés sur la Figure 90.

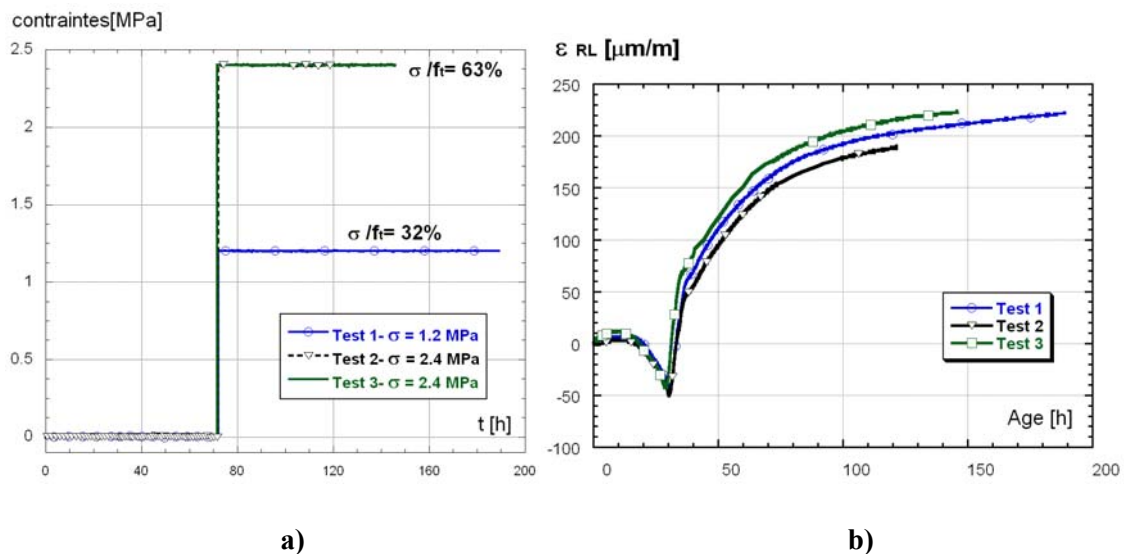


Figure 89: a) Niveaux de sollicitation et b) retrait libre dès début des mesures

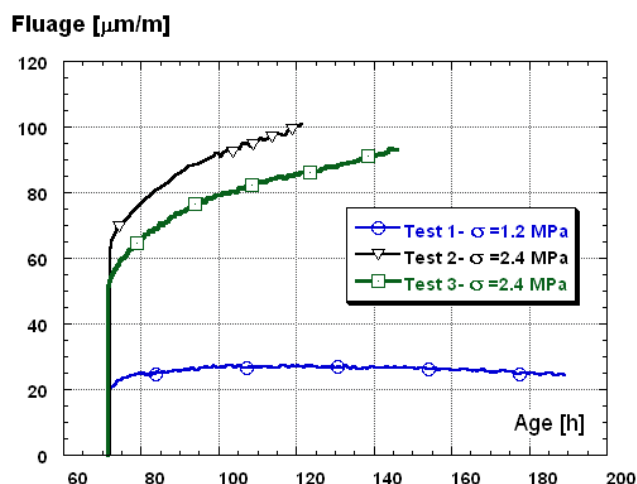


Figure 90: fluage en traction à 3 jours pour différents niveaux de sollicitation (y compris déformation élastique)

Les résultats de retrait libre représentés sur la Figure 89 b) confirment de nouveau la reproductibilité des essais. Les résultats représentés sur la Figure 90, indiquent que *le taux de fluage du BFUP est important au très jeune âge, du fait qu'une grande part se produit dans les quelques heures qui suivent le chargement.*

Dans le cas du niveau de sollicitation de 32 % ($\sigma = 1.2$ MPa), l'évolution du fluage tend à se stabiliser rapidement à partir de 80 heures. Ceci signifie que le fluage en traction qui se manifeste au jeune âge est élevé et que le comportement visqueux est nettement marqué. Ce résultat constitue un avantage vis-à-vis du problème de risque de fissuration au jeune âge, du fait que le comportement viscoélastique contribue à atténuer les contraintes susceptibles de se développer durant cette période sous conditions d'entrave. Le fluage obtenu sous ce niveau de contrainte représente 40 % du retrait libre. Ce résultat est en accord avec celui obtenu par Altoubat & Lange [01 a] qui ont aussi constaté que le taux de fluage initial en traction du béton fibré et sans fibres est élevé au jeune âge, durant les premières 10 et 20 h, puis plafonne vers une valeur stable.

A la fin de l'essai pour le faible niveau de sollicitation (32 %), le fluage a légèrement diminué. A l'état actuel, nous ne pouvons donner aucune explication physique à ce phénomène, mais du moins nous pouvons supposer que cela est dû à la forte concentration en fibres dans cette éprouvette qui peut être à l'origine de la réduction du fluage en fonction du temps. En effet au début c'est la matrice qui flue puis suite à la redistribution interne des efforts, les fibres peuvent reprendre une certaine part.

Par contre pour le niveau de sollicitation élevé 63 % ($\sigma = 2.4$ MPa), de grandes déformations ont été observées, indiquant des caractéristiques d'un comportement non linéaire dû au niveau de sollicitation élevé (que nous jugeons hors du domaine de la limite linéaire), comme le montre la Figure 90, où le fluage tend à augmenter de façon continue dans le temps. En effet, selon De Schutter [97], le comportement viscoélastique en compression est non linéaire lorsque le niveau de sollicitation atteint 40 %. En outre, les essais réalisés par Atrushi [03] sur des bétons à hautes performances avec $E/L = 0.40$ ont montré que la limite de proportionnalité est de 60 % de la résistance à la traction.

La reproductibilité des résultats de fluage est montrée sur la Figure 90 (courbes désignées par test 2 et test 3 sur cette figure). Ceci indique que la TSTM constitue un moyen adapté et fiable pour les mesures de fluage en traction au jeune âge.

Finalement, les résultats d'essais de fluage réalisés à des âges de sollicitation de 35 et 46 h (Figure 91 a) sont représentés sur la Figure 91 b). Ces résultats montrent la sensibilité de la réponse viscoélastique à l'âge de sollicitation. Comme attendu, l'amplitude du fluage (y compris déformation élastique) a augmenté quand l'éprouvette est chargée au plus jeune âge comparativement aux résultats à 72 h, à cause de la plus faible rigidité du matériau à ces âges (35 et 46 h). D'un autre côté, ces résultats confirment de nouveau le comportement non linéaire pour le niveau de sollicitation élevé de 50 %.

Les résultats obtenus par ces essais permettent ensuite de modéliser le comportement viscoélastique au très jeune âge.

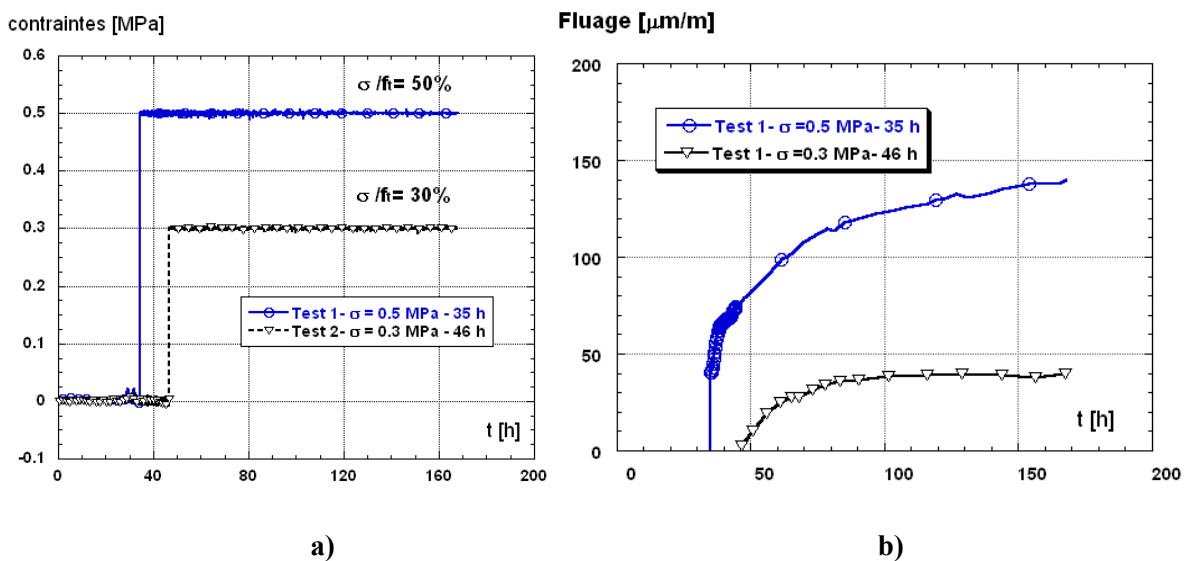


Figure 91: a) Niveaux de sollicitation et b) fluage pour différents âges de sollicitation

3.2 Corrélation retrait-fluage en traction

La relation entre le fluage spécifique et le retrait endogène du BFUP testé est représentée sur la Figure 92. Notons que le fluage spécifique est désigné par $J(t, t_0)$ [$\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}$], et représente le fluage à un âge (t) produit par unité de contrainte appliquée à l'âge (t_0). En analysant la relation entre le fluage spécifique en traction et le retrait endogène nous observons une corrélation linéaire croissante, ce qui indique que le BFUP a une capacité de se contracter sans risque de fissuration au jeune âge. Cette relation a été étudiée auparavant par Bissonnette et coll. [01] dans le cas de bétons ordinaires. Selon les auteurs, elle constitue une caractéristique importante qui peut être avantageuse pour évaluer les matériaux destinés à la réhabilitation des ouvrages et ce du point de vue compatibilité, du fait que le fluage tend à atténuer les contraintes qui peuvent être générées sous conditions d'entrave. Il est à noter que le même type de corrélation a été observé entre le retrait et le fluage en compression, voir chapitre 7.

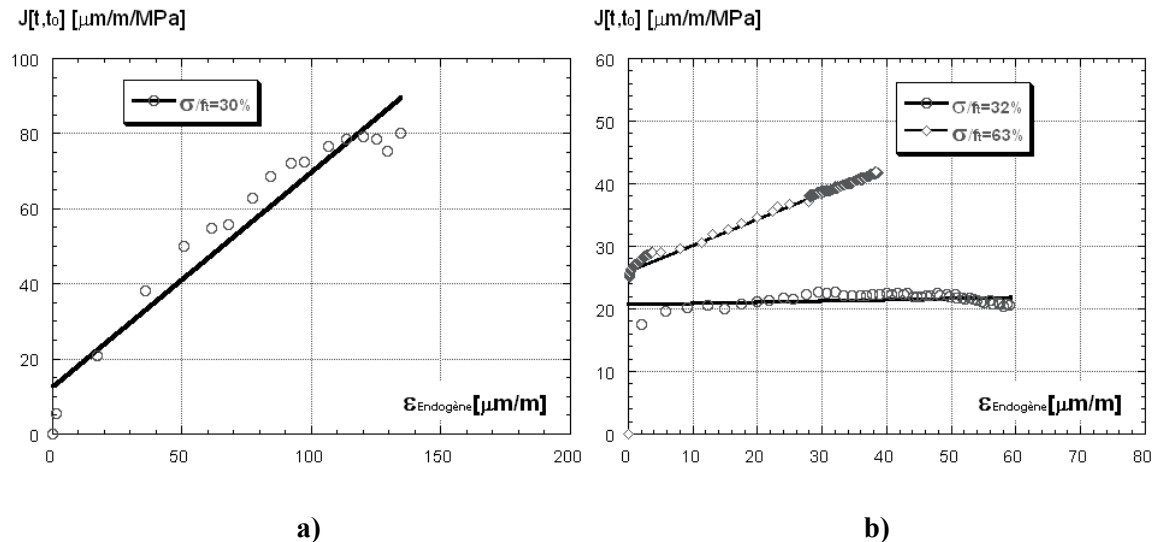


Figure 92: Corrélation entre fluage spécifique et retrait endogène à : a) 46 h, b) 72h

3.3 Distinction de l'effet du taux de sollicitation sur le fluage en traction

A travers l'analyse des résultats expérimentaux, les limites suivantes sont proposées pour différencier les cinétiques de fluage.

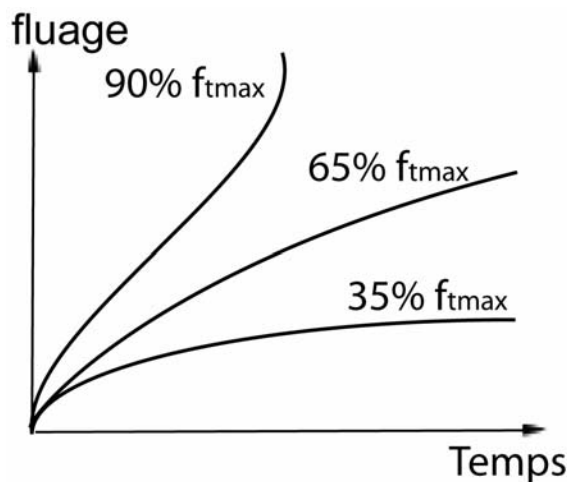


Figure 93: Fluage à différents niveaux de sollicitation

- **Domaine 1** : Le BFUP présente un comportement viscoélastique si les contraintes ne dépassent pas 35 % de la résistance à traction. L'hypothèse de proportionnalité entre déformation et contrainte est supposée valide jusqu'à cette limite.
- **Domaine 2** : Le BFUP présente un comportement viscoplastique ou le fluage non linéaire et l'endommagement interagissent simultanément. Et si les contraintes sont supérieures à 35 % de la résistance à traction, l'hypothèse de proportionnalité entre déformation et contrainte n'est plus valide. Neville & Brooks [87] ont également mentionné 40 à 50 % de la résistance à court terme comme limite pour le début d'action des micro-fissures et de non linéarité de la relation déformation-contrainte. Selon De Schutter [97], le comportement viscoélastique en compression est non linéaire lorsque le niveau de sollicitation atteint 40 %. En outre, les essais réalisés par Atrushi [03] sur des bétons à hautes performances avec $E/L = 0.40$ ont montré que la limite de proportionnalité est de 60 % de la résistance à la traction.

- **Domaine 3** : Si les contraintes sont proches de la résistance à la traction du BFUP, le fluage tertiaire prend place et crée une instabilité locale se traduisant par une déformation soudainement grande et une chute de la capacité portante. N'ayant pas fait des essais à des sollicitations aussi élevées, nous adoptons 90 %, comme limite. Selon Bissonnette et coll. [01], le fluage en traction est comparable au fluage en compression et donc les mêmes limites sont adoptées aussi pour le fluage en compression étudié au chapitre 7.

4 Modélisation du fluage en traction

4.1 Modèles rhéologiques

4.1.1 Modèle de fluage propre à base de chaînes de Kelvin adapté par Altoubat & Lange [01 a]

Moyennant quelques considérations Altoubat & Lange [01 a] ont simplifié le modèle de Bazant & Prasannan [89] basé sur la théorie de solidification pour décrire le fluage propre en traction sous une contrainte constante. Le modèle est exprimé en fonction de deux paramètres principaux $v(t)$ et $(1/E_i)$:

$$\varepsilon_{\text{fluage}} = \frac{\sigma}{v(t)} \left[A_1 \left(1 - e^{-(t-t_0)/\tau_1} \right) + A_2 \left(1 - e^{-(t-t_0)/\tau_2} \right) + \dots + A_N \left(1 - e^{-(t-t_0)/\tau_N} \right) \right] \quad \text{Eq. 26}$$

Avec : t : âge, t_0 : âge de sollicitation, $A_i=1/E_i$, τ_i : constantes pour (i) unité de chaînes de Kelvin et $v(t)$: accroissement de la fraction de volume caractérisant le vieillissement et exprimé par l'équation suivante :

$$\frac{1}{v(t)} = \left(\frac{\lambda_0}{t} \right)^m + \alpha \quad \text{Eq. 27}$$

Avec : λ_0 constante égale à 24 h, m et α : constantes empiriques.

Les paramètres du modèle ont été déterminés à partir des résultats expérimentaux par un processus de minimisation.

Après plusieurs tests trois temps de retard (1, 10 and 100 h) ont été considérés dans ce cas pour couvrir toute la période de l'essai. Les résultats obtenus (voir Figure 94) montrent que ce modèle permet de décrire le comportement au jeune âge du BFUP étudié.

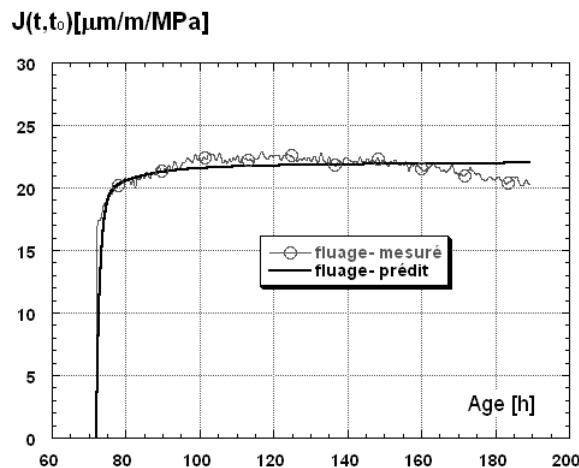


Figure 94: Modèle de solidification de Bazant adapté par Altoubat & Lange [01 a]

Age [jours]	3
σ [MPa]	1.2
m	0.399
α	2.245
E_1	1.50E+05
E_2	1.23E+06
E_3	9.47E+05

Tableau 15: Paramètres du modèle de solidification adapté par Altoubat & Lange [01 a] pour fluage spécifique propre en traction

4.1.2 Modèle de Maxwell généralisé [Bazant, 72]

Le modèle permet de prédire dans le domaine linéaire, l'histoire de contrainte à partir d'une histoire de déformation donnée pour tout matériau viscoélastique et ce à partir d'un algorithme numérique pas à pas, basé sur un ensemble d'équations qui sont données en détails dans les références suivantes [Bazant, 72 ; Bazant & Wu, 74 ; Huet, 80]. Cet algorithme permet de traduire les courbes expérimentales ou la fonction de fluage en relaxation, qui peut être représentée ensuite par le modèle de chaînes de Maxwell dont les paramètres peuvent être déterminés par un ajustement de la courbe de relaxation obtenue par une fonction des séries Prony.

$$R(t, t_0) = E_c \sum_{i=1}^m \beta_i \cdot e^{-(t-t_0)/\tau_i} \quad \text{Eq. 28}$$

Avec : R : relaxation, τ_i : temps de retard, η_i : viscosité de l'amortisseur dans chaque chaîne et β_i : facteurs dont la somme est égale à 1, t : âge et t_0 : âge de chargement.

L'application de l'algorithme sur nos résultats de fluage en traction dans le domaine linéaire, à des niveaux de sollicitation de 30 % et 32 % respectivement à 46 h et 72 h a permis l'obtention des courbes de relaxation qui sont représentées sur la Figure 95. Ensuite l'ajustement de ces courbes de relaxation avec la fonction des séries Prony comme indiquée sur la même figure a permis d'évaluer les paramètres des chaînes de Maxwell pour ces deux âges qui sont donnés dans le tableau 16.

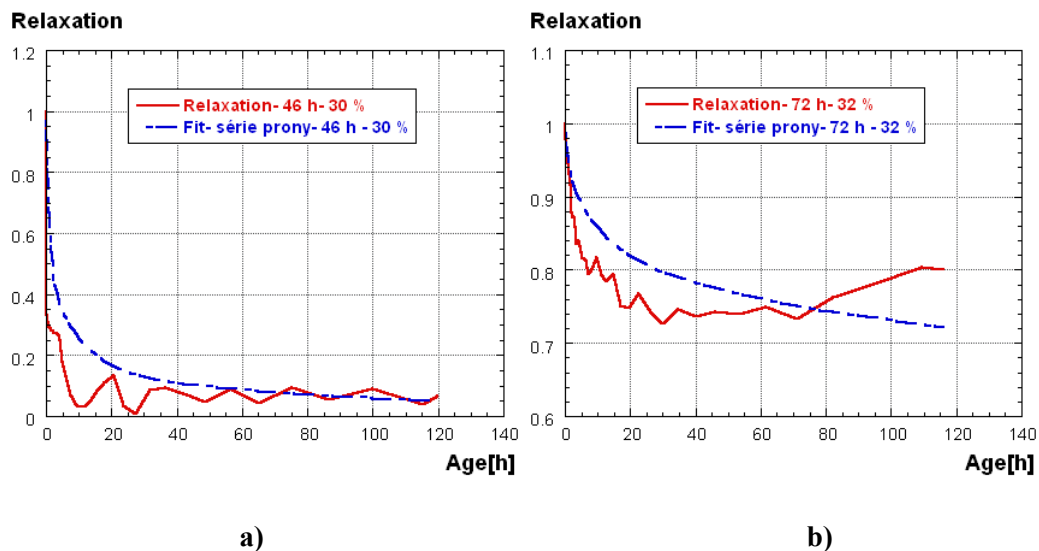


Figure 95: Ajustement par la fonction des séries Prony des courbes de relaxation à : a) 46 h et b) 72 h

Age [h]	Temps de retard					
	1	10	100	1000	10000	100000
46	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
72	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439

Tableau 16: Paramètres du modèle de Maxwell à 46 et 72 h

4.2 Simulations numériques des essais de fluage en traction

Dans le but de valider nos résultats expérimentaux de fluage en traction et de vérifier les paramètres du modèle de Maxwell identifiés, des simulations numériques ont été effectuées avec le logiciel MLS. Ce logiciel est basé sur plusieurs modèles tenant compte de leurs interactions (modèle thermique, modèle hydrique, modèle de maturité et modèles mécaniques). Le détail sur les modèles peut être trouvé dans les références suivantes [Femmasse, 07 ; Bernard, 00 ; Roelfstra, 89]. Ces simulations numériques permettront également de confirmer les limites de non linéarité.

Les propriétés considérées comme données de base et nécessaires pour ces simulations sont issues des résultats expérimentaux à savoir : les propriétés thermiques issues d'essai semi adiabatique sont déduites en appliquant le modèle Danois, les résistances à la compression, les résistances à la traction, le module de Yong, et le retrait endogène qui est considéré pour simuler la réponse dans la TSTM. Le matériau est considéré comme viscoélastique. Les valeurs numériques introduites sont données sous forme de tableaux en annexe D.

Pour ces simulations numériques, on a considéré seulement la géométrie de la partie linéaire de l'éprouvette de la TSTM, comme indiqué sur la figure suivante :

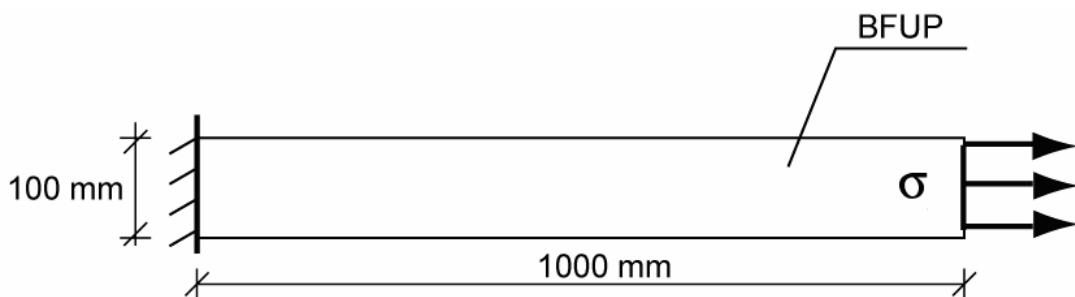


Figure 96: Géométrie utilisée pour la simulation numérique du fluage

4.2.1 Simulations numériques des essais de fluage en traction à 35 et 46 h

A travers ces premières simulations nous pouvons constater que le modèle de Maxwell est parfaitement adapté pour prédire le fluage en traction du BFUP testé, tant qu'on reste dans le domaine de linéarité comme le montre la Figure 97 a). Avec les paramètres des chaînes obtenues dès cet âge, même le comportement du BFUP dans la TSTM (éprouvette chargée y compris le retrait) a été parfaitement prédit, Figure 97 b).

Par contre dans le domaine non linéaire (50 %) représenté sur la Figure 98 a), le fluage déduit des essais est trop élevé par rapport à celui prédit avec MLS. En effet dans le domaine non linéaire, la microfissuration intervient dans la réponse du matériau qui n'est pas pris en considération dans le modèle de Maxwell généralisé. Ces résultats sont

confirmés par les simulations des essais à 3 jours à un niveau de sollicitation de 63 %, voir Figure 101.

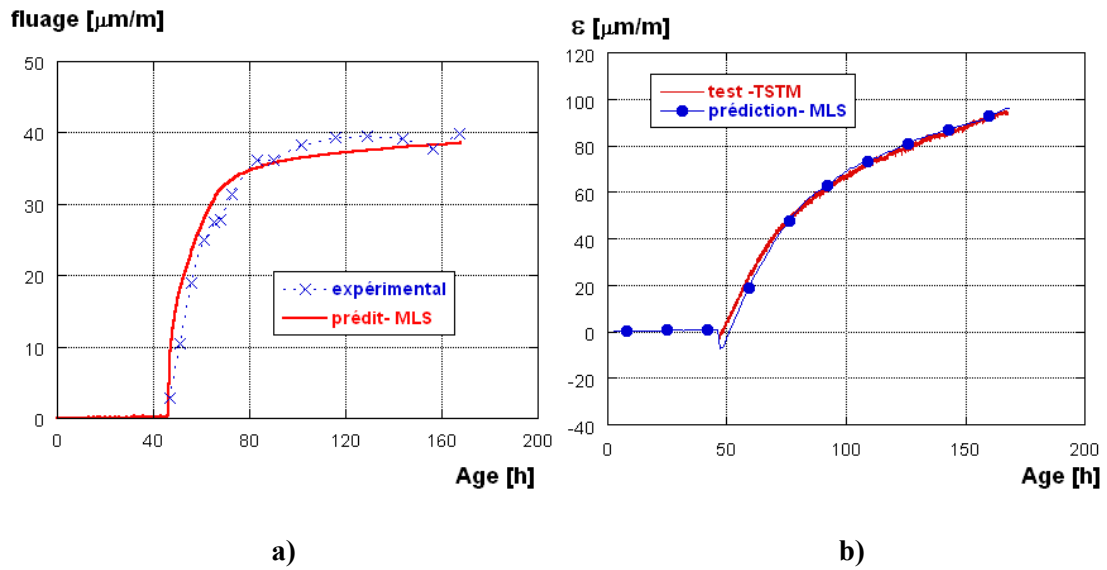


Figure 97: Simulations : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 30$ %, b) de la déformation totale mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM

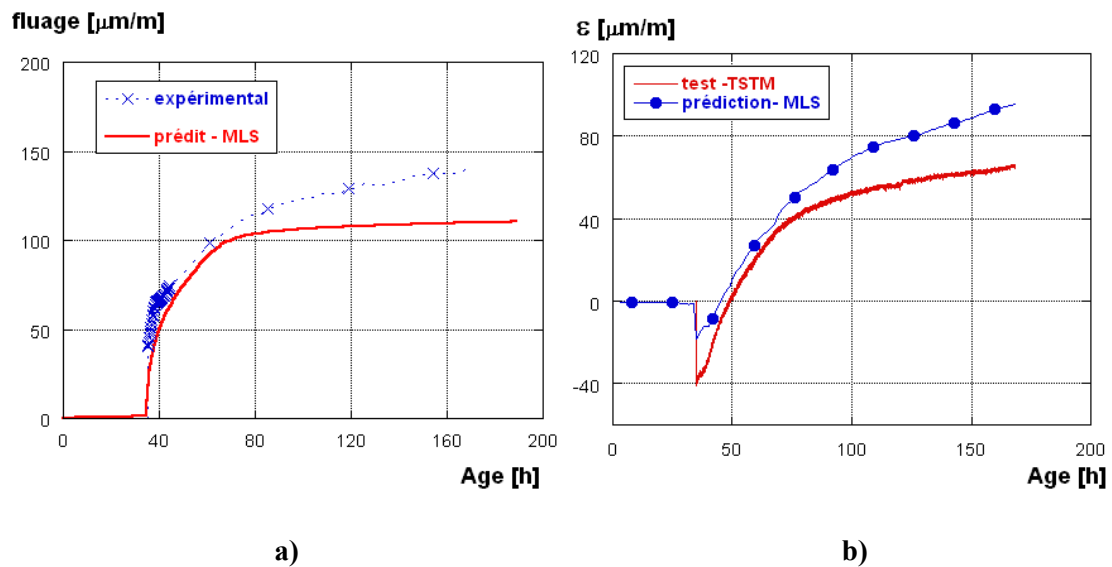


Figure 98: Simulations : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 50$ %, b) de la déformation totale mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM

4.2.2 Simulations numériques des essais de fluage en traction à 3 jours

Dans le cas d'un chargement dès l'âge de 3 jours, la simulation est moins satisfaisante à cause de la différence de déformation élastique due sans doute à une plus grande rigidité de cette éprouvette au moment de sa sollicitation (3 jours). Ceci peut être attribué à une forte concentration en fibres, qui tend à augmenter la rigidité et donc à réduire la déformation élastique du matériau. Car l'analyse des résultats de fluage mesuré et prédit sans l'action de la déformation élastique, qui sont assez proches (voir Figure 100 a) permet de confirmer ceci. On peut observer une même tendance en considérant la réponse du BFUP testé dans la TSTM sans la déformation élastique (Figure 100 b).

Le fluage prédit ne traduit pas la diminution de déformation observée qu'on a attribuée également à la concentration en fibres qui ont tendance à reprendre aussi une part de la sollicitation appliquée comme mentionné auparavant.

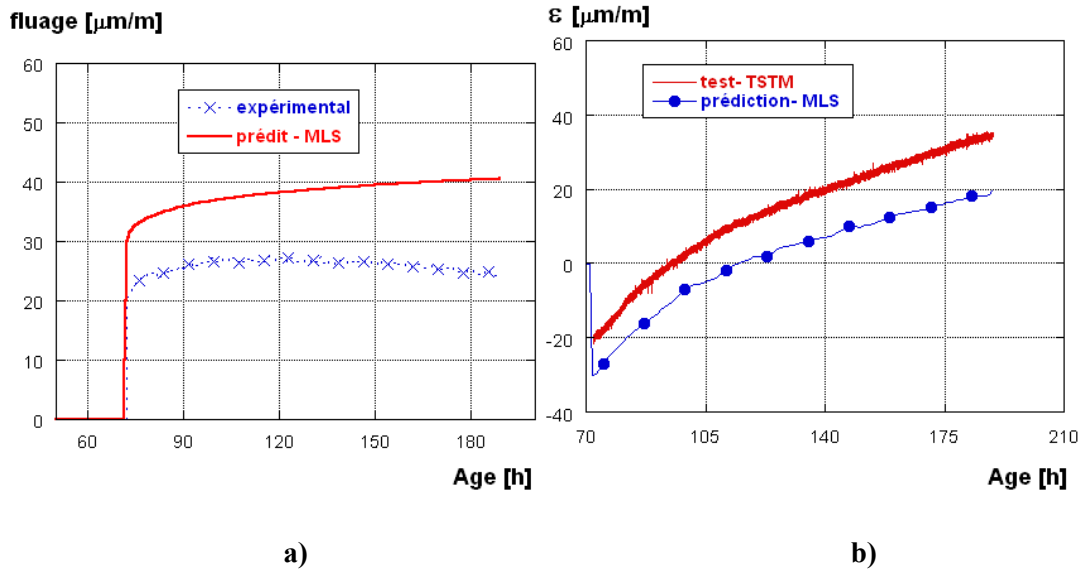


Figure 99: Simulations : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 32\%$, b) de la déformation totale mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM

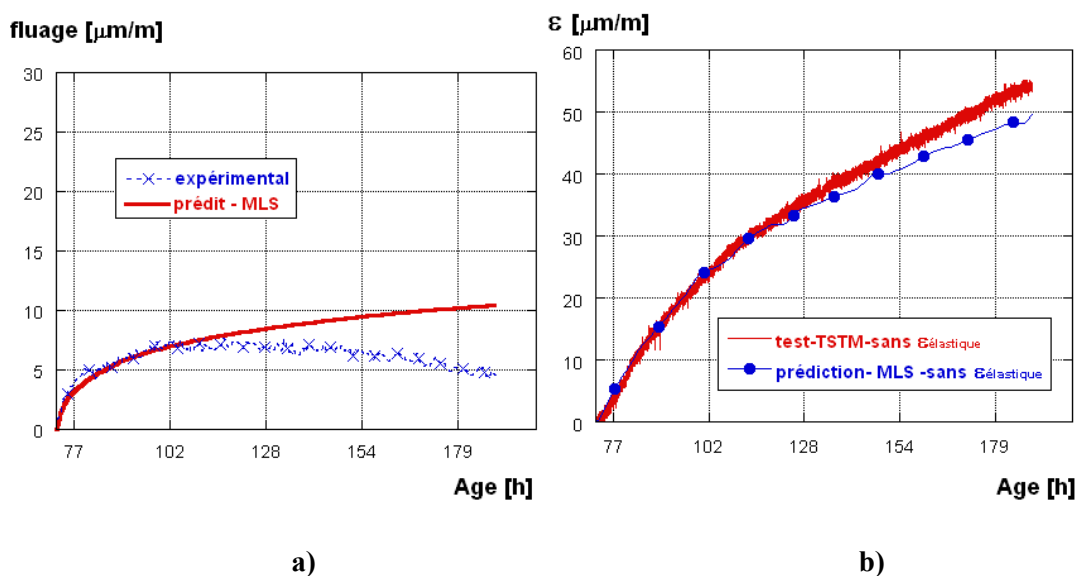


Figure 100: Simulations sans déformation élastique : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 32\%$, b) de la déformation mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM

En adoptant les mêmes paramètres de chaînes (définies dès 3 jours) dans le cas de la sollicitation plus grande 2.4 MPa (63 % de la résistance à la traction), *on peut tirer la même conclusion, c'est-à-dire la non validité du modèle de Maxwell généralisé dans le domaine non linéaire. En effet à ce niveau de sollicitation, la réponse du BFUP est viscoplastique avec l'interaction de l'endommagement (microfissuration), qui n'est pas pris en compte par ce modèle.*

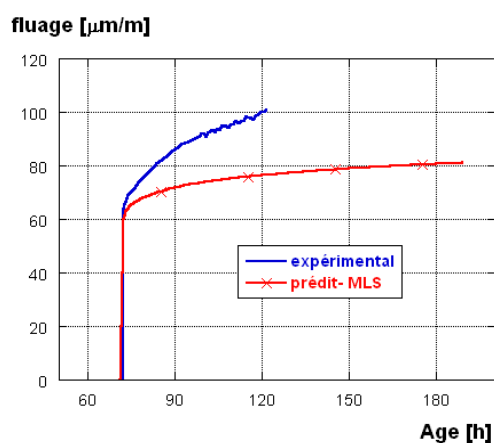


Figure 101: Simulations du fluage propre pour $\sigma/f_t = 63 \%$

4.3 Simulation numérique de l'essai de fluage incrémental (test restreint)

Une fois les paramètres des chaînes de Maxwell fixés par les premières simulations des essais de fluage courant c'est-à-dire sous charge constante dans le temps, nous avons tenté également de simuler le test restreint (sous paliers croissants de contrainte). Ceci a été possible par une série de simulations directement avec MLS en adaptant les paramètres au très jeune âge (moins de trois jours). Les meilleurs résultats sont représentés graphiquement sur la Figure 102 a), (les trois prédictions résultent de la variation des paramètres des chaînes au très jeune âge dans chaque cas). Sur la Figure 102 b) qui représente le détail des mêmes résultats, nous pouvons observer que le modèle prédit assez bien (mais pas tout à fait) le comportement du BFUP sous conditions d'entrave (dans la TSTM) et reflète les sauts d'un palier de fluage à l'autre, en particulier au-delà de 80 h. Une légère différence est obtenue au jeune âge due à la différence de déformation élastique initiale c'est-à-dire à la rigidité malgré les trois différentes adaptations des paramètres des chaînes, qui donnent des courbes qui débutent toutes au même point. Mais nous pensons que ces résultats sont satisfaisants comparativement aux simulations effectuées auparavant par Habel [04].

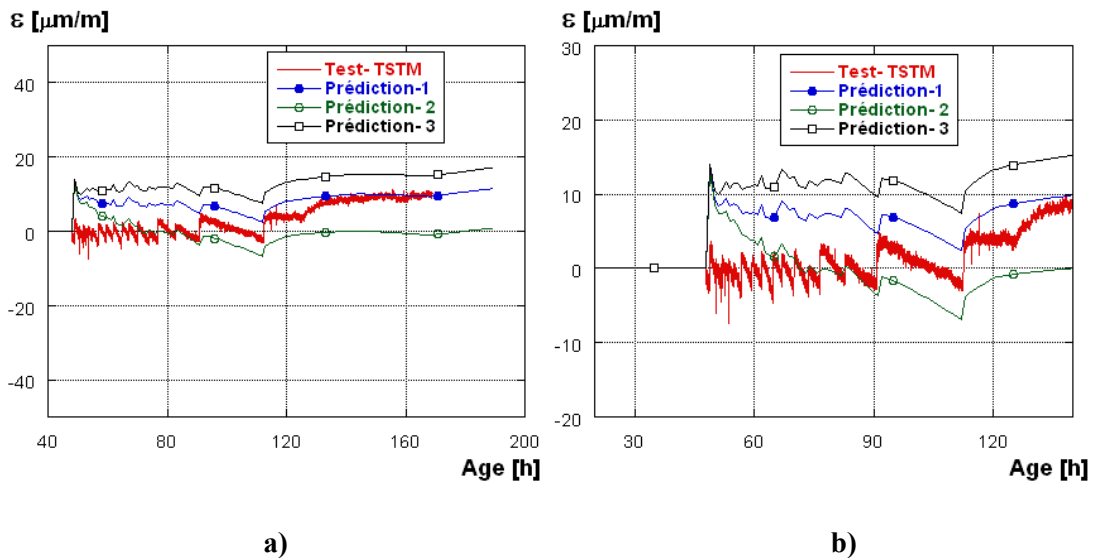


Figure 102: Simulation du test restreint-TSTM- avec MLS

4.4 Simulation numérique du test avec traverse bloquée

L'évolution des contraintes développées dans la TSTM (traverse bloquée durant tout l'essai) est représentée sur la Figure 103 a). Les contraintes susceptibles de se développer dans le cas purement élastique ont été calculées à partir de l'équation suivante :

$$\sigma_{el} = \sum \Delta \varepsilon_{libre}(t) \cdot E(t) \quad \text{Eq. 29}$$

Avec : σ_{el} : contraintes élastiques fictives, $\Delta \varepsilon_{libre}$: retrait libre et $E(t)$: module élastique au temps t .

La comparaison entre les contraintes mesurées dans la TSTM (traverse bloquée durant tout l'essai) et celles supposées se développer si le matériau était parfaitement élastique, Figure 103 b), montre que la relaxation est relativement importante, et réduit de 65 % la contrainte élastique effective à 7 jours. Ceci reflète donc le potentiel de relaxation du

BFUP et donc l'effet bénéfique du comportement viscoélastique au jeune âge (risque de fissuration faible).

Il est à noter que dans ce cas l'entrave n'était pas totale comme on l'avait espéré, car les déformations enregistrées dans le dispositif restreint étaient importantes (55 % de celles du retrait libre à 7 jours), Figure 104 a). Ceci indique que le contrôle en déformation avec un seuil limite assure une plus grande entrave et donc résulte en des contraintes plus grandes (environ le double de celles mesurées dans ce cas, voir Figure 73 a). Le degré d'entrave dans ce cas représente environ 45 % ($1 - \epsilon_{TSTM} / \epsilon_{RL}$). Par contre sur la Figure 104 b), nous pouvons constater que les déformations calculées à partir des contraintes mesurées dans la TSTM sont comparables à celles qu'on a mesurées.

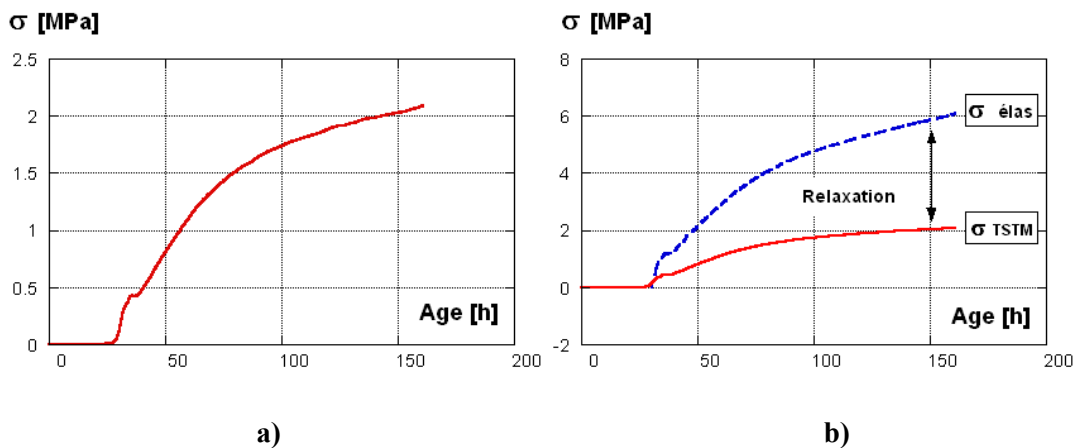


Figure 103: a) Contraintes mesurées sous entrave (traverse bloquée), b) estimation numérique du taux de relaxation

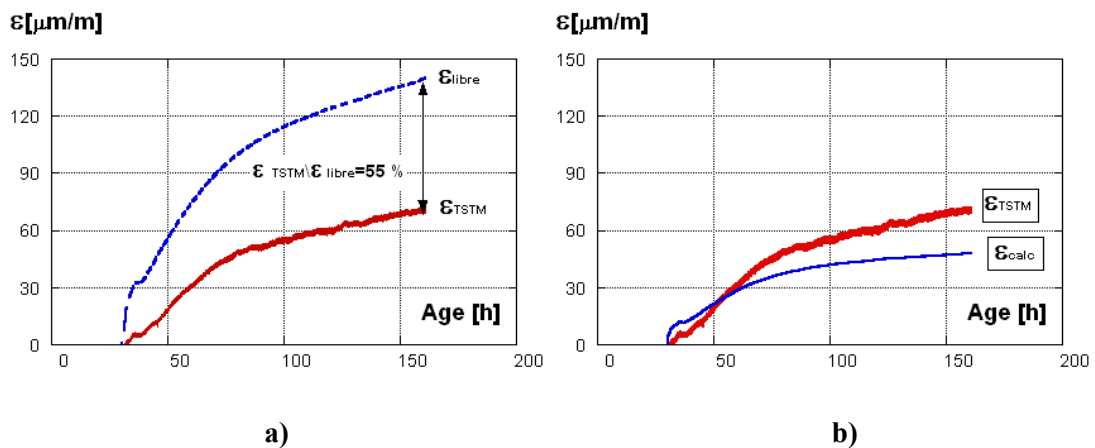


Figure 104: a) Comparaison entre retrait libre et déformation sous entrave, b) comparaison entre déformation sous entrave calculée et mesurée

Nous avons tenté également de simuler cet essai avec MLS en considérant le matériau purement élastique puis en considérant le comportement viscoélastique tel que modélisé auparavant. Pour ceci la configuration donnée sur la Figure 105 a) été adoptée.

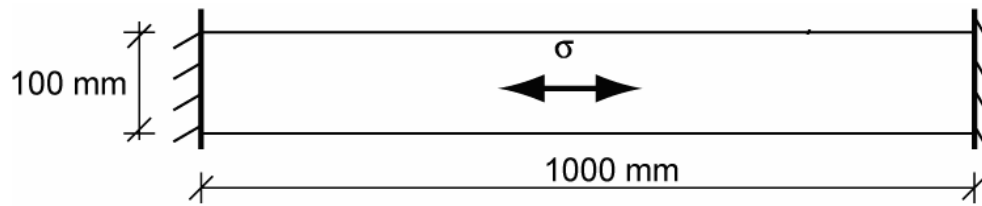


Figure 105: Géométrie utilisée pour simuler essai avec traverse bloquée

En comparant les résultats expérimentaux et prédits dans le cas de la traverse bloquée et en adoptant les paramètres du modèle de Maxwell trouvés à partir de l'essai de fluage dès 46 h, voir la Figure 106 b), nous pouvons constater une petite différence qui peut être attribuée à la non considération de la raideur de la machine. La même différence est observée en considérant un comportement purement élastique, voir Figure 106 a).

Les résultats prédits confirment ainsi que les paramètres du modèle de Maxwell trouvés dans le domaine linéaire à travers nos mesures de fluage en traction caractérisent au mieux le comportement viscoélastique du BFUP étudié.

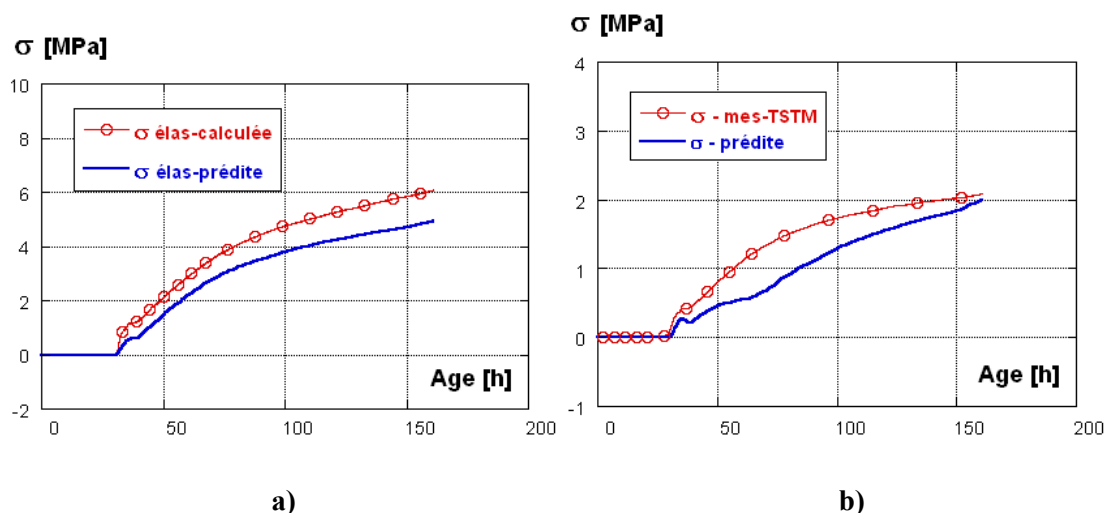


Figure 106: Prédiction des contraintes avec MLS : a) cas élastique, b) cas viscoélastique

4.5 Simulation numérique de l'évolution des contraintes dans la TSTM

De la même manière et en adoptant la même configuration (voir Figure 105) et les mêmes paramètres du modèle viscoélastique, nous avons tenté de simuler l'évolution des contraintes sous entrave totale assurée dans la première série d'essais avec la TSTM et contrôlée avec un seuil de déformation. Les résultats obtenus dans un cas parfaitement élastique et viscoélastique sont très proches. La Figure 107 b) indique de nouveau *le potentiel de relaxation du BFUP testé au jeune âge. Dans ce cas, le fluage permet d'atténuer ou de relaxer 67 % de la contrainte élastique fictive prédite à 7 jours.*

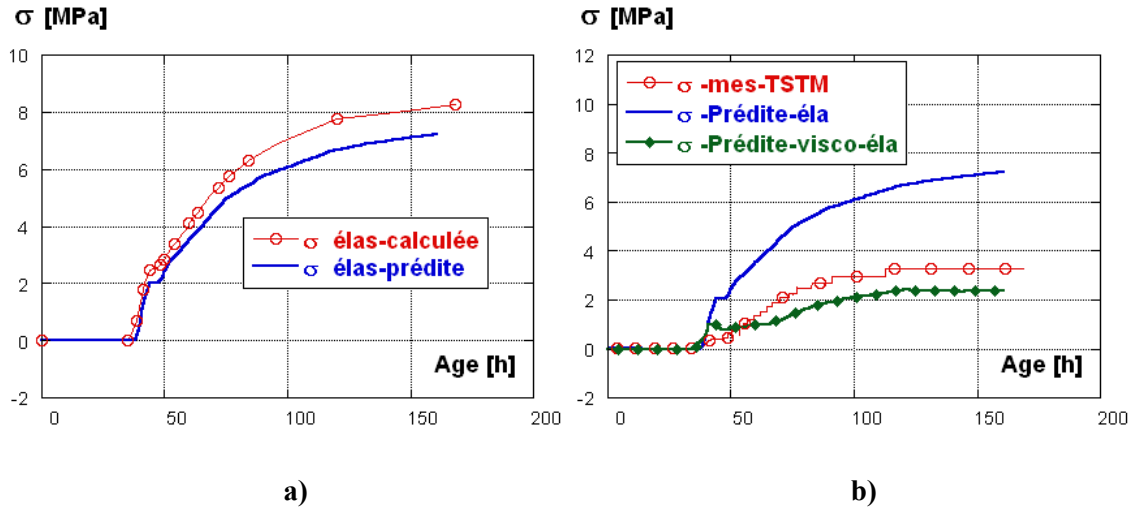


Figure 107: Prédiction avec MLS : a) des contraintes élastiques fictives, b) comparaison entre les cas élastique et viscoélastique simulés et les valeurs mesurées dans la TSTM

5 Modélisation du retrait endogène au jeune âge- modèle de Hedlund

Hedlund [00] a proposé un modèle empirique pour prédire le retrait endogène dès le jeune âge, sous la forme suivante :

$$\varepsilon_{cso}(t) = \varepsilon_{so\infty} \cdot \beta_{so}(t) \quad \text{Eq. 30}$$

Avec : $\varepsilon_{cso}(t)$: retrait endogène, t : l'âge, $\varepsilon_{so\infty}$: retrait ultime et $\beta_{so}(t)$: développement relatif du retrait endogène.

Le retrait endogène ultime est exprimé par la relation donnée par l'équation 31 sur la base de résultats expérimentaux de la littérature. Cette fonction reflète la tendance générale observée sur les résultats de retrait endogène en fonction du rapport E/L comme le montre la figure suivante :

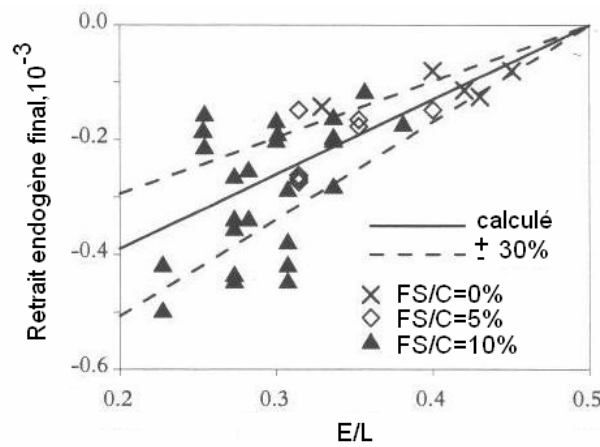


Figure 108: Retrait endogène final mesuré (De Le Roy 96, Persson 98, Hedlund & Westman 98 et Hedlund 96) et prédit en fonction du rapport E/L, tiré de Hedlund [00]

$$\varepsilon_{so\infty} = \left(-0.65 + 1.3 \frac{E}{L} \right) \cdot 10^{-3} \quad \text{Eq. 31}$$

Avec : E/L : rapport (eau/liant)

$$\beta_{so}(t) = e^{\left(- \left[\frac{t_{s1}}{t - t_{s0}} \right]^{\eta_{SH}} \right)} \quad \text{Eq. 32}$$

Avec : t_{s0} : temps de prise apparent ou temps de début de retrait endogène, t_{s1} : paramètre de temps et η_{SH} : paramètre de courbure.

Les paramètres du développement du retrait qui est basé sur le développement du degré d'hydratation ($t_{s1}=5$ jours et $\eta_{SH}=0.3$), obtenus par Hedlund et généralisé (unique fonction) pour tous les bétons de hautes performances ayant un rapport E/C compris entre 0.25 et 0.4, ont été adoptés dans le cas du BFUP. La seule différence dans l'évaluation du développement du retrait endogène réside dans le temps de prise apparent qui caractérise le début du développement des propriétés mécaniques et donc le développement des contraintes dans les éléments sous entraves. Le temps de prise équivalent ($t_{s0}=24$ h) a été adapté pour le BFUP ($t_{s0}=35 \pm 1.5$ h) à cause du retard de prise qui caractérise le matériau.

Le retrait endogène prédit par ce modèle est présenté dans la figure suivante :

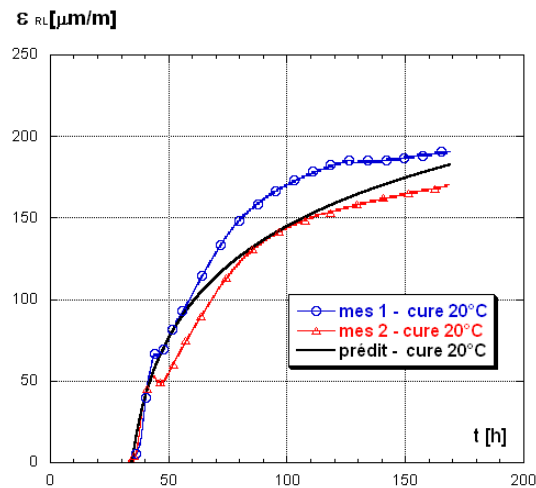


Figure 109: Prédiction du retrait endogène au jeune âge – cure 20 °C

La Figure 109 présente le retrait endogène mesuré, après remise à zéro et le retrait endogène prédit par le modèle de Hedlund. D'après cette figure nous pouvons constater que *le modèle empirique prédit de manière satisfaisante le retrait endogène du BFUP*. Les résultats prédits sont dans la marge d'erreurs des mesures pour les deux tests de gâchées différentes.

Pour considérer l'effet de la température sur le retrait endogène, Hedlund [00] a introduit un nouveau paramètre $\beta_{ST}(T)$ pour ajuster le développement du retrait endogène dans le temps en fonction des conditions isothermes appliquées, d'où l'expression suivante :

$$\epsilon_{CSO}(t) = \epsilon_{SO\infty} \cdot \beta_{SO}(t) \cdot \beta_{ST}(T) \quad \text{Eq. 33}$$

Avec : $\beta_{ST}(T)$: facteur d'influence de température sur la déformation endogène

$$\beta_{ST}(T) = a_0 + a_1 \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{T}{T_1}\right)^{b_1}} \right] + a_2 \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{T}{T_2}\right)^{b_2}} \right] \quad \text{Eq. 34}$$

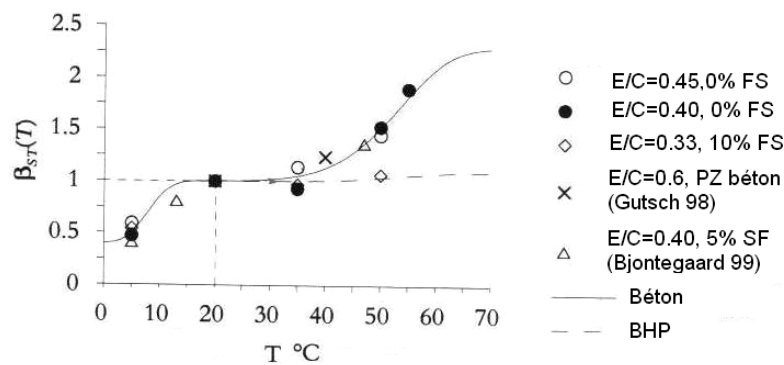


Figure 110: Facteur d'influence de température sur la déformation endogène en fonction de différentes cures isothermes, calculé selon l'équation 34 pour différents bétons, tirée de Hedlund [00]

Sur la base des résultats expérimentaux à différentes cures isothermes, Hedlund [00] a déterminé les paramètres de l'équation du facteur d'influence de température pour les bétons ordinaires et les bétons à haute performance.

Ne disposant pas de résultat de retrait endogène pour plusieurs températures isothermes, pour déterminer les paramètres de l'équation du facteur $\beta_{ST}(T)$ dans le cas du BFUP, nous avons évalué ce dernier avec la méthode des moindres carrés. La valeur de $\beta_{ST}(T)$ obtenu est de 1.5 à 30 °C. Cette valeur du facteur d'amplification thermique nous semble logique du fait que notre matrice contient plus de fumée de silice (26 %), un faible rapport E/L (0.131) et est donc plus dense et présente une structure porométrique plus fine par rapport aux bétons analysés par Hedlund [00].

De nouveau nous pouvons constater que le modèle (Figure 111) permet de prédire l'effet de la température sur le retrait endogène, mais reste à le valider par des mesures de retrait endogène à différentes cures ce qui permet aussi d'évaluer les paramètres de l'équation de $\beta_{ST}(T)$ du BFUP, comme l'a effectué Hedlund [00] dans le cas du béton ordinaire et béton à haute performance sur la base de résultats expérimentaux à différentes températures isothermes, voir Figure 110.

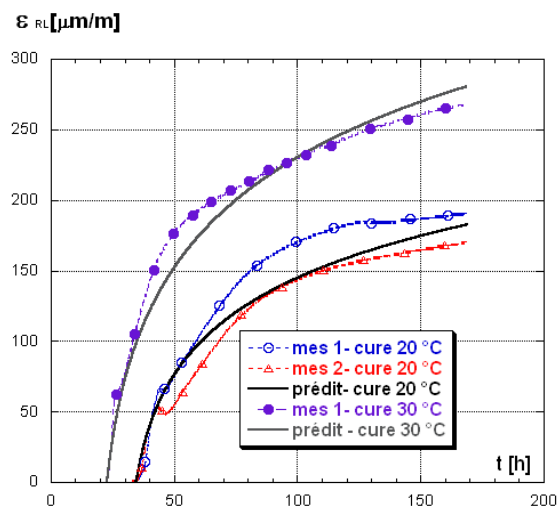


Figure 111: Prédiction du retrait endogène au jeune âge avec effet de température

6 conclusion

En conclusion, le BFUP testé est caractérisé par un retrait endogène modéré bien qu'il contienne un volume de pâte élevé. Du fait que le retrait endogène résulte et se développe durant le processus d'hydratation, ceci peut être lié au faible degré d'hydratation (30 %). Cependant le BFUP peut être moins sensible au risque de fissuration au jeune âge du fait qu'il est caractérisé par une grande résistance à la traction et une grande capacité de déformation. En effet, les contraintes générées sous conditions d'entrave représentent 30 à 47 % de la résistance à la rupture obtenue à la fin de chaque essai.

Par ailleurs, Il est à noter que l'on a pu reproduire des résultats comparables sur des bétons à ultra haute performance de composition légèrement différente et effectués dans deux laboratoires différents (Laval, EPFL) par le biais de dispositifs différents, souvent difficile à réaliser.

Le BFUP testé est caractérisé par un potentiel de fluage élevé à cause du volume de pâte élevé, de la teneur élevée en fumée de silice et aussi du chargement dès le jeune âge. La déformation de fluage représente 64 à 67 % du retrait libre, cependant un pourcentage équivalent de retrait peut être compensé par le fluage.

Une corrélation linéaire croissante a été obtenue entre le retrait et le fluage spécifique en traction, ce qui est avantageux vis-à-vis du risque de fissuration au jeune âge. Notons aussi que le BFUP testé a présenté un comportement viscoplastique à des niveaux de chargement équivalent à 50 et 63 % de la résistance à la traction.

Enfin, les résultats d'essais ont montré que les conditions de cure influent aussi bien sur la cinétique que sur l'amplitude du retrait endogène, à cause de son influence sur la microstructure. En effet, une cure thermique élevée conduit à accélérer l'hydratation et donc au confinement des pores. Ceci donne lieu à des tensions capillaires plus grandes et par conséquent une contraction du solide plus importante. Les autocontraintes se développent également plus rapidement sous des températures élevées, à cause du développement rapide des forces motrices «l'hydratation, l'autodessiccation et par conséquent le retrait endogène».

Chapitre 7 : Simulations numériques des effets thermomécaniques au jeune âge

L'effet de la température sur le comportement au jeune âge du BFUP n'est pas encore tout à fait connu. Sous des températures élevées, les processus qui interagissent au jeune âge (hydratation, microstructure, performances mécaniques, autodessiccation, retrait endogène, autocontraintes et propriétés viscoélastiques) sont thermo-activés. Toutes les mesures expérimentales effectuées dans le cadre de cette thèse l'ont confirmé. Par ailleurs, certains auteurs ont observé un effet non monotone de la température sur le retrait endogène et le fluage [Charron, 00 ; Bjontegaard, 99 ; Bosnjak, 00]. Dans le but d'élucider l'effet de la température sur le comportement du BFUP et de prédire nos mesures expérimentales, des simulations numériques ont été effectuées avec le logiciel MLS qui est basé sur plusieurs modèles couplés (modèle thermique, modèle hydrique, modèle de maturité et modèles mécaniques). Le détail sur les modèles peut être trouvé dans les références suivantes [Femmasse, 07 ; Bernard, 00 et Roelfstra, 89]. Ces simulations numériques permettront également de vérifier la validité des modèles implémentés dans ce logiciel sous différentes conditions de cures. Car il est nécessaire que ces modèles reflètent l'effet de la cure pour aboutir à une estimation réelle des déformations, des contraintes et d'endommagement (fissuration) éventuel dans le cas d'éléments de structures soumis à des variations de température.

1 Simulations numériques du retrait endogène à différentes cures thermiques

1.1 Simulations du retrait endogène au jeune âge (dispositif libre de la TSTM)

Les propriétés considérées comme données de base et nécessaires pour ces simulations sont issues des résultats expérimentaux à savoir : les propriétés thermiques issues d'essai semi adiabatique sont déduites en appliquant le modèle Danois, les résistances à la compression, les résistances à la traction, le module d'élasticité et le retrait endogène. Notons que pour le retrait endogène les valeurs introduites correspondent à la combinaison des mesures au jeune âge avec le dispositif libre de la TSTM (les 7 premiers jours), y compris la phase de gonflement et celles issues des mesures à plus long terme (285 jours) avec le rétractomètre (voir chapitre 4). Notons également que dans ce logiciel de calcul numérique (MLS), le retrait endogène est introduit point par point et l'influence de la température sur l'évolution du retrait endogène est prise en compte par le biais de la maturité basée sur la loi d'Arrhenius.

Les valeurs numériques introduites sont données sous forme de tableaux en annexe D.

1.1.1 Prédiction du retrait libre - cure de 20°C

La Figure 112 b) montre les résultats de retrait endogène mesurés et prédits avec MLS. Nous pouvons constater que le modèle prédit correctement nos résultats expérimentaux effectués au jeune âge avec le dispositif libre de la TSTM sous une température quasi-isotherme de 20 °C [Kamen et coll., 07 b].

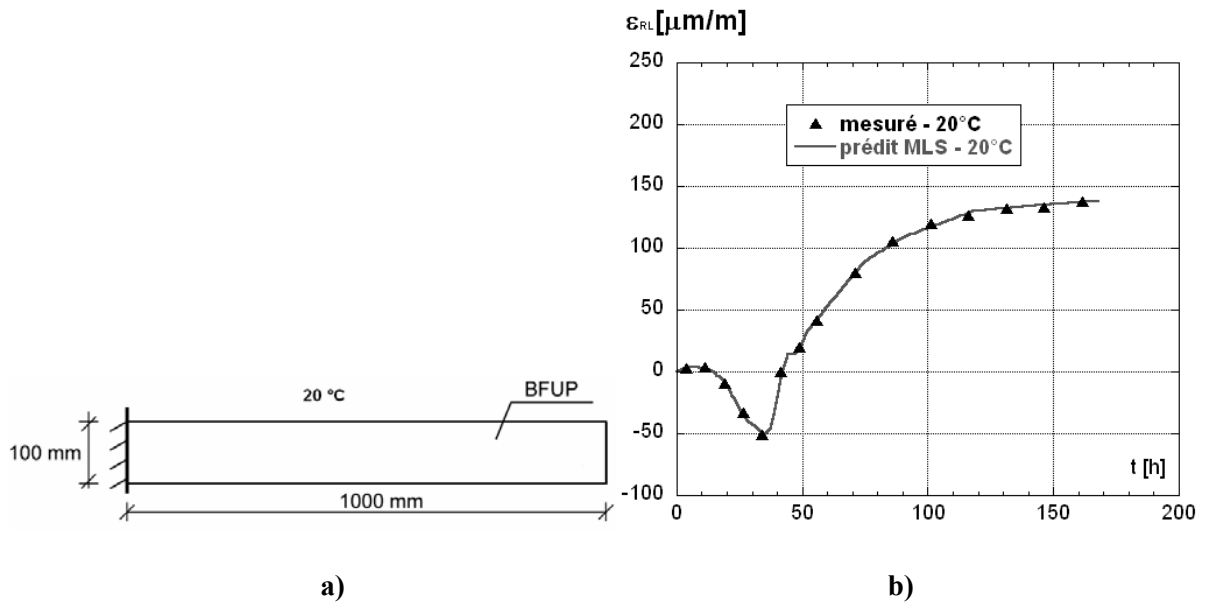


Figure 112: a) géométrie de l'élément et b) comparaison prédiction RL et mesures- avec coefficient de dilatation thermique constant ($\alpha_1=12.10^{-6}$ [°C⁻¹]), durant 7 jours- cure de 20 °C

1.1.2 Prédiction du retrait libre - pour différentes cures thermiques

Une fois la simulation validée pour 20 °C, nous avons tenté de prédire nos résultats expérimentaux obtenus à différentes cures thermiques et ainsi vérifier de nouveau la validité de l'application du concept de maturité pour décrire l'évolution du retrait endogène dès le jeune âge. Pour cette vérification seulement les conditions de cure thermique ont été modifiées selon le cas considéré, c'est-à-dire l'input est basé sur les résultats expérimentaux à 20 °C.

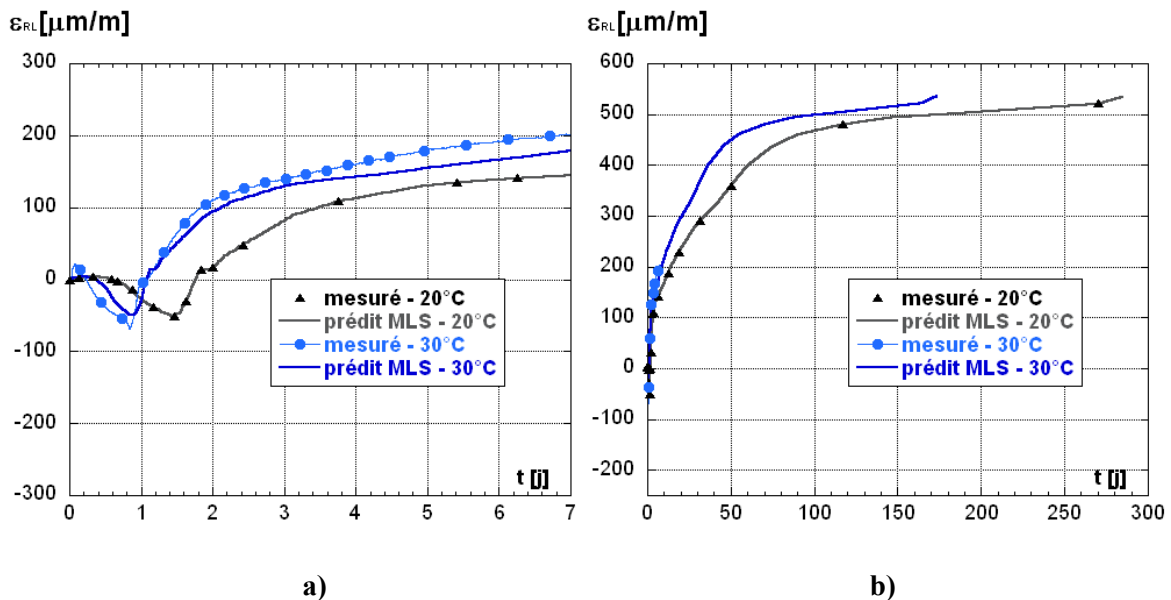


Figure 113: Comparaison prédiction RL et mesures pour différentes cures isothermes avec $\alpha_1=12.10^{-6}$ [°C⁻¹] : a) 7 premiers jours et b) à long terme

La Figure 113 a), montre la prédiction obtenue pour les différentes cures de (20 et 30 °C) sur les 7 premiers jours. Nous pouvons observer à travers cette figure que le concept de maturité s'applique pour la cure de 30 °C, car le modèle permet de décrire l'évolution du retrait endogène sous cette température et le résultat prédit s'approche de celui mesuré expérimentalement que ce soit en phase d'expansion ou de contraction. Ceci est en accord avec nos premières vérifications de l'application du concept de maturité (voir fin du chapitre 5).

Disposant également de mesures de déformation du BFUP testé sous une cure réaliste (voir chapitre 6), nous avons donc effectué de nouvelles simulations numériques sous cette cure pour valider nos mesures expérimentales et également l'application du modèle basé sur le concept de maturité.

La Figure 114 a) montre les résultats de cette analyse numérique. La première prédiction de la déformation sous une cure réaliste en utilisant un coefficient de dilatation thermique (CDT) variable tel qu'il a été proposé par Habel [04] sur la base de la littérature est tout à fait différente par rapport aux mesures expérimentales. Une deuxième vérification a été effectuée en adoptant une valeur constante du CDT de $12.10^{-6} [^{\circ}\text{C}^{-1}]$, recommandée aussi par AFGC [02]. Avec cette adaptation nous pouvons constater que la prédiction est plus représentative de l'évolution de la déformation mesurée expérimentalement sous la cure réaliste, en particulier la phase initiale (en-dessous des premières 26 heures) et la phase finale de nos mesures (au-delà de 70 heures). Ceci nous a permis de conclure que la valeur initiale du CDT proposée pour les BFUP par Habel [04] est surestimée. A cet effet, plusieurs profils de CDT ont été testés dans cette phase de simulation jusqu'à l'obtention d'un profil permettant la prédiction de nos mesures expérimentales de déformation sous la cure réaliste.

Un CDT variant entre 25.10^{-6} et $12,5.10^{-6} [^{\circ}\text{C}^{-1}]$ (voir la Figure 115 a) nous a permis de reproduire nos mesures. Notons également que la prédiction avec ce profil de CDT s'approche de la prédiction obtenue avec un CDT constant de $12.10^{-6} [^{\circ}\text{C}^{-1}]$ comme l'indique la Figure 114 a). Nous attribuons la similitude entre ces deux prédictions dans la phase initiale au retard de prise observé dans le BFUP, qui débute entre 20 et 24 heures approximativement et à plus long terme à l'utilisation de valeurs finales très proches. Le choix de coefficients plus faibles que ceux adoptés par Habel [04] depuis le début de prise jusqu'à sa fin permet de réduire la composante de la dilatation thermique dans la déformation totale comme le montre la Figure 114 a).

L'influence de la variation du CDT sur les prédictions du retrait endogène a été également vérifiée. Par exemple, la Figure 114 b) montre que l'influence de la variation du CDT sur le retrait endogène prédit sous une cure de 30 °C joue un rôle minime vu que l'on considère des conditions isothermes, d'où le choix d'adopter une valeur constante du CDT dans nos simulations numériques.

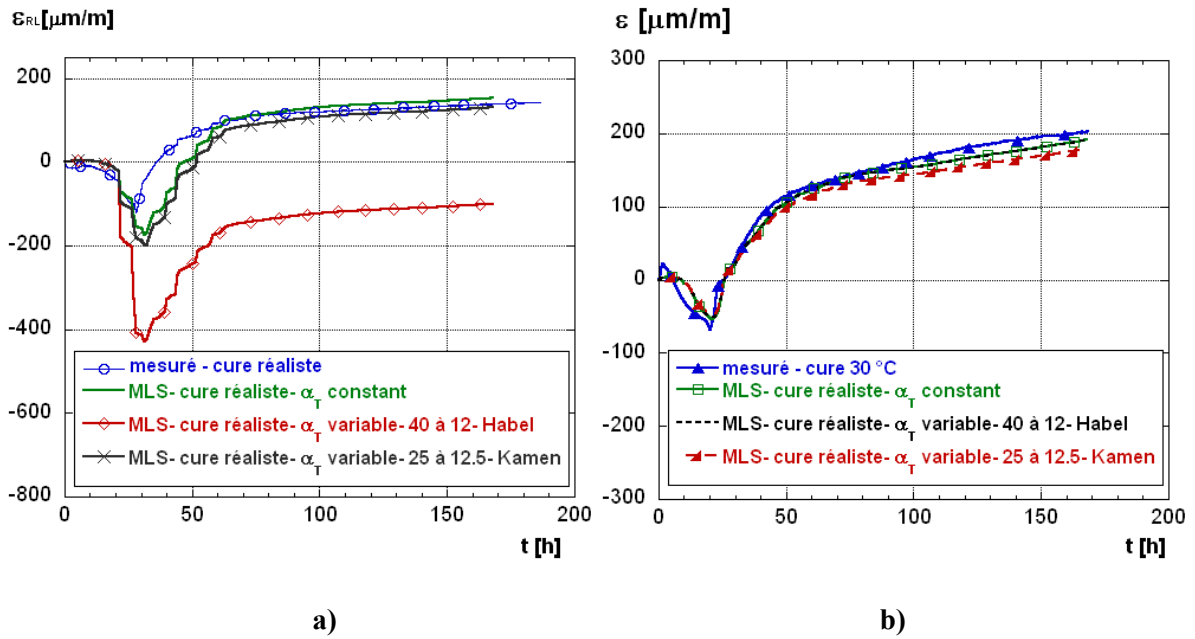


Figure 114: Comparaison prédiction RL et mesures- avec différents CDT : a) cure réaliste et b) cure de 30 °C

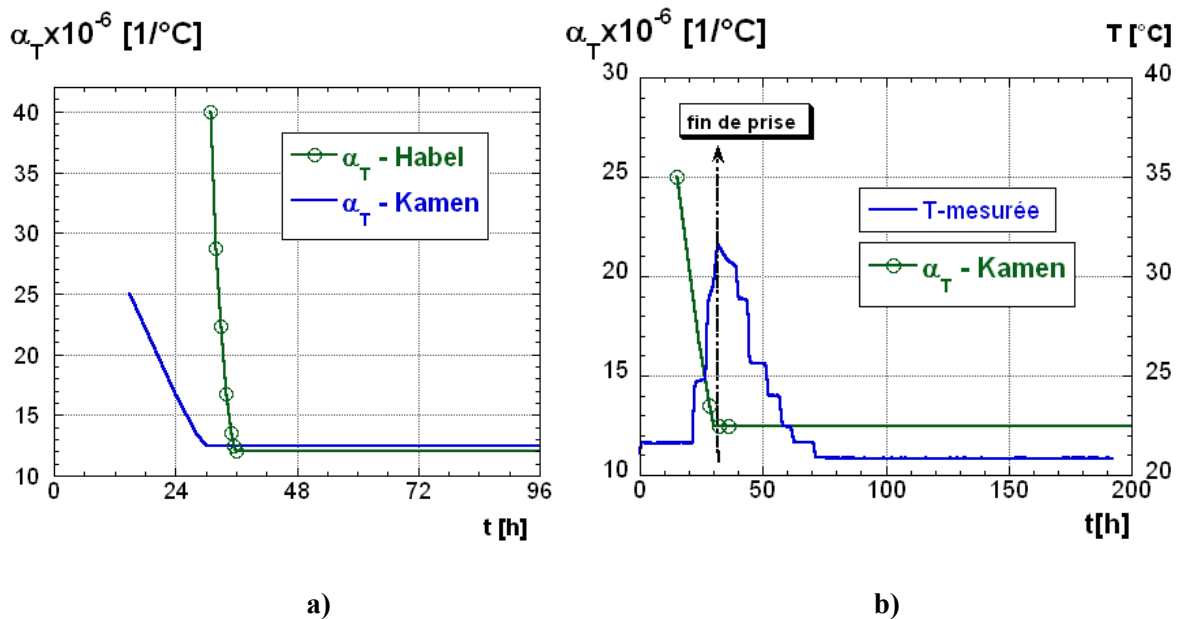


Figure 115: a) Evolution du CDT selon Habel [04] et adaptation selon Kamen, b) évolution du CDT adapté et température dans le BFUP testé sous cure réaliste

1.1.3 Prédiction du retrait libre d'un béton à haute résistance - pour différentes cures

Pour valider encore nos prédictions et l'application du concept de maturité, nous avons tenté également de prédire les résultats existants dans la littérature. Notre choix s'est porté sur les résultats de Charron [03] réalisés à l'Université de Laval, où ont été effectuées aussi les mesures de Habel [04] sur un BFUP de composition proche de celle que nous avons testée. Charron [03] a testé des mélanges avec différents rapports E/C. On a considéré le

matériau ayant le plus faible rapport E/C et aussi ayant fait l'objet de mesures à différentes cures (10, 20 et 30 °C).

La Figure 116 montre la comparaison entre nos résultats et ceux de Habel [04] et de Charron [03]. Nous pouvons confirmer de nouveau que le retrait endogène du BFUP est modéré, car comparativement à celui du béton à haute résistance (BHR) testé par Charron [03] et présentant un rapport E/C plus grand, l'amplitude de retrait endogène du BFUP à 148 heures est de 37 % moindre que celle mesurée dans le BHR. Notons aussi que son fluage est plus grand que celui du BFUP et ce en relation avec le volume d'hydrates susceptibles de se former à cet âge et qui est forcément plus grand du moment que le BHR a un rapport E/C plus élevé.

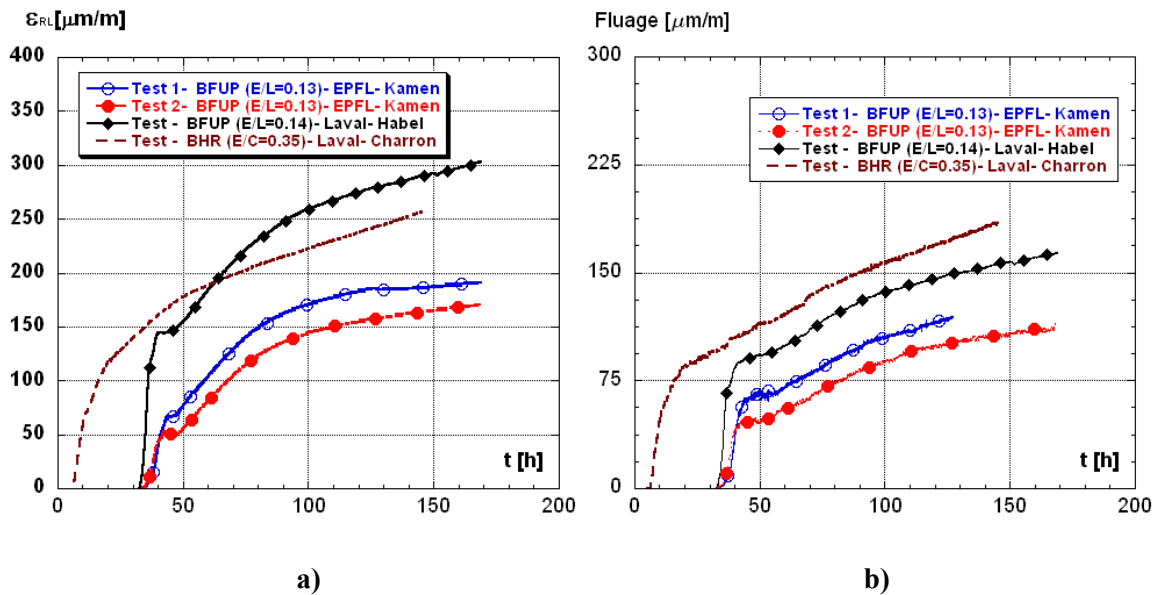


Figure 116: Comparaison de nos résultats avec ceux réalisés sur BHR avec E/C=0.35-Charron [03] et BFUP avec E/L=0.14- Habel [04], tous remis à zéro : a) retrait libre et b) fluage

Les paramètres du béton testé à l'Université de Laval sont les suivants : capacité thermique : 2200 kJ/m³K, conductivité thermique : 2.4 W/m K. L'évolution de température adiabatique a été introduite directement dans le logiciel MLS, voir Figure 117. La maturité est exprimée par la loi d'Arrhenius avec les paramètres suivants : Q/R=4700 [K], Tréf=293 [K] et delta Q/R=400 [-]. Le CDT a été considéré constant et égal à 1.2x10⁻⁵ [1/°C]. Les valeurs du retrait endogène mesurées à 20 °C ont été introduites. Et la déformation hydrique a été considérée nulle. Ni le modèle de fluage ni le modèle de rupture n'ont été activés dans ce calcul. Le coefficient de Poisson étant égal à 0.2 et la masse volumique égale à 2384 kg/m³.

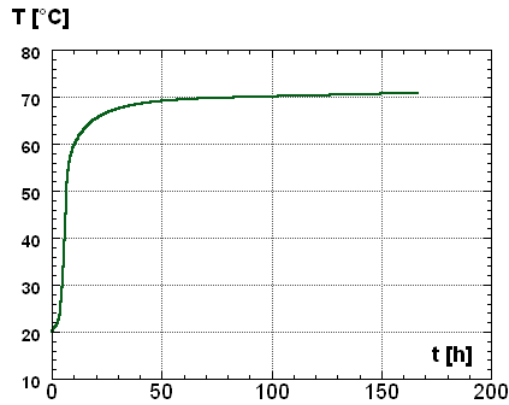


Figure 117: Evolution de la température adiabatique dans le BHR-Charron [03]

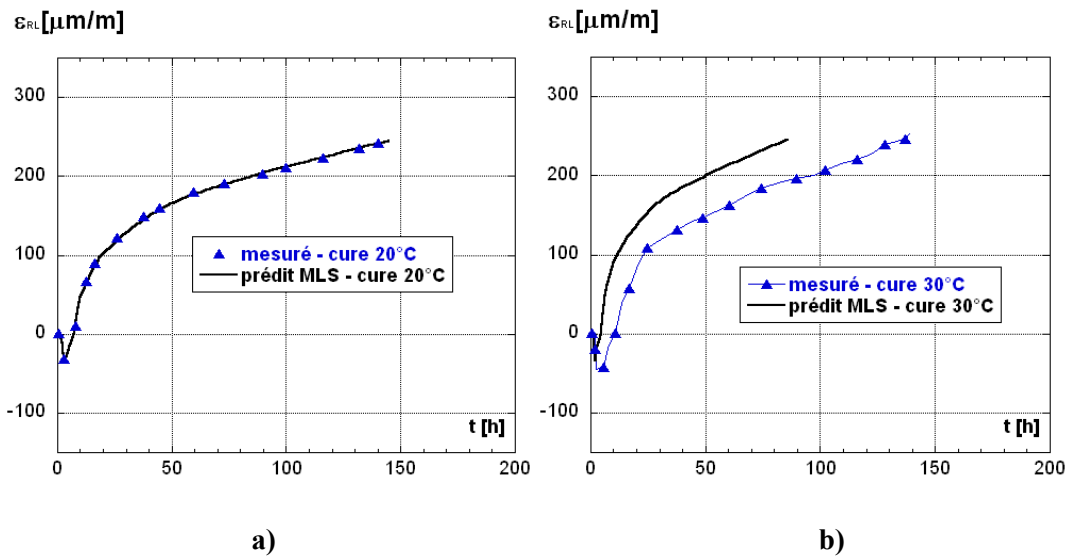


Figure 118: Comparaison prédiction du RL et mesures de Charron [03] - pour BHR avec $E/C=0.35$: a) cure de 20°C et b) cure de 30°C

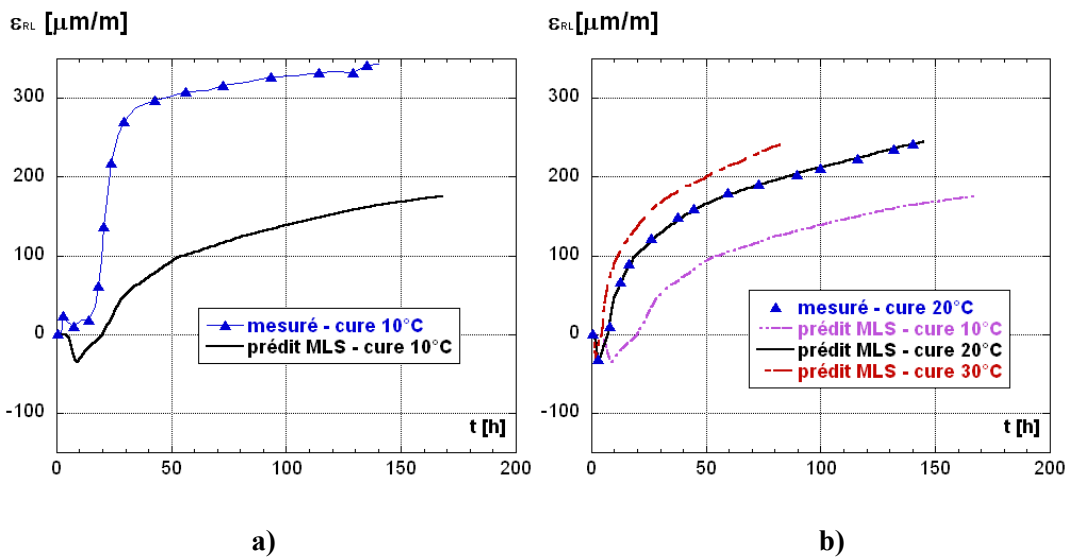


Figure 119 : Comparaison prédiction RL et mesures Charron [03] - pour BHR avec $E/C=0.35$: a) cure de 10°C et b) toutes les courbes

Ces résultats montrent que le concept de maturité est apte à décrire le comportement du BHR pour les cures de 20 et 30 °C (voir Figure 118 a et b). Par contre dans le cas de basse température (10 °C), pour laquelle l'effet inverse sur le retrait endogène n'est pas reflété par les prédictions, Figure 119 a). Avant d'émettre des conclusions quant à la validité du concept de maturité et pour s'assurer de la tendance à la croissance du retrait endogène à basses températures [Charron, 03 ; Bjontegaard, 99 ; Radocea, 98] nous avons envisagé d'élaborer un autre essai sur le BFUP sous une cure de 10 °C, dont les résultats sont présentés et discutés ci-dessous.

1.1.4 Mesures du retrait endogène et des autocontraintes sous une cure de 10 °C

Des essais à 10°C ont été réalisés pour vérifier si le retrait endogène du BFUP tend également à croître à basses températures. On peut observer à travers les résultats expérimentaux (voir Figure 120 b) que l'allure des courbes de déformations libres à 10 et 20 °C est comparable. Mais la cinétique d'évolution du retrait endogène (après la fin de prise) est différente pour la température de 10 °C et est caractérisée par un taux d'évolution faible au jeune âge puis le taux de déformation continue à croître de manière significative jusqu'au terme de notre durée d'essai, reflétant la tendance inverse de l'effet de température sur le retrait endogène. Pour élucider cette tendance, les courbes de retrait remis à zéro à la fin de la période de gonflement ont été représentées (voir Figure 121 a).

Nos résultats sont cohérents avec ceux de Charron [03] et Bjontegaard [99]. Bjontegaard a étudié l'influence de la cure (5, 13, 20 et 45 °C) sur un béton avec un rapport E/C= 0.4 et Charron a étudié l'influence de la cure (10, 20 et 30 °C) sur des bétons de rapport E/C variable (0.30, 0.35 et 0.45).

Enfin l'ensemble de ces résultats montre qu'aussi bien l'augmentation que la diminution de températures augmente le retrait endogène au jeune âge par rapport à l'isotherme à 20°C. A moyen terme Bjontegaard [99] a observé que la tendance s'inverse et que le retrait à plus faible température devient plus faible que celui mesuré à 20 °C à partir de 12 jours jusqu'à la fin des mesures à 33 jours.

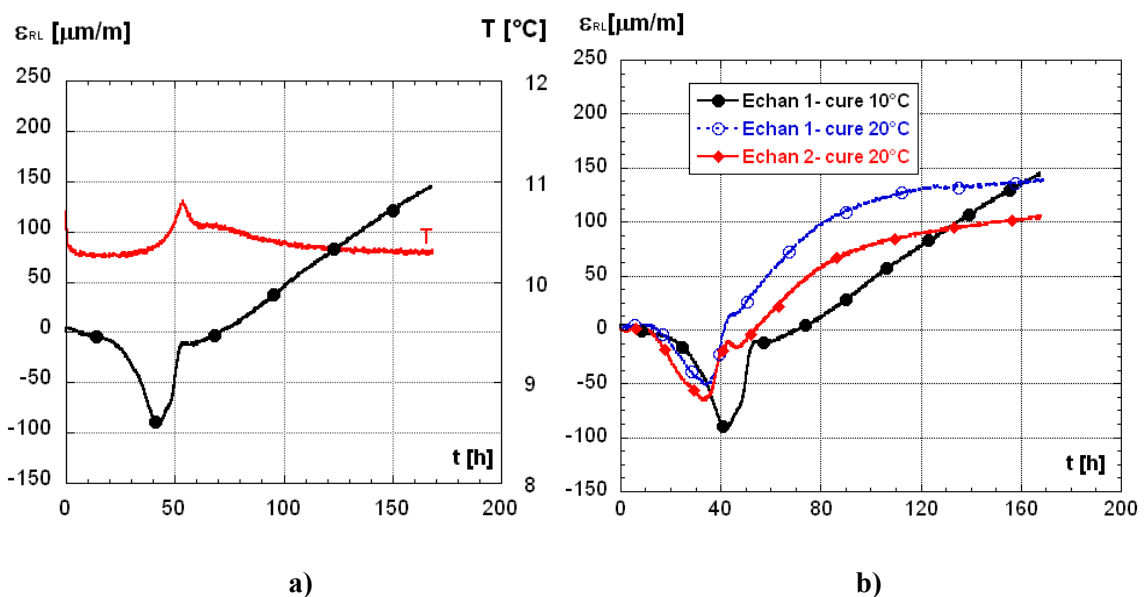


Figure 120: Evolution de la température et la déformation libre cure 10 °C a) et comparaison avec mesures sous cure de 20 °C b)

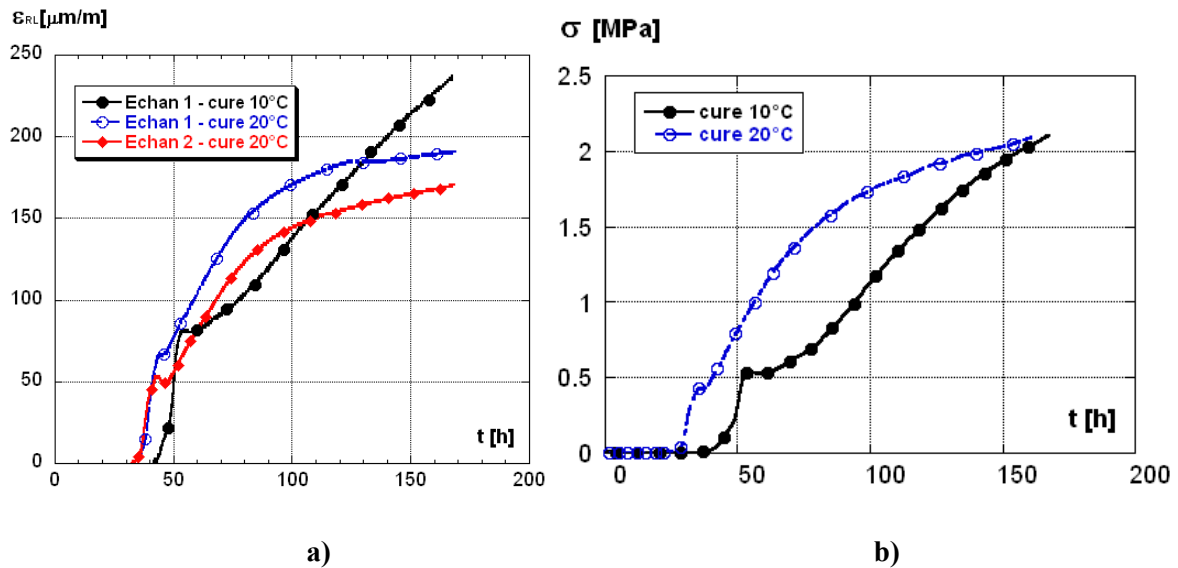


Figure 121: Comparaison des déformations libres après remise à zéro a) et comparaison de l'évolution des contraintes b)

L'effet de la température sur le retrait endogène peut être lié à la modification de la cinétique d'hydratation dont dépend le développement de la microstructure, des dépressions capillaires et des performances. Ce phénomène est attribué à la thermo-activation du processus d'hydratation sous hautes températures. A cet effet l'influence de la température sur la réaction d'hydratation des matériaux cimentaires a été décrite auparavant par la loi d'Arrhenius [Carino & Milhota, 01 ; Jensen & Hansen 99 ; Rilem, 97]. On doit s'attendre donc à ce que le retrait croisse systématiquement avec la température, mais les résultats obtenus à 10 °C suivent une tendance inverse. Selon Charron [03], plusieurs paramètres peuvent modifier le retrait endogène des bétons pour des températures isothermes variables. L'auteur donne trois explications à ce résultat contradictoire :

- Le retrait produit par le mécanisme de dépression capillaire est susceptible d'être réduit par la résistance supérieure de la structure développée qui est plus élevée à température de mûrissement élevée, du fait que l'augmentation de température favorise dès le jeune âge la formation d'une couche d'hydrate très dense autour des grains de ciment qui est à l'origine de l'accroissement des résistances mécaniques. Puis à plus long terme, cette couche d'hydrate tend à ralentir la diffusion des hydrates d'où la limitation de croissance des résistances [Neville & Brooks, 87].
- Le second effet peut être lié à la distribution des pores. Neville & Brooks [87] ainsi que Bray & Sellevold [73] et Odler & Skalny [73] ont observé que la cure thermique engendre une microstructure plus hétérogène et une structure poreuse plus grossière. Etant donné que les dépressions capillaires dépendent de la taille des pores, ceci signifie que le retrait devrait être réduit pour des températures élevées.
- L'autre paramètre pouvant être à l'origine de la réduction du retrait libre sous températures élevées est la réduction de la tension à l'interface gaz-liquide dans les pores capillaires. Selon Jensen & Hansen [99], la tension à l'interface gaz-liquide est dépendante de la température. Pour une eau pure elle est plus faible de 10 % à 60 °C par rapport à 20 °C.

Enfin selon le même auteur, l'influence de la température sur le retrait libre peut être attribuée à la combinaison complexe de ces trois paramètres. L'importance de chacun de ces paramètres varie selon le type de matériau et les conditions de mûrissement. Il conclut d'ailleurs que l'influence de la température sur le retrait libre pour les bétons avec faible rapport E/C caractérisés par une autodesiccation significative se traduit par la modification combinée de la cinétique d'hydratation et de l'intensité des dépressions capillaires.

En conclusion, une explication possible du retrait libre plus élevé à 10 °C peut être lié aux dépressions capillaires dans le matériau développant une faible résistance au jeune âge, dont l'intensité dépend fortement de la modification des tensions à l'interface gaz-liquide dans les pores et la distribution des pores.

Par contre, l'analyse de la courbe des contraintes (voir Figure 121 b) montre que l'influence de la température basse sur les autocontraintes est monotone et la tendance observée dans ce cas est nettement différente par rapport à son influence sur le retrait endogène, qui augmente à basse température. Ceci peut être attribué à l'accroissement du fluage à basse température conduisant à une relaxation des autocontraintes générées en conditions d'entrave comme l'ont montré les résultats de Charron [03]. Ce dernier a attribué cet effet au faible module élastique des bétons à hautes résistances mûris à basses températures pour lesquels la progression de l'hydratation se fait plus lentement en particulier au très jeune âge. L'augmentation du potentiel viscoélastique sous basses températures a été aussi observée par Johansen & Best [62].

1.1.5 Prédiction du retrait endogène sous une cure de 10 °C

Dans le but de vérifier la reproductibilité de ce phénomène inverse par le concept de maturité, de nouvelles simulations numériques ont été effectuées mais cette fois en tenant compte du facteur correcteur dans l'équation de maturité pour des basses températures. Plusieurs valeurs de ce facteur correcteur $\Delta(Q/R)$ ont été adoptées dans le but de prédire la déformation mesurée à 10 °C dans le cas du BFUP testé et du BHR de Charron [03], voir Figure 122.

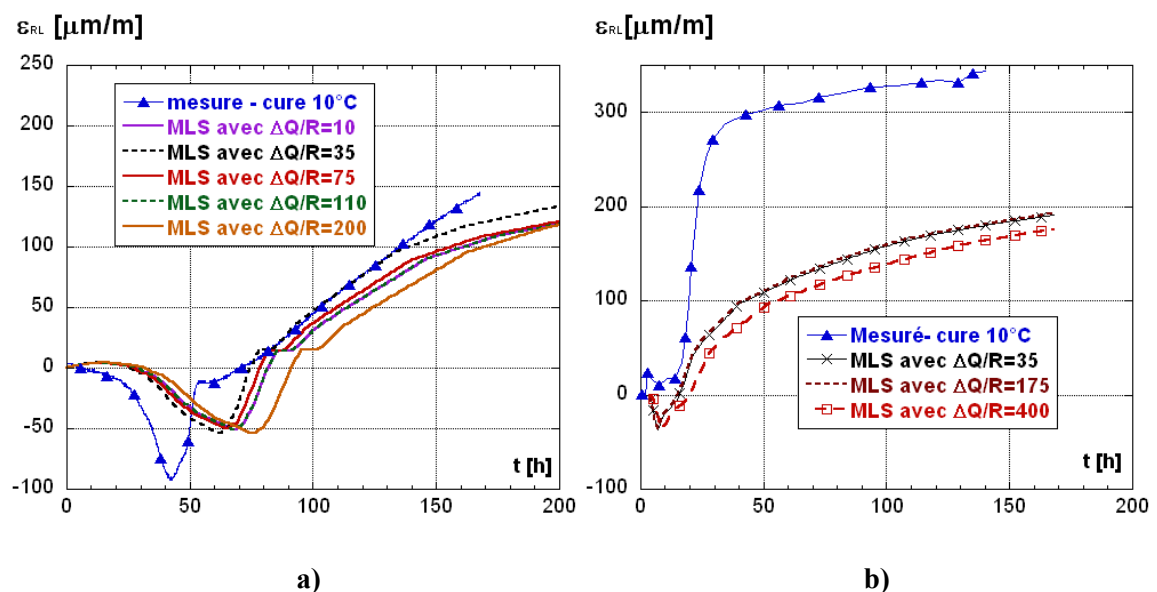


Figure 122: Prédiction de déformation libre avec différents $\Delta(Q/R)$: a) BFUP et b) BHR

A travers ces résultats nous pouvons constater que même la variation du facteur correcteur ne permet pas une meilleure prédiction des déformations libres dans le cas des deux bétons analysés. *Donc le modèle actuel implémenté dans le logiciel MLS nécessite une adaptation pour décrire le comportement des matériaux cimentaires à basses températures.* Jensen & Hansen [99] ont également montré que le concept de maturité traditionnel n'est pas valide pour décrire l'évolution des déformations endogènes et l'autodessiccation.

Selon Jensen & Hansen [99], les réactions pouzzoloniques ont généralement une énergie d'activation différente de l'hydratation du ciment. A cet effet, les auteurs ont utilisé deux énergies d'activation (une plus petite énergie traduisant l'hydratation du ciment au jeune âge et une plus grande à plus long terme traduisant la réaction pouzzolonique) pour décrire l'évolution de l'humidité relative interne et la déformation des pâtes de ciment avec un rapport E/C= 0.3 et contenant 20 % de fumée de silice. Cette adaptation a donné des résultats satisfaisants. Les auteurs ont également proposé une équation pour calculer l'énergie d'activation en fonction de la variation du taux de déformation et de la variation de la température.

Théoriquement, les propriétés du béton qui résultent de la combinaison de différents processus avec différentes énergies d'activation ne peuvent être décrites par une seule énergie d'activation [Korhonen & Vilhonen, 63]. En conclusion, le concept de maturité doit être adapté pour tenir compte des processus simultanés avec des sensibilités différentes à la température.

1.1.6 Prédiction du retrait endogène mesuré avec rétractomètre- pour différentes cures

Vue la divergence entre les valeurs prédites et mesurées à 10 °C, ceci nous a motivé à vérifier de nouveau avec MLS, la validité du concept de maturité pour une température plus élevée, soit 40 °C qui a fait l'objet de mesures avec le rétractomètre (chapitre 3). Pour ce faire il fallait impérativement vérifier les prédictions pour cette nouvelle géométrie à 20 et 30 °C.

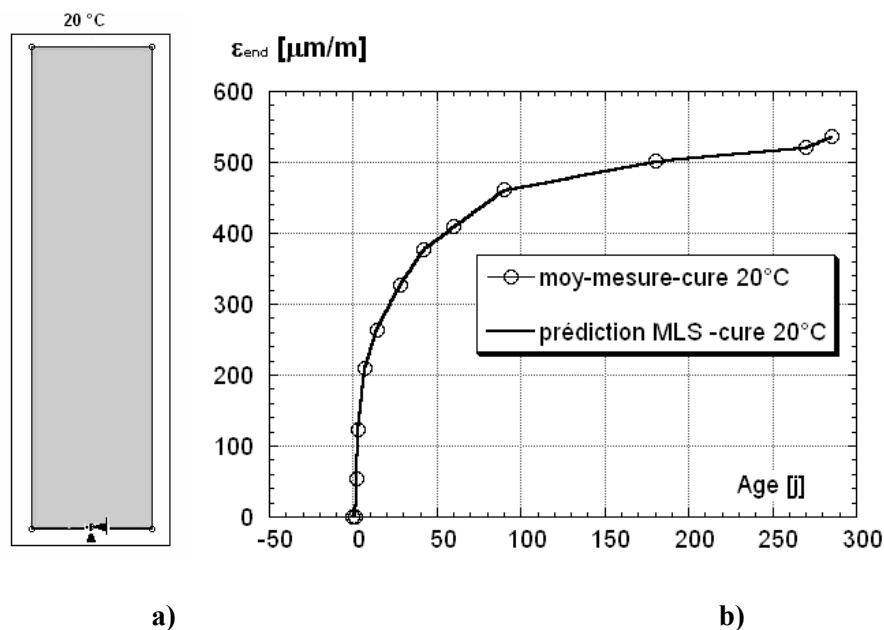


Figure 123: a) Conditions aux limites pour simulation du retrait mesuré avec rétractomètre et b) comparaison retrait prédit par MLS et mesuré avec rétractomètre-cure de 20 °C

Les figures 123 b), 124 a) et b) ainsi que la figure 125 a) qui résument toutes les mesures et les prédictions pour toutes les cures, montrent de nouveau la validité du concept de maturité pour 20 et 30 °C. *Par contre pour une cure de 40 °C, le modèle prédit des valeurs inférieures à celles mesurées expérimentalement. Remettant ainsi en cause l'applicabilité du concept à ce niveau de température comme on l'a déjà mentionné en fin du chapitre 5.*

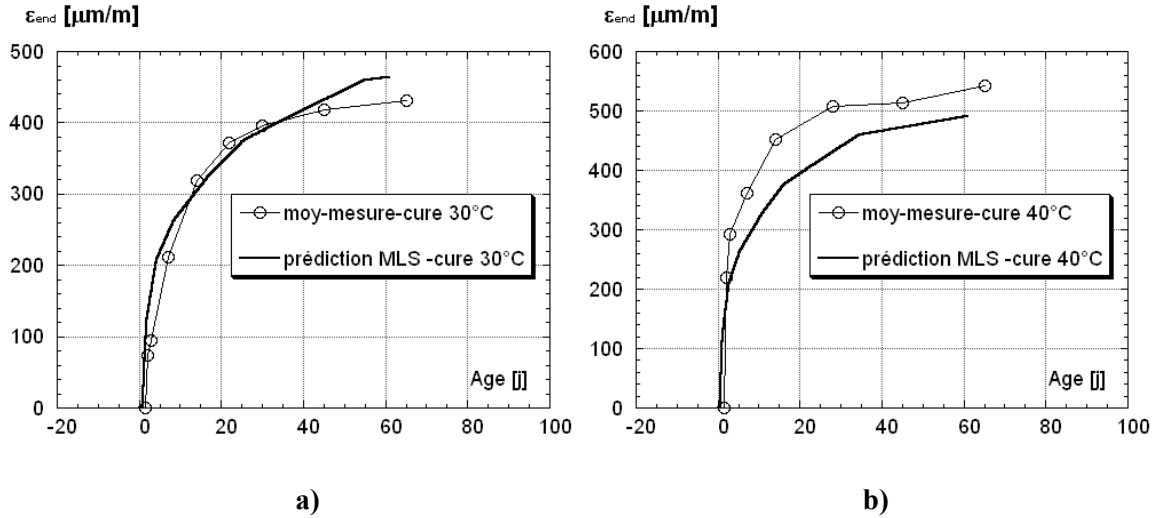


Figure 124: Comparaison retrait prédit par MLS et mesuré avec rétractomètre : a) cure de 30 °C et b) cure de 40 °C

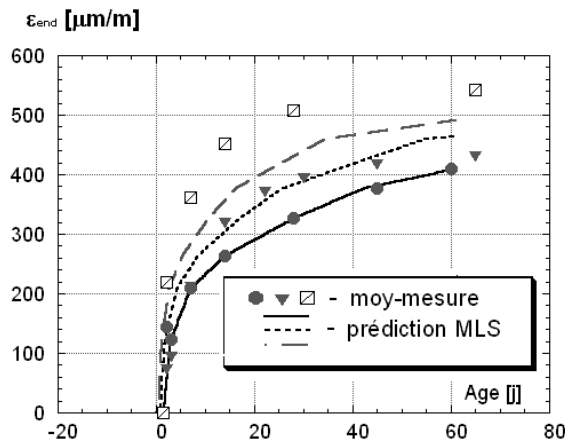


Figure 125: Comparaison retrait prédit par MLS et mesuré avec rétractomètre-pour différentes cures

2 Simulations numériques des autocontraintes à différentes cures avec MLS

2.1 Prédiction des autocontraintes au jeune âge (dispositif restreint de la TSTM)

Les propriétés considérées comme données de base pour ces simulations sont les mêmes que celles des simulations précédentes. Mais vu l'effet connu de relaxation des autocontraintes induites par la viscoélasticité du matériau, on considère dans ces simulations le comportement viscoélastique du BFUP testé en activant le modèle de Maxwell généralisé. Les chaînes adoptées sur la base de nos mesures de fluage sont données sous forme de tableau en annexe D.

2.1.1 Prédiction des autocontraintes - cure de 20 °C

Les Figure 126 a) et b) montrent l'élément en BFUP considéré dans l'analyse numérique et l'évolution des autocontraintes respectivement. Nous pouvons constater que le modèle prédit des autocontraintes proches de celles obtenues expérimentalement dans la TSTM sous une température quasi-isotherme de 20 °C, et reste dans la marge de variabilité des mesures, voir résultats chapitre 6 [Kamen et coll., 07 b].

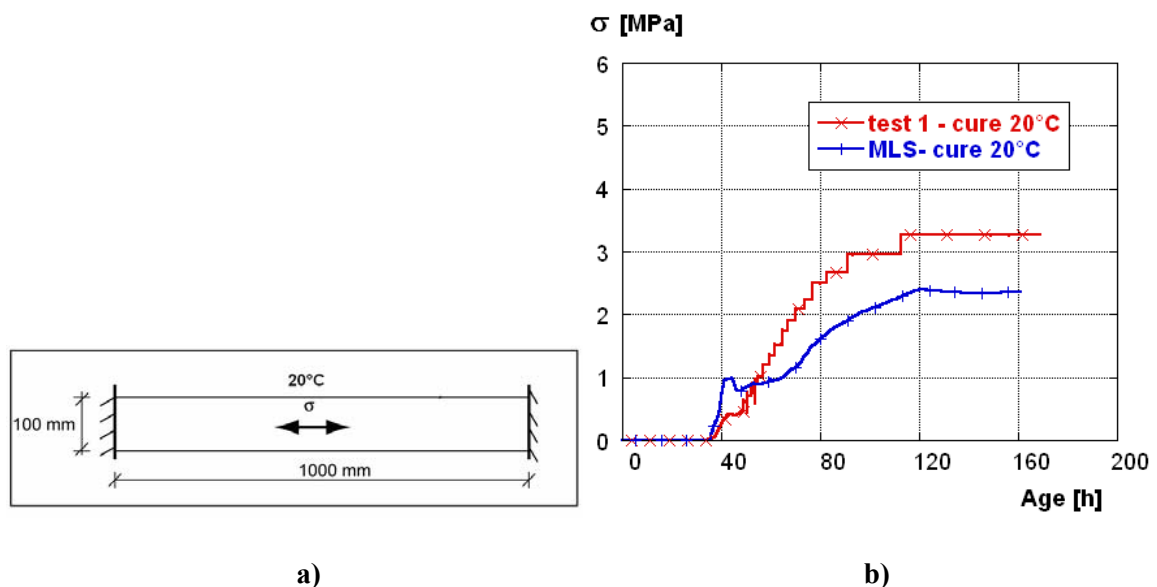


Figure 126: a) Géométrie utilisée pour la simulation numérique et b) comparaison prédiction et mesures des contraintes pour cure de 20 °C

2.1.2 Prédiction des autocontraintes – cure de 30 °C et cure réaliste

Une fois les résultats à 20°C prédits, nous avons tenté de prédire nos résultats expérimentaux obtenus à différentes cures (température quasi-isotherme de 30 °C et température réaliste) et vérifier de nouveau la validité du logiciel numérique (MLS) pour décrire les effets thermomécaniques, c'est-à-dire l'influence de la température sur l'évolution des autocontraintes générées au jeune âge sous conditions de déformations empêchées. Pour cette vérification seulement les conditions de cure ont été modifiées selon le cas considéré.

Les figures 127 a) et b) montrent la prédiction obtenue pour les différentes cures considérées sur une durée de 7 jours. Nous pouvons observer d'après ces figures que le

modèle décrit bien l'influence de la température sur l'évolution des autocontraintes. Les résultats prédits s'approchent au mieux de ceux mesurés et demeurent dans l'étendue de variabilité des mesures (voir chapitre 6). Ceci est cohérent avec nos premières vérifications de validation du modèle à prédire les autocontraintes développées sous contrôle de seuil de déformation ou sous traverse entièrement bloquée, voir fin du chapitre 6. Ces résultats confirment de nouveau que l'influence des conditions de cure thermique sur les contraintes est monotone comme observé auparavant par Charron [03] et Bjontegaard [99].

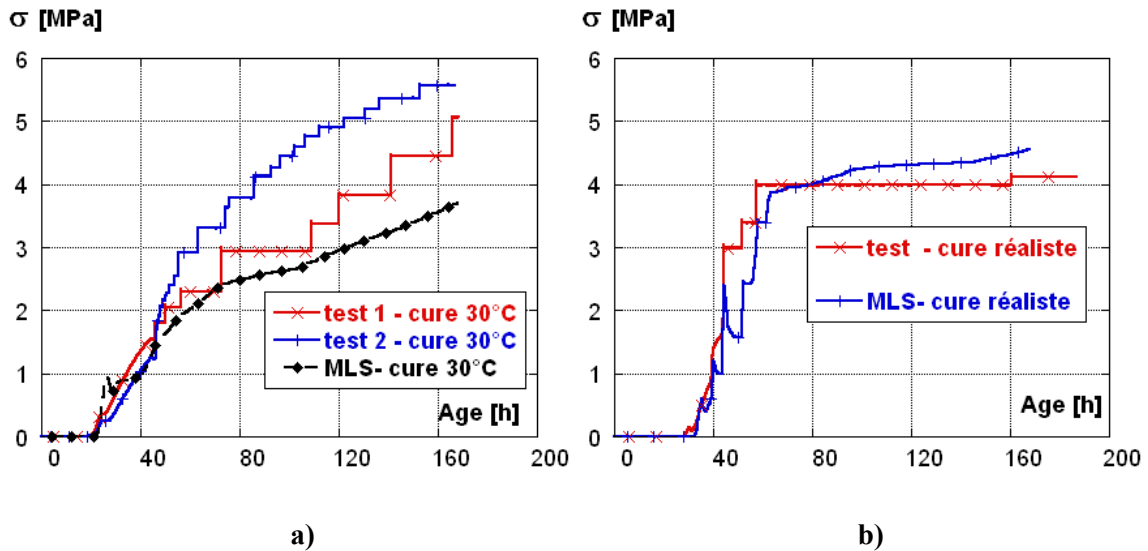


Figure 127: Comparaison prédiction et mesures des autocontraintes : a) cure de 30° et b) cure réaliste

3 Simulations numériques du fluage à différentes cures thermiques

3.1 Prédiction du fluage au jeune âge (dispositif restreint de la TSTM)

Les propriétés considérées comme données de base pour ces simulations sont les mêmes que celles des simulations précédentes.

3.1.1 Prédiction du fluage sous paliers de contraintes selon essai - cure de 20°C

La Figure 128 b) permet de constater que le fluage prédit par MLS après déduction des déformations élastiques induites à chaque accroissement d'incrément de contrainte (courbe en tiret) est supérieur à celui que nous avons déduit des résultats expérimentaux sous une température quasi-isotherme de 20 °C (différence entre la courbe de retrait libre et la courbe cumulée des segments obtenus dans le dispositif restreint). A ce stade nous avons attribué cette différence au principe de superposition, c'est-à-dire à la perte liée à l'addition des courbes obtenues expérimentalement sous les incréments de contraintes successifs qui se développent dans le matériau. Pour vérifier ce raisonnement nous avons envisagé dans la phase suivante de simuler le comportement viscoélastique du BFUP sous chaque incrément de contrainte mesuré et de superposer les résultats prédits, pour ensuite les comparer avec celui obtenu sous application de la contrainte mesurée en entier.

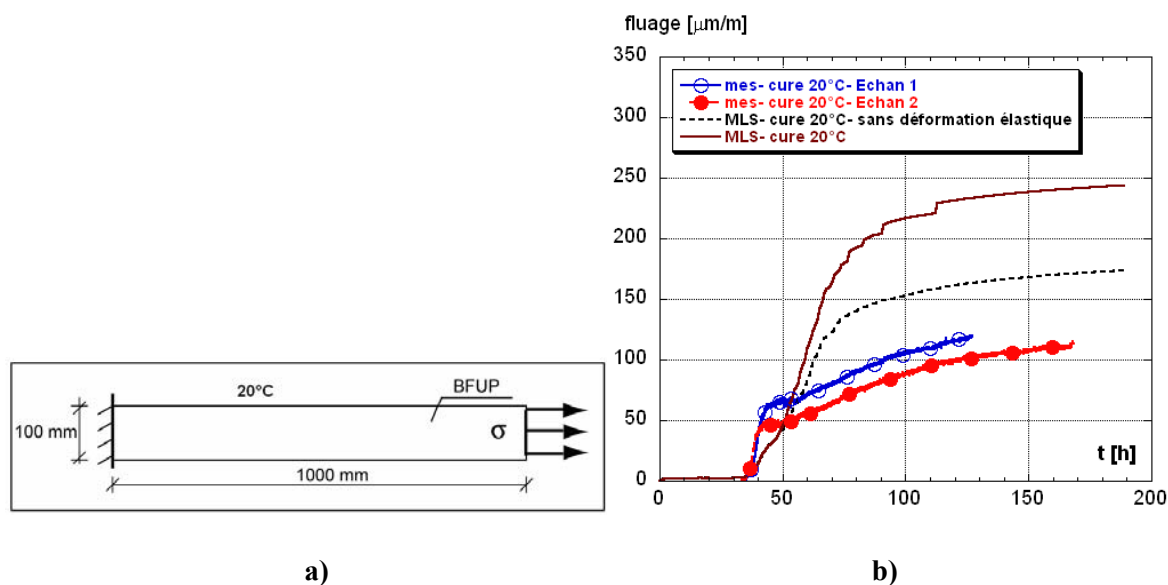


Figure 128: a) Géométrie utilisée pour la simulation numérique et b) comparaison de fluage prédit et déduit des mesures avec la TSTM sous entrave totale incrémentale-cure de 20°C

3.1.2 Principe de superposition

Pour une histoire de contrainte variable, le principe de superposition est supposé valide. Le principe de superposition a été introduit à l'origine par Maslov and McHenry pour les matériaux vieillissants comme le béton [Neville et coll., 83] : « les déformations produites à l'instant (t) par un incrément de contrainte appliqué à l'instant ($t_0 < t$) sont indépendantes de l'effet de contrainte appliquée avant ou après ». Ceci signifie que la déformation totale à l'instant (t) du matériau soumis à une contrainte variable est égale à la somme des déformations causées par chaque incrément de contraintes $\Delta\sigma(t_0)$ [Bosnjak, 00].

Selon Bazant & Wittmann [82], le principe de superposition est valide si les (4) conditions suivantes sont satisfaites :

1. La contrainte est inférieure à 40% de la résistance.
2. Les déformations ne diminuent pas en amplitude.
3. Il n'y a pas un séchage significatif durant le fluage.
4. Il n'y a pas une augmentation importante de contrainte après le chargement initial.

Notons que si les conditions (1) et (3) sont respectées, la proportionnalité entre les contraintes et les déformations est valide et donc le comportement du matériau est viscoélastique linéaire. En outre, Les mesures de fluage dévient du principe de superposition si l'une des (4) conditions n'est pas remplie. Ceci peut être lié, en conditions isothermes (fluage propre), soit à une non linéarité sous contraintes élevées (condition (1) n'est pas satisfaite) soit à une non linéarité sous contraintes faibles (les conditions (2) et (4) ne sont pas satisfaites) [Bosnjak, 00].

3.1.3 Vérification de la validité du principe de superposition

En partant des mêmes données de base et en appliquant chaque palier de contrainte individuellement, la réponse viscoélastique du BFUP est prédite dans chaque cas, tel que présentée sur la Figure 129.

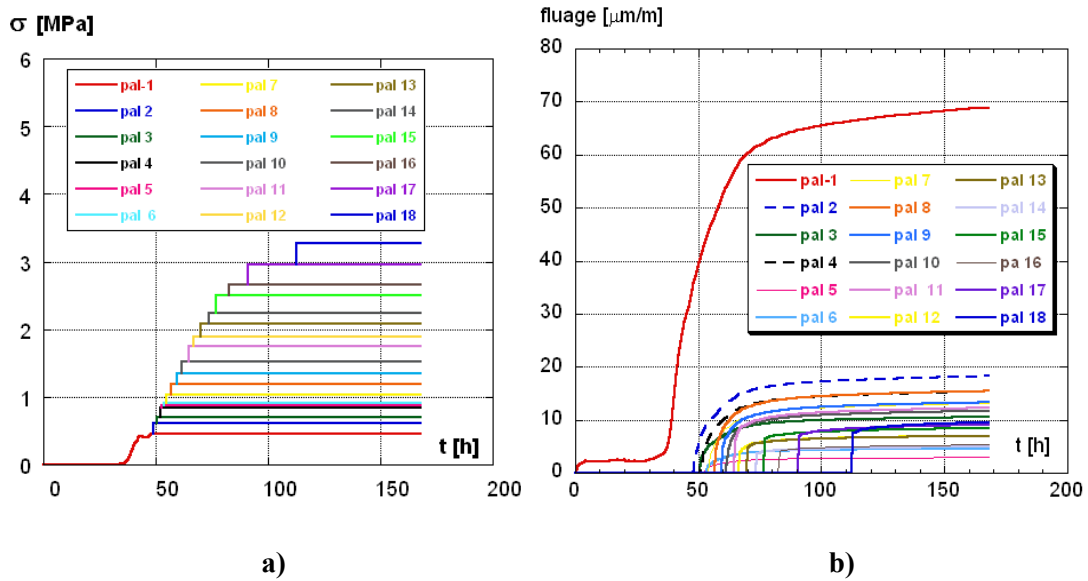


Figure 129: a) Paliers de contrainte appliqués (pal 1-18) dans MLS et b) paliers de fluage prédits par MLS

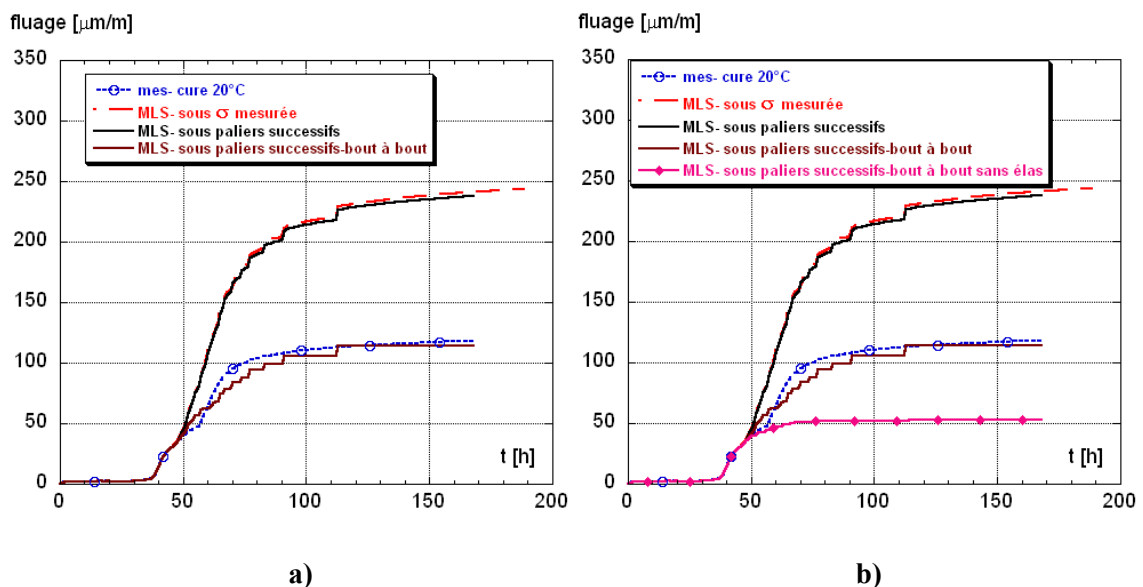


Figure 130: a) Comparaison entre fluage prédit sous toute l'évolution de contraintes et la superposition des paliers de fluage prédits par MLS et b) comparaison avec courbes additionnées bout à bout sans déformation élastique

D'après la Figure 130 a), nous pouvons constater une similitude entre la courbe prédite sous l'évolution entière de la contrainte et celle déduite par superposition des paliers de contraintes (c'est-à-dire addition point par point des résultats obtenus sous chaque incrément de contrainte), d'où la validité du principe de superposition. Ainsi l'explication donnée (dans la section 3.1.1) pour justifier la différence entre le fluage déduit des mesures et celui prédit par MLS n'est plus plausible.

Une deuxième tentative a été entreprise pour expliquer cette différence, elle consistait à additionner les réponses viscoélastiques bout à bout (c'est-à-dire de tronquer les courbes de fluage et de garder la valeur de fluage constante au moment de l'application de

l'incrément de contrainte suivant). Sur la Figure 130 a) on peut observer que la résultante de cette procédure s'approche tout à fait de nos résultats expérimentaux. Mais il ne faut pas omettre que la comparaison doit être faite plutôt après déduction des déformations élastiques. Le résultat sans déformations élastiques est représenté sur la Figure 130 b). Il est de presque la moitié de celui déduit des mesures par la TSTM. Ceci peut être attribué à la différence entre les déformations élastiques théoriques (induites des modules et des incréments de contraintes) et les déformations élastiques expérimentales (les seuils de déformations incrémentales dans la TSTM). *A l'état actuel de nos connaissances il nous est difficile d'interpréter autrement cette différence qui est clairement élucidée par ces simulations numériques.*

3.1.4 Prédiction du fluage sous paliers de contraintes selon essai- cure de 30 °C

Nous avons également tenté de simuler l'effet de la température sur la réponse viscoélastique du BFUP. Pour cette vérification seule la condition de cure a été modifiée et bien sûr la contrainte appliquée qui correspond dans ce cas à celle mesurée sous une cure quasi-isotherme de 30 °C. La Figure 131 a) donne les résultats de cette simulation.

Le fluage prédit sous cette cure présente la même allure que celui prédit à une cure de 20 °C, et donc les mêmes commentaires s'y appliquent pour cette cure. Pour mieux illustrer l'effet de la cure thermique sur le fluage prédit on a représenté sur la Figure 131 b) les deux courbes sur le même graphique. Cette figure montre que l'effet de la température lié au «mécanisme de thermo-activation» est très prononcé au jeune âge. Au-delà de 100 h, les résultats prédits et expérimentaux sous les deux cures se joignent. A cet effet nous pouvons conclure que le logiciel prédit bien l'effet de la cure sur le comportement viscoélastique du BFUP, mais d'autres investigations de fluage sous différentes cures thermiques sont nécessaires pour confirmer ceci.

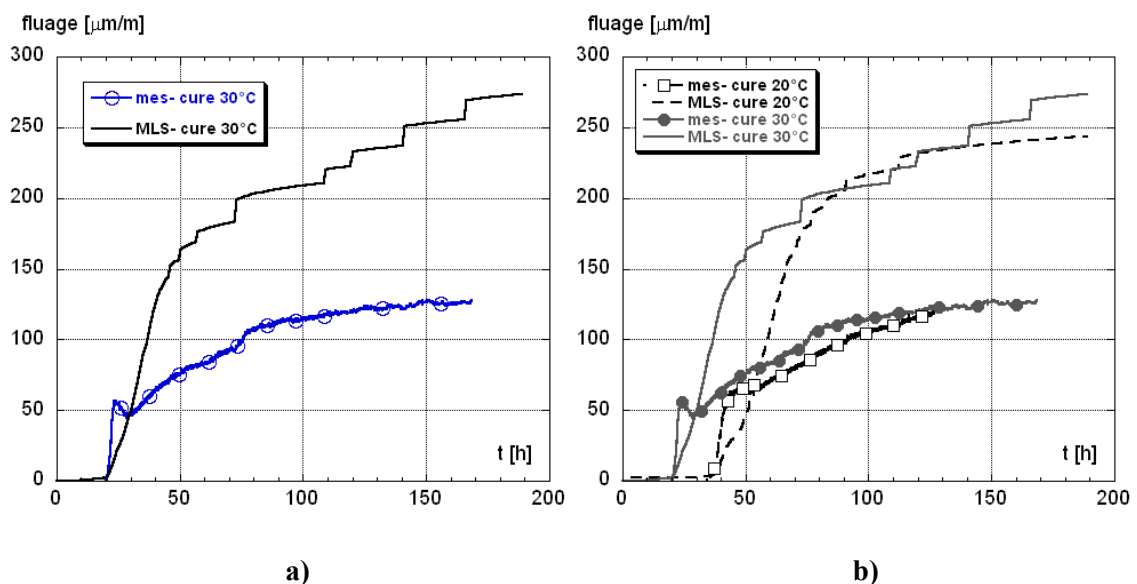


Figure 131: a) Comparaison fluage prédit et déduit des mesures cure de 30 °C et b) comparaison fluage prédit et déduit des mesures -cures de 20 °C et 30 °C

4 Conclusions

- *L'effet de la température sur le retrait endogène ne peut être décrit correctement par le concept de maturité. Cependant le modèle reste valide dans la plage de température entre 15 et 35 °C. Pour surmonter ce problème, l'adaptation du modèle en adoptant deux ou plusieurs énergies d'activation peut être une solution pour pouvoir prédire le retrait endogène du BFUP sous des cures thermiques en dehors que celles mentionnées.*
- *MLS ne permet pas de décrire la réponse viscoélastique sous incréments de contraintes croissants (essai sous entrave totale incrémentale) déduite des résultats expérimentaux obtenus par le système de type TSTM selon la procédure de Kovler [94] et Charron [03]. Ceci peut être attribué soit à la non validité du principe de superposition à cause d'un effet de non linéarité au jeune âge ou à un artefact lié à la procédure d'essai.*

Chapitre 8 : Comportement différé

Les propriétés viscoélastiques contribuent à relaxer les contraintes qui se développent sous conditions d'entrave dans les matériaux cimentaires. Les BFUP contiennent un fort dosage en ciment et en fumée de silice et donc un grand volume de pâte qui peut leur conférer un potentiel de fluage important. Ceci a été montré par les essais de fluage en traction élaborés au jeune âge, voir chapitre 6. Dans ce chapitre on s'intéresse au comportement à long terme dont la connaissance est indispensable pour le dimensionnement et la vérification des structures.

Souvent, dans la littérature, il est supposé que le fluage en traction est égal au fluage en compression et les paramètres des modèles sont déterminés à partir de résultats expérimentaux de fluage en compression [Bissonnette, 96 ; Bosnjak, 00]. En supposant la validité de l'hypothèse de similarité entre le fluage en traction et le fluage en compression aussi dans le cas du BFUP, le comportement viscoélastique à long terme du BFUP testé a été caractérisé par les essais de fluage en compression qui sont plus simple à effectuer. Les résultats de ces essais serviront à déterminer les paramètres des chaînes de Maxwell à long terme nécessaire pour nos simulations numériques d'éléments de structures, chapitre 9. Notons également qu'à cause de notre programme d'essais au jeune âge avec la TSTM, il était impossible d'élaborer des essais de fluage en traction jusqu'à long terme.

1 Fluage en compression

1.1 Introduction

Plusieurs paramètres physiques, mécaniques et chimiques rendent le fluage complexe. Certains travaux antérieurs [Loukili, 96 ; Habel, 04] ont montré que l'amplitude du fluage propre des bétons à ultra hautes performances est plus élevée que celle des bétons à haute performance et qu'ils sont également caractérisés par une cinétique plus rapide. L'objectif de cette partie expérimentale est de répondre aux questions suivantes :

- Comment évolue le fluage propre (cinétique et amplitude) de ce BFUP écrouissant (CEMTEC-CM22) ?
- Les modèles existants et dédiés aux bétons conventionnels permettent-ils de prédire le comportement différé du BFUP ?

Afin d'étudier l'influence de l'âge et du niveau de sollicitation sur le fluage du BFUP (voir procédure d'essai au chapitre 3 à la page 48), nous avons varié ces deux paramètres (voir Tableau 17).

Age de chargement [jours]	3		7	
f_c [MPa]	129		163.1	
Module d'élasticité [GPa]	31.5		43.7	
σ/f_c [%]	25	55	25	43
σ [MPa]	32.3	70.9	40.7	70.9

Tableau 17: Propriétés mécaniques et contraintes appliquées lors des essais de fluage à 3 et 7 jours

1.2 Résultats expérimentaux et analyses

1.2.1 Cinétique de fluage

Les courbes de fluage (Figure 132 a et b) montrent une cinétique rapide des déformations de fluage peu de temps après la première mise en charge [Kamen et coll., 07 a]. Par exemple pour les mesures débutées à 7 jours, on obtient au bout de 24 heures 44 % de la déformation mesurée après 6 mois. Ce résultat est en accord avec celui de Loukili et coll. [99] et Habel [04] qui ont observé respectivement 35 % de la déformation finale après 24 heures pour les BPR et CRC, et 40 % de la déformation finale à la même échéance dans le cas du BFUP de composition proche à la nôtre.

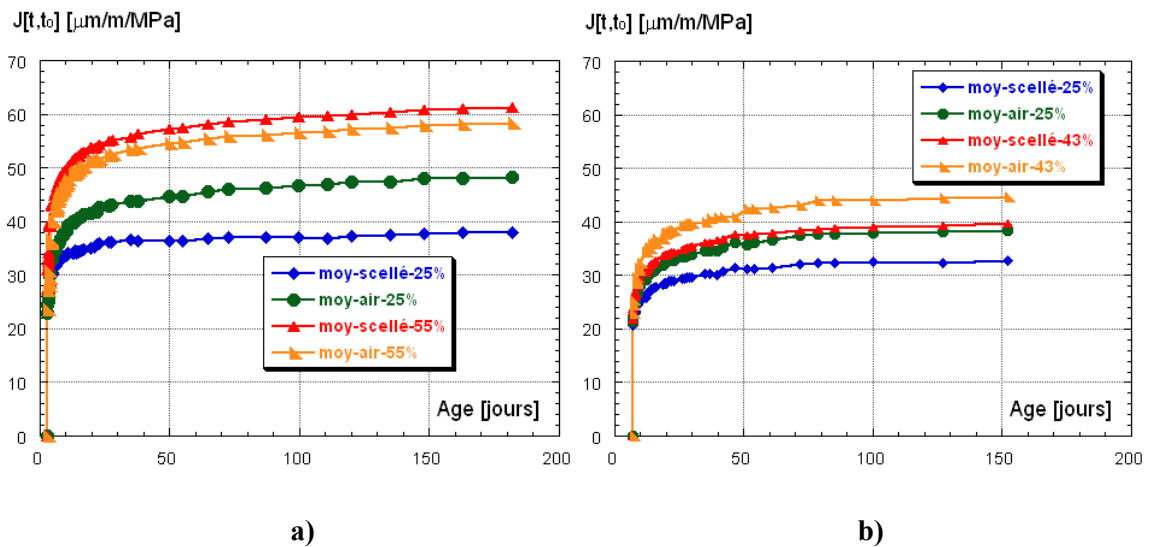


Figure 132: Evolution du fluage spécifique pour un chargement dès : a) 3 jours, b) 7 jours

1.2.2 Influence de l'âge de chargement

Le BFUP présente une déformation élastique et une déformation viscoélastique élevées lorsqu'il est chargé dès le jeune âge (3 jours). Cet effet peut être attribué à la plus faible rigidité à cet âge comparativement aux échantillons chargés dès 7 jours où la capacité portante est plus élevée à cause des résistances élevées du matériau à cet âge et la faible déformabilité due à la formation de nouveaux hydrates durant l'avancement du processus d'hydratation, (voir Figure 133) [Kamen et coll., 07 a].

σ/f_c [%]	25		55	
Mode de conservation	Air	scellé	Air	scellé
$J(t,t_0)$ à 6 mois [$\mu\text{m/m/MPa}$]	48.3	37.8	58.4	61.3

Tableau 18: Fluage spécifique dès 3 jours pour différents niveaux de chargement sur cylindres $6.7 \times 22 \text{ cm}^2$

σ/f_c [%]	25		43	
Mode de conservation	Air	scellé	Air	scellé
$J(t,t_0)$ à 5.5 mois [$\mu\text{m/m/MPa}$]	39.2	33.5	45	40.2

Tableau 19: Fluage spécifique dès 7 jours pour différents niveaux de chargement sur cylindres $6.7 \times 22 \text{ cm}^2$

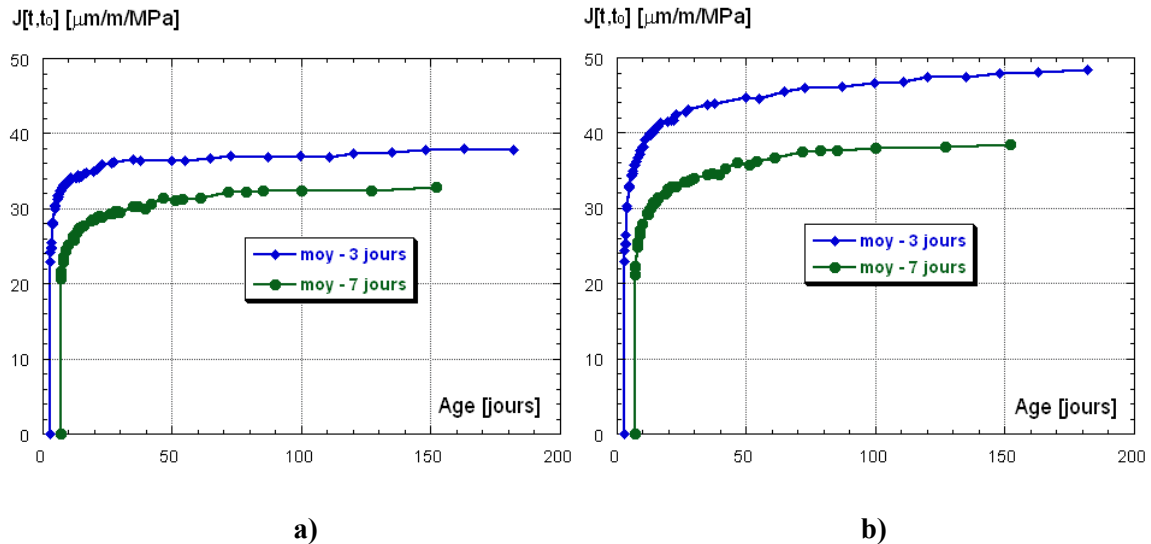


Figure 133: Influence de l'âge de chargement sur le fluage spécifique : a) conditions scellées et b) conditions libre

1.2.3 Influence des conditions de conservations

L'amplitude du fluage spécifique augmente avec un niveau de sollicitation plus élevé, indiquant une réponse non linéaire. L'effet du niveau de sollicitation à 3 jours sur le fluage mesuré est différent pour les deux conditions de conservations (échantillons libres et scellés). L'amplitude du fluage augmente pour le niveau de sollicitation élevé (55 %) de 18 % en conditions libres (avec séchage) et de 61 % en conditions scellées, Figure 132. Ceci peut être attribué d'un côté aux micro-fissures initiales formées sous niveau de sollicitation élevé, qui tendent à se refermer à cause de la sollicitation de compression élevée et l'auto-cicatrisation c'est-à-dire la formation de nouveaux hydrates dans ces micro-fissures sous conditions scellées. En effet, il n'y a pas de pertes d'eau au jeune âge en comparaison avec les échantillons conservés à l'air libre (c'est-à-dire soumis au séchage). Le volume d'hydrate important en conditions scellées résulte en un fluage plus élevé. D'un autre côté, l'accroissement de l'amplitude de fluage spécifique peut être attribué au fait qu'en conditions libres, les micro-fissures formées en surface sous le niveau de sollicitation élevé facilitent les départs d'eau et résulte en un volume d'hydrate moindre comparativement à celui atteint en conditions scellées. Selon [Bazant & Osman, 76] quand le séchage cesse, le taux de fluage diminue à cause de la réduction de la quantité d'eau.

1.2.4 Influence du niveau de chargement

On peut observer que les courbes de fluage spécifique sont différentes sous les niveaux de sollicitation testés, indiquant un comportement non linéaire pour les niveaux de sollicitation de 43 et 55%. Donc la limite de proportionnalité en compression dans le cas du BFUP peut être plus faible que celle du béton ordinaire qui est de 40 % [Bazant & Wittmann, 82].

Il est à noter aussi que même sous des hauts niveaux de sollicitations, le BFUP n'a pas présenté des micro-fissures visibles à l'œil nu pendant toute la période de mesures.

1.2.5 Comparaison avec les résultats de la littérature

Le BFUP testé a présenté un fluage propre (sans déformation élastique) égal à celui du BTHP ($E/C=0.28$) et inférieur au BPR ($E/L=0.17$) pour un même âge de chargement (7 jours) [Loukili et coll., 99], bien qu'il contienne un rapport E/L faible. Ceci peut être attribué d'une part aux différences suivantes à savoir la taille des éprouvettes testées (6x90 cm pour le BPR) et le niveau de chargement (20 %) ou d'une autre part au grand volume de pâte contenu dans le BFUP (88 %) contre 58 % et 30 % respectivement pour le BPR et le BTHP, qui peut induire une augmentation du potentiel de fluage à cet âge du fait que c'est la pâte qui flue. Selon Mehta [86] et Le Roy & De Larrard [92], quand le volume de pâte augmente, le fluage augmente aussi. Ces résultats confirment donc ceux de Loukili [96] quant à la différence entre le BPR et le BTHP. La même tendance a été observée par Altoubat & Lange [01] dans le cas du fluage en traction pour des bétons ordinaires avec et sans fibres avec des rapports E/C entre (0.4 et 0.5). Le fluage tend à augmenter dans le mélange avec un faible rapport E/C mais contenant un volume de pâte plus important, la différence d'amplitude de fluage en traction observée par les auteurs est plus prononcée dans les mélanges fibrés. Ce résultat est d'une importance majeure car ceci signifie que le BFUP permet d'atténuer les contraintes induites sous conditions d'entrave et donc de réduire le risque de fissuration.

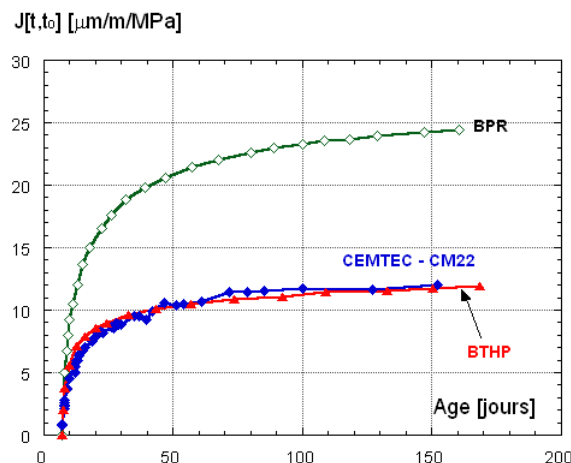


Figure 134: Comparaison du fluage spécifique de bétons à ultra haute performance et à très haute performance

1.3 Modélisation

Il existe plusieurs modèles dans la littérature pour prédire le fluage du béton. Souvent les paramètres de ces modèles sont obtenus par ajustement des résultats expérimentaux (Loi de puissance deux, Loi de puissance hyperbolique, loi logarithmique de puissance deux ...etc.). D'autres fonctions ont été proposées pour décrire le comportement viscoélastique par le biais de modèle rhéologique comme le modèle de Maxwell ou le modèle de Kelvin (combinaison de ressorts et d'amortisseurs). On a tenté d'appliquer certains d'entre eux à nos résultats expérimentaux en vue de vérifier leur validité pour le BFUP testé.

1.3.1 Modèle de chaînes de Maxwell [Bazant, 72]

Le modèle est décrit au chapitre 6 à la page 121. La Figure 135 a) montre que le modèle de Maxwell généralisé décrit très bien le comportement viscoélastique du BFUP testé en compression à des niveaux de chargement faibles. Au-dessus de 35 % de la résistance à la compression, le BFUP présente un comportement élastoviscoplastique, où la

viscoélasticité interagit avec les mécanismes d'endommagement, impossible de décrire avec le modèle de Maxwell généralisé.

Souvent, dans la littérature, il est supposé que le fluage en traction est égal au fluage en compression et les paramètres des modèles sont déterminés à partir de résultats expérimentaux de fluage en compression [Bissonnette, 96 ; Bosnjak, 00]. A cet effet, on adopte la même limite de proportionnalité entre les contraintes et les déformations (35 % : comme limite entre le comportement viscoélastique et viscoplastique) identifiée à partir des essais de fluage en traction (voir chapitre 6). D'ailleurs les paramètres des chaînes obtenus par ajustement de la relaxation déduite à partir du fluage en compression à 3 jours (voir Figure 135 b et paramètres dans le Tableau 20) sont égaux à ceux utilisés pour décrire le fluage en traction à cet âge (voir Tableau 16 au chapitre 6).

En conclusion et comme précédemment montré dans le cas du fluage en traction, le modèle de Maxwell généralisé est apte à prédire le comportement viscoélastique du BFUP testé tant que le niveau de sollicitation reste dans le domaine de linéarité.

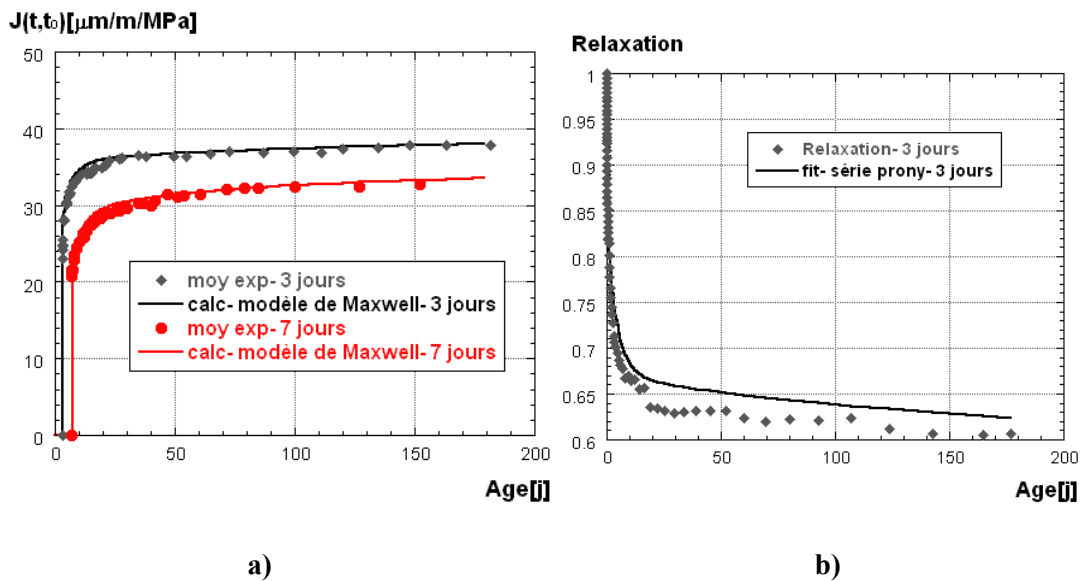


Figure 135: Modèle de Maxwell généralisé appliqué aux résultats de fluage spécifique propre a), ajustement de la relaxation déduite du fluage expérimental avec série Prony à 3 jours b)

Age [j]	Temps de retard					
	1	10	100	1000	10000	100000
3	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
7	0.001	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753

Tableau 20: Paramètres du modèle de Maxwell à 3 et 7 jours

1.3.2 Code modèle 90

Ce modèle permet de prédire le comportement du béton. Le modèle est valide normalement pour tous les bétons conventionnels de résistance ($f_c=12$ à 80 MPa) soumis à des contraintes de compression ($<0.4f_c$) et exposés à une humidité de 40 à 100 % et une température de 5 à 30 °C. Il est basé sur un ensemble d'équations qui sont données en annexe C. Malgré ces restrictions nous avons tenté de vérifier sa validité pour le BFUP testé.

Les coefficients de fluage ($\phi(t,t_0)$) expérimentaux et prédits pour un chargement dès 3 jours sont représentés sur la Figure 136. Nous pouvons constater d'après cette figure que le Code modèle 90 permet de prédire le fluage du BFUP testé seulement pendant les premiers 45 jours pour le niveau de chargement de 25 %, au-delà de cet âge le modèle surestime le fluage, et prédit des valeurs de coefficients de fluage (dès 4 mois) correspondantes à celles obtenues pour un niveau de chargement supérieur (55 %). D'où sa non validité pour décrire le comportement du BFUP.

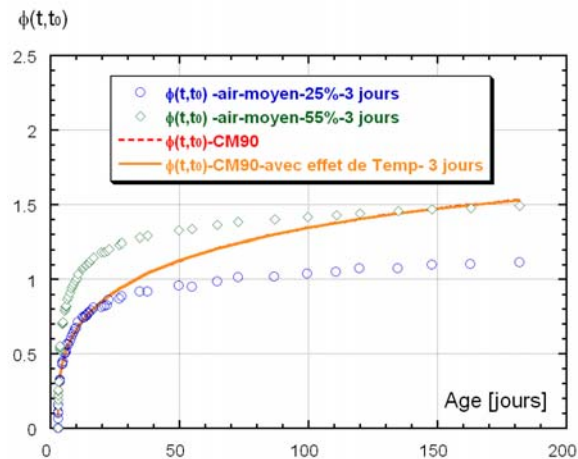


Figure 136: Code modèle CM90 appliqué aux coefficients de fluage à 3 jours

σ/f_c [%]	25	55
Mode de conservation	Air	Air
Début des mesures [jours]	3	3
Coefficient de fluage à 6 mois [-]	1.11	1.50
Code modèle 90 - à 6 mois	1.53	

Tableau 21 : Coefficients de fluage dès 3 jours pour différents niveaux de chargement sur cylindres 6.7x22 cm²

1.3.3 Modèle de Loukili [96]

En s'inspirant du règlement BAEL 91, Loukili a proposé un modèle de prévision des déformations de fluage qui tient compte des paramètres suivants :

l'âge au moment du chargement, la contrainte de rupture en compression à l'âge de mise en charge, la contrainte de chargement, le module instantané et la contrainte de rupture en compression à 28 jours.

Le modèle est basé sur les équations suivantes :

$$J(t,t_0) = \frac{K_f(t) \cdot f(t-t_0)}{E_i(28j)} \quad \text{Eq. 35}$$

avec :

$J(t,t_0)$: fluage spécifique [$\mu\text{m}/\text{m}/\text{MPa}$], t_0 : âge de mise en charge en jours, t : âge de la mesure ($t > t_0$), $E_{i(28j)}$: module instantané à 28 jours, $K_f(t)$: coefficient de fluage à l'infini et $f(t-t_0)$: cinétique de fluage.

Loukili a adopté la fonction hyperbolique proposée par Acker & Barral [80] pour décrire l'évolution du fluage, donnée par la relation suivante :

$$f(t, t_0) = \frac{(t - t_0)^\alpha}{(t - t_0)^\alpha + \beta} \quad \text{Eq. 36}$$

avec : les paramètres (α, β) déterminés par un processus de minimisation.

Dans notre cas la valeur de $\alpha = 0,6$ obtenue par Loukili pour des bétons à très hautes performances (BPR et CRC) a été appliquée. Par contre le paramètre (β) a été déterminé par le processus de minimisation et les valeurs des coefficients de fluage permettant un meilleur lissage de la fonction ont été obtenues à travers la relation suivante :

$$K_f(t) = 0.37 e^{\left[\frac{17.98}{\sqrt{f_c(t_0)}} \right]} \Rightarrow 25\% \quad \text{Eq. 37}$$

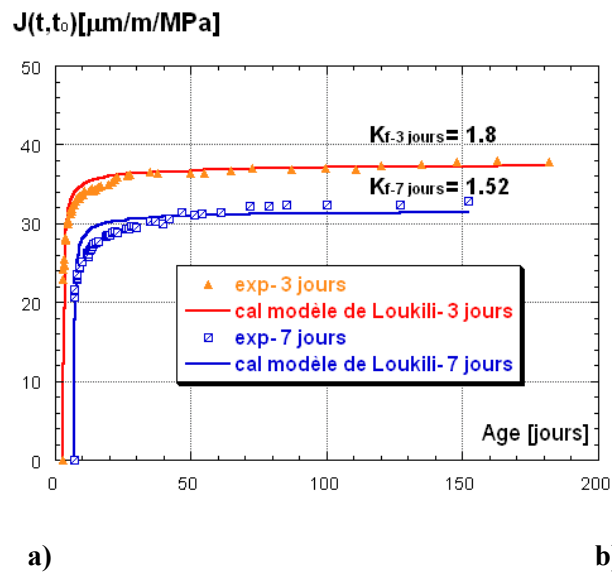


Figure 137: Modèle de Loukili appliqué aux résultats de fluage spécifique propre

A travers les résultats représentés sur la Figure 137, on peut observer que le modèle permet de prédire le fluage propre du BFUP testé. Les paramètres obtenus sur la base de nos résultats expérimentaux sont donnés dans le Tableau 22.

Age [jours]	3	7
σ/f_c [%]	25	25
K_f	1.8	1.52
α	0.6	0.6
β	0.26	0.26

Tableau 22: Paramètres du modèle de Loukili pour le fluage spécifique propre

Nous avons donc pu vérifier l'applicabilité de la loi de fluage proposée par Loukili et inspirée du BAEL, après adaptation de l'équation du coefficient de fluage en fonction de nos résultats expérimentaux sur BFUP et ce en utilisant les mêmes paramètres (α et β). Cette loi présente l'avantage de ne faire appel qu'à peu de paramètres pour décrire le fluage.

1.3.4 Modèle de Bazant - loi de puissance double [Atrushi et coll., 01]

La loi de puissance deux (LPD) permet de prédire le fluage propre du béton (sans échange avec l'ambiance) en fonction de la durée et de l'âge du chargement et est exprimé par la relation mathématique suivante :

$$J(t, t_0) = \frac{1 + \varphi t^{-d} (t - t_0)^p}{E(t_0)} \quad \text{Eq. 38}$$

avec :

$E(t_0)$: module de Young, $t-t_0$: durée du chargement, t_0 : âge du chargement et φ , d et p : paramètres déterminés à partir des résultats expérimentaux par minimisation.

σ/f_c [%]	25
φ	1.143
d	0.547
p	0.202

Tableau 23: Paramètres du modèle LPD pour le fluage spécifique propre dès 3 et 7 jours

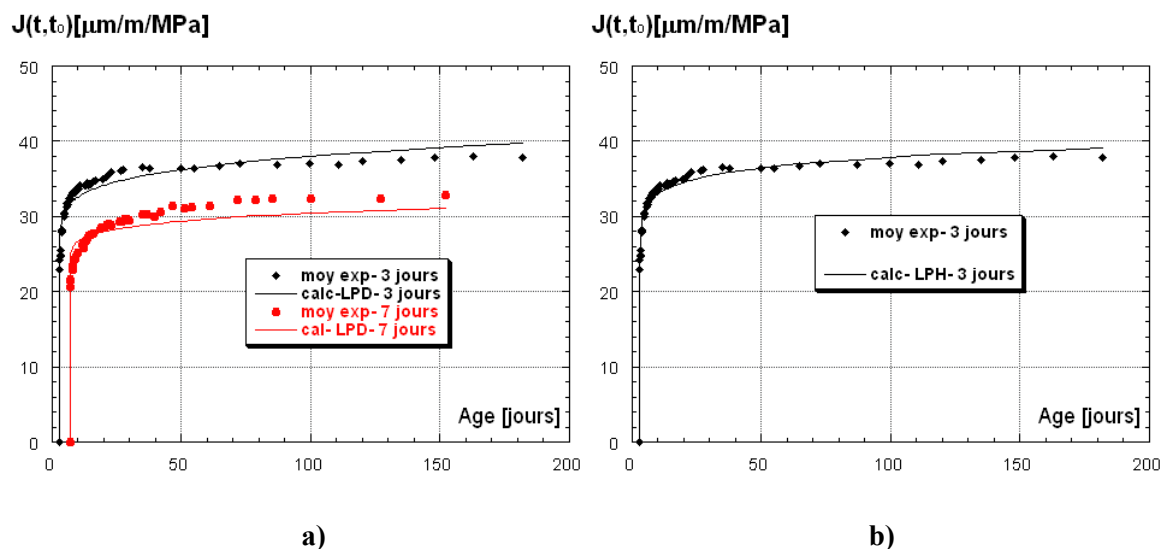


Figure 138: a) Modèle de Bazant-LPD et b) modèle de puissance hyperbolique adapté par ACI committee—appliqués aux résultats de fluage propre à 3 jours

D'après la Figure 138 a), on peut observer que ce modèle permet de décrire le comportement du BFUP testé en particulier pendant la phase initiale des mesures, mais à long terme le fluage prédit tend à augmenter malgré la stabilisation du fluage selon les mesures expérimentales. Selon Bazant & Osman [76], la loi de puissance double avec un paramètre ($p > 0$) conduit toujours à prédire une valeur ultime de fluage plus grande.

Il est à noter que dans ce cas les mêmes paramètres permettent de prédire le fluage du BFUP pour un même niveau de chargement (25 %) mais à des âges différents (3 et 7 jours).

Pour remédier à la surestimation du fluage ultime, ce modèle a été adapté par l'ACI committee 209 [Bazant & Osman, 76] comme suit :

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E(t_0)} + \varphi t^{-d} \frac{(t - t_0)^p}{10 + (t - t_0)^p} \quad \text{Eq. 39}$$

L'application de ce modèle de puissance hyperbolique sur nos résultats expérimentaux (voir Figure 138 b) a effectivement révélé cet effet et a donné une meilleure prédiction du fluage du BFUP testé à court et long terme. Ceci est dû au fait que cette loi tend vers une valeur finale asymptotique alors que la loi de puissance deux est illimitée. Enfin il est à noter que ces deux modèles sont simples et avantageux pour une évaluation et interprétation statistique des résultats d'essais.

1.3.5 Modèle de Bazant séries d'exponentielles [Bazant & Osman, 76]

Il a été montré auparavant que l'analyse du fluage peut être énormément simplifiée en étendant la fonction de fluage en une série d'exponentielles sous la forme suivante :

$$J(t, t_0) = \frac{1}{E(t_0)} + \sum_{\mu=1}^N \frac{1}{\hat{E}_{\mu}(t_0)} \left(1 - e^{-(t-t_0)/\tau_{\mu}}\right) \quad \text{Eq. 40}$$

avec :

τ_{μ} : temps de retard choisis et \hat{E}_{μ} : coefficients.

Pour prédire le fluage du BFUP testé selon cette loi, on a utilisé la série d'équations proposées par Bazant & Osman [76] et qui nécessite la détermination de 6 paramètres à savoir (φ , m , n , $a(n)$, $b(n)$, E_0).

$$\frac{1}{E(t_0)} = \frac{1}{E_0} + a(n) \left(\frac{\tau_1}{0.002}\right)^n \left(\frac{\varphi_1}{E_0}\right) t_0^{(-m)}$$

$$\text{pour } \mu < N \Rightarrow \frac{1}{\hat{E}_{\mu}(t_0)} = b(n) \left(\frac{\tau_1}{0.002}\right)^n \left(\frac{\varphi_1}{E_0}\right) 10^{n(\mu-1)} t_0^{(-m)} \quad \text{Eq. 41}$$

$$\text{pour } \mu = N \Rightarrow \frac{1}{\hat{E}_{\mu}(t_0)} = 1.2 b(n) \left(\frac{\tau_1}{0.002}\right)^n \left(\frac{\varphi_1}{E_0}\right) 10^{n(N-1)} t_0^{(-m)}$$

Les paramètres (φ , m , n) qui ont permis de décrire nos résultats expérimentaux avec la loi de puissance double ont été maintenus pour ce modèle. Les coefficients d'expansions $a(n)$ et $b(n)$ ont été déterminés selon l'équation 43, obtenue sur la base d'une série de résultats obtenus par Basant & Osman [76]. Le seul paramètre restant (E_0) a été déterminé par un processus de minimisation.

$$a(n) = 6.900n^2 - 4.838n + 0.878$$

$$b(n) = -1.817n^2 + 0.639n + 0.06 \quad \text{Eq. 42}$$

Après plusieurs tests, l'utilisation de quatre temps de retard nous a permis de décrire l'ensemble de nos résultats expérimentaux, voir Figure 139 a). Il est à noter par ailleurs que malgré les adaptations et les simplifications adoptées pour la détermination des paramètres de ce modèle, nous pouvons constater que le fluage prédit par ce modèle est pareil à celui obtenu par la loi de puissance double, comme le montre la Figure 139 b). En effet selon Bazant & Osman [76], ce modèle permet d'estimer approximativement la loi de puissance double dans un intervalle de temps de retard déterminé.

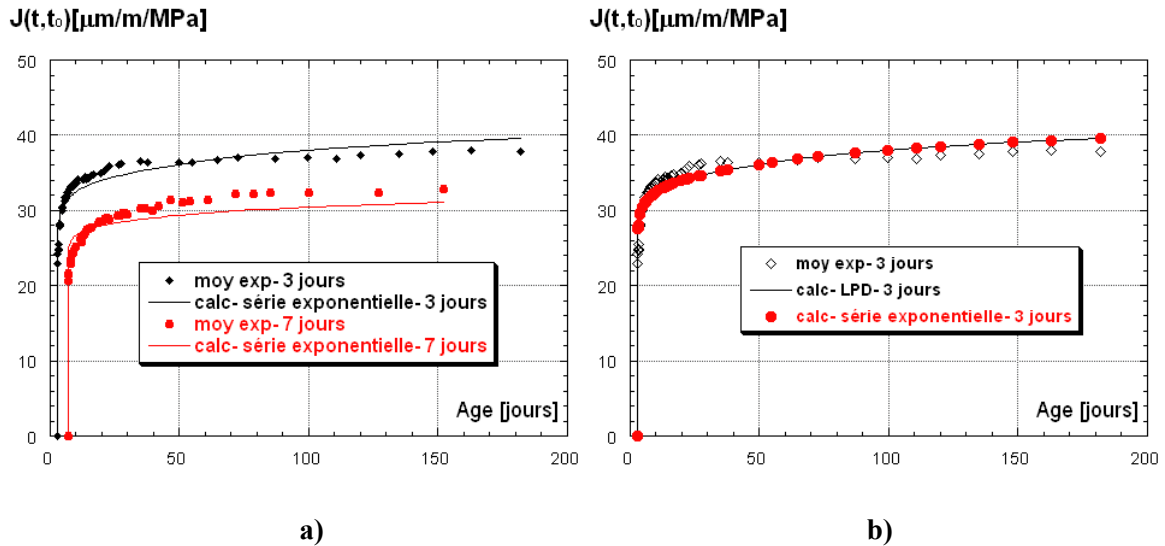


Figure 139: a) Séries exponentielles et b) comparaison de modèles en séries exponentielles et la loi de puissance double

σ/f_c [%]	25
φ_1	1.143
m	0.547
n	0.202
E_0	4.04E+04
a(n)	0.182
b(n)	0.117

Tableau 24: Paramètres du modèle en séries exponentielles pour le fluage spécifique propre dès 3 et 7 jours

En comparant les résultats des coefficients des séries Dirichlet obtenus selon nos paramètres, on peut observer que ces derniers sont uniformes et représentent l'influence de l'âge de chargement, voir Figure 140.

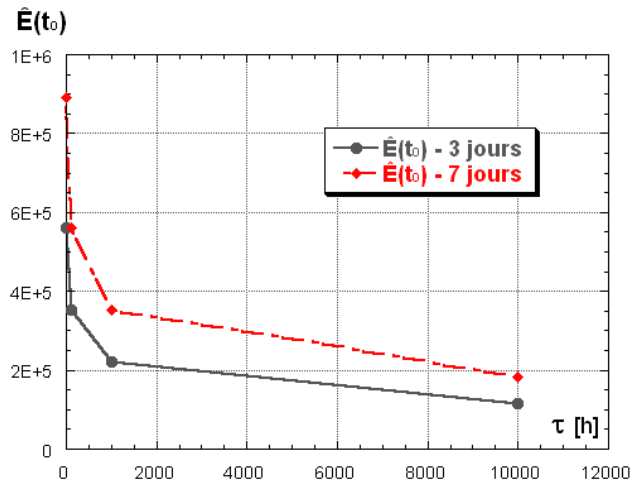


Figure 140: Coefficients \hat{E}_μ des séries Dirichlet pour le BFUP pour les âges et les niveaux de chargement testés

1.3.6 Modèle de fluage propre basé sur la théorie de solidification- [Bazant & Prasannan, 89]

Ce modèle prend en considération l'avancement dans le temps des réactions d'hydratation, appelé ci-après «vieillessement» et aussi la non linéarité grâce à une fonction qui considère les contraintes actuelles. Dans ce modèle la déformation de fluage est la somme de la déformation viscoélastique sans vieillissement, la déformation viscoélastique avec vieillissement et la déformation visqueuse avec vieillissement. Sous une contrainte constante appliquée à l'âge t' , le fluage spécifique est exprimé par la relation suivante :

$$J(t, t_0, \sigma) = q_1 + q_2 F(\sigma) Q(t, t_0) + q_3 F(\sigma) \ln \left[1 + \left(\frac{t - t_0}{\lambda_0} \right) \right] + q_4 F(\sigma) \ln \left(\frac{t}{t_0} \right) \quad \text{Eq. 43}$$

Avec :

$$Q(t, t_0) = \int_{t_0}^t \left(\frac{\lambda_0}{t} \right)^m \left(\frac{n(t - t_0)^{n-1}}{\lambda_0^n + (t - t_0)^n} \right) dt \quad \text{et} \quad F(\sigma) = \frac{1 + s^2}{1 - \Omega} \quad \text{Eq. 44}$$

$Q(t, t_0)$: la fonction caractérisant la déformation viscoélastique avec le vieillissement, $\varphi_0=1$ jour, $m=0.5$ et $n=0.1$, $F(\sigma)$: paramètre tenant compte de la non linéarité, s : niveau de sollicitation et Ω : endommagement sous haut niveau de sollicitation et les paramètres (q_1, q_2, q_3, q_4) ce sont des paramètres à déterminer à partir des résultats expérimentaux. Ils caractérisent le comportement viscoélastique du matériau.

L'évolution de la fonction caractérisant la déformation viscoélastique avec le vieillissement $Q(t, t_0)$ du BFUP testé est représentée sur la Figure 141 a).

Les résultats prédits avec ce modèle sont cohérents avec ceux mesurés seulement pour le niveau de sollicitation faible comme le montre la Figure 142 b). Une meilleure prédiction (voir Figure 142 a) pour le niveau de sollicitation élevé (55 %) est obtenue avec les mêmes paramètres identifiés (voir Tableau 25) mais en utilisant $\Omega=s^{2.31}$ au lieu $\Omega=s^{10}$ pour $s>0.7$ dans le cas d'un béton ordinaire [Bazant & Prasannan, 89]. Ceci signifie que la microfissuration (l'endommagement) dans la réponse du BFUP contribue à des niveaux de sollicitation plus faible que dans le cas d'un béton ordinaire [Kamen et coll., 07 a].

Finalement, nous pouvons constater que les résultats prédits pour un âge de chargement à 7 jours en adoptant les mêmes paramètres sont aussi satisfaisants (voir Figure 142 b) et donc nous pouvons conclure que ce modèle permet de décrire le comportement différé du BFUP testé.

Paramètres	valeur
q_1 [1/MPa]	5.467E-06
q_2 [1/MPa]	5.578E-05
q_3 [1/MPa]	8.520E-07
q_4 [1/MPa]	4.120E-08

Tableau 25: Paramètres du modèle de solidification pour prédire le fluage spécifique propre du BFUP dès 3 et 7 jours

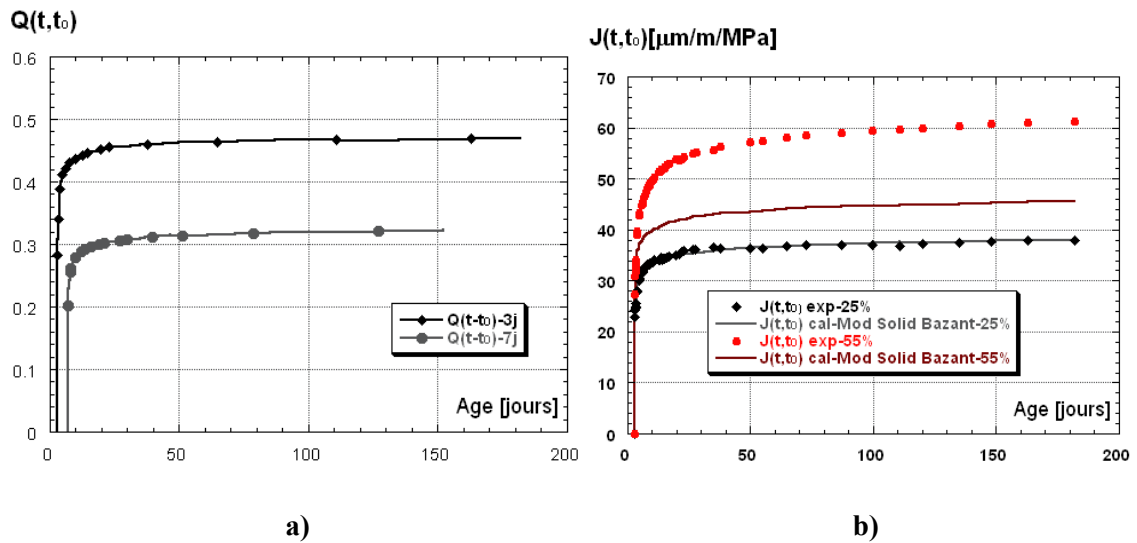


Figure 141: a) Fonction $Q(t, t_0)$ caractérisant la déformation viscoélastique avec vieillissement et b) prédiction du fluage à 3 jours avec modèle de solidification

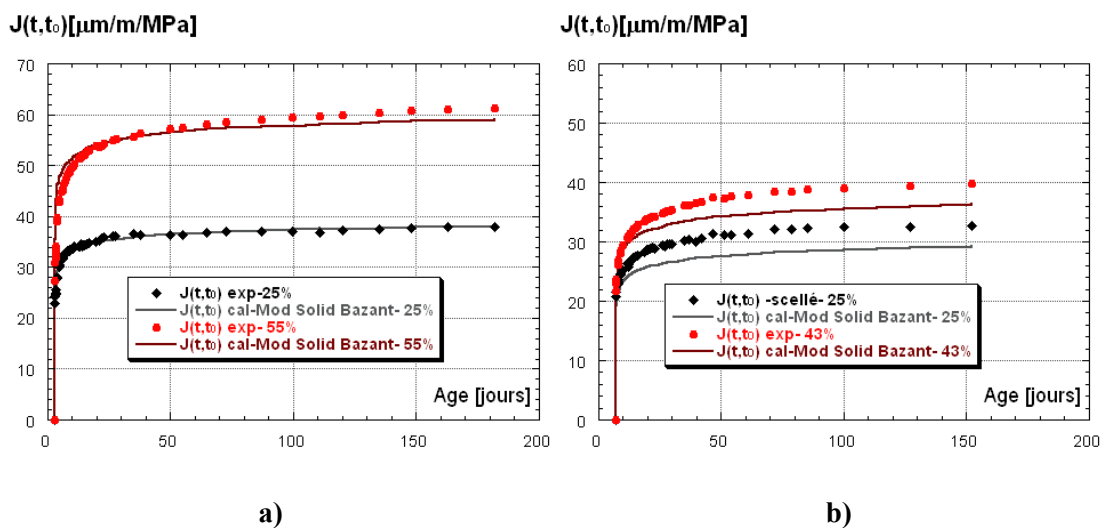


Figure 142: Prédiction du fluage avec modèle de solidification adapté : a) à 3 jours et b) à 7 jours

2 Retrait endogène et de séchage

2.1 Résultats expérimentaux et analyse

Dans ce cas les mesures ont été réalisées à partir de deux âges 3 et 7 jours (voir procédure d'essai au chapitre 3 page 48). Les résultats obtenus sont représentés sur la Figure 143 a et b.

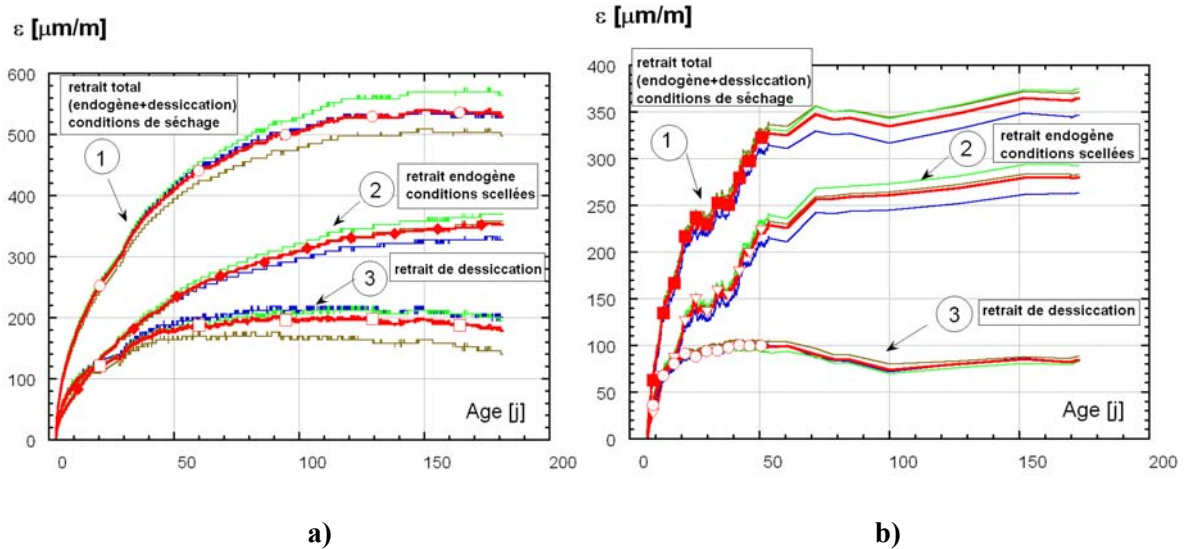


Figure 143: Evolution du retrait mesuré dès : a) 3 jours, b) 7 jours

En comparant ces résultats, on peut observer que l'âge du début des mesures influe légèrement sur les valeurs de retrait endogène mesurées au jeune âge par contre une plus grande influence se manifeste à plus long terme. Un accroissement de l'amplitude de retrait endogène et du retrait total de l'ordre de 24 % et 47 % respectivement est observé après 5.5 mois pour les mesures qui ont débuté dès 3 jours comparativement à celles débutées dès 7 jours, voir Figure 144. Ces résultats reflètent aussi l'influence de la dessiccation qui se traduit par un retrait de séchage plus important pour les échantillons conservés dès 3 jours à l'air ambiant. Ceci conduit à un dessèchement plus important et donc à un retrait de dessiccation de presque le double de celui obtenu sur les échantillons conservés à l'air libre dès 7 jours, voir Figure 144. Noter aussi qu'à long terme une légère variation de l'humidité relative de la salle climatique a conduit à réduire le retrait de séchage mesuré dès 7 jours.

Age de mesures [jours]	3		7	
Mode de conservation	scellé	Air	scellé	Air
Retrait à 5.5 mois [$\mu\text{m/m}$]	347.4	535.3	279.6	363.8

Tableau 26: Retrait après 5.5 mois sur cylindres 6.7x22 cm²

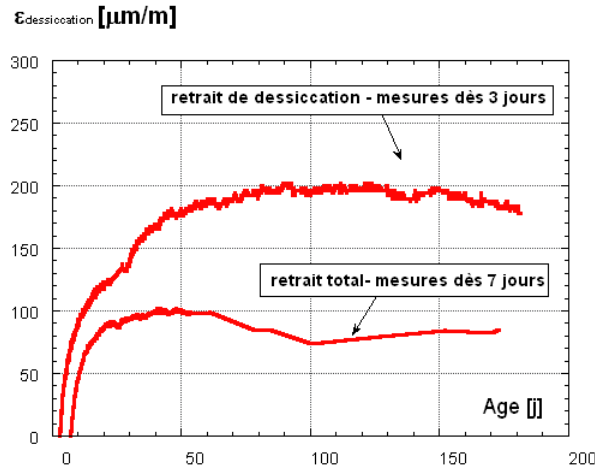


Figure 144: Comparaison retrait de dessiccation mesuré dès : a) 3 jours, b) 7 jours

2.2 Modélisation

2.2.1 Code modèle 90 [CEB, 93]

Ce modèle permet de prédire le retrait total. Il ne s'applique pas aux bétons soumis à des températures extrêmes (comme dans le cas des réacteurs nucléaires, des tuyaux ou des réservoirs), aux bétons en conditions climatiques très sèches (d'humidité relative inférieure à 40 °C) et aux bétons légers.

Le retrait total désigné par ($\varepsilon_{cs}(t, t_s)$) est déterminé par l'expression suivante :

$$\varepsilon_{cs}(t, t_s) = \varepsilon_{cs0} \cdot \beta(t - t_s) \quad \text{Eq. 45}$$

Avec : $\varepsilon_{cs}(t, t_s)$: retrait total, ε_{cs0} : coefficient de retrait fictif, β : coefficient décrivant l'évolution du retrait dans le temps, t : âge du béton [jours], t_s : âge du béton au début du retrait ou du gonflement [jours].

$$\varepsilon_{cs0} = \varepsilon_s(f_{cm}) \cdot \beta_{RH} \quad \text{Eq. 46}$$

Avec : $\varepsilon_s(f_{cm})$: facteur tenant compte de l'effet de la résistance sur le retrait, β_{RH} : coefficient prenant en compte les conditions de conservations.

$$\varepsilon_s(f_{cm}) = \left[160 + 10\beta_{sc} \left(9 - \frac{f_{cm}}{f_{cm0}} \right) \right] \cdot 10^{-6} \quad \text{Eq. 47}$$

Avec : f_{cm} : résistance moyenne à la compression à 28 jours [MPa], β_{sc} : coefficient qui dépend du type de ciment, $f_{cm0} = 10$ MPa.

$$\beta_{RH} = -1.55\beta_{sRH} \rightarrow \text{pour } 40\% \leq HR \leq 99\% \quad \text{Eq. 48}$$

$$\beta_{RH} = +0.25 \rightarrow \text{pour } HR \geq 99\%$$

$$\beta_{sRH} = 1 - \left(\frac{HR}{HR_0} \right)^3 \quad \text{avec} \quad HR_0 = 100\% \quad \text{Eq. 49}$$

$$\beta(t-t_s) = \left(\frac{(t-t_s)/t_1}{350(h/h_0)^2 + (t-t_s)/t_1} \right)^{0.5} \quad \text{et} \quad h = \frac{2A_c}{u} \quad \text{Eq. 50}$$

Avec : $h_0=100$ mm et $t_1=1$ jour et h : rayon moyen [mm] d'un élément dont la section est désignée par A_c et le périmètre en contact avec l'atmosphère par u .

Pour tenir compte de l'effet d'une température constante, différente de 20 °C sur le retrait total, on introduit le coefficient $\alpha_{st}(T)$. Le coefficient $\alpha_{st}(T)$ remplace le terme $(350(h/h_0)^2)$ dans l'équation 51 et est donné par l'équation suivante :

$$\alpha_{st}(T) = 350 \left(\frac{h}{h_0} \right)^2 \cdot e^{\left[0.06 \left(\frac{T}{T_0} - 20 \right) \right]} \quad \text{Eq. 51}$$

A travers la Figure 145 a et b), nous pouvons constater que le Code modèle 90 permet de prédire le retrait total du BFUP testé de manière fiable en particulier à long terme. Les valeurs prédites s'approchent au mieux des valeurs expérimentales obtenues pour les deux cas (mesures dès 3 et 7 jours), et ce moyennant une légère modification de la valeur de f_{cm0} . Au lieu de 10 MPa étant la valeur préconisée dans le modèle d'origine, une valeur de 9 MPa a été considérée). Ceci peut être lié au retard de prise du BFUP. Ce choix de varier seulement ce paramètre a été aussi adopté par Mazzotti et coll. [05] pour prédire le retrait total des bétons autoplacants.

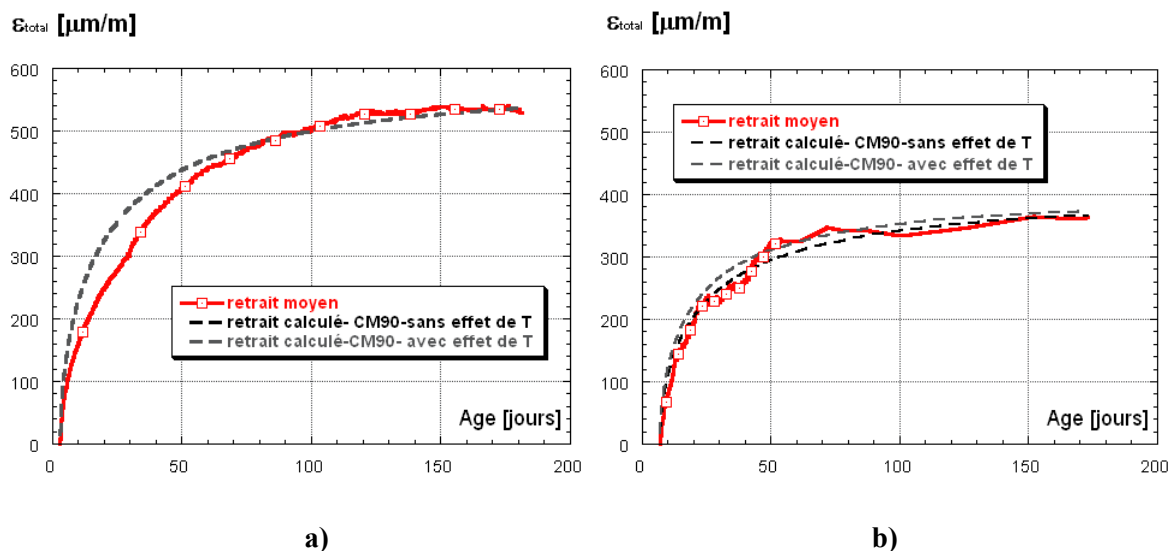


Figure 145: Retrait total prédit et mesuré dès : a) 3 jours, b) 7 jours

2.2.2 Modèle de Loukili

Le modèle de Loukili présenté précédemment (chapitre 5 à la page 95) a été appliqué de nouveau sur les mesures de retrait endogène effectuées à 3 et 7 jours pour estimer les valeurs ultimes de retrait endogène du BFUP testé et évaluer l'influence de l'âge de début des mesures sur celles-ci. A travers la Figure 146, on peut observer l'influence de l'âge de

début de mesure sur la valeur ultime du retrait endogène, qui présente un accroissement de l'ordre de 25 % pour les mesures débutées dès 3 jours par rapport à celles de 7 jours. La même tendance est observée pour les mesures qui ont débuté plus tôt (1.5 jours) sur les prismes 7x7x28 dans la première série de mesures et avec un autre dispositif de mesure comme indiqué auparavant (voir chapitre 4). Les valeurs ultimes prédites par le modèle pour les trois âges considérés sont résumées dans le Tableau 27.

Cures [°C]	20	20	20
Début des mesures [jours]	1.5	3	7
Type d'éprouvettes	7x7x28	6.7x22	6.7x22
$\epsilon_{\text{endogène-}\infty}$ [$\mu\text{m/m}$]-prédit	661	568	452
Taux à 28 jours / ($\epsilon_{\text{endogène-}\infty}$) [%]	60	30	30

Tableau 27: Influence de l'âge de début des mesures sur le retrait ultime et taux du retrait endogène à 28 jours

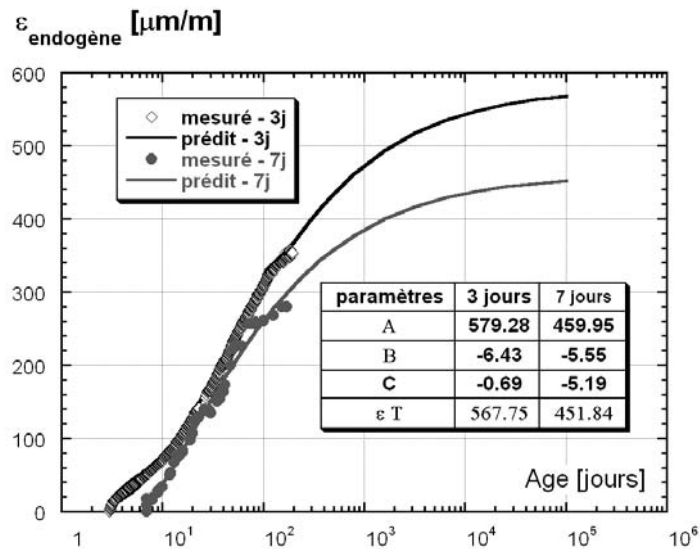


Figure 146: Retrait endogène ultime estimé par le modèle de Loukili pour des mesures débutées dès 3 et 7 jours

3 Corrélation entre fluage et retrait

Comme dans le cas de fluage en traction (voir chapitre 6 à la page 118, on retrouve une relation linéaire croissante entre le fluage en compression et le retrait pour les deux conditions de conservation, voir Figure 147. Un comportement similaire a été observé par Gamble & Parrott [78]. Ce qui constitue une indication sur la capacité de relaxation du matériau.

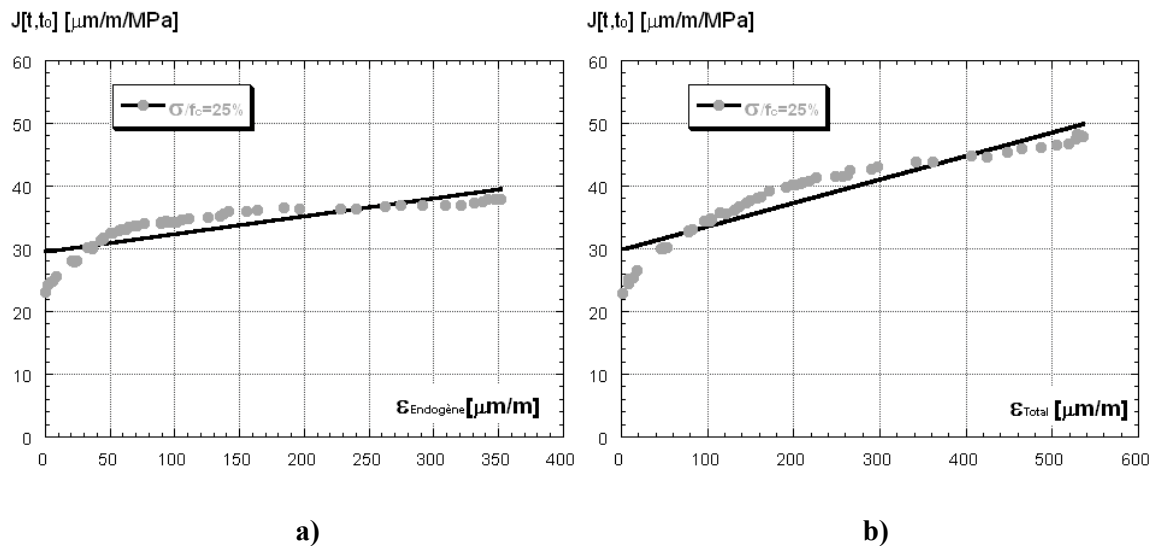


Figure 147: Corrélation entre fluage spécifique et retrait : a) conditions ambiantes, b) conditions scellées

4 Conclusion

Le BFUP testé a présenté un grand potentiel de fluage. Ceci est avantageux pour son exploitation dans les éléments de structures mixtes car les propriétés viscoélastiques permettent d'atténuer l'amplitude des contraintes générées sous conditions d'entrave et donc de réduire le risque de fissuration. En outre, certains des modèles utilisés pour prédire le comportement différé du BFUP testé ont donné des résultats satisfaisants et peuvent être implémentés dans un logiciel d'éléments finis tous en nécessitant l'utilisation d'une fonction ou d'un autre modèle permettant de convertir le fluage en relaxation indispensable pour des prédictions de contraintes et des simulations numériques fiables.

Sous des niveaux de sollicitation élevés, le fluage mesuré est supérieur que celui prédit par ces modèles qui sont valides seulement dans le cas où la condition de proportionnalité entre contraintes et déformations est satisfaisante (σ/f_c ou $\sigma/f_t = 0.35$). Cependant, bien qu'il existe un grand nombre de fonctions de fluage. Il y a encore du travail à fournir pour adapter ou développer de nouveaux modèles aptes de reproduire l'effet du niveau de sollicitation sur le comportement différé des matériaux cimentaires que seuls certains des modèles existants permettent de décrire, comme le modèle de Bazant & Prasannan [89] traité dans ce chapitre.

Notons par ailleurs que dans les éléments de structures mixtes, la non linéarité due aux contraintes de traction élevées susceptibles de se développer au jeune âge sous conditions d'entrave est un problème pertinent.

Chapitre 9 : Etude du comportement d'éléments de structures composites

Pour conclure cette étude, on passe à l'échelle structurale en exploitant la majeure partie des résultats expérimentaux et prédits pour le BFUP (CEMTEC-CM22) et traités en détail dans les chapitres précédents. Ce chapitre porte donc sur l'étude à long terme du comportement d'éléments de structure mixtes (BFUP-BO). Cette étude paramétrique a pour objectif de déterminer l'effet de la cure thermique sur le comportement (vérifications de contraintes et risque de fissuration) de certains éléments de structure.

1 Simulations numériques d'éléments de structures mixtes

1.1 Paramètres considérés

Une analyse des effets de la température de mûrissement (constante et variable) sur quelques éléments de structures (bordure de pont et poutre avec différentes conditions d'entrave) est effectuée à travers les simulations numériques présentées dans ce chapitre. Ces effets sont comparés et discutés en fonction de l'état de nos connaissances.

Ces simulations numériques permettront d'estimer les contraintes susceptibles de se produire sous les déformations intrinsèques et ce sans l'action des charges et par conséquent d'évaluer le risque de fissuration (endommagement interne) dans ces éléments de structures mixtes en terme de (contrainte/résistance) comme indicateur [Neville & Brooks, 87]. Dans les cas envisagés l'action de l'entrave externe et interne est combinée. L'entrave externe est causée par l'ancien béton et l'interne par les gradients de température.

Avant de présenter nos résultats et leur discussion, la figure suivante présente l'inventaire des phénomènes qui peuvent se produire dès le jeune âge dans une structure mixte.

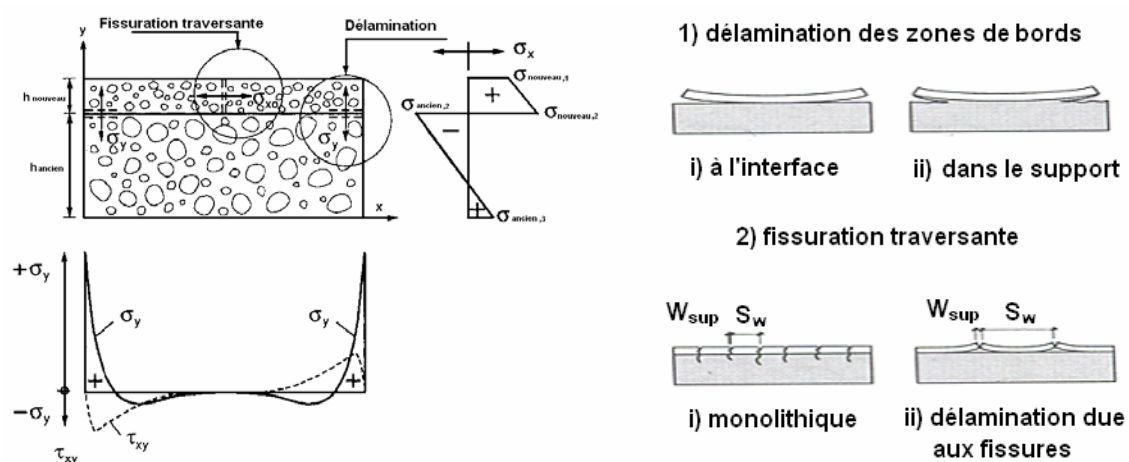


Figure 148: a) Etat interne d'autocontraintes dans un élément mixte et b) modes de détérioration associés, tirée de [Bernard, 00]

La Figure 148 a) montre les autocontraintes (σ_x , σ_y , σ_{xy}) générées par une entrave partielle ou totale de la déformation du nouveau matériau. Ces autocontraintes peuvent induire soit une délamination soit une fissuration traversante du nouveau matériau (Figure 148 b) et ceux en fonction de leur intensité et de la résistance de la chaque zone. Selon Bernard [00], les modes de détérioration d'un élément mixte dépendent fortement des conditions d'exécution.

2 Poutre mixte

2.1 Prédiction du comportement d'une poutre avec différentes conditions d'entrave

Le comportement d'une poutre en béton armé munie d'une couche mince (de 3 cm) de BFUP est simulé en considérant l'effet de la variation de la température ambiante (20 °C, 30 °C et une température cyclique 20 ± 5 °C). Cette plage de température a été considérée après avoir vérifié la validité des modèles de retrait et de fluage implémentés dans MLS pour une étendue de température de 15 à 35 °C, voir chapitre 7. Ces températures sont également représentatives de la température qu'on peut rencontrer in situ. Le calcul est fait jusqu'à 3 mois sauf pour le cas de 30 °C qui est fait seulement pour 28 jours comme cas extrême et sans chargement (charges d'exploitation, action du vent ou changement d'humidité...etc.). Il est à rappeler que dans ces simulations tous les modèles implémentés dans MLS (voir page 135) sont activés sauf le modèle de rupture et le modèle hydrique car le séchage n'est pas pris en compte.

Dans le cas de ce calcul numérique de la poutre mixte avec différents degré d'entrave on a considéré des contraintes planes.

La poutre mixte à une hauteur totale de 180 mm composée d'une couche de vieux béton ordinaire d'une épaisseur de 150 mm et d'une couche mince de BFUP de 30 mm.

La couche de béton est considérée avec armature (Ar) dont les propriétés sont données en (annexe D) voir Figure 149 a). Cette figure décrit aussi les conditions de bords considérées avec leurs durées et leurs coefficients de convection thermique (λ).

Comme indiqué sur la Figure 149 a), le coffrage est laissé pendant 3 jours, le plastique pendant 7 jours et après le BFUP est exposé à l'air ambiant. Les coefficients correspondant à ces conditions et appliqués dans ces calculs numériques sont données sur la figure.

Différentes conditions d'entrave ont été considérées du cas le plus courant au cas le plus extrême pour évaluer le risque de fissuration [Bernard, 00 ; Habel, 04]. Un calcul élémentaire du degré d'entrave de la poutre isostatique selon [Bernard et coll., 01] donne une valeur égale à 0.45 (cas 1 de la Figure 149 b), l'entrave flexionnelle donne une valeur plus importante 0.75 (cas 2 de la Figure 149 b) et puis l'entrave totale correspondant au cas 3.

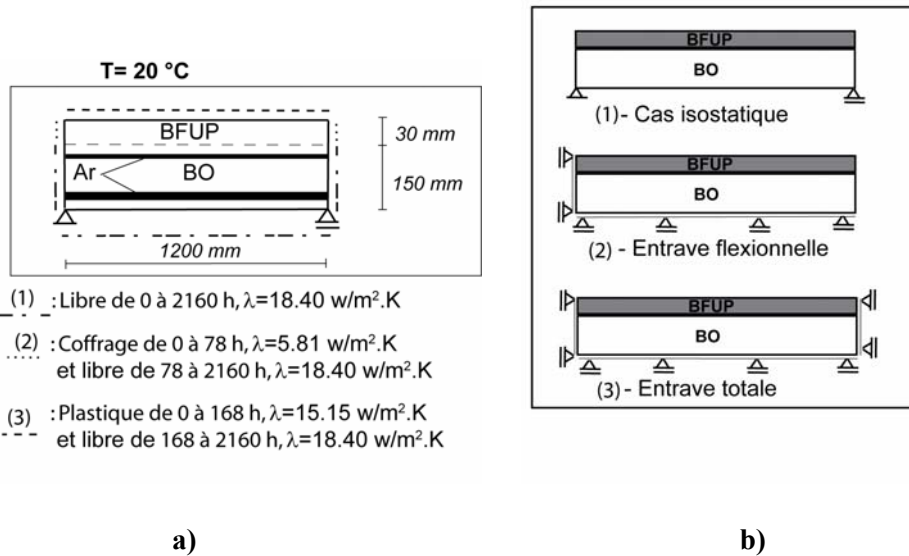


Figure 149: a) Dimensions et conditions aux limites, b) cas d'entrave considérés pour la simulation numérique de la poutre

2.1.1 Simulations d'une poutre mixte avec différents degrés d'entrave à 20°C imposée

La Figure 150 a) présente la distribution de la température dans la section de la poutre mixte à l'âge de 44 h, dans laquelle 6 points : (1 face supérieure du BFUP, 2 au centre du BFUP, 4 au centre du vieux béton et 3, 5 et 6 aux interfaces BFUP-BO) ont été considérés pour comparer l'évolution de température, Figure 150 b). Sur cette figure on observe que la différence maximale de température dans le BFUP atteint 2 °C.

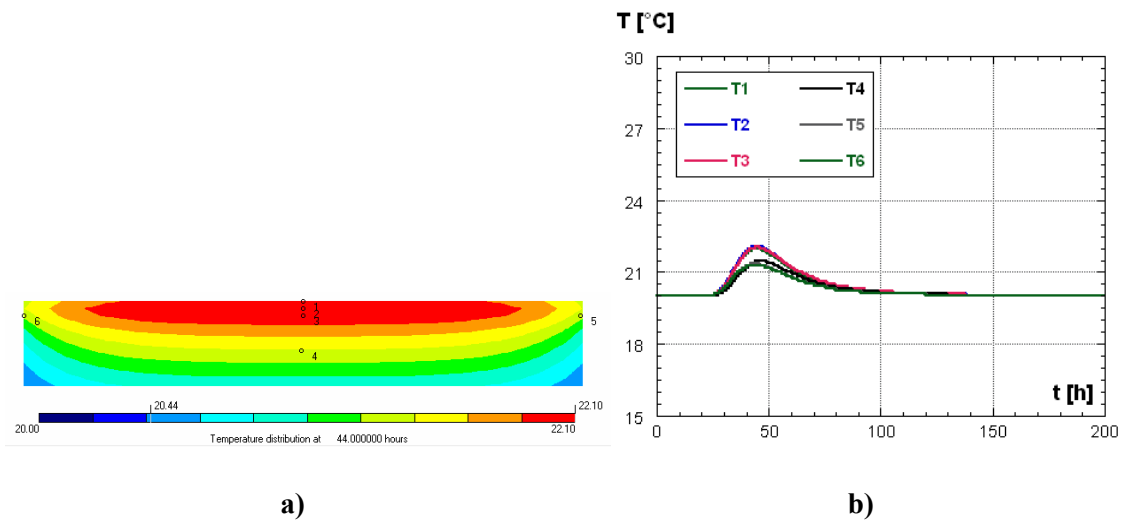


Figure 150: a) Distribution des températures à l'âge de 44 h, b) évolution de température en différents points localisées dans la figure a) à 20 °C

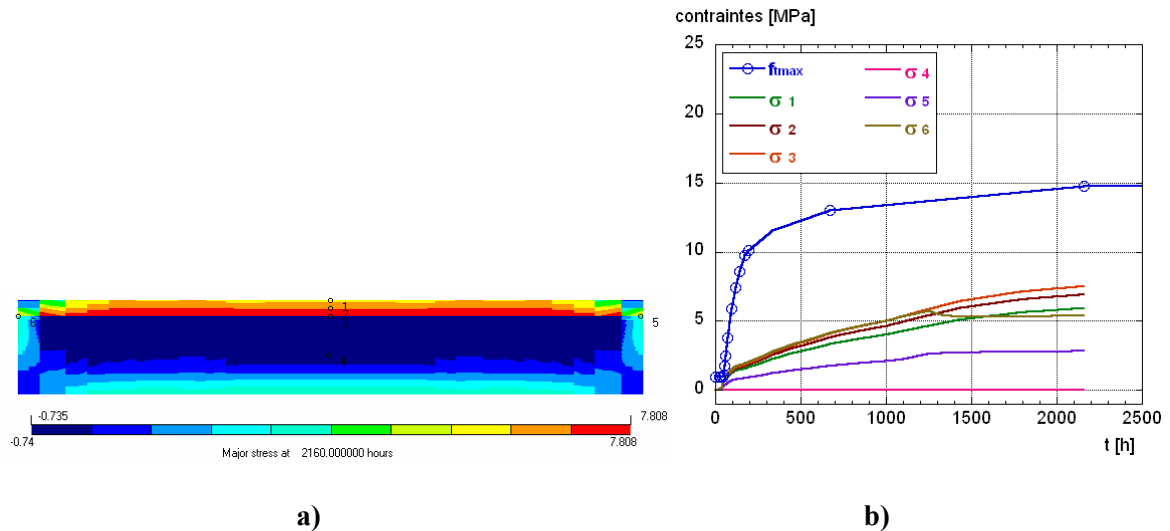


Figure 151: Cas isostatique à 20 °C : a) distribution des contraintes principales à l'âge 2160 h, b) évolution des contraintes principales en différents points, localisés dans la figure a)

L'analyse des courbes représentées dans les figures (151 b, 152 a et b), nous permet d'observer qu'à une température ambiante de 20 °C, l'évolution de la température dans la couche de BFUP dans les trois conditions d'entrave n'engendre aucun risque de fissuration car les contraintes générées demeurent inférieures à la résistance à la traction.

L'entrave flexionnelle induit des contraintes plus significatives, d'amplitude presque double de celles engendrées dans le cas isostatique (Figure 152 a), ce qui est attendu du fait que l'entrave est plus importante. Enfin, l'entrave totale engendre des contraintes plus grandes et par conséquent le risque de fissuration devient plus accru sous cette configuration (Figure 152 b).

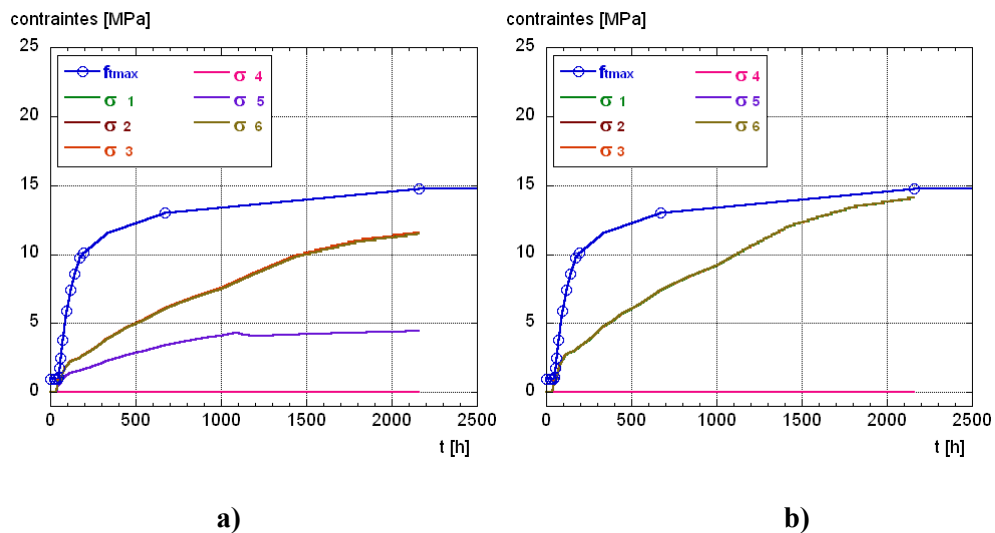


Figure 152 : Evolution des contraintes principales aux différents points à 20 °C : a) cas d'entrave flexionnelle, b) cas d'entrave totale

2.1.2 Simulations d'une poutre mixte avec différents degrés d'entrave à 30°C imposée

La Figure 153 a) présente l'élévation de température dans la poutre mixte sous une cure thermique de 30°C. L'élévation de la température ambiante de 20 à 30 °C engendre des contraintes plus importantes à 28 jours de presque le double, cependant sans risque d'atteindre la résistance à la traction, voir les figures (153 b, 154 a et b).

De la même manière l'augmentation du degré d'entrave engendre l'accroissement des contraintes, (figures 153 a et 154 a et b).

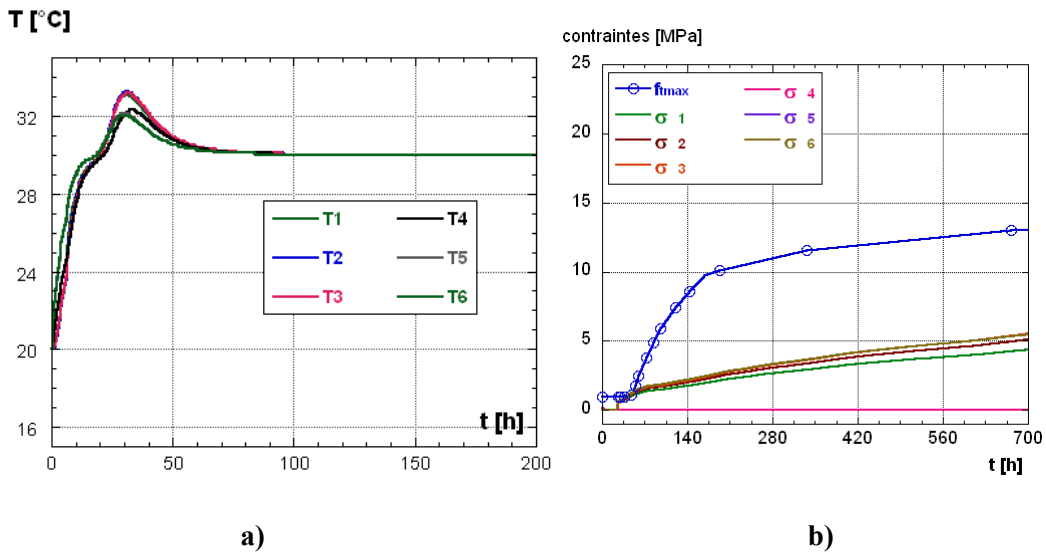


Figure 153: Cas isostatique à 30 °C : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales aux différents points

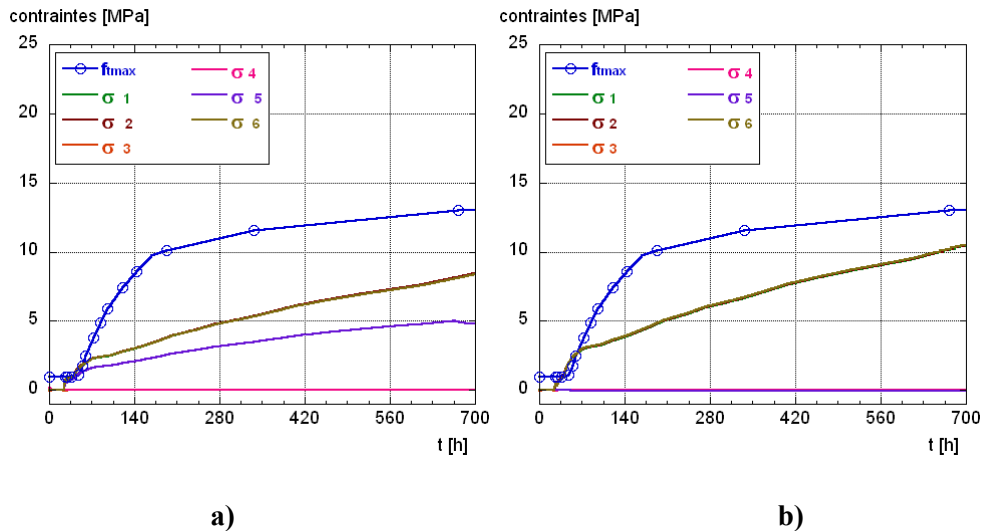


Figure 154: Evolution des contraintes principales aux différents points à 30 °C : a) cas d'entrave flexionnelle et b) cas d'entrave totale

2.1.3 Simulations d'une poutre mixte avec différents degrés d'entrave sous température cyclique imposée

La température cyclique 20 ± 5 °C (Figure 155 a) n'a pas une incidence particulière comparativement à une température ambiante de 20 °C, les contraintes développées demeurent modérées au terme de la durée de calcul équivalente à 3 mois. Enfin, l'entrave totale engendre des contraintes plus grandes, elles sont multipliées par trois et par conséquent le risque de fissuration devient plus accru sous cette cure thermique (figures 155 a et 156 a et b).

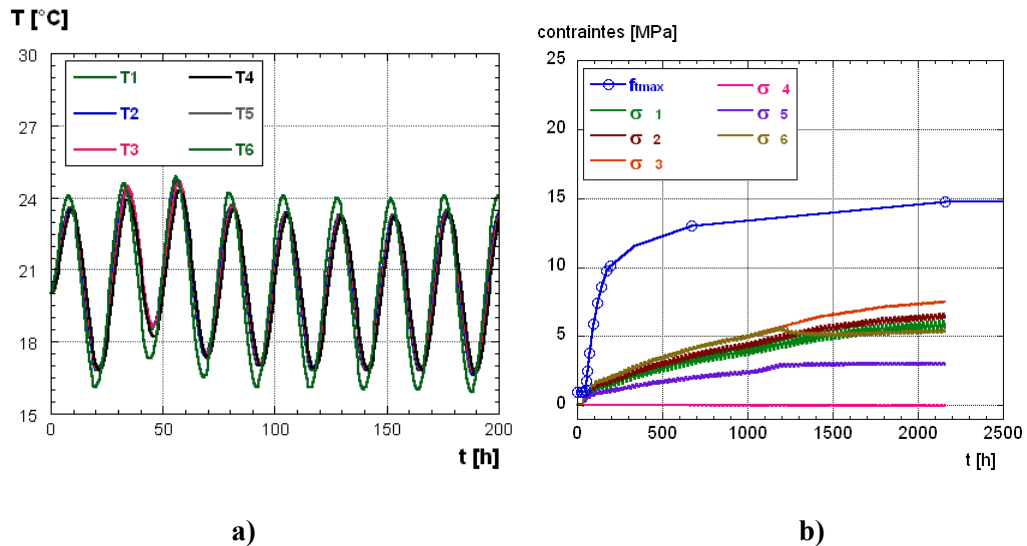


Figure 155: Cas isostatique sous température cyclique (20 ± 5 °C) : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales aux différents points

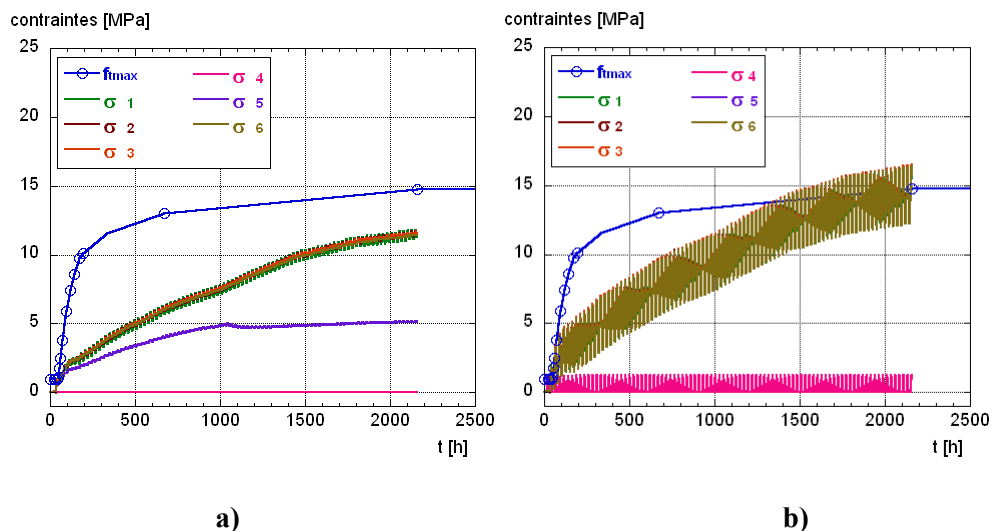


Figure 156: Evolution des contraintes principales aux différents points sous température cyclique (20 ± 5 °C) : a) cas d'entrave flexionnelle et b) cas d'entrave totale

Enfin, l'ensemble de ces résultats montre que la réduction de l'entrave externe contribue à réduire significativement le risque de fissuration (fissures traversantes). Notons aussi que l'utilisation d'armature dans la couche de BFUP peut contribuer au contrôle des fissures induites par les déformations au jeune âge [Habel, 04].

3 Bordure de pont

3.1 Prédiction du comportement d'une bordure de pont

La Figure 157 montre schématiquement la bordure de pont considérée dans nos calculs. Le comportement de la bordure est simulé en considérant l'effet de la variation de température ambiante (20 °C, 30 °C et évolution de température cyclique 20 ± 5 °C). Le calcul est fait jusqu'à 3 mois et sans chargement, sauf pour le cas de 30 °C qui est fait seulement pour 28 jours comme cas extrême. On suppose que la bordure de pont est avec une couche de BFUP de 3 cm d'épaisseur. La géométrie de la bordure analysée correspond à celle du pont sur la Morge [Samaris, 05 ; Brühwiler et coll., 06]. Les conditions aux limites thermiques et mécaniques considérées sont représentées à la Figure 157. Comme indiqué sur la Figure 157, le coffrage est laissé pendant 3 jours, le plastique pendant 7 jours et après le BFUP est soumis à l'air ambiant. Les coefficients correspondant à ces conditions et appliqués dans ces calculs numériques sont données sur la Figure 157.

Dans le cas de ce calcul numérique de la bordure mixte on a considéré comme condition hors plan que la dilatation dans le plan zz est libre.

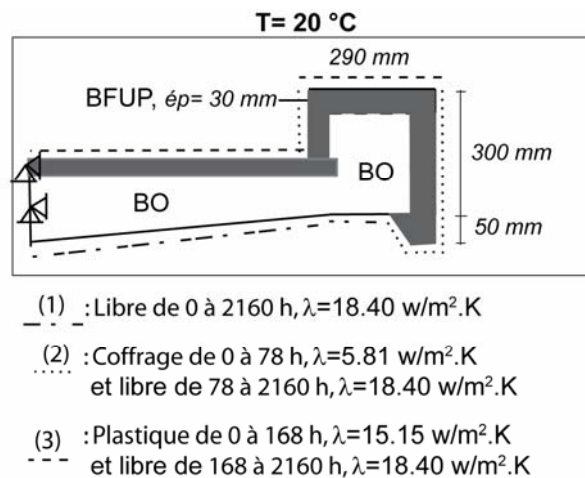


Figure 157: Dimensions et conditions aux limites considérées pour la simulation numérique de la bordure de pont

L'analyse de la distribution et l'évolution de température et des autocontraintes dans la bordure soumise à différentes cures thermiques (20, 30 et 20 ± 5 °C) sera faite en différents points comme indiqué sur la Figure 158.

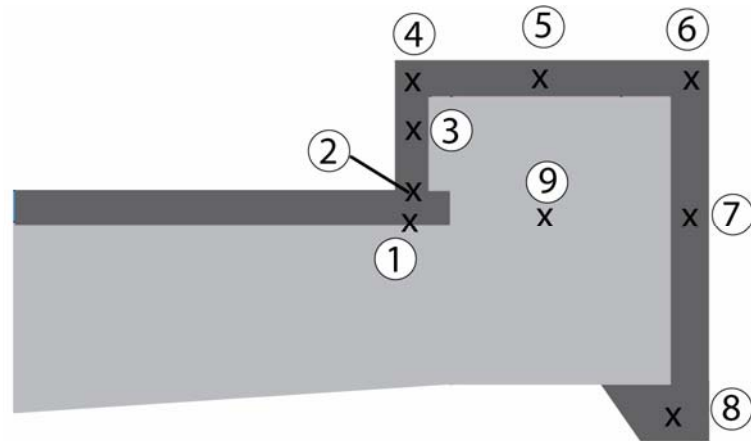


Figure 158 : Localisation des points considérés dans l'analyse des autocontraintes

3.1.1 Prédiction du comportement de la bordure réparée à 20 °C imposée

La Figure 159 a) présente la distribution de la température dans la section de la bordure à 44.5 h après le bétonnage de la couche du BFUP, dans laquelle 9 points ont été localisés pour comparer l'évolution de température, Figure 159 b). Sur cette figure on observe que la différence maximale de température dans le BFUP atteint 4 °C (aux points 7 et 8) ce qui est cohérent avec nos mesures de température dans l'éprouvette de la TSTM sans contrôle de température (voir figure 75).

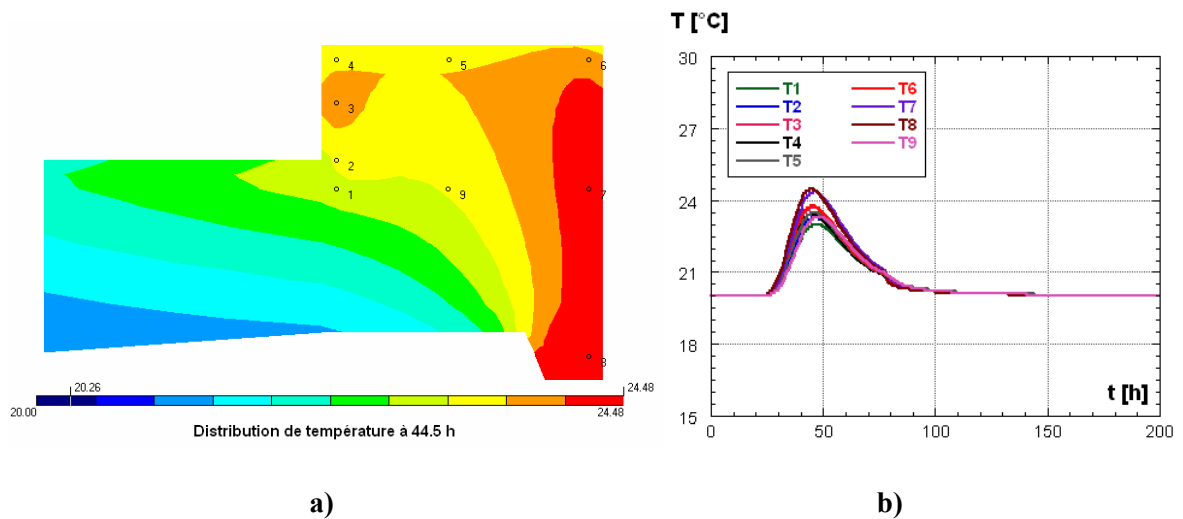


Figure 159: Bordure à 20°C : a) distribution des températures à 46 h, b) évolution de température en différents points, localisés dans la figure a)

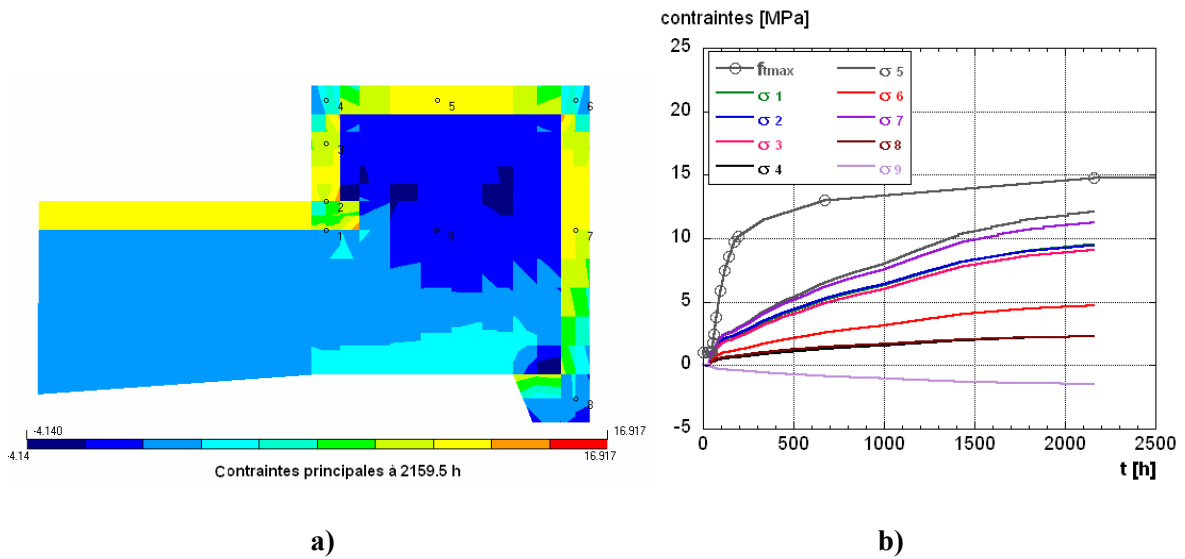


Figure 160: Bordure à 20 °C : a) distribution des contraintes principales à l'âge 2160 h, b) évolution des contraintes principales en différents points, localisés dans la figure a)

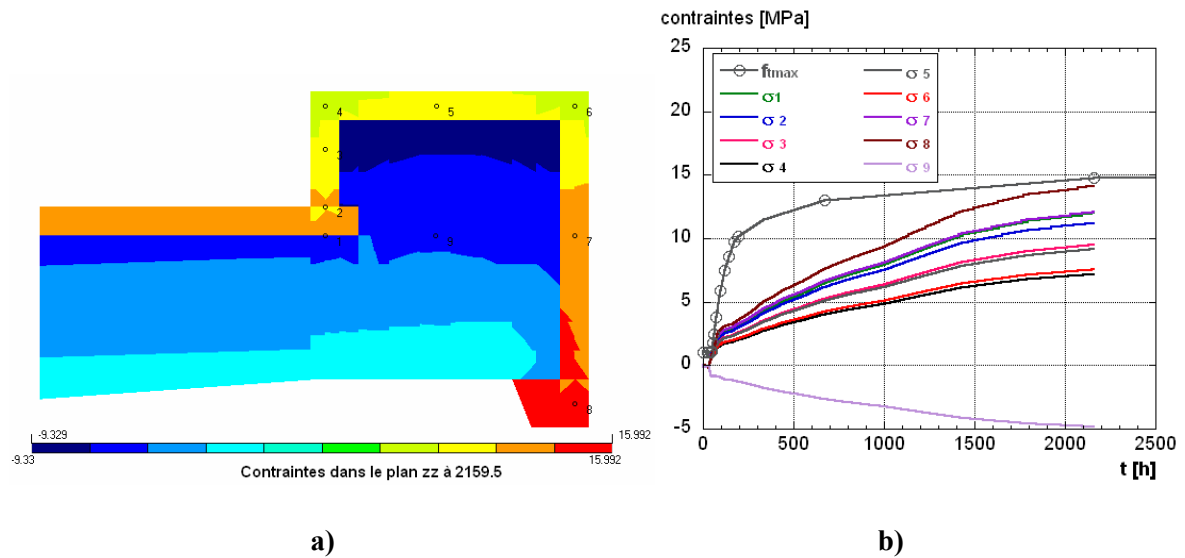


Figure 161: Bordure à 20 °C: a) distribution des contraintes dans le plan zz, b) évolution des contraintes dans le plan zz en différents points, localisés dans la figure a)

Au cours de son hydratation, la nouvelle couche de BFUP dégage de la chaleur (voir Figure 159 b) qui représente l'évolution de température en différents points). Cette chaleur est dissipée à travers la surface et dans le vieux béton. Par conséquent, des gradients de températures se développent dans la section transversale. Les déformations thermiques de cette couche sont empêchées par l'ancienne couche de béton, il en résulte des autocontraintes. Les contraintes de traction sont plus redoutables car elles peuvent compromettre la durabilité de l'élément. En effet comme on peut l'observer à partir de la Figure 161 b), les contraintes induites dans le plan zz peuvent atteindre la résistance à la traction au-delà de 3 mois (2200 h environ) en un point singulier (point 8).

3.1.2 Prédiction du comportement de la bordure réparée à 30 °C imposée

Ce cas n'est pas tout-à-fait réaliste en fonction des conditions climatiques en Suisse mais a été donné à titre indicatif pour visualiser l'activation des processus qui se développent au jeune âge. Dans ce cas on observe un accroissement de l'ordre de 30 % des contraintes dans le plan zz comparativement à celles atteintes sous une température de 20 °C à 28 jours, ce qui indique que le risque de fissuration est accru au jeune âge lorsque le BFUP s'hydrate à hautes températures, voir figures 162 b) et 163.

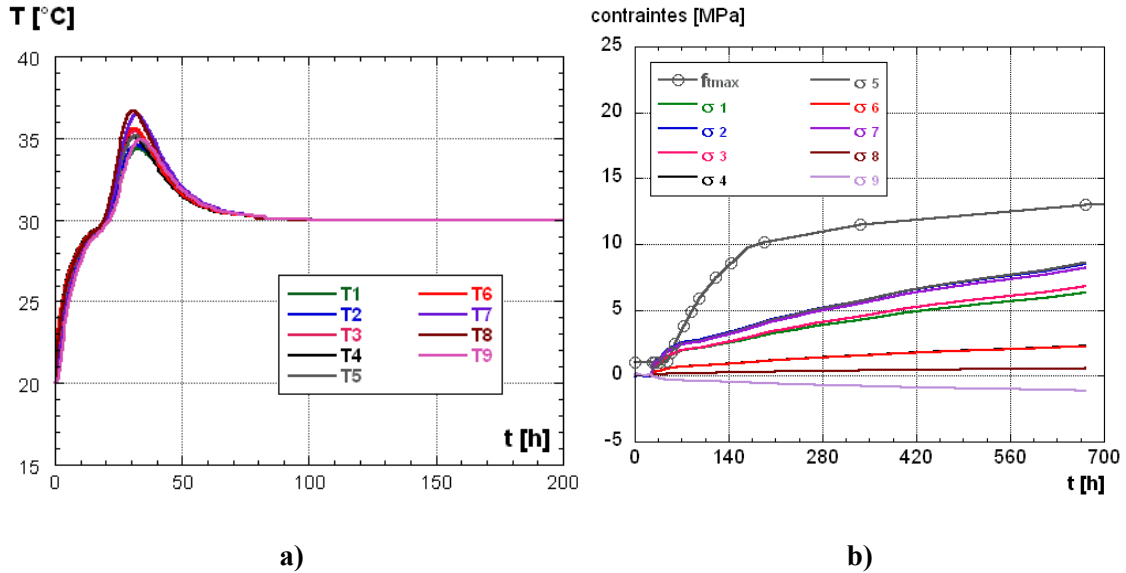


Figure 162: Bordure à 30°C- a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales en différents points

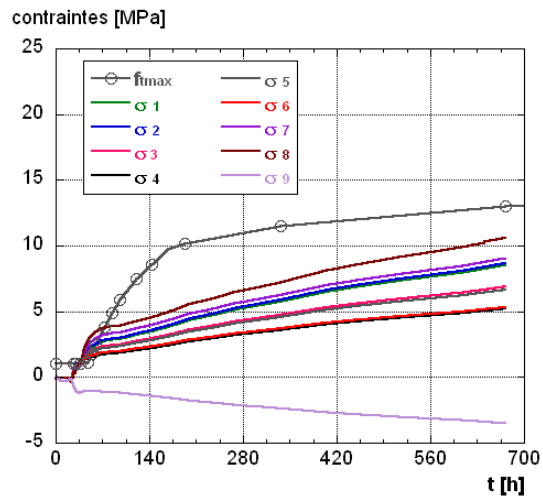


Figure 163: Bordure à 30°C- évolution des contraintes dans le plan zz en différents points

3.1.3 Prédiction du comportement de la bordure réparée sous température cyclique imposée

Par contre lorsque l'élément est soumis à une température cyclique (20 ± 5 °C) dont l'évolution est représentée sur la Figure 164 a), les contraintes de traction induites affichent une même tendance que dans le cas d'une température ambiante de 20 °C et

d'ailleurs elles atteignent la résistance à la traction à la même échéance, voir figures 164 b) et 165.

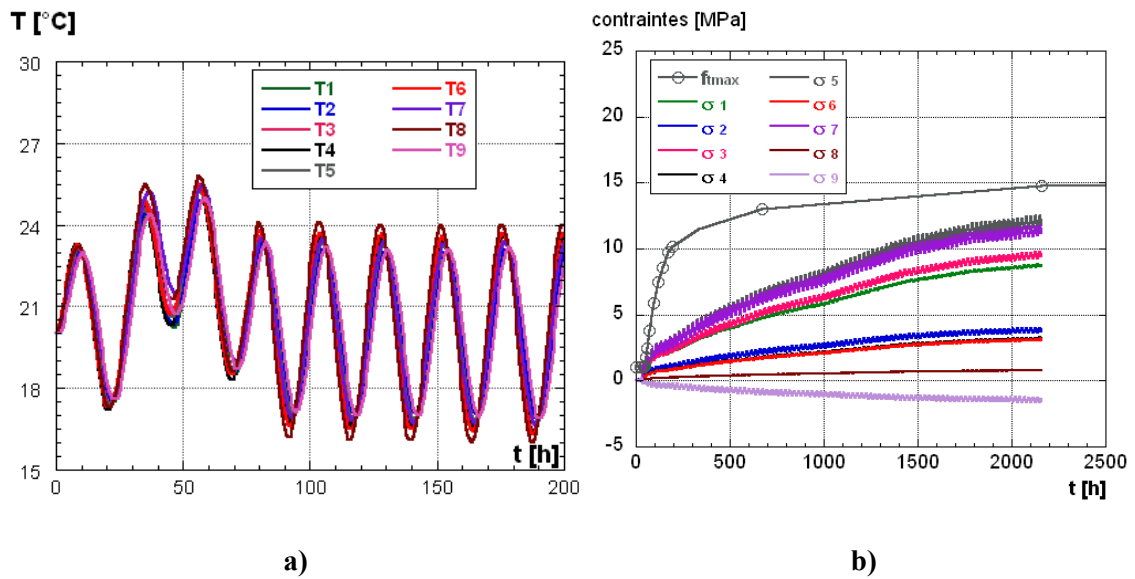


Figure 164: Cure cyclique (20 ± 5 °C) : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales en différents points

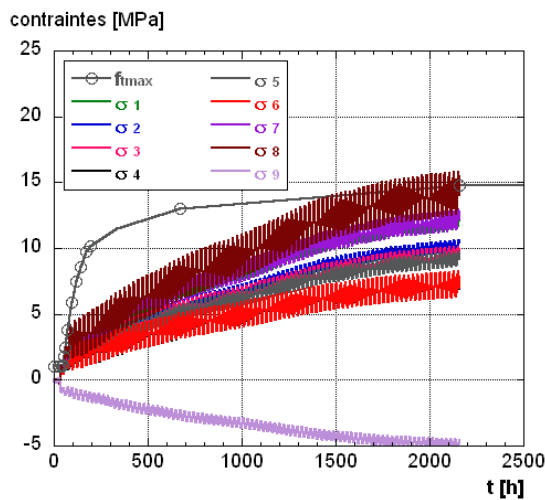


Figure 165: Cure cyclique (20 ± 5 °C), évolution des contraintes dans le plan zz en différents points

3.2 Prédiction du comportement de la bordure-coupe longitudinale

La configuration de l'élément, les conditions d'appuis et de bords sont représentées sur la Figure 166 a). L'analyse de la distribution et l'évolution de température et des autocontraintes dans la coupe longitudinale de la bordure soumise à différentes cures thermiques (20, 30 et 20 ± 5 °C) sera faite en différents points comme indiquée sur la Figure 166 b).

De la même manière on peut observer que l'évolution de température dans la nouvelle couche de BFUP (voir Figure 167 a) s'accompagne de déformations thermiques. Celles-ci

étant entravées par l'ancienne couche de béton ordinaire induisent des contraintes qui sont significatives en interface et donc peuvent causer des fissures aux extrémités, comme le montre les figures 168 a) et b).

Notons que la résistance à la traction ne peut être atteinte qu'à des points singuliers situés aux extrémités de l'élément, qui peut être également attribué à un artefact de calcul numérique.

Par contre sous une température ambiante de 30 °C, les contraintes dans le plan zz augmentent légèrement par rapport à celles obtenues à 20 °C mais sans atteindre la résistance à la traction sous cette configuration (voir Figure 169). Une tendance similaire de l'évolution des contraintes est observée sous cette configuration aussi bien à 20 °C qu'avec une température cyclique (voir Figure 170).

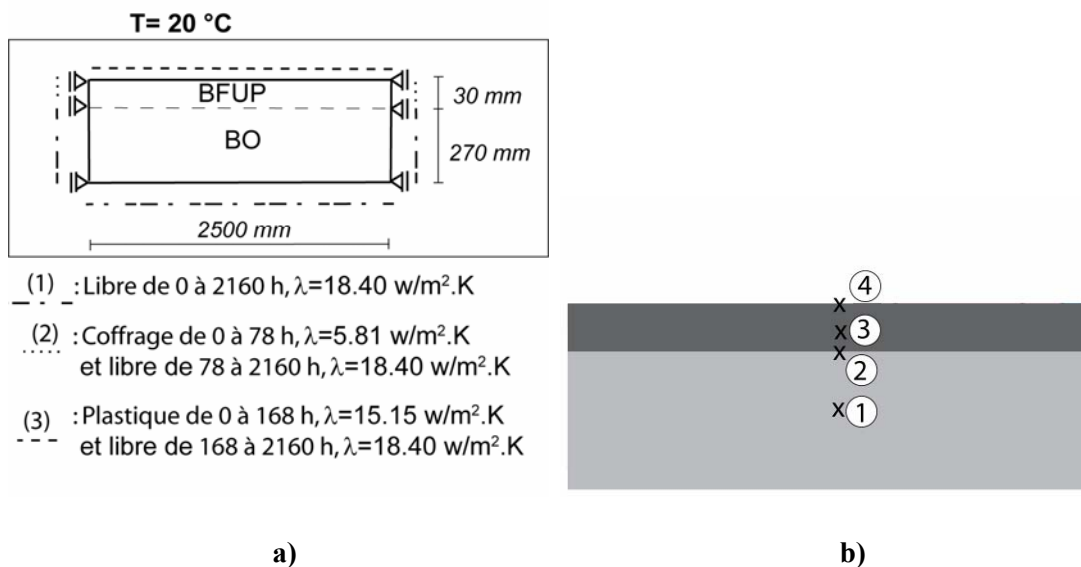


Figure 166: a) Dimensions et conditions aux limites considérées pour la simulation numérique de la bordure coupe longitudinale et b) localisation des points considérés dans l'analyse des autocontraintes

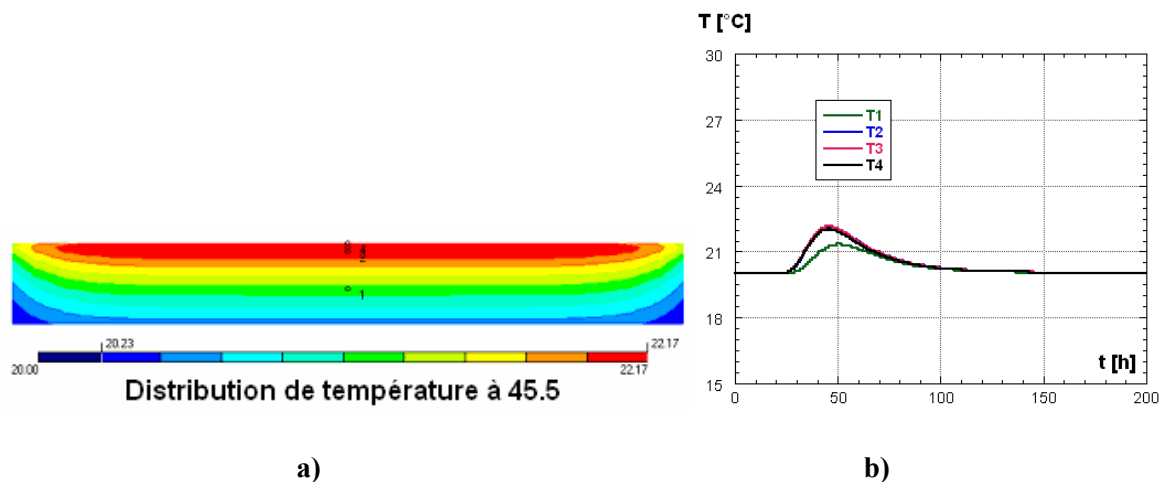


Figure 167: Coupe longitudinale – bordure à 20 °C : a) distribution des températures, b) évolution de température en différents points, localisés dans la figure a)

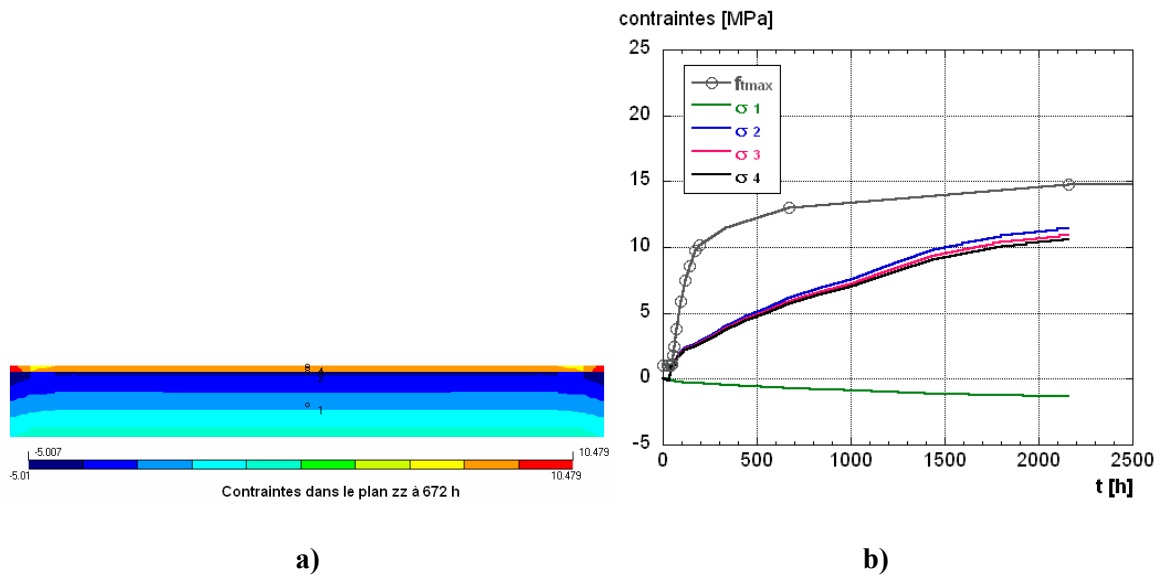


Figure 168: Coupe longitudinale - bordure à 20 °C : a) distribution des contraintes principales, b) des contraintes le plan zz en différents points, localisés dans la figure a)

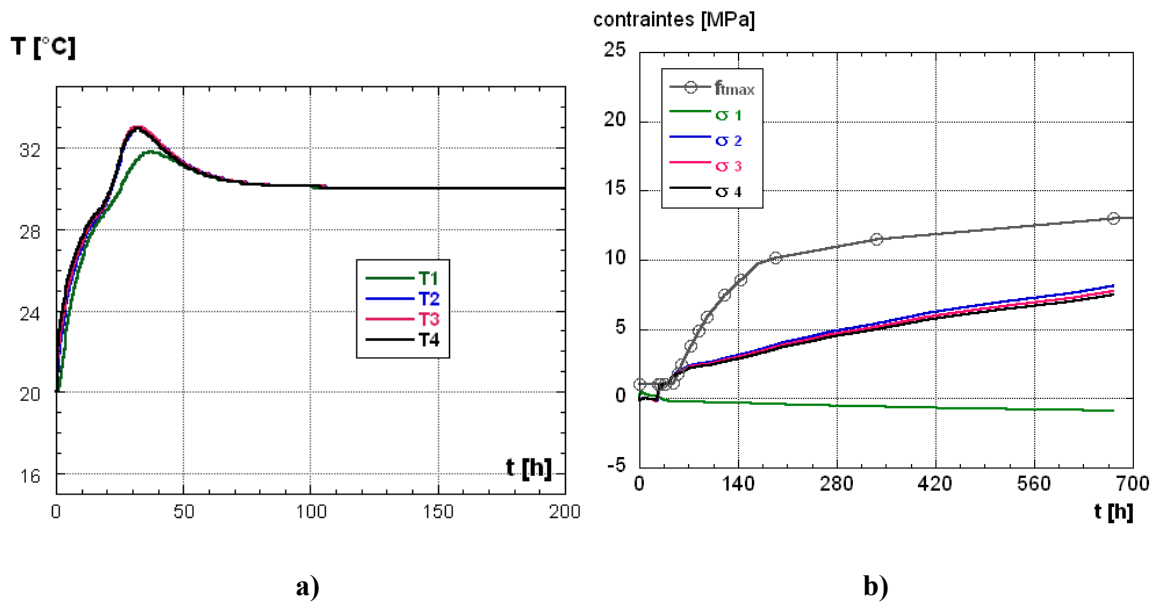


Figure 169: Coupe longitudinale – bordure à 30 °C : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes dans le plan zz en différents points

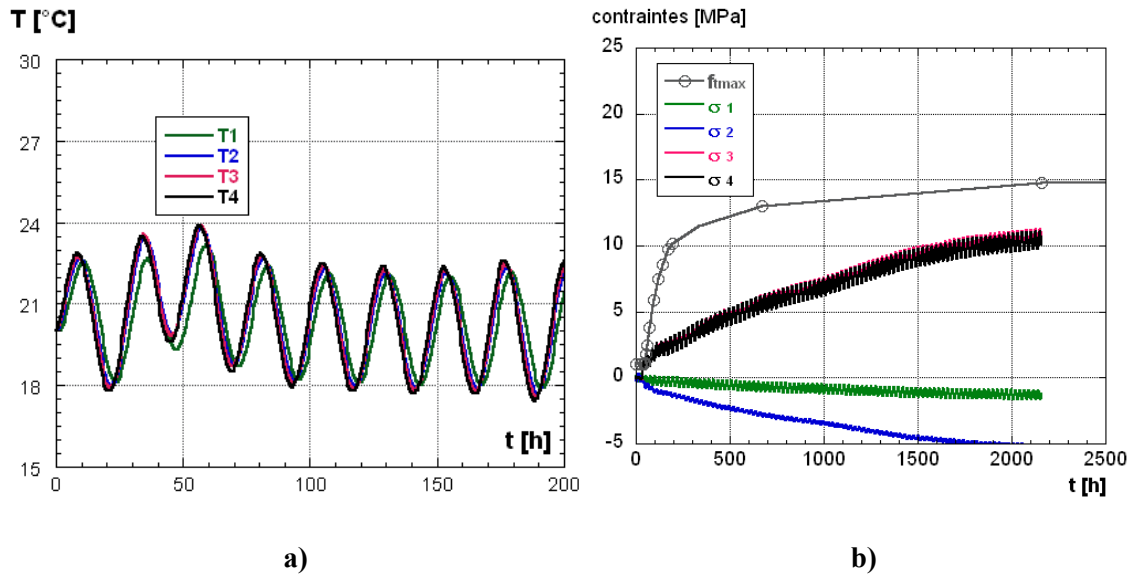


Figure 170: Coupe longitudinale - bordure sous température cyclique (20 ± 5 °C) : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes dans le plan zz en différents points

4 Conclusion

En conclusion à cette phase de simulation, nous pouvons conclure que le risque de fissuration dans ce type d'élément de structure dû aux gradients thermiques et déformations endogènes est faible mais peut être probable dans des cas particuliers présentant un degré d'entrave élevé comme dans le cas de la poutre totalement entravée et ce malgré le grand potentiel viscoélastique du matériau.

Notons par ailleurs que l'atteinte de la résistance à la traction n'est observée qu'à des points singuliers, qui peuvent être aussi liés à un artefact du calcul numérique. Néanmoins, ceci nous permet de conclure que le risque de localisation de fissuration est minimal dans le cas du BFUP.

Chapitre 10 : Conclusions et perspectives

Conclusions :

Ce chapitre comprend et résume les principaux résultats relatifs à l'étude de la problématique de fissuration au jeune âge susceptible de se produire sous conditions d'entrave et aussi les perspectives de recherches futures pour compléter ce travail de recherche.

1. Appareil de mesure de déformations libres et sous entrave au jeune âge (TSTM)

- *L'appareil mis au point au MCS au cours de cette thèse sur la base de travaux antérieurs constitue un moyen efficace pour évaluer le comportement au jeune âge des matériaux cimentaires peu de temps après leur fabrication à savoir : les déformations libres, les autocontraintes et le fluage en traction.*
- La géométrie du moule ainsi que la taille et le nombre des circuits de refroidissement adoptés, la répartition des contraintes et les déplacements mesurés par les LVDTs ont été validés par des simulations numériques par le biais de l'outil de calcul numérique bidimensionnel MLS.
- Le système de conditionnement est efficace et permet un contrôle de température aussi bien en conditions isothermes que réaliste reproduisant une évolution réelle de température dans le matériau cimentaire testé.
- *L'appareil assure une reproductibilité des mesures. Ceci confirme de nouveau l'efficacité du système de mesure et des programmes d'essais effectués. Les résultats obtenus par cet appareil sont également cohérents avec ceux effectués avec l'appareil développé à l'université de Laval sur un BFUP de composition proche à celle étudiée. En outre, les résultats affichent une tendance similaire à celle obtenue dans la littérature sur d'autres matériaux cimentaires, quant à l'allure des courbes de déformations (phase de gonflement et de retrait) et des autocontraintes.*

2. Principaux résultats expérimentaux

Les principales conclusions que l'on peut tirer de l'étude expérimentale effectuée sur le BFUP type (CEMTEC-CM22) sont :

- Une analyse comparative des résultats de calorimétrie a montré que le BFUP testé présente un dégagement de chaleur significatif par rapport au béton conventionnel et au béton de haute résistance. Ceci est attribué au dosage élevé en ciment et à la présence de fumée de silice qui est un micro filler à grande réactivité contribuant ainsi à un dégagement supplémentaire de chaleur. Notons que le BFUP testé est caractérisé par un retard de prise attribué au fort dosage en adjuvant.

Les paramètres à l'origine de la problématique de fissuration au jeune âge dans les matériaux cimentaires avec un faible rapport E/L, sont principalement dus aux variations volumétriques dont l'évolution est étroitement liée au processus

d'hydratation. Donc pour limiter ces effets il est primordial d'utiliser les BFUP dans des éléments de structure de géométrie adéquate.

- Des mesures complémentaires de l'humidité relative ont montré que le BFUP testé est caractérisé par une autodessiccation significative durant les 10 premiers jours. Ceci est lié à l'évolution rapide de l'hydratation durant cette période et donc à la consommation intense de l'eau disponible. Par conséquent, il est important de prévoir in situ une cure prolongée (de 7 jours) pour limiter les départs d'eau et donc éviter une diminution plus importante de l'humidité interne à cause du séchage car en dessous d'une humidité relative interne de 75 % l'hydratation du ciment peut s'arrêter.
- *L'évolution de l'hydratation du BFUP a été étudiée par différentes méthodes. L'ensemble des résultats a montré que le BFUP est caractérisé par un faible degré d'hydratation à cause du faible rapport E/L. Notons par ailleurs que la plus grande partie de l'eau disponible est consommée durant les premiers jours de l'hydratation (première semaine).*
- *La résistance à la compression et le module d'élasticité (f_c et E) varient linéairement avec le degré d'hydratation.*
- *Bien qu'une grande partie du ciment et de la fumée de silice demeure non hydratée, comme l'a confirmé l'analyse au microscope électronique à balayage de la matrice du BFUP testé, ceux-ci ont un rôle bénéfique du fait qu'ils contribuent à raffiner la microstructure de la matrice. La structure dense résultante grâce à cet effet filler conduit à réduire la taille des pores et par voie de conséquence contribue au développement des performances mécaniques.*

En effet, bien que le degré d'hydratation soit faible, les performances mécaniques du BFUP testé demeurent spectaculaires ($f_{c90j} = 200$, $E_{90j} = 48000$ et $f_{t90j} = 15$ MPa avec une déformation de 0.2 % dans le domaine écrouissant). Notons par ailleurs que le réarrangement des produits d'hydratation peut également contribuer à la modification de la densité de la matrice du BFUP et donc être aussi à l'origine du développement des performances.

Enfin notons qu'on a observé une similitude entre nos résultats et ceux obtenus sur d'autres bétons à ultra haute performance de type (BPR).

- Le BFUP testé est caractérisé par une cinétique rapide du retrait endogène en relation avec la formation de sa microstructure dense et l'autodessiccation qui est significative durant les premiers jours de l'hydratation.
- Les mesures de retrait effectuées sur éprouvettes prismatiques soumises au séchage ont montré que le BFUP présente un retrait de séchage faible (100 $\mu\text{m/m}$ à 60 jours). Ceci s'explique par le fait que la matrice dispose d'une faible quantité d'eau qui est captée et consommée par les réactions d'hydratation de manière concurrentielle au séchage durant la première semaine.

Enfin notons qu'on a observé que l'amplitude du retrait de séchage est plus importante si les échantillons sont exposés à l'air ambiant dès 3 jours par rapport à ceux exposés qu'à partir de 7 jours.

- Ce travail confirme que la présence des fibres a pour incidence de diminuer le retrait. En effet, la matrice du BFUP peut être empêchée partiellement de se déformer librement par la présence des fibres métalliques qui jouent un rôle d'une entrave interne.
- *la corrélation entre le retrait endogène et le degré d'hydratation montre que la proportionnalité est valide jusqu'à 28 jours. Au-delà de cette échéance le retrait endogène continue à se développer bien que l'hydratation soit presque arrêtée, mais avec un taux qui s'atténue de plus en plus. Ceci peut être attribué à l'interaction de tous les mécanismes donnant naissance au retrait endogène.*
- *Les mesures complémentaires de retrait endogène de type volumétrique ont confirmé que le retrait de la matrice du BFUP est modéré comparativement à d'autres matériaux cimentaires à faible rapports E/C. Les résultats obtenus sont cohérents avec ceux de la littérature et ont montré une divergence entre les mesures linéiques et volumétriques. Cette divergence est souvent liée aux artefacts de mesure dans la procédure volumétrique.*
- *Sous températures élevées, l'ensemble des processus qui interagissent au jeune âge sont thermoactivés. A travers nos résultats expérimentaux, on a observé une tendance similaire de l'effet de la cure thermique sur les diverses propriétés physico-mécaniques déterminées. Sous température élevée (30 et 40 °C) l'hydratation est accélérée. La quantité d'hydrates formés augmente ainsi que la consommation interne de l'eau. Ceci se traduit par une autodessiccation intense et plus rapidement et par conséquent le retrait est amplifié.*

Par contre à long terme, un effet inverse a été observé du fait que l'hydratation est progressivement ralentie et donc toutes les propriétés qui y sont liées subissent le même effet. Ceci a été attribué à la formation d'une couche dense autour des grains de ciment constituant ainsi une barrière qui entrave la précipitation et la diffusion de se produire uniformément et par voie de conséquence à retarder l'avancement des réactions d'hydratation et le développement des performances.

- *En exploitant les résultats de résistance à la compression obtenus pour les différentes cures thermiques et sur la base de modèles empiriques existants dans la littérature, la valeur numérique de l'énergie d'activation thermique (33.3 kJ/mol) du BFUP a été estimée. Cette dernière est similaire à celle du béton conventionnel et correspond également à celle recommandée dans la littérature.*
- *Le concept de maturité est souvent utilisé pour décrire l'influence de la température sur l'évolution du retrait endogène. La validité du concept de maturité dans le cas du BFUP testé a été analysée. Il ressort des résultats obtenus sur éprouvettes prismatiques 7x7x28 cm que le concept basé sur la loi d'Arrhenius n'est valide que pour des températures inférieures à 40 °C.*
- *Le comportement au jeune âge sous une température quasi isotherme de 20 °C a été étudié par le biais de l'appareil conçu (TSTM). Ces essais ont permis*

d'identifier le bilan déformationnel du BFUP (retrait et fluage) ainsi que l'évolution des contraintes en conditions de déformations empêchées.

Les résultats expérimentaux obtenus ont montré que le BFUP testé présente un retrait endogène modéré durant les 7 premiers jours comparativement à d'autres matériaux cimentaires avec des rapports E/C faibles.

Les déformations libres du BFUP testé demeurent faibles malgré sa teneur élevée en pâte. Ceci est dû probablement à son faible degré d'hydratation. Pour cette raison les autocontraintes induites sous entrave totale incrémentale demeurent modérées (30 à 47 % de la résistance à la traction sous une température de 20 °C) et donc ne présentent aucun risque de fissuration.

De plus, le BFUP possède un grand potentiel de fluage et procure donc une meilleure durabilité, vu que le risque de fissuration et les conséquences qui en résultent (problèmes liés à la pénétration et au de transport) sont réduits.

- *Le comportement au jeune âge a été également étudié sous d'autres cures thermiques quasi isothermes (10 et 30 °C) et une cure réaliste représentant l'évolution réelle de température au cœur d'une couche mince de BFUP appliquée sur du BO. Les résultats expérimentaux obtenus ont montré qu'aussi bien l'élévation que la diminution de la température de murissement conduisent à amplifier le retrait endogène. A plus hautes températures l'hydratation, l'autodessiccation, le retrait et les contraintes générées sous conditions d'entrave sont initiés plus rapidement qu'à 20 °C. Par conséquent le gâchage et le murissement sous températures élevées peuvent conduire à un risque de fissuration plus accru.*

A 10 °C et au très jeune âge, on a observé un retard de l'hydratation et un ralentissement du développement de l'autodessiccation et du retrait par rapport à une température de 20 °C. Puis le retrait endogène se manifeste avec une cinétique et une amplitude plus élevées. L'effet non monotone de la température sur le retrait endogène a été attribué à l'effet combiné de trois paramètres à savoir : la cinétique d'hydratation, la taille des pores et les tensions à l'interface gaz-liquide qui agissent sur l'intensité des dépressions capillaires et par conséquent sur l'amplitude et la cinétique du retrait endogène.

- *Le BFUP est caractérisé par un potentiel de fluage élevé au jeune âge. Ceci est bénéfique vis-à-vis du risque de fissuration du fait que le comportement viscoélastique permet d'atténuer les contraintes de traction susceptibles de se développer sous conditions d'entrave. Notons que le fluage en traction a été significativement amplifié, en affichant un comportement viscoplastique pour des niveaux de sollicitation de 50 et 68 % de la résistance à la traction à l'âge de mise en charge.*

Enfin, nous pouvons conclure de ce qui précède : qu'en assurant une cure convenable pendant les 7 premiers jours (limitation du séchage pour fournir les conditions hydriques idéales pour l'avancement de l'hydratation). Des conditions thermiques lors du gâchage et de la mise en place adéquates (limitation des gradients thermiques et leurs conséquences néfastes), ainsi

qu'un dimensionnement approprié, c'est-à-dire l'optimisation de la géométrie des éléments de structures réalisés en BFUP, la durée de service des ouvrages peut être prolongée le plus longtemps possible.

Notons également que le BFUP présente plusieurs avantages par rapport aux bétons conventionnels de part leur résistance à la traction, leur grande déformabilité, leur potentiel de fluage et donc leur capacité à relaxer les contraintes susceptibles de se développer sous conditions d'entrave. Le BFUP n'est donc pas sujet à un risque majeur de fissuration précoce. D'autant plus que ses performances mécaniques se développent rapidement.

3. Prédiction des résultats expérimentaux

- L'ensemble de nos résultats expérimentaux obtenus par la TSTM ont été prédits par des simulations numériques par le biais de MLS. D'où la fiabilité de l'appareil mis au point et aussi les programme d'essais adoptés.

4. Résultats de modélisation et validation des modèles de retrait endogène et de fluage implémentés dans l'outil de calcul numérique (MLS)

- *L'ensemble des résultats de simulations numériques effectués dans le cadre de cette étude ont montré que le concept de maturité traditionnel est valide dans le cas du BFUP seulement pour une température comprise entre 15 et 35 °C. L'adaptation du modèle basé sur la loi d'Arrhenius pour la prise en compte de l'effet de température sur le retrait endogène du BFUP pour d'autres températures est donc indispensable. L'adaptation ou le développement de modèle n'est pas une tâche simple et nécessite un travail conséquent et approfondi qui peut faire l'objet un sujet de thèse en soit.*
- *Les résultats de ces simulations ont montré que le modèle de Maxwell est parfaitement adapté pour décrire le comportement viscoélastique du BFUP tant que la proportionnalité entre les contraintes et les déformations est satisfaite.*
- *Les résultats des simulations numériques ont également montré que l'outil de calcul MLS ne permet pas de décrire correctement la réponse viscoélastique du BFUP sous entrave totale incrémentale. Ceci peut être attribué soit à la non validité du principe de superposition à cause d'un effet de non linéarité au jeune âge ou à un artefact lié à la procédure d'essai.*

5. Résultat des simulations numériques d'éléments de structure

- *Les résultats obtenus ne révèlent pas de problème de fissuration dû au retrait endogène et aux effets thermiques sous les différentes cures considérées.*
Une bonne mise en place, une bonne exécution ainsi qu'une cure adéquate durant les 7 premiers jours, durant lesquelles tous les processus qui interagissent (hydratation, autodissociation, évolution de température, déformations et séchage) se produisent avec une cinétique rapide ont un effet

bénéfique car elles contribuent à réduire le risque de fissuration au jeune âge de manière significative.

- *Il a été montré que pendant les 3 premiers mois qui suivent la mise en place du BFUP, il n'y a pas de risque de fissuration si une cure adéquate est assurée, du fait que le développement des résistances et des contraintes se manifeste de manière concurrentielle mais sans pour autant présenter un risque de fissuration. De tels ouvrages en BFUP présentent donc une meilleure durabilité réduisant ainsi les frais d'entretien.*

En conclusion, pour réduire le risque de fissuration au jeune on doit assurer les conditions idéales suivantes :

1. Géométrie mince pour limiter les gradients thermiques
2. Entrave partielle pour limiter l'intensité des autocontraintes
3. Températures de gâchage et de mise en place convenable afin de limiter l'échauffement du BFUP au cours de son hydratation qui peuvent être assurées en choisissant une période de gâchage et de mise en place pendant laquelle la température ambiante est favorable.
4. Cure de 7 jours pour limiter le séchage et assurer les conditions hydriques pour l'avancement de l'hydratation et donc le développement des performances mécaniques.

Perspectives :

Ce travail a fourni un moyen utile et fiable pour étudier le comportement au jeune âge sous diverses conditions thermiques (retrait endogène, autocontraintes et fluage en traction). Cette étude a également suscité plusieurs questions pouvant faire éventuellement l'objet d'autres recherches :

1. Quelle est l'influence de la température sur le fluage en traction ? Est-ce que son effet est similaire à celui du retrait endogène ou a-t-elle un effet monotone comme dans le cas des autocontraintes ? La réalisation d'essais de fluage en traction au jeune âge sous différentes températures peut élucider cet effet. Ceci permettra d'estimer indirectement la relaxation des contraintes créées en conditions d'entrave. En outre la réalisation d'essais de relaxation sous températures contrôlées permettra une meilleure compréhension et prise en compte de l'effet viscoélastique dans l'étude du comportement sous conditions d'entrave.
2. L'ensemble des résultats de simulations numériques effectués dans le cadre de cette étude ont montré que le concept de maturité traditionnel est valide dans le cas du BFUP seulement pour une température comprise entre 15 et 35 °C. L'adaptation du modèle basé sur la loi d'Arrhenius pour la prise en compte de l'effet de température sur le retrait endogène du BFUP pour d'autres températures est donc indispensable. L'adaptation de ce modèle mènera certainement à une estimation plus fiable des autocontraintes et du risque de fissuration dans les éléments de structure soumis à des cures thermiques variables. Une voie prometteuse et adoptée par d'autres chercheurs dans le cas d'autres matériaux cimentaires consiste à utiliser deux énergies d'activation. Une plus faible au jeune âge et une plus élevée à plus long terme.

Une alternative plus radicale consiste à substituer ce modèle par un nouveau permettant la prise en compte de quelques uns ou l'ensemble des paramètres suivants à la fois, à

savoir : le degré d'hydratation, la taille des pores, l'humidité relative interne et la température. En effet, à travers cette étude on a observé que ces facteurs influencent à la fois la cinétique et l'amplitude du retrait endogène du BFUP. Une étude paramétrique pourrait être réalisée initialement pour identifier l'importance de chaque paramètre à différentes phases de développement (court, moyen et long terme).

3. L'étude d'autres types de bétons de fibres avec cet appareil (TSTM) permettra une analyse comparative. La caractérisation d'autres matériaux permettra de fournir des données supplémentaires par exemple l'action du type et du dosage en fibres, du type de ciment et du filler ainsi que leurs dosages sur le comportement déformationnel. Des simulations numériques supplémentaires permettront également d'identifier l'influence de la variation de la composition des bétons fibrés sur les modèles considérés dans l'outil de calcul numérique à l'état actuel.
4. Proposition de nouveaux modèles ou adaptation des modèles de fluage existants pour la prise en compte du niveau de sollicitation et donc de prédire le comportement non linéaire induit par l'interaction de l'endommagement dans la réponse viscoélastique du matériau (mécanisme de micro-fissuration) sous sollicitations élevées.

Références bibliographiques

ACI 209 R92, *Prediction of creep, shrinkage and temperature effects in concrete structures*, ACI Manuel of concrete practice part 1-materials and general properties of concrete, 47 p., **1994**.

Acker P., Barral M., *Déformations différées du béton durci: Etude critique des modèles analytiques de comportement* rapport interne LCPC, cited by Loukili 96, **1980**.

Acker P., *Micromechanical analysis of creep and shrinkage mechanisms*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 15-25, Boston, USA, **2001**.

Aïtcin P.-C., Sarkar S.L., *Retardation effect of superplasticizer on different cement fractions*, Cement and Concrete Research, 17, pp 995-999, **1987**.

Aïtcin P.-C., Lachemi M., Adeline R., Richard P., *The Sherbrooke Reactive Powder Concrete Footbridge*, Structural Engineering International 2/98, pp 140-144, **1998**.

Aïtcin P.-C., *Bétons de Haute Performance*, Eyrolles, 683 pp., Paris, France, **2001**.

Alexanderson J., *Strength losses in heat cured concrete*, Proceedings N 43, Swedish Cement and Concrete Research Institute, Stockholm, (cited by Kjellsen ACI materials journal 90 -1993), 135 p, **1972**.

Altoubat S.A. and Lange D.A., *Tensile basic creep: measurements and behavior at early age*, ACI Materials Journal, September-October, Vol 98, n° 5, pp 386-393, **2001 a**.

Altoubat, S. A., Lange D., *Creep, shrinkage, and cracking of restrained concrete at early age*, ACI Materials Journal, 98 (4), July–August, pp 323-331, **2001 b**.

AFGC, Association Française du Génie Civil, *Bétons fibrés à ultra hautes performances (ultra high performance fibre-reinforced concretes)*, SETRA- Service d'études techniques des routes et autoroutes, AFGC, FRANCE, 152 p., **2002**

Atlassi E., *Influence of cement type on the desorption isotherm of mortar*, Nordic Cement Research, 10, pp 25-36, **1991**.

Atrushi D., Bjontegaard O., Bosnjak D., Kanstad T., Sellevold E., *Creep deformations due to self-stresses in hardening concrete, effect of temperature*, CONCREEP 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, Boston, USA, pp 613-618, **2001**.

Atrushi D., *Tensile and compressive creep of early age concrete: testing and modelling*, PhD thesis, Trondheim, Norway, **2003**.

ASTM, *Standard practice for estimating concrete strength by the maturity method*, ASTM C 1074 International, West Conshohocken, (Cited by Schindler ACI materials journal 101-2004, 1074, 8 p), **1998**.

Banthia N., Azzabi M., Pigeon M., *Restrained shrinkage cracking in fiber -reinforced cementitious composites*, Materials and Structures, 26, pp 405-413, Vancouver, Canada, 1993.

Barcelo L., Boivin S., Acker P., Toupin J., Clavaud B., *Early age shrinkage of concrete: back to physical phenomena*, Concrete Science and Engineering, RILEM, Vol. 3, No. 10, pp 85-91, 2001.

Barnett S.J., Soutsos M.N., Millard S.G., Bungey J.H., *Strength development of mortars containing ground granulated blast-furnace slag: Effect of curing temperature and determination of apparent activation energies*, Cement and Concrete Research, 36, pp 434-440, 2006.

Baroghel-Bouny V., *Caractérisation des pâtes de ciment et des bétons. Méthodes, analyses, interprétations*, Thèse de doctorat, 467 p., 1994.

Baron J., Sauterey R., *Le béton hydraulique : connaissance et pratique*, Presses de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 560 pages, Paris, France, 1982.

Bazant Z. P., *Numerical determination of long-range stress history from strain history in concrete*, Materials and Structures, RILEM, No. 5, pp 135-141, 1972.

Bazant Z. P., Wu S.T., *Rate type creep law of aging concrete bases on Maxwell chain*, Materials and Structures, vol.7, n°37, 45-60, 1974.

Bazant Z. P., Osman E., *Double power law for basic creep of concrete*. Materials and Structures 9, pp 3-11, 1976.

Bazant Z. P., Wittmann F.H., *Creep and shrinkage in concrete structures*, John Wiley and Sons, cited by Bosnjak 00, 1982.

Bazant Z. P., Chern J. C., *Log double power law for concrete creep*, ACI Journal, 82, pp 665-674, 1985.

Bazant Z. P., Prasanna S., *Solidification theory for concrete creep, part I: formulation, part II: verification and application*. Journal of Engineering Mechanics 115:1691-1725, 1989

Bazant Z. P., *Improved prediction model for time dependent deformations of concrete: part 6-simplified code type formulation*, Materials and Structures, 25, pp 219-223, 1992.

Beaudoin J.J., Feldman R. F., *High strength cement pastes - a critical appraisal*, Cement and Concrete Research, 15, pp 105-116, 1985.

Behloul M., *Définition d'une loi de comportement du BPR*, Annales de L'I.T.B.T.P, No. 532, pp 122-127, Paris, France, 1995.

Behloul M., Lee K.C., *Ductal® Seonyu footbridge*, Structural concrete, Journal of the fib, Vol. 4, Nr. 4, pp 195-201, 2003.

Bengougam A., Guidoum A., Huet C., *Creep of old dam concrete at ambient temperature and above*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 213-218, Lausanne, Suisse, **2001**.

Bentur A., *Early age shrinkage and cracking in cementitious systems*, Proceedings of the International RILEM Workshop, Edited by Baroghel -Bouny and P-C. Aïtcin, pp 1-19, **2000**.

Bentur A., *Early age cracking tests- Lecture 9*, Behaviour and Performance of Early Age Concrete, Short course organized by D. A. Lange and H. Stang, Technical University of Denmark (DTU), pp 1-19, **2001**.

Bentur, A., *Comprehensive approach to prediction and control of early age cracking in cementitious materials*, CONCREEP 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp589-598, **2001 a)**

Bentz D. P., Coveney P. V., Garboczi E.J, Kleyn M.F., Stutzman P.E., *Cellular automaton simulations of cement hydration and microstructure development*, Mater Sci, Eng, No. 2, pp 783-808, **1994**.

Bentz D. P., *Three-Dimensional Computer Simulation of Portland Cement Hydration and Microstructure Development*, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 80, No. 1, pp 3-21, **1997 a**.

Bentz D. P., Snyder K. A., Stutzman P.E., *Hydration of Portland cement: the effect of curing conditions*, <http://ciks.cbt.nist.gov/garbocz/10thicc/hydcure.html>, **1997 b**.

Bentz D. P., Lura P., Roberts J.W., *Mixture proportioning for internal curing*, Concrete International, Vol. 27, No. 2, pp 35-40, **2005**.

Bernard O., *Comportement à long terme des éléments de structure formés de bétons d'âges différents*, Ecole polytechnique fédérale de Lausanne, Thèse de Doctorat, No. 2283, Lausanne, Suisse, **2000**.

Bernard O., Denarié E., Brühwiler E., *Comportement au jeune âge du béton et limitation de la fissuration traversante des structures hybrides*, Office fédéral des routes, MCS-EPFL, 1997/064 (82/97), 116, Lausanne, Suisse, **2001**.

Berry E.E., Hemmings R.T., Zhang M.H., Cornelius B.J., Golden D.M., *Hydration in high-volume fly ash concrete binders*, ACI Materials Journal, 91, pp 382-389, **1994**.

Bissonnette B., Pigeon M. , *Tensile creep at early ages of ordinary, silica fume and fiber reinforced concrete*, Cement and Concrete Research, Vol. 25, no. 5, pp 1075-1085, USA, **1995**.

Bissonnette B., *Le fluage en traction : un aspect important de la problématique des réparations minces en béton*, thèse de doctorat, université de Laval, 290 p, **1996**.

Bissonnette B., Boily D., Bastien J., Fafard M., *Tensile creep of concrete repair materials: recent experimental findings towards optimization*, CONCREEP 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F.-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 599-604, Boston, USA, **2001**.

Bjontegaard O., *Thermal dilatation and autogenous deformation as driving forces to self-induced stresses in high performance concrete*, PhD thesis, Trondheim, Norway, **1999**.

Bjontegaard O., Sellevold E., *Interaction between thermal dilatation and autogenous deformation in high performance concrete*, Proceedings of the International RILEM Workshop, Edited by Baroghel -Bouny and P-C.Aïtcin, pp 43-55, **2000**.

Bjontegaard O., Sellevold E., *Interaction between thermal dilation and autogenous deformation in high performance concrete*, Materials and Structures, Vol. 34, pp 266-272, France, **2001**.

Bjontegaard O., Hammer T. A., Sellevold E., *On the measurement of free deformation of early age cement paste and concrete*, Cement and Concrete Composites, 26, pp 427-435, **2004**.

Bonneau O., Lachemi M., Dallaire E., Dugat J., Aïtcin P.-C., *Mechanical Properties and Durability of Two Industrial Reactive Powder Concretes*, ACI Materials Journal, Vol. 94, No. 4, pp 286-290, USA, **1997**.

Boumiz A., Vernet C., Cohen Tounedji F., *Mechanical Properties of Cement Pastes and Mortars at Early Ages*, Advanced Cement Based Materials, No. 3, pp 94-106, USA, **1996**.

Bosnjak D., *Self -Induced Cracking Problems in Hardening Concrete Structures*, PhD thesis, Trondheim, **2000**

Bray W.H., Sellevold E.J., *Water sorption properties of hardened cement paste cured or stored at elevated temperature*, Cement and Concrete Research, Vol.3, pp 723-728, **1973**.

Brooks J., Neville A., *A comparison of creep, elasticity and strength of concrete in tension and in compression*, Magazine of Concrete Research, 29, pp 131-141, **1977**.

Brooks J. J., Wainwright P. J., Al-Kaisi A. F., *Compressive and tensile creep of heat-cured ordinary portland and slag cement concretes*, Magazine of Concrete Research, 43, pp 1-12, **1991**.

Brooks J., Cabrera J., Megat Johari M., *Factors affecting the autogenous shrinkage of silica fume high-strength concrete*, Proceedings of the international workshop on autogenous shrinkage of concrete, pp 185-192, **1998**.

Brown A. S., Bothe J.V., *The stability of ettringite*, Advanced Cement Research, 5, pp 47-63, **1993**.

Brühwiler E., Denarié E., Habel K., *Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete for advanced rehabilitation of bridges*, Proceedings (eds G.L. Balasz & A. Borosnyoi), fib-Symposium, Budapest, May 23-25, pp 951-956, **2005**.

Brühwiler E., Denarié E., *Amélioration de ponts en béton en utilisant des bétons de fibres ultra-performants*, Route et trafic, 6, pp 25-29, **2006**.

Byfors J., *Plain concrete at early ages*, Swedish Cement and Concrete Research Institute report, Cited by Kjellsen ACI materials vol 90-1993, 345 p., Stockholm, **1980**.

Carino J. N., Molhotra V.M., *Maturity method*, CRC Handbook on non-destructive testing of concrete, Molhotra V.M. and Carino J. N. EDS CRC press, pp 101-146, **1991**.

Carino N.J., Lew H.S., *The maturity method: from theory to application*, Proceedings of the structures congress and exposition, May 21-23, Washington, 19 p, **2001**.

Carino N.J., Tank R.C., *Maturity functions for concretes made with various cements and admixtures*, ACI Materials Journal, 89(2), pp 188-196, **1992**.

Carol I., Murcia J., *A model for the non-linear time -dependent behaviour of concrete in compression based on a Maxwell chain with exponential algorithm*, Materials and Structures, 22, pp 176-184, Barcelone, Spain, **1989**.

CEB, *CEB-FIP Model Code 1990*, Comité Euro-International du béton (CEB), Thomas Telford Publishing, 460p., London, UK, **1993**.

Chan Y.W., Chu S. H., *Effect of silica fume on steel fiber bond characteristics in reactive powder concrete*, Cement and Concrete Research, 34, pp 1167-1172, **2004**.

Chanvillard G., D'Aloia L., *Concrete strength estimation at early ages: modification of the method of equivalent age*, ACI Materials Journal, 94, pp 520-530, **1997**.

Charron J-P., Marchand J., Bissonnette B., Pigeon M. , *Test device for studying the early-age stresses and strains in concrete*, American Concrete Institute Fall Convention, Ed. by O.M. Jensen, D.P. Bentz and P. Lura, 17 p., Phoenix, USA, **2002**.

Charron J-P., *Contribution à l'étude du comportement au jeune âge des matériaux cimentaires en conditions des déformations libre et restreinte*, thèse de doctorat, CRIB, Université Laval, Québec, Canada, **2003**.

Charron J-P., Denarié E., Brühwiler E., *Permeability of UHPFRC under high stresses*, RILEM Symposium, Advances in Concrete Through Science and Engineering, March 22-24, 12 p., Chicago, USA, **2004**.

Charron J.P., Kamen A.et Denarié E. *Étude comparative des performances de ciments vis-à-vis du dégagement de chaleur d'hydratation de bétons*, Rapport n° MCS 03.26-1, **2003 a**.

Chatterji S., *Probable mechanisms of crack formation at early ages of concretes: A literature survey*, Cement and Concrete Research, 12, pp 371-376, **1982**.

Cheyrezy M., Maret V., Frouin L., *Analyse de la microstructure du béton de poudres réactives (BPR)*, Annales de L'I.T.B.T.P, No. 532, pp 103-111, Paris, France, **1995 a**.

Cheyrezy M., Maret V., Frouin L., *Microstructural Analysis of RPC (Reactive Powder Concrete)*, Cement and Concrete Research, Vol. 25, No. 7, pp 1491-1500, USA, **1995 b**.

Cheyrezy M., Behloul M., *Creep and Shrinkage of Ultra-High Performance Concrete*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F.-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 527-538, Boston, USA, **2001**.

Cohen D.M., Goldman A., Chen W.F., *The role of silica fume in mortar: transition zone versus bulk paste modification*, Cement and Concrete Research, 24, pp 95-98, **1994**.

Copeland L.E., Kantro D. L., *Hydration of portland cement*, Proceedings of 5th Int. Symp. On the chemistry of cement, pp 387-421, Tokyo, **1969**.

Czernin B., *Cementkemi för byggare*, Svesnka cement foreningen, pp 104, Cited by Loukili thèse de doctorat, **1956**.

Dauriac C., *Special concrete may give steel stiff competition*, The seattle daily journal of commerce, building with concrete, **1997**.

De Larrard F., *Formulation et propriétés des bétons à très hautes performances*, Rapport de recherche LPC, No 149, Paris, France, **1988**.

De Larrard F., Sedran T., *Optimization of Ultra-High-Performance Concrete by the Use of a Packing Model*, Cement and Concrete Research, vol. 24, no. 6, pp 997-1009, USA, **1994**.

Denarié E., *Structural rehabilitations with Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concretes (UHPRFC)*, Keynote Lecture, ICCRRR: International Conference on Concrete repair, rehabilitation and retrofitting, 21-23 Novembre, Cape Town, South Africa, Eds.: M. Alexander, H.-D. Beushausen, F. Dehn, P. Moyo, Taylor & Francis, London (book with extended summaries and CD-ROM with full papers), **2005**.

De Schutter G., Taerwe L., *General Hydration Model for Portland Cement and Blast Furnace Slag Cement*, Cement and Concrete Research, Vol. 25, No. 3, pp 593-604, UK, **1995**.

De Schutter G. and Taerwe L., *Towards a more fundamental non-linear basic creep model for early age concrete*, Magazine of Concrete Research, 49 (180),195-200, **1997**.

De Schutter G., *Influence of ongoing hydration on basic creep of hardening concrete*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F.-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 625-628, Belgique, **2001**.

Domone P., *Uniaxial tensile creep and failure of concrete*, Magazine of Concrete Research, vol 26 n°88, 144-152, **1974**.

Dugat J., Roux N., Bernier G., *Etude expérimentale de la déformation sous contrainte et du comportement à la rupture du béton de poudres réactives (BPR)*, Annales de L'I.T.B.T.P, No. 532, pp 112-121, Paris, France, **1995**.

Escalante-Garcia J.I., Sharp J.H., *Effect of temperature on the hydration of the main clinker phases in portland cements: part I, neat cements*, Cement and Concrete Research, 28, pp 1247-1257, Saltillo, Mexico, **1998 a**.

Escalante-Garcia J.I., Sharp J.H., *Effect of temperature on the hydration of the main clinker phases in portland cements: part II, blended cements*, Cement and Concrete Research, 28, pp 1259-1274, Saltillo, Mexico, **1998 b**.

Escalante-Garcia J.I., *Nonevaporable water from neat OPC and replacement materials in composite cements hydrated at different temperatures*, Cement and Concrete Research, 33, pp 1883-1888, Saltillo, Mexico, **2003**.

Femmasse, Logiciel (MLS: Multi-layer system), Développé par Femmasse, online Help/Manuel module Heat or Femmasse, disponible sur www.Femmasse.nl, **2007**.

Ferraris C.F., Wittmann F.H., *Shrinkage mechanisms of hardened cement paste*, Cement and Concrete Research, Vol.17, pp 453-464, **1987**.

Fordham C.J., Smalley I.J., *A simple thermogravimetric study of hydrated cement*, Cement and Concrete Research, 15, pp 141-144, Waterloo, **1985**.

Gamble B.R., Parrott L., *Creep of concrete in compression during drying and wetting*, Magazine of Concrete Research, vol.30, n°104, 129-138, **1978**.

Grzybowski M., Shah S. P., *Shrinkage Cracking of Fiber Reinforced Concrete*, ACI Materials Journal, Vol. 87, No. 2, pp 138-148, USA, **1990**.

Guo C., *Maturity of concrete: method for predicting early stage strength*, ACI Materials Journal, 86, pp 341-353, **1989**.

Gutteridge W.A., Dalziel A., *Filler cement: the effect of the secondary component on the hydration of portland cement-part 1*, Cement and Concrete Research, 20, pp 778-782, USA, **1990 a**.

Gutteridge W.A., Dalziel A., *Filler cement: the effect of the secondary component on the hydration of portland cement-part 2*, Cement and Concrete Research, 20, pp 853-861, USA, **1990 b**.

Habel K., *Structural Behaviour of Elements Combining Ultra-High Performance Fibre-Reinforced Concretes (UHPFRC) and Concrete*, EPFL, Swiss Federal Institute of Technology, PhD Thesis, No. 3036, 196 p., Lausanne, Switzerland, **2004**.

Habel K., Viviani M., Brühwiler E., Denarié E., *Development of the mechanical properties of an Ultra-High Performance Fiber Reinforced Concrete (UHPFRC)*, Cement and Concrete Research, 36, pp 1362-1370, **2006**.

Hammer T.A., Bjontegaard O., Sellevold E., *Measurement methods for testing of early age autogenous shrinkage*, RILEM International conference on early age cracking in cementitious systems [EAC'01], pp 217-227, **2001**.

Hansen P. F., Pedersen E. J., *Maturity Computer for controlled curing and hardening of concrete*, Nordisk Betong, 1(N°19), pp 21-25, **1977**.

Hedlund H., *Hardening concrete measurement and evaluation of non elastic deformation and associated restraint stresses*, PhD thesis, Lulea, Suède, **2000**.

Heikal M., Morsy M. S., Aiad I., *Effect of treatment temperature on the early hydration characteristics of superplasticized silica fume blended cement pastes*, Cement and Concrete Research, 35, pp 680-687, Cairo, Egypt, **2005**.

Hua C., Acker P., Ehrlicher A., *Analyses and Models of the Autogenous Shrinkage of Hardening Cement Paste, I. Modelling at macroscopic scale*, Cement and Concrete Research, Vol. 25, No. 7, pp 1457-1468, USA, **1995**.

Hua C., *Analyses et modélisations du retrait d'autodessiccation de la pâte de ciment durcissante*, Thèse de doctorat, Laboratoire des ponts et chaussées, 159 p., **1995 a**.

Huet C., *Adaptation d'un algorithme de Bazant au calcul des multilames visco-élastiques vieillissants*, Materials and Structures, Vol. 13, No. 74, pp 91-98, **1980**.

Igarashi S., Bentur A., Kovler, K., *Autogenous Shrinkage and induced Restraining Stresses in High-Strength Concretes*, Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp 1701-1707, UK, **2000**.

Illston J., *The creep of concrete under uniaxial tension*, Magazine of Concrete Research, 77-84, Etats-Unis, **1965**.

Jennings H. M., *A model for the microstructure of calcium silicate hydrate in cement paste*, Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp 101-116, **2000**.

Jensen O. M., Hansen P. F., *Influence of temperature on autogenous deformation and relative humidity change in hardening cement paste*, Cement and Concrete Research, vol. 29, pp 567-575, USA, **1999**.

Jensen O. M., *Influence of cement composition on autogenous deformation and change of the relative humidity*, Proceedings of the International RILEM Workshop, Edited by Baroghel -Bouny and P-C. Aïtcin, pp 143-153, **2000**.

Jensen O. M., Hansen P. F., *Autogenous RH-change and deformation - Exercise*, in Behaviour and Performance of Early Age Concrete, Short course organized by D. A. Lange and H. Stang, Technical University of Denmark (DTU), Denmark, **2001**.

Johansen R., Best C.H., *Creep of concrete with and without ice in the system*, RILEM Bulletin, No 16, pp 45-57, Paris, cited by Neville et Brooks 87, **1962**.

Jonasson J. E., Groth P., Hedlund H., *Modeling of temperature and moisture field in concrete to study early age movements as a basis for stress analysis*, Proceedings of the Int. RILEM Symp. On thermal cracking in concrete at early age E&FN Spon, pp 45-52, London, **1995**.

Justnes H., Reyniers B., Van Loo D., Sellevold E., *An evaluation of methods for measuring chemical shrinkage of cementitious paste*, Nordic concrete research, 14, pp 45-61, **1994**.

Kada H., Duthoit B., Lejeune G., *Dispositif d'étude de la cinétique d'hydratation des bétons par calorimétrie isotherme*, bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées, 210, pp 31-40, **1997**.

Kada H., Wirquin E., Duthoit B., *Determination of apparent activation energy of concrete by isothermal calorimetry*, Cement and Concrete Research, 30, pp 301-305, **2000**.

Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., *Mechanical Behavior of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concretes (UHPFRC) at early age, and under restraint*, in Proceedings CONCREEP 7, September 12-14, 2005 – Nantes, France, Eds. G. Pijaudier-Cabot, B. Gérard, P. Acker, Hermès Publishing, pp. 591-596, **2005**.

Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., *Physico mechanical properties of Ultra High Performances Fibre Reinforced Concrete*, in Proceedings, First Mediterranean Symposium in Advances on Geomaterial and structures-Hammamet, Tunisia 3-5 may, pp 643-648, Hammamet, Tunisia, **2006 a**.

Kamen A., *Time dependent behaviour of ultra high performance fibre reinforced concrete*, 6th International PhD Symposium in Civil Engineering, Zurich, August 23-26, (book with extended summaries and CD-ROM with full papers), **2006 b**.

Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., *Thermal effects on physico-mechanical properties of UHPFRC*, ACI Materials Journal, in press, **2007**.

Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., *Viscoelastic behaviour of strain hardening Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete*, Advances in Construction Materials – Symposium in honor of Hans W. Reinhardt : July 23-24, 2007, University of Stuttgart, Germany, accepted, **2007 a**.

Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., *UHPFRC early age time dependent response – experimental characterization and numerical analysis*, The third International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation, 10-12 September 2007, Cape Town, South Africa, full paper and extended summaries accepted, **2007 b**.

Kanellopoulos A., Nicolaidis D., Karihaloo B.L., *Autogenous shrinkage of CARDIFRC*, in Proceedings CONCREEP 7, September 12-14, 2005 – Nantes, France, Eds. G. Pijaudier-Cabot, B. Gérard, P. Acker, Hermès Publishing, pp 615-620, **2005**.

Khan, A., Cook, W., Mitchell, D., *Creep, shrinkage and thermal strains in normal, medium and high strength concretes during hydration*, ACI Materials Journal, 94 (2), Marsh-April, pp156-163, **1997**.

Kjellsen K. O., Detwiler R. J., Gjorv O. E., *Pore structure of plain cement hydrated at different temperatures*, Cement and Concrete Research, 20(6), pp 927-933, **1990 a**.

Kjellsen K. O., Detwiler R. J., Gjørv O. E., *Backscattered electron imaging of cement pastes hydrated at different temperatures*, Cement and Concrete Research, 21(1), pp 301-311, 1990 b.

Kjellsen K. O., Detwiler R. J., Gjørv O. E., *Development of microstructures in plain cement pastes hydrated at different temperatures*, Cement and Concrete Research, 21, pp 179-189, Norway, 1991.

Kjellsen K. O., Detwiler R. J., *Reaction kinetics of portland cement mortars hydrated at different temperatures*, Cement and Concrete Research, Vol. 22, pp 112-120, 1992.

Kjellsen K. O., Detwiler R. J., *Later-age strength prediction by a modified maturity model*, ACI Materials Journal, 90, pp 220-226, 1993.

Klieger P., *Effect of mixing and curing temperature on concrete strength*, ACI Journal, 55 (6), pp 1063-1081, 1958.

Koenders E.A.B., Van Breugel K., *Numerical modelling of autogenous shrinkage of hardening cement paste*, Cement and Concrete Research, Vol. 27, no 10, pp 1489-1499, 1997.

Korhonen U., Vilhonen E., *On the calculation of activation energy in thermal activation rate processes*, Acta Polytech Scand, Series Ch. N° 22, 1963

Kovler K., *Testing system for determining the mechanical behaviour of early age concrete under restrained and free uniaxial shrinkage*, Materials and Structures, Vol. 27, No. 170, pp 324-330, France, 1994.

Kovler, K., *Interdependence of Creep and Shrinkage of Concrete under Tension*, ASCE, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 7, No. 7, pp 96-101, USA, 1995.

Kovler, K., *Why sealed concrete swells*, ACI Materials Journal in Civil Engineering, Vol. 93, No. 4, pp 334-340, 1996.

Kumar A., Komarneni S., Roy D.M., *Diffusion of Cs⁺ and Cl⁻ through sealing materials*, Cement and Concrete Research, Vol.17, pp. 153-160, 1987.

Laplante P., Boulay C., *Evolution du coefficient de dilatation thermique du béton en fonction de sa maturité aux tout premiers âges.*, Materials and Structures, 27, 596-605, Etats-Unis, 1994.

Larson M., *Thermal crack estimation in early age concrete models and methods for practical application*, PhD thesis, Lulea, Suède, 2003.

Le Roy R., De Larrard F., *Creep and shrinkage of high performance concrete: the LCPC experience*, Forth international Rilem Symposium on creep and shrinkage of concrete, Barcelona, pp 499-505, cited by Loukili 96, 1992.

Loukili A., *Etude du retrait et du fluage de Bétons à Ultra-Hautes Performances*, E.C. Nantes, Thèse de Doctorat, 155 p., Nantes, France, 1996.

Loukili A., Khelidj A., Richard P., *Hydration kinetics, change of relative humidity, and autogenous shrinkage of ultra-high-strength concrete*, Cement and Concrete Research, 29, pp 577-584, USA, 1999.

Loukili A., Chopin D., Khelidj A., Le Touzo J-Y., *A new approach to determine autogenous shrinkage of mortar at an early age considering temperature history*, Cement and Concrete Research, Vol. 30, pp 915-922, UK, 2000.

Loukili A., Omar M., Pijaudier-Cabot G., *Basic creep of Ultra High strength Concrete - experiments and modeling*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F.-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 545-550, Boston, USA, 2001.

Lura P., *Autogenous deformation and internal curing of concrete*, PhD thesis Delft University, Netherlands, 180 p, 2000.

Lura P., Breugel K. V., Marumaya I., *Effect of curing temperature and type of cement on early age shrinkage of high performance concrete*, Cement and Concrete Research, 31, pp 1867-1872, Tokyo, Japan, 2001.

Lura P., Jensen O. M., Breugel K. V., *Autogenous shrinkage in high performance cement paste: an evaluation of basic mechanisms*, Cement and Concrete Research, 33, pp 223-232, 2003.

Lura P., Jensen O. M., *measuring techniques for autogenous strain*, presented at the Knud Højgaard conference on Advanced Cement-Based Materials - Research and Teaching, 12-15 June 2005, Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark., 2005.

Ma W., Sample D., Martin R., Brown P. W., *Calorimetric study of cement blends containing fly ash, silica fume and slag at elevated temperatures*, Cement Concrete and Aggregates, 16(2), pp 93-99, 1994.

Matte V., Moranville M., *Durability of reactive powder composites: influence of silica fume on the leaching properties of very low water/binder pastes*, Cement and Concrete Composites, 21, pp 1-9, Cachan, France, 1999.

Matte V., Moranville M., Adenot F., Richet C., Torrenti J-M., *Simulated microstructure and transport properties of ultra-high performance cement-based materials*, Cement and Concrete Research, Vol. 30, No. 12, pp 1947-1954, 2000.

Mazzotti C., Savoia M., *Experimental study of non-linear creep of concrete at high stress level*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F.-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 259-264, Bologna, Italy, 2001.

Mazzotti C., Savoia M., *Nonlinear creep damage model for concrete under uniaxial compression*, Journal of Engineering Mechanics, 129, pp 1065-1075, bologna, Italie, 2003.

Mazzotti C., Savoia M., Ceccoli C., *A comparison between long term properties of self compacting concretes and normal vibrated concretes with same strength*, in Proceedings

CONCREEP 7, September 12-14, 2005 – Nantes, France, Eds. G. Pijaudier-Cabot, B. Gérard, P. Acker, Hermès Publishing, pp. 523-528, **2005**.

Mehta P. K., *Studies on blended portland cements containing santorin earth*, Cement and Concrete Research, 11, pp 507-518, **1981**.

Mehta P. K., *Concrete structure, properties and materials*, Prentice-hall, inc., Englewood Cliffs, New Jersey 07632, 450 p., **1986**.

Morin V., Cohen Tenoudji F., Feylessoufi A., Richard P., *Superplasticizer effects on setting and structuration mechanisms of ultrahigh-performance concrete*, Cement and Concrete Research, Vol. 31, pp 63-71, USA, **2001**.

Morin V., Cohen-Tenoudji F., Feylessoufi A., Richard P., *Evolution of the capillary network in a reactive powder concrete during hydration process*, Cement and Concrete Research, vol. 32, pp 1907-1914, **2002**.

Mounouga P., *Etude expérimentale du comportement de pâtes de ciment au très jeune âge: hydratation, retrait, propriétés thermophysiques*, Thèse de doctorat, Nantes, France, **2004**.

Mounouga P., Khelidj A., Loukili A., Baroghel-Bouny V., *Predicting $Ca(OH)_2$ content and chemical shrinkage of hydrating cement pastes using analytical approach*, Cement and Concrete Research, 34, pp 255-265, **2004 a**.

Mounouga P., Khelidj A., Loukili A., Baroghel-Bouny V., *Erratum to Predicting $Ca(OH)_2$ content and chemical shrinkage of hydrating cement pastes using analytical approach*, Cement and Concrete Research, 35, pp 423-424, **2005**.

Mouret M., Bascoul A., Escadeillas G., *Study of the degree of hydration of concrete by means of image analysis and chemically bound water*, Advanced Cement Based Materials, 6, pp 109-115, **1997**.

Naaman A. E., *engineered steel fibers with optimal properties for reinforcement of cement composites*, Journal of advanced concrete technology, Japan Concrete Institute, Vol. 1, (3), 241-252, November (**2003**).

Neville A., Dilger W.H., Brooks J., *Creep of plain and structural concrete*, Construction Press, cited by Bosnjak 00, **1983**.

Neville A., Brooks J., *Concrete technology*, Longman Scientific and Technical, pp 438, **1987**.

Neville A., *Properties of concrete*, Addison Wesley Longman Limited, Forth and final edition, Longman, ISBN 0-582-23070-5, **1995**.

Odler I., Abdu-moula S., Lu Z., *Effect of hydration temperature on cement paste structure*, Materiel resource society symposium Proceedings, 85, pp 139-144, cited by Ma et coll. 94, **1987**

Odler I., Colan-Subauste J., *Investigations on cement expansion associated with ettringite formation*, Cement and Concrete Research, 29, pp 731-735, **1999**.

Odler I., Rößler M., *Investigation on the relationship between porosity, structure and strength of hydrated portland cement pastes, II Effect of pore structure and of degree of hydration*, Cement and Concrete Research, 15, pp 401-410, **1985**.

Odler I., Skalny j., *Hydration of tricalcium silicate at elevated temperature*, Journal of Applications of Chemical Biotechnology, vol 23, pp 661-667, cited by Charron 03, **1973**

Orange G., Dugat J., Acker P., *DUCTAL: New Ultra High Performance Concretes. Damage, Resistance and Micromechanical Analysis*, BEFIB 2000, Fifth RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concretes (FRC), Ed. by P. Rossi and G. Chanvillard, pp 781-790, Lyon, France, **2000**.

Paillère A. M., Buil M., Serrano J. J., *Effect of fiber addition on the autogenous shrinkage of silica fume concrete*, ACI Materials Journal, 86, pp 139-144, **1989**.

Pane I., Hansen W., *Early age tensile creep and stress relaxation in portland concrete - effects of cement replacement with mineral additives.*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 605-611, Michigan, **2001**.

Pane I., Hansen W., *Concrete hydration and mechanical properties under nonisothermal conditions*, ACI Materials Journal, 99, pp 534-542, **2002**.

Parant E., *Mécanismes d'endommagement et comportements mécaniques d'un composite cimentaire fibré multi-échelles sous sollicitations sévères: fatigue, choc, corrosion*, thèse de doctorat, LCPC, 245 p., Paris, France, **2003**.

Parrott L. J., Geiker M., Gutteridge W. A., Killoh D., *Monitoring Portland cement hydration: Comparison of methods*, Cement and Concrete Research, Vol. 20, No. 6, pp 919-926, USA, **1990**.

Patel R.G., Killoh D., Parrot L. J., Gutteridge W. A., *Influence of curing at different relative humidities upon compounds reactions and porosity in portland cement paste*, Materials and Structures, 21, pp 192-197, **1988**.

Persson B., *Experimental Studies on Shrinkage of High-Performance Concrete*, Cement and Concrete Research, vol. 28, no. 7, pp 1023-1036, USA, **1998**.

Peschard A., Govin A., Grosseau P., Guilhot B., Guyonnet R., *Effect of polysaccharides on the hydration of cement paste at early ages*, Cement and Concrete Research, 34, pp 2153-2158, Saint etienne, France, **2004**.

Pigeon M., Toma G., Delagrave A., Bissonnette B., Marchand J., Prince J. C., *Equipment for the analysis of the behaviour of concrete under restrained shrinkage at early ages*, Magazine of Concrete Research, Vol. 52 No. 4, pp 297-302, UK, **2000**.

Powers T.C., *A discussion of cement hydration in relation to the curing of concrete*, research laboratories of portland cement association, 2, **1948**.

Radocea A., *Autogenous volume change of concrete at very early age*, Magazine of Concrete Research, 50, pp 107-113, Gothenburg, **1998**.

Regourd M., *L'hydratation du ciment portland, Le béton hydraulique, connaissance et pratique*, Paris, Presses de l'ENPC, pp 193-222, **1982**.

Reinhardt H. W., Jooss M., *Permeability and diffusivity of high performance concrete with and without cracks*, ICACS 2003, pp 17-21, Xuzhou, Chine, **2003**.

Richard P., Cheyrezy M., *Composition of Reactive Powder Concretes*, Cement and Concrete Research, vol. 25, no. 7, pp 1501-1511, USA, **1995 a**.

Richard P., Cheyrezy M., *Les bétons de poudres réactives*, Annales de L'I.T.B.T.P, No. 532, pp 85-102, Paris, France, **1995 b**.

Rilem TC 119-TCE, *Avoidance of thermal cracking in concrete at early ages*, Materials and Structures, Vol. 30, pp 451-464, **1997**.

Rilem TC 181-EAS, *Early Age Cracking in Cementitious Systems*, Report of RILEM Technical Committee 181-EAS - Early age shrinkage induced stresses and cracking in cementitious systems, Ed. by A. Bentur, Report 25, 337 p., France, **2002**.

Roelfstra P.E., *A numerical approach to investigate the properties of concrete – numerical concrete*, PhD thesis, N° 788, Swiss Federal Institute of Technology (EPFL), Lausanne, Switzerland, **1989**

Ross A.D., *Concrete creep data*, the structural engineer, 15, pp 314-326, **1937**.

Rossi P., Casanova P., Renwez S., *Les bétons fibrés à hautes performances - Des matériaux d'avenir?*, Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées, 197, pp 19-23, Paris, France, **1995 a**.

Rossi P., Renwez S., Belloc A., *Les bétons fibrés à ultra-hautes performances*, Bulletin de liaison des laboratoires des ponts et chaussées, 196, pp 61-66, Paris, France, **1995 b**.

Rossi P., Renwez S., Guerrier F., *Les bétons fibrés à ultra-hautes performances - L'expérience actuelle du LCPC*, Bulletin des Laboratoires des Ponts et Chaussées, 204, pp 87-95, Paris, France, **1996**.

Rossi P., *High Performance Multimodal Fiber Reinforced Cement Composites (HPMFRCC): The LCPC Experience*, ACI Materials Journal, 94, pp 478-483, Detroit, USA, **1997**.

Rossi P., *Development of new cement composite material for construction*, Innovations and Developments In Concrete Materials And Construction, Proceedings of the International Conference, University of Dundee, Ed. by R. K. Dhir, P. C.Hewlett, L. J. Csetenyi, pp 17-29, Dundee, Scotland, **2002**.

Rossi P., Arca A., Parant E., Fakhri P., *Bending and compressive behaviors of a new cement composite*, Cement and Concrete Research, 33, pp 27-33, France, **2005**.

Roux N., Andrade C., Sanjuan M. A., *Etude expérimentale sur la durabilité des bétons de poudres réactives*, Annales de L'I.T.B.T.P, No. 532, pp 133-141, Paris, France, **1995**.

Samaris, *Full scale application of UHPFRC for the rehabilitation of bridges – from the lab to the field*, Deliverable D22, European project 5th FWP / SAMARIS – Sustainable and Advanced Materials for Road Infrastructures – WP 14: HPFRCC, <http://samaris.zag.si/>, **2005**.

Sanchez de Rojas M.I., Luxan M.P., Frias M., Garcia N., *The influence of different additions on portland cement hydration heat*, Cement and Concrete Research, 23, pp 46-54, **1993**.

Sarkar S.L., Aïtcin P.-C., *Dissolution rate of silica fume in very high strength concrete*, Cement and Concrete Research, 17, pp 591-601, **1987**.

Schindler A.K., *Effect of temperature on hydration of cementitious materials*, ACI Materials Journal, 101(1), pp 72-80, **2004**.

Schwesinger P., Ehltert G., Wölfel R., *Creep of concrete at elevated temperatures and boundary conditions of moisture*, Cement and Concrete Research, 17, pp 263-272, **1987**.

Scrivener K.L., *Backscattered electron imaging of cementitious microstructures: understanding and quantification*, Cement and Concrete Composites 26, pp 935-945, **2004**.

Shah H. R., Hossain A. B., Weiss J., *Using the restrained ring test in conjunction with passive acoustic emission to quantify the role of steel fiber reinforcement in shrinkage cracking mitigation*, Proceedings of conference on fiber composites, high -performance concretes and smart materials organized by ICFRC, India, **2004**.

Sia norme Suisse 162/1, *Ouvrages en béton, Essais des matériaux*, Editeur société suisse des ingénieurs et des architectes, **1989**.

Sule M., Van Breugel K., *Cracking behaviour of reinforced concrete subjected to early-age shrinkage*, Proceedings of the International RILEM Workshop, Edited by Baroghel - Bouny and P-C. Aïtcin, pp 417-433, **2000**.

Sule M., Van Breugel K., *Possibilities of reinforcement to control cracking caused by autogenous shrinkage in view of designing durable concrete structures*, Concreep 6, Creep, Shrinkage and Durability Mechanics of Concrete and other Quasi-Brittle Materials, Ed. by F-J. Ulm, Z. P. Bazant and F. H. Wittmann, pp 639-644, Netherlands, **2001**.

Tank R.C., Carino J. N., *Rate constant functions for strength development of concrete*, ACI Materials Journal, 88(1), pp 74-83, **1991**.

Taylor H.F.W., *Cement chemistry*, Academic press, New York, pp 221-230, **1990**.

Tazawa E., Miyazawa S., *Influence of cement and admixture on autogenous shrinkage of cement paste*, Cement and Concrete Research, 25, pp 281-287, **1995**.

Tazawa E., Miyazawa S., *Influence of constituents and composition on autogenous shrinkage of cementitious materials*, Magazine of Concrete Research, Vol. 49, No. 178, pp 15-22, **1997**.

Toma G., *Comportement des bétons au jeune âge*, Thèse de doctorat, université de Laval, Canada, pp 262, **1999**.

Turcry .P, Loukili A., Casabonne J.M., *Can the maturity concept be used to separate the autogenous shrinkage and thermal deformation of a cement paste at early age*, Cement and Concrete Research, 32, pp 1143-1450, Nantes, France, **2002**.

Van Breugel K., *Simulation of hydration and formation of structures in hardening cement pastes based materials*, PhD thesis, Delft University of technology, **1991**.

Van Breugel K., *Numerical modelling of volume changes at early ages – potential, pitfalls and challenges*, Proceedings of the International RILEM Workshop, Edited by Baroghel -Bouny and P-C.Aïtcin, pp 271-286, **2000**.

Verbeck G.J., Helmuth R.H., *Structure and physical properties of cement paste*, Proceedings of the 5th International. Congress on the chemistry of cement Tokyo, pp 1-32, Tokyo, **1969**.

Waller V., *Relations entre composition des bétons, exothermie en cours de prise et résistance à la compression*, thèse de doctorat, LCPC, 317 p., Nantes, France, **2000**.

Westman G., *concrete creep and thermal stresses new creep models and their effects on stress development*, PhD thesis, Lulea, Suède, **1999**.

Wirquin E., Broda M., Duthoit B., *Determination of the apparent activation energy of one concrete by calorimetric and mechanical means -influence of a superplasticizer*, Cement and Concrete Research, 32, pp 1207-1213, **2002**.

Wittmann F.H., *Grundlagen eines modells zur beschreibung charakteristischer eigenschafften des betons*, Deutscher Ausschuss fur Stahlbeton, Heft 209, 42-101, cited by Van Breugel 00, **1977**.

Wuest J., *Etude Exploratoire des Propriétés Mécaniques de Bétons de Fibres Ultra Performants de Structures*, Diploma thesis, MCS, Swiss Federal Institute of Technology (EPFL), 137 p., Lausanne, Switzerland, **2004**.

Wuest J., *Structural behaviour of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete under tension in composite structure*, PhD thesis, MCS, Swiss Federal Institute of Technology (EPFL), Lausanne, Switzerland, **2007**.

Yan H., Sun W., Chen H., *The effect of silica fume and steel fiber on the dynamic mechanical performance of high strength concrete*, Cement and Concrete Research, 29, pp 423-426, **1999**.

Zanni H., Cheyrezy M., Maret V., Philippot S., Nieto P., *Investigation of Hydration and Pozzolanic Reaction in Reactive Powder Concrete (RPC) Using ²⁹Si NMR*, Cement and Concrete Research, Vol. 26, No. 1, pp 93-100, USA, **1996**.

Zelic J., Rusic D., Veza D., Krstulovic R., *The role of silica fume in the kinetics and mechanisms during the early stage of cement hydration*, Cement and Concrete Research, Vol. 30, No. 10, pp 1655-1662, **2000**.

Zhang X., *Quantitative microstructural characterisation of concrete cured under realistic temperature conditions*, EPFL, Swiss Federal Institute of Technology, PhD Thesis, No. 3725, 230 p., Lausanne, Switzerland, **2007**.

Notation

Les symboles sont expliqués dans le texte à leur première apparition. Dans la liste suivante les paramètres les plus importants sont présentés.

Symboles

E/C : Rapport eau-ciment

E/L : Rapport eau-liant

FS/C : Rapport fumée de silice-ciment

t : Age

$t_{\text{équi}}$: Age équivalent

T : Température

ΔT : Différence de température

HR : Humidité relative

α : Degré d'hydratation

W_{ne} : Quantité d'eau liée (non évaporable)

f_c : Résistance à la compression

MOR : Module de rupture

E : Module de Young

ε : Déformation

$f_{t\max}$: Résistance à la traction

$f_{\text{éla}}$: Résistance à la traction élastique

σ_t : résistance à la rupture à la traction -TSTM

σ : Contrainte dans le plan xx

H_T : Chaleur totale d'hydratation

$M(t)$: Maturité

$\varepsilon_{\text{endogène}}$: Retrait endogène parfois désignée par ε_{RL}

$\varepsilon_{\text{total}}$: Retrait total avec séchage

E_a : Energie d'activation

α_T : Coefficient de dilatation thermique

σ/f_t : Niveau de sollicitation - fluage en traction

σ/f_c : Niveau de sollicitation - fluage en compression

$J(t, t_0)$: Fluage spécifique

$\phi(t, t_0)$: Coefficient de fluage

λ : Coefficient de convection thermique

Autres abréviations dans le texte :

BFUP: Béton de fibres à ultra haute performance

BPR : Béton à poudre réactive

BO: Béton ordinaire

BHR: Béton à haute résistance

Ar : Armature

TSTM: Temperature stress testing machine

LVDT: linear variable differential transducer

TC: Thermocouple

MEB: Microscope électronique à balayage

ATG : Analyse thermogravimétrique

MLS : Programme d'éléments finis-multi layer system

CDT : Coefficient de dilatation thermique

Annexe A : Retrait volumétrique

Mesures des déformations au jeune âge – type volumétrique

La mesure des déformations endogènes par la méthode volumétrique a été utilisée par de nombreux chercheurs [Loukili et coll., 00; Turcry et coll., 02; Charron, 03; Mounanga, 04; Lura & Jensen, 05; Morin et coll., 01]. Mais les résultats issus de cette procédure de mesure sont sujets à des erreurs liées aux artefacts de mesures mentionnés ci-dessous.

Artefacts de mesures

a) Effet du ressuage sur les mesures volumétriques

L'effet du ressuage donne lieu à une absorption de l'eau à cause des dépressions capillaires internes, en particulier si l'eau n'a pas été entièrement consommée lors de l'autodessiccation

Du fait que la matrice du BFUP contient un faible rapport ($E/C=0.165$), le ressuage n'affecte pas les résultats [Mounanga, 04].

b) Effet de l'absorption de l'eau sur les mesures volumétriques

L'absorption de l'eau par l'échantillon, à travers la membrane semi imperméable se manifeste par une augmentation des déformations endogènes.

Lura & Jensen [05] ont clarifié les artefacts de mesures relatifs à la pénétration d'eau à travers la membrane, qui est à l'origine de l'écart observé par différents chercheurs entre les mesures volumétriques et linéiques (un facteur de 3 à 5). Les auteurs préconisent pour palier à cet artefact de faire les mesures de variation de masse dans l'huile de paraffine, qui permet de réduire fortement la pénétration.

Nous avons donc opté pour les mesures dans l'huile de paraffine. En effet une comparaison des augmentations de masse des échantillons immergés dans l'huile et l'eau a révélé l'efficacité de faire les mesures dans l'huile.

Description de la méthode de mesure

La méthode consiste à couler un échantillon dans une membrane souple et imperméable. Un soin particulier est alloué au remplissage et à la fermeture de la membrane. Le tout est ensuite lavé et séché puis immergé dans l'huile de paraffine placée dans un récipient. Pour éviter la variation de température du liquide on a mis le récipient dans l'eau maintenue à température constante de 20°C par un bain thermostaté. La membrane est placée sur une nacelle en acier qui est suspendue à une balance.

Le bilan des forces s'appliquant sur l'échantillon, à savoir son poids (constant) et la poussée d'Archimède (variable à cause de la variation de son volume), se traduit par une évolution de la masse apparente enregistrée [Charron, 03 ; Mounanga, 04].

→Le retrait correspond à une diminution de la poussée d'Archimède et se traduit par un mouvement descendant de l'échantillon et une augmentation de la masse apparente.

→Le gonflement se manifeste à son tour par une remontée de l'échantillon dans le récipient et une diminution de la masse apparente.

Par le biais d'un calcul et en utilisant l'évolution de masse apparente on peut obtenir les variations volumétriques endogènes de l'échantillon.

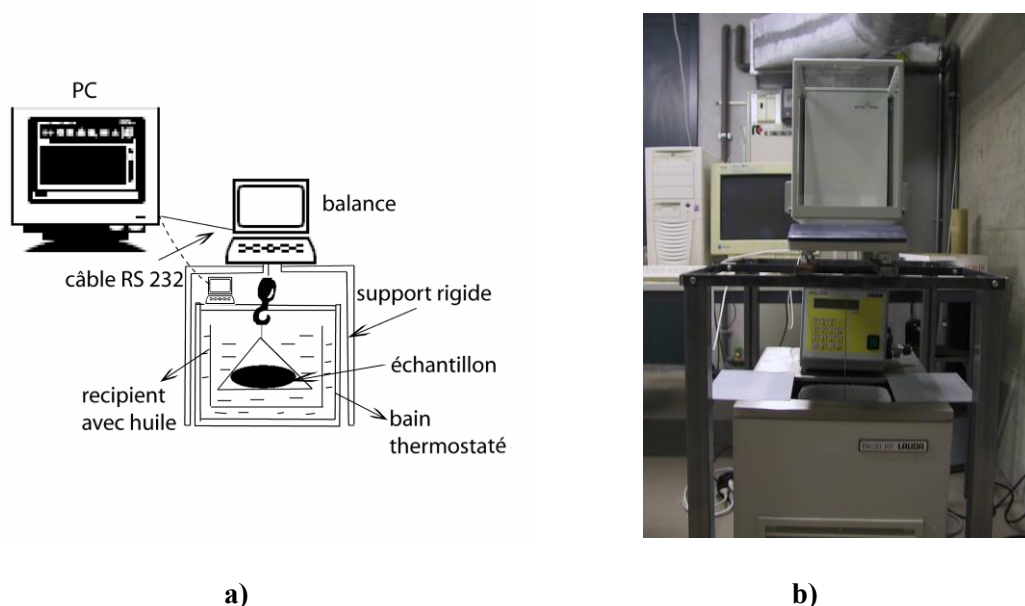


Figure 171: Principe de mesure des déformations volumétriques a) et dispositif de mesures b)

Procédure expérimentale

Le dispositif utilisé pour la mesure volumétrique de la déformation endogène est représenté sur la Figure 171 a et b), 150 à 300 g de la matrice du BFUP est introduite dans la membrane avec une seringue à large ouverture, en la secouant légèrement sur le support rigide pour limiter la formation et la présence de bulles d'air.

Puis on garrotte la membrane avec précaution. On fait des repères au marqueur sur chaque membrane pour faire le garrotage au même endroit ce qui permet une tension de la membrane semblable d'une mesure à l'autre. Ensuite le bout de la membrane est découpé et l'éprouvette est soigneusement lavée, séchée et pesée.

L'échantillon est placé ensuite sur la nacelle en acier, suspendue à son tour à la balance reliée à un PC via un câble série RS232, celle-ci permet de faire des mesures avec une précision de ($\pm 0,001$ g). La fréquence des mesures est de 10 minutes et la première mesure est environ 1 heure après la mise en contact de l'eau-ciment.

Calcul de la déformation endogène volumétrique

La déformation endogène de l'échantillon rapportée à la masse initiale du ciment est obtenue à partir de la relation suivante :

$$\Delta V_{endo} = \frac{\Delta m(t)}{m_c \cdot \rho_l(t)} \quad (1)$$

Avec:

$$\Delta m(t) = m(t) - m(t_0) \quad (2)$$

$$m_c = \frac{m_e}{\left(1 + \frac{E}{C} + \frac{FS}{C}\right)} \quad (3)$$

$\Delta m(t)$: variation de la masse [g], $m(t)$: masse enregistrée par la balance à l'instant t [g], $m(t_0)$: masse enregistrée par la balance à l'instant t_0 [g], $\Delta V_{\text{endo}}(t)$: retrait volumétrique endogène à l'instant t [mm^3/g de ciment], ρ_f : densité de l'huile de paraffine [g/mm^3], m_c : masse du ciment anhydre [g], m_e : masse initiale de l'échantillon utilisé durant l'essai [g], E/C : le rapport massique d'eau et de ciment de la matrice étudiée [-], FS/C : le rapport massique de la fumée de silice et de ciment de la matrice étudiée [-].

Vérification de la perméabilité des membranes

Cet artefact de mesure se traduit par une augmentation de masse des échantillons au cours des mesures. Cette augmentation est vérifiée par mesure de masse au début (avant immersion des échantillons) et à la fin de l'essai, après séchage de l'échantillon avec du papier absorbant.

L'augmentation de masse maximale observée correspond à 0.81% pour les mesures dans l'huile de paraffine et une augmentation de l'ordre de 3.2% dans l'eau. Ces mesures reflètent donc l'intérêt de remplacer l'eau par l'huile de paraffine, notons tout-de-même la présence d'une faible perméabilité pouvant être attribuée à l'étanchéité non parfaite des membranes utilisées.

Huile de paraffine	Echan 1	Echan 2	Echan 3
Masse initiale[g]	211.375	210.954	254.000
Masse finale[g]	213.080	212.000	254.816
Δm [%]	0.807	0.496	0.321
$\Delta V_{\text{endo}7\text{jours}}$ [$\text{mm}^3/\text{g}_{\text{ciment}}$]	11.546	10.769	--

Tableau 28: Mesures de perméabilité des membranes

Les résultats de déformation volumétrique obtenus sont représentés graphiquement sur la Figure 172 a). D'après cette figure nous pouvons constater que l'évolution de la déformation endogène volumétrique se manifeste en quatre phases : La première phase (1) est liée en grande partie au retrait chimique qui commence à se développer dès les premières heures qui suivent le mélange c'est-à-dire contact eau-ciment. Sur la même figure on peut aussi constater que la vitesse est moins prononcée au très jeune âge du fait du retard de prise et par voie de conséquence l'évolution des réactions d'hydratation qui sont à l'origine de la contraction le Châtelier, ce retard de prise est dû à la forte teneur en adjuvant. La seconde phase (2) correspond au gonflement qui est attribué à la transformation retardée de l'ettringite en monosulfates et constitue aussi le point de concomitance entre le retrait chimique (composante dominante initialement) et l'autodessiccation (nouvelle composante dominante). La troisième phase (3) est caractérisée par une cinétique plus rapide du retrait endogène lié à la forte autodessiccation c'est-à-dire la diminution de l'humidité interne (Figure 56) durant l'avancement des réactions d'hydratation. Ces réactions sont accompagnées d'un confinement du réseau capillaire et de l'augmentation des tensions capillaires qui se traduisent à l'échelle macroscopique par une forte contraction du squelette solide. Enfin la quatrième phase (4)

est caractérisée par un ralentissement de la cinétique d'évolution du retrait suite à l'atténuation de l'évolution des réactions d'hydratation, comme il a été mentionné auparavant du fait que le taux d'humidité interne diminue dans les dix premiers jours à 88 %. En effet l'humidité relative interne joue un rôle important dans l'évolution de l'hydratation. Aux alentours de 85 % d'humidité relative l'hydratation du C₃S s'arrête, celle du C₂S s'arrête à 90 % et du C₃A à 65 %, selon Jensen & Hansen [99].

Les courbes (Figure 172 a) présentent clairement un point d'inflexion (situé entre la troisième et la quatrième phase), à partir duquel les courbes tendent à plafonner ou s'aplatir. Ce point d'inflexion et cette réduction importante du taux de retrait endogène peut être attribué à la formation du squelette rigide par les produits d'hydratation interconnectés entre eux et donnant naissance à une microstructure très rigide et résistante aux forces de contraction créées au sein du matériau.

Nous pouvons constater aussi que dans le cas des mesures volumétriques, le gonflement au jeune âge n'est pas observé, ce qui est en accord avec les résultats de Charron [03].

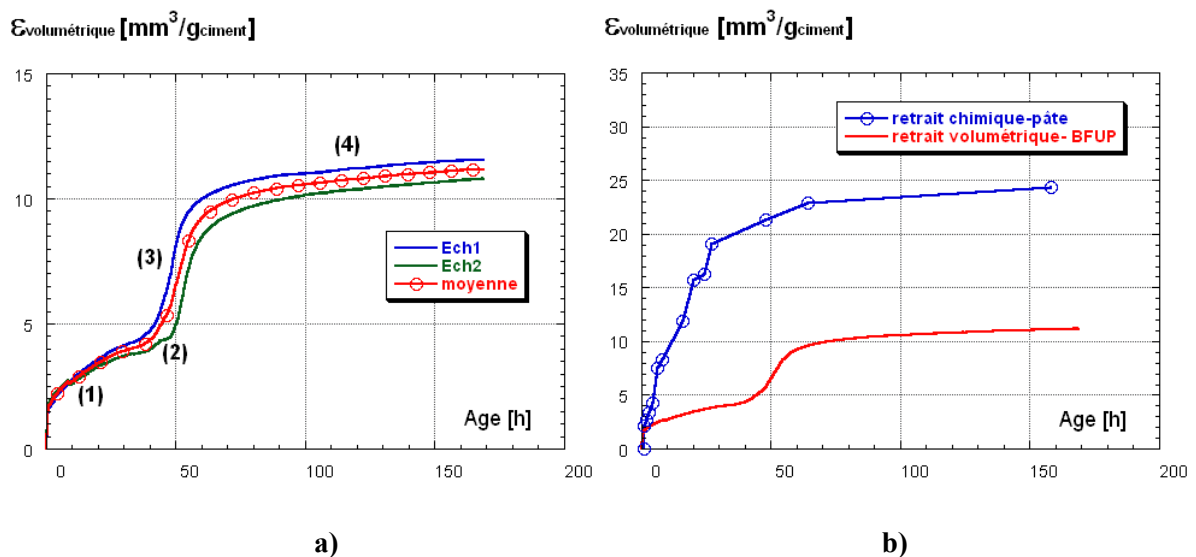


Figure 172: Retrait volumétrique du BFUP a) et comparaison avec retrait chimique d'une pâte de ciment (CEM I 52.5) prédit par le modèle proposé par Mounanga [04] b)

Comparaison de la déformation volumétrique mesurée avec le retrait chimique prédit

Le retrait chimique (contraction le Châtelier) de la pâte de ciment constituant le BFUP a été prédit par le modèle semi empirique proposé par Mounanga [04 a, 05]. Le retrait chimique est calculé à partir de la stœchiométrie des réactions d'hydratation et de la densité de réactants et des produits d'hydratation [Bentz et coll., 05].

- Principe du modèle :

Le modèle est basé sur les réactions chimiques, son application nécessite la connaissance de :

→ La densité de chaque produit réactant [Lea, 98 (cité par Mounanga, 04), Bentz et coll., 94].

→ La cinétique d'hydratation des quatre phases minérales du ciment (C_3S , C_2S , C_3A , C_4AF) qui est basée sur les résultats obtenus par Lea sur une pâte de ciment sur une période de 0.1 h à un mois d'hydratation [Lea, 98 (cité par Mounanga, 04)].

Le retrait chimique et la quantité de portlandite engendrés par l'hydratation de ces phases peuvent être donc évalués. Le détail du modèle et des équations appliquées peuvent être trouvées dans [Mounanga et coll., 04 a et 05].

Le retrait chimique prédit par le modèle semi empirique proposé par Mounanga sur la pâte de ciment est représenté sur la courbe de la Figure 172 b). A partir de cette figure on peut observer que le retrait endogène volumétrique mesuré sur la matrice du BFUP à 6,5 jours est égal à presque la moitié du retrait chimique qui se développe dans la pâte de ciment de type CEM I 52.5.

Comparaison de la déformation volumétrique mesurée avec des résultats de la littérature

Nous avons également tenté de comparer nos résultats avec ceux existants dans la littérature. Il ressort de ceci que la matrice du BFUP développe un retrait endogène volumétrique modéré et comparable à celui mesuré sur pâte de ciment d'un béton à haute résistance, voir Figure 173 a) [Charron, 03] et constitue la moitié de celui mesuré sur un béton de poudre réactive testé par Morin et coll. [01], voir Figure 173 b).

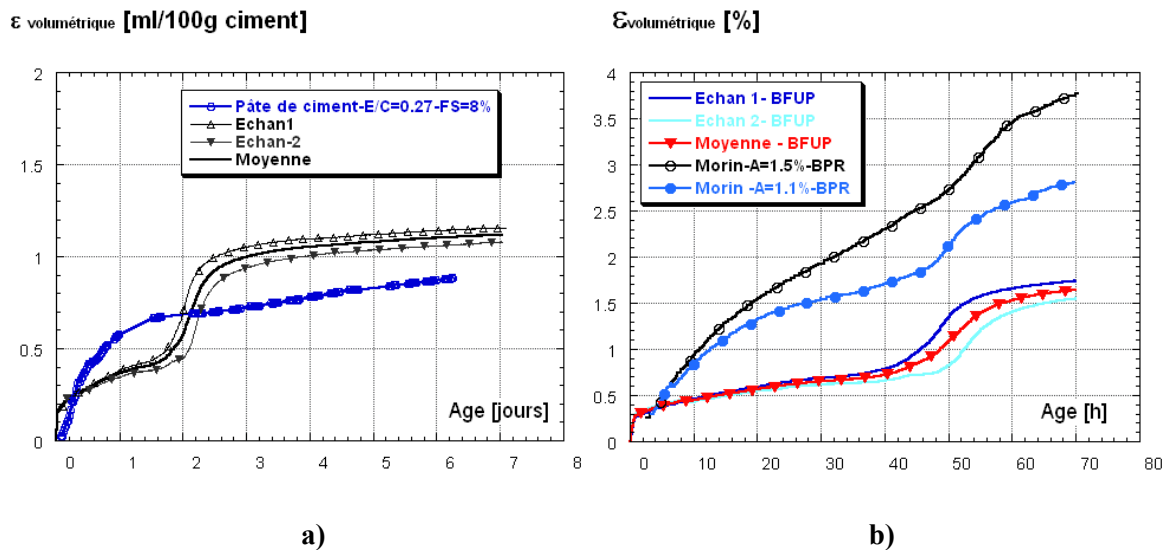


Figure 173: Comparaison du retrait volumétrique mesuré avec résultats de la littérature : a) cas d'une pâte de ciment avec un rapport $E/C=0.27$ [Charron, 03] et b) cas d'un BPR [Morin et coll., 01]

Ces mesures sont en accord avec nos mesures linéiques avec rétractomètre et avec le dispositif libre de la TSTM et confirment de nouveau le fait que le BFUP testé présente un retrait endogène modéré et donc une sensibilité moindre au risque de fissuration.

Annexe B : Calcul du degré d'hydratation

Calcul du degré d'hydratation selon Mounanga [04]:

$$\alpha(t) = \frac{m_{ne}(t)}{w_{ne}(t_{\infty}) \cdot m_c} \cdot 100 \quad (1)$$

Avec :

$$m_{ne}(t) = (\Delta m_{145^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)) - (\Delta m_{600^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)) - m_c \cdot P_{aF} \quad (2)$$

$m_{ne}(t)$: masse d'eau liée au ciment à l'instant t [kg], $\Delta m_{145^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)$: la perte de masse entre 145 et 800°C [kg], $\Delta m_{600^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)$: la perte de masse entre 600 et 800°C [kg].

$$m_c = \frac{m_{\text{échantillon}}}{\left(1 + \frac{E}{C} + \frac{FS}{C}\right) (1 + P_{aF})} \quad (3)$$

m_c : masse du ciment anhydre [kg], $m_{\text{échantillon}}$: masse de l'échantillon, E/C : rapport massique eau-ciment, FS/C : rapport massique fumée de silice-ciment, P_{aF} : la perte au feu du ciment anhydre [%], $w_{ne}(t_{\infty})$: la quantité d'eau nécessaire à l'hydratation complète du ciment.

Calcul de la teneur en hydroxyde de calcium :

$$m_{Ca(OH)_2}(t) = \frac{[\Delta m_{400^{\circ}C \rightarrow 600^{\circ}C}(t)]}{m_c} \cdot \frac{M_{Ca(OH)_2}}{M_{H_2O}} \quad (4)$$

Avec :

$\Delta m_{400^{\circ}C \rightarrow 600^{\circ}C}(t)$: la perte de masse entre 400 et 600°C [kg], $M_{Ca(OH)_2}$: la masse molaire de l'hydroxyde de calcium [$kg \cdot mol^{-1}$], M_{H_2O} : la masse molaire de l'eau [$kg \cdot mol^{-1}$].

Calcul de la teneur en calcite :

$$m_{CaCO_3}(t) = \frac{[\Delta m_{600^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)]}{m_c} \cdot \frac{M_{CaCO_3}}{M_{CO_2}} \quad (5)$$

Avec :

$\Delta m_{600^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)$: la perte de masse entre 600 et 800°C [kg], $M_{Ca(OH)_2}$: la masse molaire de la calcite [$kg \cdot mol^{-1}$], M_{H_2O} : la masse molaire du dioxyde de carbone [$kg \cdot mol^{-1}$].

Calcul du degré d'hydratation selon Loukili [96]:

$$\alpha(t) = \frac{W_{ne}(t)}{w_{ne}(t_{\infty})} \cdot 100 \quad (6)$$

Avec :

$$W_{ne}(t) = (\Delta m_{30^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)) - (\Delta m_{30^{\circ}C \rightarrow PIC-1}(t)) - \%dioxyste \quad (7)$$

$\Delta m_{30^{\circ}C \rightarrow 800^{\circ}C}(t)$: la perte de masse entre 30 et 800°C [%], $\Delta m_{30^{\circ}C \rightarrow PIC-1}(t)$: la perte de masse entre 30°C et premier pic [%], % dioxyste : pourcentage de dioxyde (tiré à partir du pic 3), $W_{ne}(t_{\infty})$: la quantité d'eau nécessaire à l'hydratation complète du ciment.

Annexe C : Code modèle 90-fluage

Description et expressions du Code modèle 90 pour le fluage

Le modèle considère le béton comme étant un matériau viscoélastique linéaire vieillissant.

Coefficient de fluage :

$$\phi(t, t_0) = \phi_0 \cdot \beta_c(t, t_0) \quad (1)$$

Avec :

ϕ_0 : coefficient de fluage fictif, β_c : coefficient qui décrit l'évolution du fluage dans le temps après mise en charge, t : âge du béton à l'instant considéré [j] et t_0 : âge du béton au début du chargement [j].

Le coefficient de fluage fictif (ϕ_0) est donné par l'expression suivante :

$$\phi_0 = \phi_{HR} \cdot \beta(f_{cm}) \cdot \beta(t_0) \quad (2)$$

Avec :

ϕ_{HR} : facteur tenant compte de l'effet de l'humidité relative sur le coefficient de fluage fictif, $\beta(f_{cm})$: facteur tenant compte de l'effet de la résistance sur le coefficient de fluage fictif et $\beta(t_0)$: facteur tenant compte l'effet de l'âge lors de la mise en charge sur le coefficient de fluage fictif.

$$\phi_{HR} = 1 + \left[\frac{1 - \left(\frac{HR}{HR_0} \right)}{0.46 \left(\frac{h}{h_0} \right)^{1/3}} \right] \quad (3)$$

Avec :

HR : humidité relative de l'ambiance, $HR_0=100\%$, $h_0=100\text{mm}$, h : rayon moyen [mm] d'un élément d'une section A_c et d'un périmètre en contact avec l'atmosphère u.

$$h = \frac{2A_c}{u} \quad (4)$$

$$\beta(f_{cm}) = \frac{5.3}{(f_{cm} / f_{cm0})^{0.5}} \quad (5)$$

Avec :

f_{cm} : résistance moyenne à la compression à 28 jours [MPa], $f_{cm0}=10$ [MPa] et $t_1=1$ [j]

$$\beta(t_0) = \frac{1}{0.1 + (t_0 / t_1)^{0.2}} \quad (6)$$

Le coefficient d'évolution du fluage dans le temps ($\beta_c(t-t_0)$) est obtenu par la relation suivante :

$$\beta_c(t-t_0) = \left[\frac{(t-t_0)/t_1}{\beta_H + (t-t_0)/t_1} \right]^{0.3} \quad (7)$$

Avec :

β_H : coefficient tenant compte de l'effet de l'humidité relative et de l'épaisseur fictive de l'élément (h_0) sur le fluage.

$$\beta_H = 150 \left\{ 1 + \left(1.2 \frac{HR}{HR_0} \right)^{18} \right\} \frac{h}{h_0} + 250 \leq 1500 \quad (8)$$

Considération de l'effet de la température :

Les équations suivantes considèrent l'effet d'une température constante différente de 20°C sur l'évolution du fluage dans le temps :

$$\phi_{HR,T} = \phi_T + (\phi_{HR} - 1) \cdot \phi_T^{1.2} \quad (9)$$

Avec :

$\phi_{RH,T}$: coefficient de fluage tenant compte de l'effet de température.

$$\phi_T = e^{0.015 \left(\frac{T}{T_0} - 20 \right)} \quad (10)$$

$$\beta_{H,T} = \beta_H \cdot \beta_T \quad (11)$$

$\beta_{H,T}$: coefficient dépendant de la température et remplaçant β_H qui intervient dans l'équation permettant de calculer l'évolution du fluage avec le temps $\beta_c(t-t_0)$.

Avec :

$$\beta_T = e^{\left(\frac{1500}{273+T/T_0} - 5.12 \right)} \quad (12)$$

$T_0 = 1^\circ\text{C}$.

Annexe D : Propriétés des matériaux pour MLS

Propriétés des matériaux pour le modèle numérique - MLS

1) BFUP

Propriétés thermiques	
Conductivité thermique [W/m.K]	2.4
Capacité thermique [kJ/m ³ .K]	2758
H _T [kJ/m ³]	210255
a [h]	45
b [-]	3.15

Maturité	
Q/R [K]	4400
Tréf [K]	273

Tableau 1: Propriétés du BFUP testé – pour modèles thermique et de maturité

Age [h]	f _t [MPa]	Age [h]	f _c [MPa]	Age [h]	E [MPa]
0	1.00	0	1.0	30	5500.0
26	1.00	26	1.0	36	36831.0
30	1.00	36	9.9	42	37306.8
36	1.00	42	27.5	48	38070.2
42	1.00	48	44.1	54	38714.3
48	1.11	54	58.8	60	39267.7
54	1.79	60	71.5	72	40175.8
60	2.48	72	92.1	84	40896.1
72	3.78	84	107.9	96	41486.1
84	4.92	96	120.3	120	42404.6
96	5.90	120	138.3	144	43095.7
120	7.45	144	150.9	168	43640.6
144	8.61	168	160.9	192	44084.8
168	9.77	192	164.7	336	45691.7
192	10.14	336	178.7	672	47200.0
336	11.55	672	192.4	2160	48865.3
672	13.00	2160	208.2	8760	49953.1
2160	14.75	8760	218.9		
8760	15.98				

Tableau 2: Résistance à la traction, à la compression et module d'élasticité du BFUP testé en fonction de l'âge- modèle mécanique

Age [h]	Déformation endogène [$\mu\text{m}/\text{m}$]
0	0
1	-1.28
3	-2.72
6	-4.04
8	-4.07
12	-2.61
14	-1.15
15	0.04
16	2.83
18	5.39
21	14.38
24	26.76
28	38.53
31	43.8
35	50.79
37	45.84
39	30.53
42	0.17
44	-14.64
47	-14.64
48	-16.9
52	-32.83
58	-48.4
75	-89.73
90	-108.8
118	-130
130	-132.3
150	-135.8
168	-138

Age [h]	Déformation endogène [$\mu\text{m}/\text{m}$]
0	0.0
1	-1.3
3	-2.7
6	-4.0
8	-4.1
12	-2.6
14	-1.2
15	0.0
16	2.8
18	5.4
21	14.4
24	26.8
28	38.5
31	43.8
35	50.8
37	45.8
39	30.5
42	0.2
44	-14.6
47	-14.6
48	-16.9
52	-32.8
58	-48.4
75	-89.7
90	-109.0
118	-130.0
130	-135.0
150	-141.0
168	-145.0
200	-156.0
248	-170.0
300	-187.0
336	-200.0
400	-216.0
450	-230.0
550	-250.0
672	-277.0
750	-290.0
850	-305.0
1008	-326.0
1200	-360.0
1440	-400.0
1800	-438.0
2160	-461.0
2800	-481.0
3500	-495.0
4320	-502.0
6480	-522.0
6840	-536.0

Tableau 3: Déformation endogène au jeune âge et déformation endogène à court et long terme du BFUP testé - modèle mécanique

Age [h]	Temps de retard					
	1	10	100	1000	10000	100000
30	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
36	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
42	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
48	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
54	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
60	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
72	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
84	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
96	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
120	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
144	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
168	0.0010	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753
192	0.0010	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753
336	0.0010	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753
672	0.0030	0.0174	0.0545	0.1414	0.0330	0.7507
2160	0.0030	0.0174	0.0545	0.1414	0.0330	0.7507
8760	0.0030	0.0174	0.0545	0.1414	0.0330	0.7507

Tableau 4: Paramètres des chaînes de Maxwell du BFUP testé - modèle mécanique

Age [h]	Temps de retard					
	1	10	100	1000	10000	100000
0	0.6300	0.3700	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
26	0.6300	0.3700	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
30	0.6300	0.3700	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
36	0.6300	0.3700	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
42	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
48	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
54	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
60	0.5200	0.3300	0.1400	0.0100	0.0000	0.0000
72	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
84	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
96	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
120	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
144	0.0600	0.1052	0.1591	0.0211	0.0107	0.6439
168	0.0010	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753
192	0.0010	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753
336	0.0010	0.0196	0.1981	0.0950	0.0110	0.6753
672	0.0030	0.0174	0.0545	0.1414	0.0330	0.7507
2160	0.0030	0.0174	0.0545	0.1414	0.0330	0.7507
8760	0.0030	0.0174	0.0545	0.1414	0.0330	0.7507

Tableau 5: Paramètres des chaînes de Maxwell du BFUP testé - modèle mécanique pour simuler test de TSTM avec cycle de compensation

2) Béton ordinaire (vieux)

Propriétés thermiques		Propriétés mécaniques	
Conductivité thermique [W/m.K]	2.4	f_t [MPa]	3
Capacité thermique [kJ/m ³ .K]	2500	f_c [MPa]	30
α_T [$\mu\text{m}/\text{m}/\text{K}$]	12	E [MPa]	30000

Tableau 6: Propriétés pour modèles thermique et mécanique

3) Armature

Glissement [mm]		τ [MPa]	Propriétés mécaniques	
0		0	E_s [GPa]	205
0.1		1.48	f_{sy} [MPa]	460
0.5		2.82	f_{su} [MPa]	500
1.1		3.86	ε_{su} [%]	10
1.2		4	α_T [$\mu\text{m}/\text{m}/\text{K}$]	10

Tableau 7: Propriétés pour modèles thermique et mécanique

Annexe E : Programmes d'essais

1) Programme d'essai de la TSTM – cycle de compensation

```
Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\CM 22-115-cure 20°C-22.05.06-nm\cure 20°C-tstm+ libre
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

014 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

015 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
Position finale 0.0000 mm
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:00.10
Acquisition on

016 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
Position finale 0.000 kN
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

017 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

018 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
Position finale 0.0000 mm
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:00.10
Acquisition on

019 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
Position finale 0.000 kN
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

020 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

021 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
Position finale 0.0000 mm
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:00.10
Acquisition on

022 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
Position finale 0.000 kN
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

023 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
Acquisition Intervalle 00:01:00.00
Acquisition on

024 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
Position finale 0.0000 mm
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
```

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\CM 22-115-cure 20°C-22.05.06-nm\cure 20°C-tstn+ libre
 Acquisition on

025 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
 Position finale 0.000 kN
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

026 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

027 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
 Position finale 0.0000 mm
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:00:30.00
 Acquisition on

028 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
 Position finale 0.000 kN
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

029 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

030 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
 Position finale 0.0000 mm
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:00:30.00
 Acquisition on

031 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
 Position finale 0.000 kN
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

032 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

033 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
 Position finale 0.0000 mm
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:00:30.00
 Acquisition on

034 Force Rampe rel. Vitesse 10.00000 N/s
 Position finale 0.000 kN
 Critère arrêt Position finale
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

035 Maintien Critère arrêt Servo 1 Def-R -0.0045
 Acquisition Intervalle 00:01:00.00
 Acquisition on

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\CM 22-115-cure 20°C-22.05.06-nm\cure 20°C-tstm+ libre

Acquisition Intervalle 00:01:00.00
Acquisition on

147 Def-R Rampe abs Vitesse 0.001000 mm/s
Position finale 0.0000 mm
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

148 Fin programme

149 Déplac Rampe rel. Vitesse 0.01000 mm/s
Position finale 0.000 mm
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:02:00.00

2) Programme d'essai de rupture dans la TSTM

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\CM 22-115-cure 20°C-22.05.06-nm\Rupture_CM22.ZK1

```
Acquisition  Partie 1
              Lignes par Buffer          1000
              Boucle Buffer par fichier    0
              Fermer fichier
              Acquisition
```

```
Acquisition  Partie 2
              test rupture- CM22- 115-31.05.06
```

```
Acquisition  Definition
Colonne      1      2      3      4
Variable     Date   Heure   Chrono  Def-R
Masque       XX.XX.XX XX.XX.XX XX.XX.XX XX.XXXXXX
Commentaire
Commentaire
```

```
Acquisition  Definition
Colonne      5      6      7      8
Variable     LVDT-A  LVDT-B  Force
Masque       XXX.XXXX XXX.XXXX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire
```

```
Acquisition  Definition
Colonne      9      10     11     12
Variable
Masque       XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire
```

```
Acquisition  Definition
Colonne     13     14     15     16
Variable
Masque       XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire
```

```
Acquisition  Definition
Colonne     17     18     19     20
Variable
Masque       XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire
```

```
Acquisition  Definition
Colonne     21     22     23     24
Variable
Masque       XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire
```

```
Axe-X        Temps Défilement  0.000  10.000 min.
Axe-Y        Servo 1 Force    0.000  110.000 kN
              Servo 1 Déplac  0.000  6.000 mm
              ADC 2 LVDT-A    -0.5000  0.5000 mm
              ADC 2 LVDT-B    -0.5000  0.5000 mm
```

```
001 Utilitaire  Reset crêtes
```

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\CM 22-115-cure 20°C-22.05.06-nm\Rupture_CM22.ZK1

Zéro Déplac
Zéro Def-R

002 Limites	Dépassement	Force	on
	-100.000	<= Valeur <=	100.000
	Dépassement	Déplac	on
	-1.500	<= Valeur <=	5.000
	Dépassement	Def-R	on
	-0.5000	<= Valeur <=	0.5000
003 Déplac	Rampe rel.	Vitesse	0.00167 mm/s
		Position finale	5.000 mm
	Critère arrêt	Position finale	
	Acquisition	Acquisition	on
		D K1 Force	0.200 kN
004 Fin programme			
005 Déplac	Rampe rel.	Vitesse	0.10000 mm/s
		Position finale	0.000 mm
	Critère arrêt	Position finale	

3) Programme d'essai traverse bloquée dans la TSTM

```

Acquisition  Partie 1
              Lignes par Buffer                1000
              Boucle Buffer par fichier        0
              Fermer fichier
              Acquisition

Acquisition  Partie 2
              n°   essai  SUR BFUP-CM22-92
              TEST RESTREINT ET LIBRE-26.10.05

Acquisition  Definition
Colonne      1         2         3         4
Variable     Date     Heure     Chrono   Force
Masque       XX.XX.XX XX.XX.XX XX.XX.XX XXX.XXXXX
Commentaire
Commentaire

Acquisition  Definition
Colonne      5         6         7         8
Variable     Déplac   Def-R    Def-L    LVDT-A
Masque       XXX.XXXX  XX.XXXXX  XX.XXXXX  XX.XXXXX
Commentaire
Commentaire

Acquisition  Definition
Colonne      9         10        11        12
Variable     LVDT-B   LVDT-C   LVDT-D   TC-1
Masque       XX.XXXXX  XX.XXXXX  XX.XXXXX  XXXXXX.X
Commentaire
Commentaire

Acquisition  Definition
Colonne     13         14         15         16
Variable     TC-2     PT100-1  PT100-2   Hum
Masque       XXXXXX.X  XXXXXX.X XXXXXX.X XXXXXX.XX
Commentaire
Commentaire

Acquisition  Definition
Colonne     17         18         19         20
Variable
Masque       XXXXXX.XX XXXXXX.XX XXXXXX.XX XXXXXX.XX
Commentaire
Commentaire

Acquisition  Definition
Colonne     21         22         23         24
Variable
Masque       XXXXXX.XX XXXXXX.XX XXXXXX.XX XXXXXX.XX
Commentaire
Commentaire

Axe-X        Temps Défilement  0.000   10.000 min.
Axe-Y        Servo 1 Force      -0.500  0.500 kN
              Servo 1 Deform  -0.0500 0.0500 mm
              Servo 1 Déplac  -0.100  0.100 mm
              Servo 1 TC-1     10.0    30.0 °C

```

001 Utilitaire	Reset crêtes			
	Acquisition			on
	Zéro Déplac			
	Zéro Deform			
002 Limites	Dépassement	Force		on
	-0.100	<= Valeur <=	100.000	
	Dépassement	Déplac		on
	-30.000	<= Valeur <=	30.000	
003 Déplac	Rampe rel.	Vitesse	0.10000 mm/s	
		Position finale	0.000 mm	
	Critère arrêt	Position finale		
004 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:00:30.00	
		Acquisition		on
005 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:01:00.00	
		Acquisition		on
006 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:01:00.00	
		Acquisition		on
007 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:02:00.00	
		Acquisition		on
008 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:02:00.00	
		Acquisition		on
009 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:02:00.00	
		Acquisition		on
010 Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00	
	Acquisition	Intervalle	00:02:00.00	
		Acquisition		on
J11 Fin programme				
012 Déplac	Rampe rel.	Vitesse	0.01000 mm/s	
		Position finale	0.000 mm	
	Critère arrêt	Position finale		
	Acquisition	Intervalle	00:02:00.00	

4) Programme d'essai de fluage en traction dans la TSTM

```

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\test fluage-29.09.06

Acquisition Partie 1
Lignes par Buffer 1000
Boucle Buffer par fichier 0
Fermer fichier
Acquisition

Acquisition Partie 2
test- fluage 29.09.06

Acquisition Definition
Colonne 1 2 3 4
Variable Date Heure Chrono Force
Masque XX.XX.XX XX.XX.XX XX.XX.XX XXX.XXXX
Commentaire
Commentaire

Acquisition Definition
Colonne 5 6 7 8
Variable Déplac Def-R LVDT-A LVDT-B
Masque XXX.XXXX XXX.XXXX XXX.XXXX XXX.XXXX
Commentaire
Commentaire

Acquisition Definition
Colonne 9 10 11 12
Variable Def-L LVDT-C LVDT-D
Masque XXXX.XXX XXXX.XXX XXXX.XXX XXXXXXXXX
Commentaire
Commentaire

Acquisition Definition
Colonne 13 14 15 16
Variable
Masque XXXXXX.X XXXXXX.X XXXXXX.X XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire

Acquisition Definition
Colonne 17 18 19 20
Variable
Masque XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire

Acquisition Definition
Colonne 21 22 23 24
Variable
Masque XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX XXXXX.XX
Commentaire
Commentaire

Axe-X Temps Défilement 0.000 10.000 min.
Axe-Y Servo 1 Force -0.100 0.100 kN
Servo 1 Def-R -0.0500 0.0500 mm
Servo 1 Déplac -0.100 0.100 mm

001 Utilitaire Acquisition on
Zéro Def-R

```

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\test fluage-29.09.06

```

002 Maintien      Critère arrêt Espace
                  "Start"

003 Limites      Dépassement  Déplac      on
                  -2.500      <= Valeur <= 5.000
                  Dépassement  Def-R       on
                  -0.5000     <= Valeur <= 0.5000

004 ->Variable   Servo 1 Force   Actuel      Fh

005 ->Variable   Saisie clavier      Lim-haut

006 ->Variable   Saisie clavier      Lim-bas

007 Déplac      Rampe rel.     Vitesse      0.00100 mm/s
                  Position finale 0.000 mm
                  Critère arrêt Position finale
                  Acquisition Intervalle 00:00:30.00

008 Boucle      Début boucle   Nombre de boucles 1440

009 Maintien      Critère arrêt Temps [s] 00:01:00
                  Acquisition Intervalle 00:00:30.00

010 ->Variable   Servo 1 Force   Actuel      F

011 Go to        Lim-haut <      F --> Pousser

012 Go to        F < Lim-bas --> Tirer

013 Label        Pousser

014 Déplac      Rampe rel.     Vitesse      0.00010 mm/s
                  Position finale -0.002 mm
                  Critère arrêt Position finale
                  Servo 1 Force 0.000
                  Acquisition Intervalle 00:00:30.00

015 Go to        0 <=          0 --> Maintien

016 Label        Tirer

017 Déplac      Rampe rel.     Vitesse      0.00010 mm/s
                  Position finale 0.002 mm
                  Critère arrêt Position finale
                  Servo 1 Force 0.030
                  Acquisition Intervalle 00:00:30.00

018 Go to        0 <=          0 --> Maintien

019 Label        Maintien

020 Boucle      Fin Boucle

021 Utilitaire   Acquisition      on

022 Boucle      Début boucle   Nombre de boucles 864000
    
```

```

Programme:C:\Program Files\W+E\Progs\test fluage-29.09.06
023 Maintien Critère arrêt Temps [s] 00:00:10
Acquisition Intervalle 00:00:05.00
Acquisition on

024 ->Variable Servo 1 Force Actuel F

025 Go to Lim-haut < F --> Pousser

026 Go to F < Lim-bas --> Tirer

027 Label Pousser

028 Déplac Rampe rel. Vitesse 0.00010 mm/s
Position finale -0.010 mm
Critère arrêt Position finale
Servo 1 Force 0.000
Acquisition Intervalle 00:01:00.00

029 Go to 0 <= 0 --> Maintien

030 Label Tirer

031 Déplac Rampe rel. Vitesse 0.00010 mm/s
Position finale 0.010 mm
Critère arrêt Position finale
Servo 1 Force 0.030
Acquisition Intervalle 00:01:00.00

032 Go to 0 <= 0 --> Maintien

033 Label Maintien

034 Boucle Fin Boucle

035 Utilitaire Acquisition on
Zéro Def-R

036 Force Rampe abs Vitesse 1000.00000 N/s
Position finale 12.000 kN
Critère arrêt Position finale
Acquisition Intervalle 00:00:30.00
Acquisition on

037 Maintien Critère arrêt Temps [s] 23:00:00
Acquisition Intervalle 00:02:00.00
Acquisition on

038 Maintien Critère arrêt Temps [s] 23:00:00
Acquisition Intervalle 00:02:00.00
Acquisition on

039 Maintien Critère arrêt Temps [s] 23:00:00
Acquisition Intervalle 00:02:00.00
Acquisition on

040 Maintien Critère arrêt Temps [s] 23:00:00
Acquisition Intervalle 00:02:00.00
Acquisition on

```

Programme:C:\Program Files\W+B\Progs\test fluage-29.09.06

041	Maintien	Critère arrêt	Position finale	
			Temps [s]	23:00:00
		Acquisition	Intervalle	00:02:00.00
			Acquisition	on
042	Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00
		Acquisition	Intervalle	00:02:00.00
			Acquisition	on
043	Maintien	Critère arrêt	Temps [s]	23:00:00
		Acquisition	Intervalle	00:02:00.00
			Acquisition	on
044	Fin programme			
045	Déplac	Rampe rel.	Vitesse	0.00100 mm/s
			Position finale	0.000 mm
		Critère arrêt	Position finale	

Table des figures

Figure 1: Sources de déformations et conséquences.....	12
Figure 2: Schéma de risque d'apparition de fissures en conditions de déformations empêchées, selon Bernard [00].....	13
Figure 3: a) Phases de simulation numérique et b) structure simplifiée de MLS [Habel, 04].....	14
Figure 4: Interface liquide/vapeur dans un pore non saturé.....	25
Figure 5: Influence du rapport E/C sur : a) l'autodessiccation [Tiré de Hua et Coll., 95], b) le retrait endogène [Tiré de Tazawa & Miyazawa, 95].....	25
Figure 6: Déformation différée sous une contrainte, σ_0	30
Figure 7 : Influence de : a) la température, b) l'humidité relative sur le fluage [Tiré de Neville, 95].....	33
Figure 8: Comportement à la traction d'un BFUP et d'un béton de fibre conventionnel d'après Naaman [03].....	37
Figure 9 : a) Coulage du BFUP et b) vue du pont réhabilité, tiré de [Denarié, 05].....	38
Figure 10: Applications des bétons à ultra haute performance : a) passerelle cyclo-pédestre à Sherbrooke et b) passerelle de Séoul.....	39
Figure 11: Influence du rapport E/L sur le retrait du BPR, Tiré de [Loukili, 96].....	42
Figure 12: Comparaison du fluage spécifique de bétons à ultra haute performance et bétons de haute performance, Tiré de [Loukili, 96].....	43
Figure 13: a) Calorimètre semi adiabatique et b) descriptif de mesure d'humidité relative [Habel, 04].....	47
Figure 14: Etapes de mesure du degré d'hydratation par perte au feu.....	48
Figure 15:a) Appareil de mesure ATG utilisé et b) exemple de résultats D'ATG-DSG réalisé sur un échantillon de béton tirée de [Loukili, 96].....	50
Figure 16: Appareil de mesure de retrait linéique.....	51
Figure 17: Dispositif de mesure de fluage en compression et mesure de retrait libre.....	51
Figure 18: Maillage de l'échantillon de BFUP coulé dans un moule d'aluminium (les dimensions sont en mm) a) et évolution de température b).....	53
Figure 19: Maillage pour analyse thermique avec isolation et système de refroidissement inactivé et distribution de température a) et évolution de température dans le BFUP b).....	54
Figure 20: Maillage pour l'analyse thermique avec isolation et circuits de refroidissement activé a) et distribution de température immédiatement après coulage et au pic de température b).....	54
Figure 21: Evolution de la température prédite avec refroidissement activé.....	55
Figure 22: Conditions de bords a) et évolution des contraintes dans la moitié du moule restreint b).....	55
Figure 23: Conditions de bords pour simulation des déplacements dans moule libre.....	56
Figure 24: Déplacements prédits aux points d'application des LVDTs dans le moule libre a), visualisation de la distribution des déplacements du BFUP b) et la déformée c).....	56
Figure 25: Déplacements mesurés dans le moule libre a) et retrait libre mesuré et prédit par MLS b).....	57
Figure 26: Schéma descriptif de la TSTM a) et Dispositif restreint avant mise au point final b).....	57
Figure 27: Aperçu sur les circuits en cuivre a) et détail de fixation du moule et platines des capteurs du dispositif restreint b).....	58
Figure 28: Système à roulette de la tête libre du dispositif libre de la TSTM.....	58
Figure 29: Schéma descriptif du dispositif restreint avec la géométrie adoptée au niveau des têtes.....	59
Figure 30: Distributeur du système de conditionnement a) et détail du retour au bain b).....	60
Figure 31: Détail de la section transversale cintrée avec les différents matériaux utilisés.....	60
Figure 32: Platine-support capteur LVDT.....	61

Figure 33: Cycle d'incrément de déformations appliqués et procédure de calcul du fluage selon Charron [03].....	62
Figure 34: Dispositifs restreint et libre de la TSTM	63
Figure 35: Performances mécaniques en fonction de l'âge, f_c et E sur éprouvettes 11x22 cm et MOR sur 4x4x16 cm.....	65
Figure 36 : a) Courbe de traction uniaxiale (σ - ϵ) et b) schéma de mise en place d'instrumentation selon Denarié [05].....	66
Figure 37: Courbes contraintes –déformations : a) toutes les éprouvettes et moyenne et b) moyenne pour différents âges	67
Figure 38: Comparaison de l'évolution de température dans le BFUP avec BO et BHR a), et comparaison de températures adiabatiques b).....	68
Figure 39: Simulations et mesures des températures semi-adiabatique et adiabatique du BFUP testé	70
Figure 40: Evolution de HR et T dans le BFUP testé	70
Figure 41: Evolution du degré d'hydratation - cure 20°C.....	71
Figure 42: ATG et DTG sur échantillons sans fibres à 3 jours a) et 7j jours b)	73
Figure 43: Degré d'hydratation estimé selon le modèle de Powers adapté	75
Figure 44: Echantillon avec fibres à 3 jours- microstructure générale a), échantillon avec fibres à 3 jours –interface fibre et matrice b)	79
Figure 45: Echantillon avec fibres à 7 jours- microstructure générale a), échantillon avec fibres à 7 jours- particules de fumée de silice anhydres b)	79
Figure 46: Echantillon sans fibres à 3 jours- microstructure dense a), échantillon sans fibres à 3 jours- surface altérée par la préparation b).....	80
Figure 47: Echantillon sans fibres à 7 jours- microstructure dense avec bulles d'air a), échantillon sans fibres à 7 jours –interface grain de sable et matrice b).....	80
Figure 48: Retrait endogène a) et retrait total (endogène+séchage) b) pour une cure 20 °C.....	81
Figure 49: Pertes en poids du BFUP pour différentes conditions de conservations	83
Figure 50: Influence des fibres sur le retrait endogène	83
Figure 51: Corrélation entre le degré d'hydratation et a) la résistance à la compression, b) le module d'élasticité (validité limitée aux degrés d'hydratation mesurés entre 2 et 90 jours).....	85
Figure 52: Corrélation entre degré d'hydratation et retrait endogène.....	86
Figure 53: Evolution du degré d'hydratation pour différentes cures	87
Figure 54: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation a) cure 20 °C, b) cure 30 °C	88
Figure 55: Prédiction de l'évolution du degré d'hydratation cure 40 °C.....	89
Figure 56: Humidité relative interne pour différentes cures	90
Figure 57: Evolution de températures mesurées et prédites par le modèle Danois pour différentes cures	91
Figure 58: Evolution de la résistance à la compression à différentes cures.....	92
Figure 59: Evolution des résistances à la compression et résistances ultimes pour différentes cures	94
Figure 60: Schéma statique et dispositif de mesure pour essai de flexion, unités en [mm].....	95
Figure 61: Résultats d'essais de flexion en fonction de l'âge : a) cure 30 °C, b) cure 40 °C	95
Figure 62: Influence de la cure sur le comportement en flexion : a) 7 jours, b) 28 jours	96
Figure 63: Résultats expérimentaux et simulations numériques des courbes	97
Figure 64: Résultats expérimentaux et simulations numériques : a) cure 20 °C sur plaques de 50 mm d'épaisseur, b) comparaison des courbes pour toutes les cures à 28 jours (ép=30 mm)	97
Figure 65: Influence de la cure (30 et 40 °C) à 7 jours sur : a) le comportement durcissant et b) le comportement adoucissant	98
Figure 66: Influence de la cure (20, 30 et 40 °C) à 28 jours sur : a) le comportement durcissant et b) le comportement adoucissant.....	98
Figure 67: Retrait endogène pour différentes cures thermiques	99

Figure 68: Retrait endogène mesuré et prédit : a) cure 20 °C, b) différentes cures.....	100
Figure 69: Evolution de $\ln(k)$ en fonction de l'inverse de la température absolue.....	103
Figure 70: Retrait endogène en fonction de l'âge équivalent – application du concept de maturité.....	104
Figure 71: Evolution de température dans les dispositifs libre (RL) et entravé (RR) a) et comparaison avec la température prédite avec MLS au chapitre 3 b).....	106
Figure 72: Evolution de la déformation libre.....	106
Figure 73: Evolution des contraintes induites sous entrave totale incrémentale a) et comparaison des contraintes avec la résistance à la traction maximale b).....	108
Figure 74: Evolution du fluage en traction sous conditions d'entrave totale incrémentale.....	109
Figure 75: Evolution de température avec et sans conditionnement.....	110
Figure 76: Evolution des contraintes induites sous entrave totale incrémentale avec et sans contrôle de température.....	110
Figure 77: Comparaison des résultats de Laval et EPFL : a) contraintes induites sous entrave totale incrémentale et b) déformations libres.....	111
Figure 78: Evolution de température dans les deux dispositifs (RL et RR) – cure de 30 °C a) et comparaison avec les températures pour une cure de 20 °C b).....	112
Figure 79: Evolution de la déformation libre – cure de 30 °C a) et comparaison avec la déformation libre pour une cure de 20 °C b).....	113
Figure 80: Evolution du retrait endogène «mis à zéro» pour les deux cures.....	113
Figure 81: Evolution des contraintes induites par le retrait - cure 30 °C a) et comparaison avec cure de 20 °C.....	114
Figure 82: Evolution du fluage en traction sous conditions d'entrave totale incrémentale pour des cures thermiques de 20 °C et 30 °C.....	115
Figure 83: Température équivalente à la température mesurée au cœur de la couche de BFUP d'une poutre mixte (BFUP-BO) [Habel, 04].....	115
Figure 84: Evolution de température dans les deux dispositifs (RR et RL) et celle imposée par le bain.....	116
Figure 85: Evolution de déformation libre - cure réaliste a) et comparaison de la déformation libre pour une cure réaliste et cure de 20°C b).....	117
Figure 86: Evolution des déformations dans le cas d'un CDT constant.....	117
Figure 87: Evolution du CDT a) et des déformations b).....	118
Figure 88: Evolution de contraintes - cure réaliste a) et comparaison de contraintes pour une cure réaliste et cure de 20 °C b).....	118
Figure 89: a) Niveaux de sollicitation et b) retrait libre dès début des mesures.....	119
Figure 90: fluage en traction à 3 jours pour différents niveaux de sollicitation (y compris déformation élastique).....	120
Figure 91: a)Niveaux de sollicitation et b) fluage pour différents âges de sollicitation.....	121
Figure 92: Corrélation entre fluage spécifique et retrait endogène à : a) 46 h, b) 72h.....	122
Figure 93: Fluage à différents niveaux de sollicitation.....	122
Figure 94: Modèle de solidification de Bazant adapté par Altoubat & Lange [01 a].....	123
Figure 95: Ajustement par la fonction des séries Prony des courbes de relaxation à : a) 46 h et b) 72 h.....	124
Figure 96: Géométrie utilisée pour la simulation numérique du fluage.....	125
Figure 97: Simulations : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 30\%$, b) de la déformation totale mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM.....	126
Figure 98: Simulations : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 50\%$, b) de la déformation totale mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM.....	126
Figure 99: Simulations : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 32\%$, b) de la déformation totale mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM.....	127

Figure 100: Simulations sans déformation élastique : a) du fluage sous $\sigma/f_t = 32 \%$, b) de la déformation mesurée dans le dispositif restreint (RR) de la TSTM	127
Figure 101: Simulations du fluage propre pour $\sigma/f_t = 63 \%$	128
Figure 102: Simulation du test restreint-TSTM- avec MLS	129
Figure 103: a) Contraintes mesurées sous entrave (traverse bloquée), b) estimation numérique du taux de relaxation	130
Figure 104: a) Comparaison entre retrait libre et déformation sous entrave, b) comparaison entre déformation sous entrave calculée et mesurée	130
Figure 105: Géométrie utilisée pour simuler essai avec traverse bloquée	131
Figure 106: Prédiction des contraintes avec MLS : a) cas élastique, b) cas viscoélastique.....	131
Figure 107: Prédiction avec MLS : a) des contraintes élastiques fictives, b) comparaison entre les cas élastique et viscoélastique simulés et les valeurs mesurées dans la TSTM.....	132
Figure 108: Retrait endogène final mesuré (De Le Roy 96, Persson 98, Hedlund & Westman 98 et Hedlund 96) et prédit en fonction du rapport E/L, tiré de Hedlund [00]	133
Figure 109: Prédiction du retrait endogène au jeune âge – cure 20 °C.....	134
Figure 110: Facteur d'influence de température sur la déformation endogène en fonction de différentes cures isothermes, calculé selon l'équation 34 pour différents bétons, tirée de Hedlund [00].....	134
Figure 111: Prédiction du retrait endogène au jeune âge avec effet de température	135
Figure 112: a) géométrie de l'élément et b) comparaison prédiction RL et mesures- avec coefficient de dilatation thermique constant ($\alpha_T=12.10^{-6} [^{\circ}C^{-1}]$), durant 7 jours- cure de 20°C	138
Figure 113: Comparaison prédiction RL et mesures pour différentes cures isothermes avec $\alpha_T=12.10^{-6} [^{\circ}C^{-1}]$: a) 7 premiers jours et b) à long terme.....	138
Figure 114: Comparaison prédiction RL et mesures- avec différents CDT : a) cure réaliste et b) cure de 30 °C.....	140
Figure 115: a) Evolution du CDT selon Habel [04] et adaptation selon Kamen, b) évolution du CDT adapté et température dans le BFUP testé sous cure réaliste	140
Figure 116: Comparaison de nos résultats avec ceux réalisés sur BHR avec E/C=0.35-Charron [03] et BFUP avec E/L=0.14- Habel [04], tous remis à zéro : a) retrait libre et b) fluage.....	141
Figure 117: Evolution de la température adiabatique dans le BHR-Charron [03].....	142
Figure 118: Comparaison prédiction du RL et mesures de Charron [03] - pour BHR avec E/C=0.35 : a) cure de 20 °C et b) cure de 30 °C.....	142
Figure 119 : Comparaison prédiction RL et mesures Charron [03] - pour BHR avec E/C=0.35 : a) cure de 10 °C et b) toutes les courbes	142
Figure 120: Evolution de la température et la déformation libre cure 10 °C a) et comparaison avec mesures sous cure de 20 °C b).....	143
Figure 121: Comparaison des déformations libres après remise à zéro a) et comparaison de l'évolution des contraintes b).....	144
Figure 122: Prédiction de déformation libre avec différents $\Delta(Q/R)$: a) BFUP et b) BHR	145
Figure 123: a) Conditions aux limites pour simulation du retrait mesuré avec rétractomètre et b) comparaison retrait prédit par MLS et mesuré avec rétractomètre-cure de 20 °C.....	146
Figure 124: Comparaison retrait prédit par MLS et mesuré avec rétractomètre : a) cure de 30 °C et b) cure de 40 °C.....	147
Figure 125: Comparaison retrait prédit par MLS et mesuré avec rétractomètre-pour différentes cures	147
Figure 126: a) Géométrie utilisée pour la simulation numérique et b) comparaison prédiction et mesures des contraintes pour cure de 20 °C.....	148
Figure 127: Comparaison prédiction et mesures des autocontraintes : a) cure de 30° et b) cure réaliste	149
Figure 128: a) Géométrie utilisée pour la simulation numérique et b) comparaison de fluage prédit et déduit des mesures avec la TSTM sous entrave totale incrémentale-cure de 20°C.....	150

Figure 129: a) Paliers de contrainte appliqués (pal 1-18) dans MLS et b) paliers de fluage prédits par MLS	151
Figure 130:a) Comparaison entre fluage prédit sous toute l'évolution de contraintes et la superposition des paliers de fluage prédits par MLS et b) comparaison avec courbes additionnées bout à bout sans déformation élastique.....	151
Figure 131: a) Comparaison fluage prédit et déduit des mesures cure de 30 °C et b) comparaison fluage prédit et déduit des mesures -cures de 20 °C et 30 °C	152
Figure 132: Evolution du fluage spécifique pour un chargement dès : a) 3 jours, b) 7 jours	156
Figure 133: Influence de l'âge de chargement sur le fluage spécifique : a) conditions scellées et b) conditions libre	157
Figure 134: Comparaison du fluage spécifique de bétons à ultra haute performance et à très haute performance.....	158
Figure 135: Modèle de Maxwell généralisé appliqué aux résultats de fluage spécifique propre a), ajustement de la relaxation déduite du fluage expérimental avec série Prony à 3 jours b).....	159
Figure 136: Code modèle CM90 appliqué aux coefficients de fluage à 3 jours	160
Figure 137: Modèle de Loukili appliqué aux résultats de fluage spécifique propre.....	161
Figure 138: a) Modèle de Bazant-LPD et b) modèle de puissance hyperbolique adapté par ACI committee–appliqués aux résultats de fluage propre à 3 jours	162
Figure 139: a) Séries exponentielles et b) comparaison de modèles en séries exponentielles et la loi de puissance double	164
Figure 140: Coefficients \hat{E}_μ des séries Dirichlet pour le BFUP pour les âges et les niveaux de chargement testés	165
Figure 141: a) Fonction $Q(t, t_0)$ caractérisant la déformation viscoélastique avec vieillissement et b) prédiction du fluage à 3 jours avec modèle de solidification	166
Figure 142: Prédiction du fluage avec modèle de solidification adapté : a) à 3 jours et b) à 7 jours.....	166
Figure 143: Evolution du retrait mesuré dès : a) 3 jours, b) 7 jours	167
Figure 144: Comparaison retrait de dessiccation mesuré dès : a) 3 jours, b) 7 jours.....	168
Figure 145: Retrait total prédit et mesuré dès : a) 3 jours, b) 7 jours.....	169
Figure 146: Retrait endogène ultime estimé par le modèle de Loukili pour des mesures débutées dès 3 et 7 jours.....	170
Figure 147: Corrélation entre fluage spécifique et retrait : a) conditions ambiantes, b) conditions scellées	171
Figure 148: a) Etat interne d'autocontraintes dans un élément mixte et b) modes de détérioration associés, tirée de [Bernard, 00]	173
Figure 149: a)Dimensions et conditions aux limites, b) cas d'entrave considérés pour la simulation numérique de la poutre.....	175
Figure 150: a) Distribution des températures à l'âge de 44 h, b) évolution de température en différents points localisées dans la figure a) à 20 °C	175
Figure 151: Cas isostatique à 20 °C : a) distribution des contraintes principales à l'âge 2160 h, b) évolution des contraintes principales en différents points, localisés dans la figure a).....	176
Figure 152 : Evolution des contraintes principales aux différents points à 20 °C : a) cas d'entrave flexionnelle, b) cas d'entrave totale	176
Figure 153: Cas isostatique à 30 °C : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales aux différents points	177
Figure 154: Evolution des contraintes principales aux différents points à 30 °C : a) cas d'entrave flexionnelle et b) cas d'entrave totale	177
Figure 155: Cas isostatique sous température cyclique (20±5 °C) : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales aux différents points.....	178
Figure 156: Evolution des contraintes principales aux différents points sous température cyclique (20±5 °C) : a) cas d'entrave flexionnelle et b) cas d'entrave totale	178

Figure 157: Dimensions et conditions aux limites considérées pour la simulation numérique de la bordure de pont.....	179
Figure 158 : Localisation des points considérés dans l'analyse des autocontraintes.....	180
Figure 159: Bordure à 20°C : a) distribution des températures à 46 h, b) évolution de température en différents points, localisés dans la figure a)	180
Figure 160: Bordure à 20 °C : a) distribution des contraintes principales à l'âge 2160 h, b) évolution des contraintes principales en différents points, localisés dans la figure a).....	181
Figure 161: Bordure à 20 °C: a) distribution des contraintes dans le plan zz, b) évolution des contraintes dans le plan zz en différents points, localisés dans la figure a).....	181
Figure 162: Bordure à 30°C- a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales en différents points	182
Figure 163: Bordure à 30°C- évolution des contraintes dans le plan zz en différents points	182
Figure 164: Cure cyclique (20±5 °C) : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes principales en différents points.....	183
Figure 165: Cure cyclique (20±5 °C), évolution des contraintes dans le plan zz en différents points.....	183
Figure 166: a) Dimensions et conditions aux limites considérées pour la simulation numérique de la bordure coupe longitudinale et b) localisation des points considérés dans l'analyse des autocontraintes	184
Figure 167: Coupe longitudinale – bordure à 20 °C : a) distribution des températures, b) évolution de température en différents points, localisés dans la figure a)	184
Figure 168: Coupe longitudinale - bordure à 20 °C : a) distribution des contraintes principales, b) des contraintes le plan zz en différents points, localisés dans la figure a).....	185
Figure 169: Coupe longitudinale – bordure à 30 °C : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes dans le plan zz en différents points	185
Figure 170: Coupe longitudinale - bordure sous température cyclique (20±5 °C) : a) évolution des températures, b) évolution des contraintes dans le plan zz en différents points.....	186
Figure 171: Principe de mesure des déformations volumétriques a) et dispositif de mesures b)	215
Figure 172: Retrait volumétrique du BFUP a) et comparaison avec retrait chimique d'une pâte de ciment (CEM I 52.5) prédit par le modèle proposé par Mounanga [04] b)	217
Figure 173: Comparaison du retrait volumétrique mesuré avec résultats de la littérature : a) cas d'une pâte de ciment avec un rapport E/C=0.27 [Charon, 03] et b) cas d'un BPR [Morin et coll., 01]	218

Table des tableaux

Tableau 1: Composition du BFUP pour 1 m ³	46
Tableau 2: Quantité d'eau nécessaire pour l'hydratation complète du CEM I 52,5 HTS	48
Tableau 3: Résistance à la traction sur Dogbone 5x10x70 cm	66
Tableau 4: Comparaison des caractéristiques thermiques des bétons.....	68
Tableau 5: Degré d'hydratation et teneur en hydroxyde de calcium et calcite estimés à partir des courbes ATG et DTG	73
Tableau 6: Chaleur d'hydratation du ciment et de la fumée de silice	76
Tableau 7: Chaleur d'hydratation totale.....	77
Tableau 8: Taux de retrait – cure 20 °C	82
Tableau 9: Paramètres du modèle pour les différentes cures.....	89
Tableau 10: Contraintes macroscopiques développées dans la matrice du BFUP.....	91
Tableau 11: Paramètres du modèle Danois pour les deux cures.....	92
Tableau 12: Paramètres du modèle pour les différentes cures.....	94
Tableau 13: Paramètres du modèle pour les différentes cures.....	101
Tableau 14: Taux du retrait endogène pour différentes cures sur échantillons 7x7x28 cm ³	101
Tableau 15: Paramètres du modèle de solidification adapté par Altoubat & Lange [01 a] pour fluage spécifique propre en traction.....	124
Tableau 16: Paramètres du modèle de Maxwell à 46 et 72 h.....	125
Tableau 17: Propriétés mécaniques et contraintes appliquées lors des essais de fluage à 3 et 7 jours.....	155
Tableau 18: Fluage spécifique dès 3 jours pour différents niveaux de chargement sur cylindres 6.7x22 cm ²	156
Tableau 19: Fluage spécifique dès 7 jours pour différents niveaux de chargement sur cylindres 6.7x22 cm ²	156
Tableau 20: Paramètres du modèle de Maxwell à 3 et 7 jours.....	159
Tableau 21 : Coefficients de fluage dès 3 jours pour différents niveaux de chargement sur cylindres 6.7x22 cm ²	160
Tableau 22: Paramètres du modèle de Loukili pour le fluage spécifique propre.....	161
Tableau 23: Paramètres du modèle LPD pour le fluage spécifique propre dès 3 et 7 jours	162
Tableau 24: Paramètres du modèle en séries exponentielles pour le fluage spécifique propre dès 3 et 7 jours.....	164
Tableau 25: Paramètres du modèle de solidification pour prédire le fluage spécifique propre du BFUP dès 3 et 7 jours.....	166
Tableau 26: Retrait après 5.5 mois sur cylindres 6.7x22 cm ²	167
Tableau 27: Influence de l'âge de début des mesures sur le retrait ultime et taux du retrait endogène à 28 jours.....	170
Tableau 28: Mesures de perméabilité des membranes.....	216

Curriculum Vitae

Aïcha Kamen

Date et Lieu de Naissance : 01 Mars 1971 à Mascara (Algérie)

Nationalité : Algérienne

aichakamen2000@yahoo.fr

Formation et Diplômes

- **2003-2007 Assistante doctorante** à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne au sein du Laboratoire de Maintenance et Sécurité des Ouvrages.
- **1996-2000 Thèse de Magister** en Génie Civil, option géomatériaux à l'Université des Sciences et de Technologie d'Oran Algérie, obtenu avec la mention **très honorable**.
- **1995 Diplôme d'Ingénieur** en Génie Civil, option voie et ouvrages d'art à l'Université des Sciences et de Technologie d'Oran Algérie, obtenu avec la mention **assez bien**.

Activités professionnelles

- **2003-2006 Assistante** au sein du Laboratoire de Maintenance et Sécurité des Ouvrages-EPFL.
- **2000-2003 Maître assistante permanente** à l'Université des Sciences et de Technologie d'Oran Algérie.
- **2001-2003 Membre de l'équipe de recherche de géomatériaux** à l'Université des Sciences et de Technologie d'Oran Algérie.
- **1997-2000 Assistante à temps partiel** à l'Université des Sciences et de Technologie d'Oran Algérie.
- **1997-1998 Assistante à temps partiel** au Centre de Formation Professionnel d'ORAN
- **1995-1996 : Ingénieur civil** à l'entreprise de bâtiment d'Oran (EBO)

Publications

- «**Pont en béton précontraint construit par encorbellement successifs**» Mémoire de fin d'étude d'ingénieur, 1995, Université des Sciences et de Technologie d'Oran.
- «**Panneau 3-D au béton de sable**» Thèse de magister, 2000, Université des Sciences et de Technologie d'Oran.
- «**Formulation d'un béton de sable destiné à la projection**», Kamen A., Benaïssa A., Chouïcha K., in Proc, séminaire université de sidi bel abbès- Algérie.
- «**Analyse de la microstructure du béton de sable**» Kamen A., Benaïssa A., Chouïcha K., in Proc, séminaire ENSET ORAN
- «**Mechanical Behaviour of Ultra High Performance Fibre Reinforced Concretes (UHPRFC) at early age, and under restraint**», Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., in Proceedings CONCREEP 7, September 12-14, 2005 – Nantes, France, Eds. G. Pijaudier-Cabot, B. Gérard, P. Acker, Hermès Publishing, pp. 591-596, **2005**.
- «**Physico mechanical properties of Ultra High Performances Fibre Reinforced Concrete**», Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., in Proc, First Mediterranean Symposium in Advances on Geometrical and structures-Hammamet, Tunisia 3-5 may, pp 643-648, Hammamet, Tunisia, **2006 a**.
- «**Time dependent behaviour of ultra high performance fibre reinforced concrete**», Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., 6th International PhD Symposium in Civil Engineering, Zurich, August 23-26, (book with extended summaries and CD-ROM with full papers), **2006 b**.
- «**Viscoelastic behaviour of strain hardening Ultra High Performance Fibre Reinforced Concrete**», Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., Advances in Construction

Materials – Symposium in honour of Hans W. Reinhardt : July 23-24, 2007, University of Stuttgart, Germany, Submitted, **2007 a**.

- «**UHPFRC early age time dependent response – experimental characterization and numerical analysis**», Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., The third International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation, 10-12 September 2007, Cape Town, South Africa, full paper and extended summaries submitted, **2007 b**.
- «*Thermal effects on physico-mechanical properties of UHPFRC*», Kamen A., Denarié E., Brühwiler E., ACI Materials Journal, in press, **2007**.

Langues

Arabe langue maternelle

Français

Anglais